ФГБОУ ВО Уфимский Государственный Авиационный Технический Университет

МУРУГОВА ОКСАНА ВЛАДИМИРОВНА

Научно-исследовательская работа

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ КОРПУСНОГО УЗЛА АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ ПД-14

Уфа – 2021

Стр.

ВВЕДЕНИЕ…….…….….. 6
ГЛАВА 1. ОСТАТОЧНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИ СЛОЖНЫХ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ: СПОСОБЫ СНИЖЕНИЯ И МЕТОДЫ РАСЧЕТА…….……... 11
1.1. Описание корпуса опоры ТНД из сплава ЭП718 как объекта исследования…….…… 11
1.2. Оценка свариваемости жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718……..… 13
1.3. Технологические способы снижения остаточных сварочных деформаций в узлах ГТД……..…… 21
1.4. Обоснования выбора способа сварки жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718……..……...… 24
1.5. Методы расчета остаточных сварочных деформаций геометрически сложной конструкции…….…….. 28
ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 1…… 34
ГЛАВА 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕЖИМОВ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ ПЛОСКОГО ОБРАЗЦА ИЗ СПЛАВА ЭП718…… 37
2.1. Разработка технологии сварки корневого и облицовочного швов на РТК……. 37
2.1.1. Описание сварочного оборудования, методика проведения экспериментальных исследований……..…… 37
2.1.2. Разработка технологии сварки корневого шва на РТК……...…… 43
2.1.3. Разработка технологии сварки облицовочного шва на РТК……...… 46
2.2. Исследование микроструктуры и свойств сварных соединений после сварки……. 50
2.3. Исследование микроструктуры и свойств сварных соединений после термообработки…….…… 53

Стр.

2.3.1. Анализ результатов оптической металлографии…….…… 53
2.3.2. Анализ результатов испытаний на растяжение при комнатной температуре……...…... 56
2.3.3. Анализ результатов испытаний на растяжение при температуре рабочей среды корпуса опоры ТНД…… 60
ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 2……... 63
ГЛАВА 3. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ ПЛОСКОГО ОБРАЗЦА ИЗ ЭП718……. 64
3.1. Моделирование температурного поля при роботизированной сварке плавящимся электродом стыковых соединений из листового ЭП718…….… 64
3.1.1. Конечно-элементное разбиение геометрии плоского образца……... 64
3.1.2. Описание температурной модели СПЭ с поперечными колебаниями…….. 65
3.1.3. Анализ результатов температурной модели СПЭ с поперечными колебаниями…….. 70
3.2. Моделирование напряженно-деформированного состояния при роботизированной сварке плавящимся электродом стыковых соединений из листового ЭП718……..…… 75
3.2.1. Моделирование высокотемпературных деформационных свойств сплава ЭП718……. 75
3.2.2. Описание деформационной модели СПЭ с поперечными колебаниями…….. 80
3.2.3. Анализ результатов деформационной модели СПЭ с поперечными колебаниями…….. 82
ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 3…… 84
ГЛАВА 4. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Стр.

РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ КОРПУСА ОПОРЫ ТНД ИЗ СПЛАВА ЭП718…….…… 85

4.1. Моделирование температурного и напряженно-деформируемого состояния корпуса опоры ТНД при роботизированной сварке плавящимся электродом……. 85

4.1.1. Конечно-элементное разбиение геометрии корпуса опоры ТНД…….. 85

4.1.2. Описание термодеформационной модели сварки……..... 90

4.2. Разработка расчетных схем моделирования сварки корпуса опоры ТНД……. 94

4.2.1. Разработка расчетных схем порядка вварки стоек…… 94

4.2.2. Разработка расчетных схем траекторий сварных швов…… 95

4.3. Анализ результатов численных экспериментов…….. 98

4.3.1. Оценка влияния порядка вварки стоек на НДС конструкции…… 98

4.3.2. Оценка воздействия порядка наложения швов на НДС конструкции……... 99

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 4……... 109

Глава 5. ВНЕДРЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ДИССЕРТАЦИОННОЙ РАБОТЫ…… 111

5.1. Разработка методики оценки деформаций корпуса опоры турбины низкого давления ГТД при аргонодуговой сварке……...……. 111

5.2. Экспериментальные результаты роботизированной СПЭ секторов корпуса опоры ТНД……..…… 116

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 5……... 116

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И ЗАКЛЮЧЕНИЕ…….. 118

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ…… 120

ПРИЛОЖЕНИЕ……. 130

Список принятых сокращений

АрДС - аргонодуговая сварка;

БД - база данных;

ГТД - газотурбинный двигатель;

ЗТВ - зона термического воздействия;

КПД - коэффициент полезного действия;

МКР - метод конечных разностей;

МКЭ - метод конечных элементов;

НДС - напряженно-деформированное состояние;

ОШЗ - околошовная зона;

РТК - роботизированный технологический комплекс;

СПЭ - сварка плавящимся электродом;

ТИХ - температурный интервал хрупкости;

ТНД - турбина низкого давления;

ЭВМ - электронно-вычислительная машина;

ЭЛС - электронно-лучевая сваркой.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность работы. Технологический процесс сварки плавлением является важным этапом при производстве современных авиационных газотурбинных двигателей (ГТД) 4-го и 5-го поколений, который обеспечивает получение высокоточных составных узлов двигателя с высокими прочностными характеристиками. Характерным примером подобной конструкции со сложной пространственной геометрией и множеством сварных швов является корпус опоры турбины низкого давления (ТНД) двигателя нового поколения ПД-14, выполненный из жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718. В процессе освоения технологии вварки стоек в корпус опоры ТНД возникла проблема образования недопустимых деформаций узла, вызванных локальным тепловым расширением при вварке каждой из 15ти стоек и изменением напряженно-деформируемого состояния конструкции. Возникшие недопустимые деформации по типу овала или многогранника являются серьезным дефектом для газовоздушного тракта авиационного двигателя.

Поскольку к получаемым сваркой узлам двигателя предъявляются жесткие требования по качеству сборки и геометрическим параметрам, то при выполнении сварки требуется трудоемкая настройка режимов сварочного процесса, обеспечивающая снижение деформаций конструкции.

Определение рабочих режимов сварки габаритных узлов ГТД, выполненных из дорогостоящих материалов и имеющих сложную пространственную геометрию, требует проведения значительного количества натурных экспериментов. Ручной подбор режимов при освоении технологии сварки является высокозатратным как по времени выполнения, так и по стоимости самих узлов, изготовленных из дорогостоящего железоникелевого сплава ЭП718. Также подбор режимов сварки на частях корпуса, а не на цельной конструкции нерепрезентативен в плане оценки остаточных деформаций после сварки. Это связано с тем, что реальный узел корпуса опоры ТНД имеет

сложную цилиндрически замкнутую геометрию, не позволяющую распространить результаты, полученные на плоских образцах, на всю конструкцию в целом.

В этой связи, для оценки остаточных деформаций корпуса опоры ТНД после вварки всех стоек целесообразно применение компьютерного моделирования сварочных процессов, позволяющего увеличить анализируемые диапазоны изменений технологических параметров сварки и резко снизить количество натурных экспериментов, и, как следствие, материальные и временные затраты на фазе освоения и подготовки производства.

Цель работы и основные задачи исследования

Цель – снижение остаточных деформаций после сварки корпуса опоры турбины низкого давления из сплава ЭП718 с большим количеством сварных швов (более 30) за счет совершенствования технологии роботизированной сварки.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие *задачи:*

1. Провести исследование автоматической сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями тонколистовых заготовок из трудносвариваемого сплава ЭП718, с последующим установлением диапазона изменения технологических параметров сварки, обеспечивающих существенное снижение уровня остаточных деформаций и напряжений.

2. Разработать и верифицировать математическую термодеформационную модель напряженно-деформированного состояния (НДС) нагрева плоского образца из сплава ЭП718 при роботизированной двухпроходной сварке плавящимся электродом с поперечными колебаниями на медной подкладке.

3. Разработать математическую термодеформационную модель НДС сварной конструкции корпуса опоры ТНД газотурбинного двигателя (на примере двигателя ПД-14) из сплава ЭП718 для учета сложной пространственной геометрии при моделировании роботизированной двухпроходной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями.

4. Провести моделирование различных расчетных схем вварки стоек в корпус опоры ТНД двигателя ПД-14 с учетом траекторий сварных швов, порядка их наложения и очередности вварки стоек для определения совокупных остаточных деформаций и напряжений.

5. Установить диапазон изменения технологических параметров роботизированной двухпроходной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями, обеспечивающих существенное снижение уровня остаточных деформаций.

Практическая значимость работы

Установлено, что снижение вводимой погонной энергии при сварке сплава ЭП718 на 40% в сравнении с ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом при сохранении прочностных характеристик сварного шва, достигается применением роботизированной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями в импульсном режиме.

Разработаны, верифицированы и предложены режимы роботизированной дуговой сварки образцов (соединение «башмак стойки + пластина») сплава ЭП 718 толщиной 4 мм, порядок наложения швов и очередность вварки стоек в наружное тело корпуса опоры ТНД, обеспечивающие снижение деформации конструкции и минимизацию остаточных напряжений этого высоконагруженного узла.

Достоверность полученных результатов обеспечивается применением апробированных методик экспериментальных исследований, использованием современного, сертифицированного оборудования, программных пакетов обработки данных, а также большим объемом выполненных математических экспериментов и процедур верификации.

Апробация работы.

Результаты работы автором опубликованы и внедрены в опытное производство ПАО «ОДК-УМПО» при разработке технологии сварки корпуса опоры ТНД двигателя ПД-14.

Авторами по результатам работы подготовлены и сделаны доклады на 6 научных конференциях.

Основные результаты диссертации опубликованы в 25 научных работах общим объемом в 6,4 п.л., из них 4 работы опубликованы в журналах, входящих в перечень ВАК.

Результаты работы доложены и обсуждены на научном семинаре кафедры Сварочных, литейных и аддитивных технологий Уфимского Государственного Авиационного Технического Университета (Уфа, 2021), Всероссийской научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития сварочного производства России» (Уфа, 2021), 14-ой и 13-ой Всероссийской зимней школе-семинаре магистрантов, аспирантов и молодых ученых "Актуальные проблемы науки и техники" (Уфа, 2021, 2020), X и IX всероссийской научно-технической конференции молодых специалистов (Уфа, 2019, 2018), всероссийской научно-технической конференции Станкостроение и инновационное машиностроение (Уфа, 2021).

ГЛАВА 1. ОСТАТОЧНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИ СЛОЖНЫХ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ: СПОСОБЫ СНИЖЕНИЯ И МЕТОДЫ РАСЧЕТА

1.1. Описание корпуса опоры ТНД из сплава ЭП718 как объекта исследования

Поддержание конкурентоспособности в авиационной промышленности на отечественном и зарубежных рынках невозможно без новейших разработок, в этой связи в Российской Федерации инициирован проект создания первого в истории современной России турбовентиляторного авиационного двигателя ПД-14 (Перспективный двигатель тягой 14 тонн, Рис. 1.1).

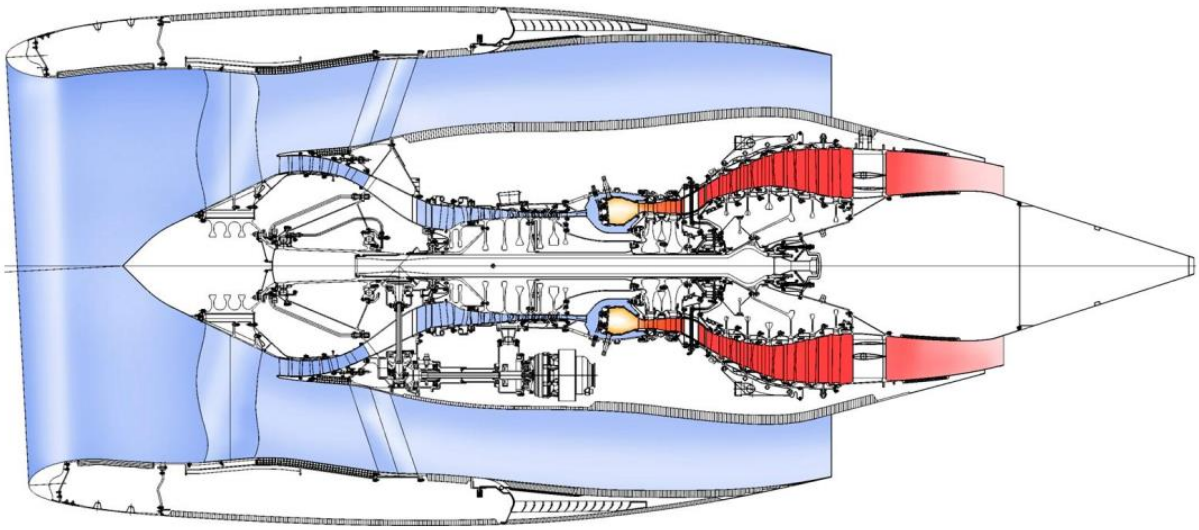


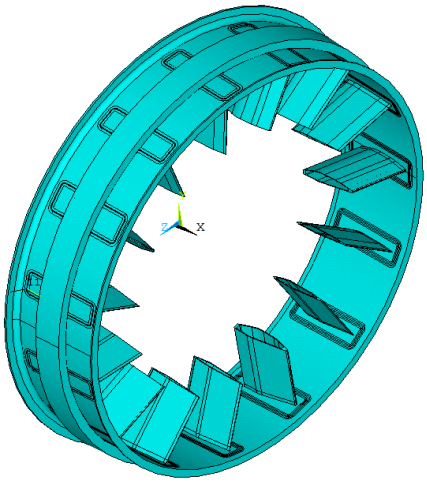
Рис. 1.1.
Двигатель ПД-14.

При создании и освоении в производстве ПД-14 освоены ключевые технологии, ряд из которых вошел в перечень критических, перечисленных в письме Президента РФ от 30.03.2002 N Пр-576 "Основы политики Российской Федерации в области развития науки и технологий на период до 2010 года и дальнейшую перспективу", например: керамические покрытия на деталях горячей части, полые широкохордные лопатки, угле-стеклопластиковые сотовые

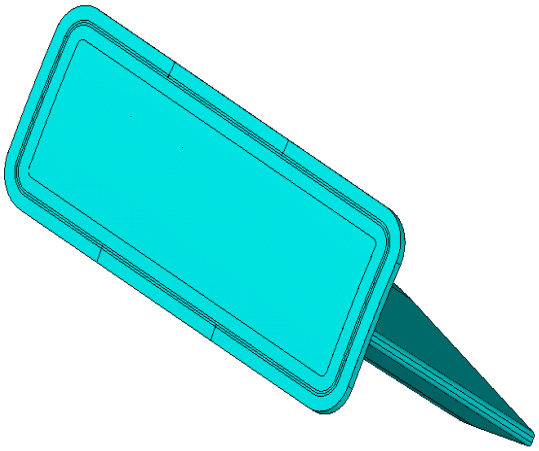
конструкции мотогондолы, монокристаллические лопатки турбины высокого давления и облегченные лопатки турбины низкого давления (ТНД).

К корпусным деталям ГТД предъявляются высокие требования по прочности и жесткости; они должны обеспечивать свободу от температурных деформаций отдельных элементов входящих в корпусы и обеспечивать простоту и удобство при их изготовлении и сборке. В тоже время корпусные детали должны иметь малый вес. Корпусные детали обеспечивают постоянство точности относительного положения деталей и узлов в статическом и динамическом состоянии; обеспечивают герметичность и прочность соединений.

Одним из показательных элементов газовоздушного тракта ГТД является корпус опоры турбины низкого давления, выполненный из жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718. Конструкция корпуса опоры ТНД имеет сложную пространственную геометрию (Рис. 1.2 , а): внешнее тело турбины цилиндрически замкнуто, имеет небольшую конусность. Корпус опоры ТНД имеет 15 стоек, каждая из которых вваривается стыковым швом в несколько проходов (Рис. 1.2, б).



а)



б)

Рис. 1.2.
3D-модели (а) корпуса опоры ТНД, (б) стойки корпуса опоры ТНД.

При освоении технологии сварки корпуса опоры ТНД значимой проблемой является образование недопустимых остаточных деформаций узла, так характерной проблемой при вварке стоек является изменения геометрической

формы по типу «многогранника» или «овала», вызванные высоким уровнем тепловложения при сварке [1, 2, 11, 23, 26].

1.2. Оценка свариваемости жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718

Корпус опоры ТНД двигателя ПД-14 выполнен из трудносвариваемого жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718, который чувствителен к перегреву и неоднократному прогреву.

Сплав ЭП718 широко используется в авиационной отрасли из-за его высоких тепло-механических свойств, позволяющих изготавливать из него силовые конструкции, работающие под высокими нагрузками и в широком диапазоне температур (до 700°С). Показан химический состав сплава ЭП718 и его зарубежного аналога Inconel 718 (Таблица 1).

Таблица 1.

Химический состав сплава ЭП718 [55, 50] и Inconel 718 [36].

Сплав	Содержание элементов в %															
	C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	Mg	Nb	Al	Ti	Fe	B	P	S	Прочие
ЭП718	≤0,1	≤0,3	≤0,6	14-16	43-47	2,5-3,5	4-5,2	0,001-0,5	0,8-1,5	0,9-1,4	1,9-2,4	Ост.	≤0,008	≤0,010	≤0,015	Zr≤0,02; Ce≤0,3
Inconel 718	≤0,08	≤0,35	≤0,35	17-21	50-55	-	2,8-3,3	-	4,75-5,50	0,2-0,8	0,65-1,15	Ост.	≤0,006	≤0,015	≤0,015	Co≤1,0; Cu≤0,3

Отличия химического состава сплава, выполненного по ТУ [67, 68] и [69], в содержании серы и фосфора, для ТУ [69] – содержание P≤0,015% и S≤0,010%. Наличие ниобия в сплаве ЭП718 позволяет сделать сплав менее чувствительным к концентраторам напряжений, а также улучшить сопротивление к трещинообразованию при длительных пребываниях в условиях высоких температур [50]. Для повышения деформируемости, пластичности, а также жаропрочности используется легирование магнием, церием и ванадием. В сплаве ЭП718 суммарное содержание титана и алюминия варьируется в пределах 2,8-3,8%, что позволяет отнести его к материалам с умеренной склонностью к трещинообразованию при термообработке. Сплав ЭП718 обладает удовлетворительной деформационной способностью при сварке и высокой

стойкостью к образованию горячих трещин, как при использовании гомогенных присадочных материалов, так и с дисперсионным твердением [59].

Для жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718 характерно образование интерметаллидной γ′-фазы типа $Ni_3(Al, Ti)$ ввиду достаточного количества в его составе титана и алюминия. Данная фаза называется упрочняющей из-за свойства с повышением температуры повышать прочностные характеристики, также γ′-фаза снижает охрупчивание сплава. В состав интерметаллидной фазы также могут входить легирующие тугоплавкие элементы (например, вольфрам, ниобий), что также способствует упрочнению сплава за счет увеличения доли образования фазы.

Таблица 2.

Механические характеристики сплава ЭП718 после термообработки.

Состояние поставки	Закалка от температуры, °С, в течение, ч	Старение при температуре, °С, в течение, ч	$\sigma_в$, МПа	γ'-фаза,%	Источник информации
-	1050	780,5 (на возд.) 650,16 (на возд.)	900-1180	10-11	[59, 50]
Листы х/к 0,8-3,0 мм	-	780-830, 5 (на возд.) 700-720, 10-16(на возд.), охлаждение до 400 в печи	780-1080	-	[50]
Кольца сварные	1000-1130, 2 (в масло)	780-830, 5 (на возд.) 650-730, 16(на возд.), охлаждение до 400 в печи	980-1130	-	[50]
Листы х/к 0,8-3,0 мм	-	-	980	-	[50]
Прутки горячекатаные (15-55 мм) и кованые (60-160 мм)	1000-1130, 2 (в масло)	780-830, 5 (на возд.) 650-730, 16(на возд.), охлаждение до 400 в печи	1130	-	[50]

Кроме жаропрочности γ′-фаза влияет на жаростойкость при последующей термообработке сплава, так при закалке + старении выделяется мелкодисперсные влечения γ′-фазы, которые создают торможение пластической деформации в сплаве, однако этот эффект имеет существенное отрицательное

воздействие, поскольку данное торможение способствует появлению горячих трещин (Таблица 2) [59].

Аналог сплава ЭП718 – Inconel 718 обладает хорошей свариваемостью, однако, склонен к возникновению горячих трещин в зоне термического влияния (ЗТВ) листового материала в процессе старения в результате выделения γ′-фазы типа Ni_3(Nb, Al, Ti) поскольку содержит Nb до 5,5%. Эта фаза не может образовываться во время обычных сварочных циклов в ЗТВ и снятие напряжений может быть достигнуто раньше γ″ осаждения во время постсварочной термообработки, что и делает Inconel 718 устойчивым к растрескиванию под действием деформации. Хотя Inconel 718 устойчив к растрескиванию под действием деформации, он подвержен межкристаллитному образованию трещин – растрескиванию основного металла и ЗТВ металла шва. Растрескивание в ЗТВ происходит в субсолидусе, когда зерна испытывают расслоение из-за наличия межкристаллитной жидкой пленки по их границам, которые имеют тенденцию разрываться под совместным воздействием временных и остаточных растягивающие напряжений, возникающих при остывании ЗТВ. Представлены механические характеристики сплава Inconel 718 после термообработки (Таблица 3).

Таблица 3.

Механические характеристики сплава Inconel 718 после термообработки [80].

Состояние поставки	Закалка от температуры, °С, в течение, ч	Старение при температуре, °С, в течение	Температура, °С	σв, МПа	δ, %	Источник информации
Поковка	982°С – 1ч.	718°С – 8ч. 621°С – 18ч.	20 650	1410 1386 1124	16 21 26	[74]
Поковка	1066°С – 1ч.	760°С – 8ч. 650°С – 18ч.	20	1310	18	[74]

Одной из проблем, возникающих при сварке, является образование горячих трещин. Оценка склонности к горячим трещинам затруднена из-за совместного

влияния множества независящих друг от друга факторов, таких как материал изделия, геометрия изделия и швов и др. Тем не менее, разработаны методики определения склонности к образованию горячих трещин, в которых учитывается синтез влияния нескольких факторов Данные методики можно разделить на расчетные и экспериментальные [64].

Для расчетно-статистических методов применяется регрессионный анализ, позволяющий получить параметрические уравнения, связывающие химический состав сплава с численными показателями свариваемости [64].

В основе экспериментальных методик лежат испытания с применением внешней нагрузки (машинные методы) и испытания на образцах с естественной жесткостью (технологические методы). Данное разделение регламентируется ГОСТ 26389 и ИСО 17641[64].

В основе технологических испытаний лежит идея создавать менее благоприятные условия, чем при реальных условиях, благодаря этому можно наблюдать за поведением металла в более критических условиях. Контролируемое возникновение трещин происходит при схожих с реальностью условиях.

Испытания на технологических пробах были хорошо описаны Шоршоровым М.Х. [70]. При испытаниях контролируются режимы сварки (скорость) и геометрические параметры, а также замеряются количественные показатели в образовавшихся горячих трещинах (их длина, глубина, порядок их распределения). Однако однозначную связь между этими количественными характеристиками установить сложно, так, во-первых, все зависит от выбранной схемы испытания, а во-вторых, упрощенная схема на пробах не может обеспечить полное соответствие условий с реальным изучаемым объектом.

В зависимости от применяемой методики определения склонности к горячему трещинообразованию сплавы по-разному характеризуются [59]: так, по методике ЛТП 1-6 оценивается деформационная способность (высокая: $v_{кр}$≥0,07 мм/с, удовлетворительная: $v_{кр}$=0,03÷0,07 мм/с и низкая: $v_{кр}$≤0,03 мм/с), а по методике испытаний на пластинчатых пробах оценивается стойкость против

образования горячих трещин (высокая: $K_{тр}$≤5%, удовлетворительная: $K_{тр}$=6÷12% и низкая $K_{тр}$≥13%). Представлены характеристики технологических проб при сварке рассматриваемых сплавов представлены (Таблица 4).

Таблица 4.

Деформационная способность сплавов в зависимости от используемых присадочных материалов при сварке [59].

Сплав, метод выплавки	Присадочный материал	$K_{тр}$, %*	$v_{кр}$, мм/с*
ХН45МВТЮБР (ЭП718), ВД	ЭП718	-	0,033/0,030
	ЭП533	8-10/14-18	0,051/0,045
	ЭП367	5-6/10-14	0,060/0,052
	ЭК-22	3-5/8-10	0,061/-
Св-08Х20Н57М8В8Т3Р (ЭП533)	-	-	0,066

* В числителе даны значения при закалке, в знаменателе – при старении

Как показывают экспериментальные данные из таблицы, сплав ЭП718 относится к группе сплавов с удовлетворительной деформационной способностью и низкой склонностью против образования горячих трещин, кроме варианта с присадочным материалом ЭП367; наплавленный металл присадочной проволоки ЭП533 удовлетворительной деформационной способностью.

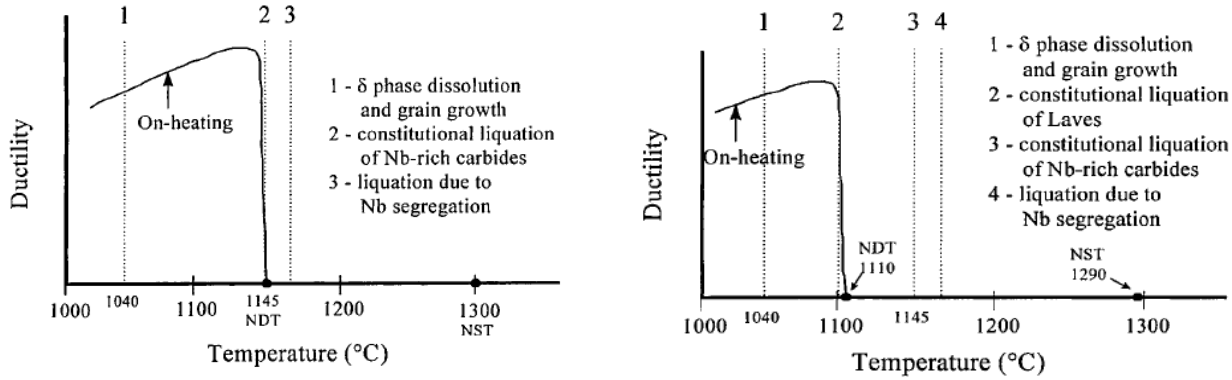
Снизить склонность к трещинообразованию позволяет применение шихтовых материалов, также можно повысить трещиностойкость за счет изменения технологии производства заготовок: так, применение вакуумно-индукционной и вакуумно-дуговой выплавки в сравнении с индукционной открытой выплавкой позволяет снизить долю кислорода в сплаве, также положительно на трещиностойкость влияет уменьшение неметаллических включений. Например, применение вакуумно-дуговой выплавки ЭП718 позволило снизить $v_{кр}$ на 20% [59].

Существенное воздействие на технологическую прочность оказывает толщина свариваемого материала, за счет увеличения объема расплавленного металла в сварном шве. Например, применение различных присадочных

материалов по-разному влияет на прочность сварных соединений при толщине основного материала в 10-12 мм (при применении ЭП533 прочность снижается до 0,8-0,9, а при применении гомогенных сплавов может упасть до 0,7 от прочности основного материала) [59].

Основные причины возникновения горячих трещин в соответствии с работами [57, 60] – это высокий уровень остаточных напряжений после сварки и релаксационная стойкость, данные свойства обуславливаются низкой теплопроводностью и высокой жаропрочностью сплавов. Также на горячие трещины в меньшей степени оказывает влияние деформационная способность. Для жаропрочных сплавов и сплавов с тем же уровнем теплопроводности и пределом текучести характерно различие результатов на испытаниях на технологических пробах и испытаниях машинными методами.

На образование горячих трещин и снижение технологической прочности сварных соединений также влияет время пребывания в температурном интервале хрупкости (ТИХ). Для оценки протяженности ТИХ используется методика Gleeble-испытаний, в ходе которых происходит растяжение нагреваемого цилиндрического образца диаметром 1 см и длиной 9 см. На Рис. 1.3 показано определение ТИХ для аналога сплава ЭП718 – Inconel 718 методом Gleeble-испытания [64].



а) б)

Рис. 1.3.
Схематическая иллюстрация поведения пластичности деформируемого (а) и литого (б) Inconel 718 после нескольких этапов термообработки.

На Рис. 1.3 NST – температура падения прочности, °C; NDT – температура падения пластичности, °C. Представлено определение ТИХ для сплава Inconel718 в зависимости от вида термообработки (Таблица 5) [81].

Таблица 5.

Результаты Gleeble-испытания сплава Inconel 718 [64].

Условия	Температура падения пластичности, °C	Температура падения прочности, °C	Температура восстановления пластичности, °C	ТИХ, °C
Состояние поставки	1199	1274	1171	103
954°C/40ч.	1191	1272	1158	114
954°C/100ч.	1190	1276	1149	127

Исходное состояние материала оказывает влияние не только на деформационную способность материала в ТИХ, но и на ширину ТИХ, которая увеличивается в состоянии длительного старения перед сваркой.

В соответствии с трудом [36] на склонность к образованию горячих трещин влияет сегрегация примесей по границам зерен, которая происходит при росте зерен и степени их разориентированности. Большой размер зерен в совокупности с пленочными включениями из легкоплавких соединений приводит к снижению межзеренной связи за счет уменьшения площади соприкосновения, из-за чего возникают концентраторы напряжений. В этой связи, один из методов снижения склонности к образованию горячих трещин, наравне со снижением уровня остаточных напряжений – это ограничение размера зерна (например, рекомендованный размер зерна для аналога ЭП718 сплава Inconel718 – 5 баллов [36]).

На рост зерна во время закалки у сплава Inconel718 оказывает влияние ниобий (5-6%) [82]. Также для сплава Inconel718 образование горячих трещин связывают с пластическими характеристиками при высоких температурах, однако пластические характеристики изменяются от множества факторов при технологическом процессе: от условий прокатки до вида сварки [57]. На образование трещин у сплава Inconel 718 также косвенно влияют условия

прокатки, так, крупнозернистая структура материала способствует появлению более протяженных трещин, чем на испытаниях образцов с мелкозернистой структурой [81].

Образование горячих трещин в ОШЗ имеет место также при отклонении параметров тепловложения в поперечном сечении шва, вызывающих подплавление основного металла в ОШЗ либо охлаждение корня шва формирующей теплоотводящей подкладкой [36]. Причина образования продольных горячих трещин состоит в сопутствующем сварочному нагреву снижению пластических свойств ОШЗ в результате обогащения границ примесными и легирующими элементами, диффундирующими из объемов зерен на мигрирующие границы растущих зерен при нагреве металла ОШЗ до температуры солидуса. Такой процесс закономерен, так как на границе зерен выше дефектность кристаллической решетки и, следовательно, больше растворимость легирующих элементов и примесей вследствие более высокой поверхностной энергии. Сегрегация примесей на границе контролируется скоростью их диффузии в твердой фазе металла ОШЗ. Степень сегрегации на границах зерен в ОШЗ, кроме того, зависит от длительности нагрева металла до температуры солидуса, определяемой режимом сварки [36].

Указанное обогащение границ зерен приводит к оплавлению границ и развитию контактного оплавления зерен с переходом к последующей обособленной кристаллизации межзеренных прослоек пленочного типа и к соответствующему развитию ликвации на границах [36]. Наиболее радикальный способ снижения – это одновременное снижение скорости сварки и погонной энергии, достигаемое при многопроходных способах MIG сварки за счет введения поперечных колебаний и обеспечения минимального объема сварочной ванны.

Таким образом, сплав ЭП718 предназначен для высоконагруженных элементов силовых конструкций (детали летательных аппаратов, сварные кольцевые детали, силовые детали корпуса турбины, детали компрессора), работающих во всеклиматических условиях при температурах до 700°С

(кратковременно до 800°С). Сплав ЭП718 обладает удовлетворительной деформационной способностью при сварке и высокой стойкостью против образования горячих трещин, как при использовании гомогенных присадочных материалов, так и с дисперсионным твердением. Однако сплав склонен к образованию горячих трещин в ОШЗ за счет снижения пластических свойств в результате обогащения границ примесными и легирующими элементами, диффундирующими из объемов зерен на мигрирующие границы растущих зерен при нагреве металла ОШЗ до температуры солидуса. Однако данный негативный эффект может исключен за счет применения сварки с пониженным тепловложением.

1.3. Технологические способы снижения остаточных сварочных деформаций в узлах ГТД

В авиационной промышленности разработано множество методов противодействия возникновению деформаций недопустимого уровня после сварки. Часть из них можно разделить по времени воздействия на сварку на подгруппы: до сварки, во время сварки и после завершения сварки [10, 12, 43]. Также можно классифицировать применяемые методы на методы с изменением конструкции и без изменения конструкции. Данная классификация в условиях серийного производства более применима, так как конструкторская документация на детали и узлы ГТД поступает в серийное производство с литерой «О1» и ее изменение – трудоемкий и дорогостоящий процесс, сопровождаемый повторными испытаниями узла в составе ГТД или на специальных стендах.

Методы, подразумевающие изменение задекларированной конструкции, включают в себя:

1. Создание геометрии с учетом предварительных деформаций с последующей компенсацией их за счет теплового воздействия при сварке [10]. Данный метод требует высокой степени воспроизводимости действий на каждом

этапе производства от качества заготовки и обработки кромок до действий во время сварки. В условиях малой роботизации производства, технологических проблем [17, 30] и самого характера геометрически сложной конструкции с множеством вваривaемых стоек данный метод не применим к реальному узлу ГТД типа корпуса опоры ТНД.

2. Утолщение конструкции, применение нахлесточных соединений и введение ребер жесткости [16]. Данный способ активно применятся во многих отраслях, но так как он приводит к увеличению массы, в авиационной промышленности его применимость ограничена, так как изменение расчетной массы строго ограничивается и нормируется.

3. Секторная сборка стоек. В соответствии с данной технологией можно заменить вварку стоек на секторную сборку, когда каждый сектор выполняется литьем, и сектора по очереди свариваются электронно-лучевой сваркой (ЭЛС), позволяющей с помощью большой плотности энергии уменьшить ЗТВ и время теплового воздействия на металл. Однако применение ЭЛС ограничивается технологическими и конструкторскими трудностями [17, 30], так как данная технология требует высокого качества подготовки кромок, в том числе точности изготовления и позиционирования сборочной оснастки, а также обеспечения сборки практически без зазоров.

Методы, не подразумевающие изменение задекларированной конструкции, включают в себя:

1. Создание условий при сварке, обеспечивающих возникновение разных по знаку деформаций для компенсаторного воздействия [10]. Данный эффект может быть применен для конструкции типа корпуса опоры в виде совершенствования порядка наложения швов и порядка вварки стоек с целью компенсации возникающих при сварке деформаций.

2. Использование режимов и способов сварки, снижающих вводимую погонную энергию при сварке [4, 21]. Снижение остаточных деформаций может достигаться путем уменьшения вводимой погонной энергии [1, 2, 11, 23, 26]. Также исследователями [14, 24] показано, что применение импульсно-дуговой

сварки тоже позволило воспрепятствовать возникновению части остаточных напряжений и деформаций.

3. Применение сборочно-сварочной оснастки, позволяющей осуществить сборку конструкции на прихватках и сварку. Данный метод приводит к увеличению жесткости конструкции и противодействует возникновению деформаций, однако повышение жесткости неблагоприятно отражается на возникновении горячих трещин у сплава ЭП718.

4. Уменьшение доли наплавляемого металла [10] и уменьшение площади поперечного сечения. Профессор Людмирский Ю.Г. в работе [34] изучал воздействие от наложения коротких швов на перемещения и деформацию конструкции, показав пропорциональность площади поперечного сечения наплавляемого металла со сварочными деформациями.

Анализ проблемы снижения деформаций конструкции показывает, что существует множество методик, применимых к разным конструкциям и условиям производства. Однако существенная часть методов для снижения остаточных деформаций после сварки требуют трудоемких и дорогостоящих операций (включая изменение конструкции самого узла), увеличивает массу изделия или может привести к возникновению трещинообразования (увеличение жесткости конструкции), что увеличивает затраты на фазе освоения производства и уменьшает выход годного в серии.

Таким образом, в качестве основных способов решения проблемы коробления конструкции корпуса опоры ТНД выбрано следующее:

- совершенствование способа и параметров сварки с целью понижения тепловложения при сварке;
- совершенствование порядка наложения швов и порядка вварки стоек для достижения компенсаторного воздействия деформаций и снижения их итогового воздействия.

1.4. Обоснования выбора способа сварки жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718

Для тонколистовых соединений из сплава ЭП718 широко применяют аргонодуговую сварку неплавящимся вольфрамовым электродом (АрДС), электронно-лучевую сварку и плазменную сварку.

Рекомендуемые для АрДС сплава ЭП718 сварочные проволоки по принципу их легирования можно разделить на две группы: 1) сварочные проволоки из гомогенных сплавов – ЭП367, ЭП595, ЭК22 и большинство зарубежных проволок; 2) сварочные проволоки с высоким содержанием алюминия и титана (более 1,5%), например ЭП533, благодаря применению данных проволок происходит упрочнение в результате выделения γ'-фазы и, следовательно, увеличение жаропрочности, чего не происходит при использовании проволоки из гомогенных сплавов. Для сварки зарубежного аналога Inconel 718 используют сварочную проволоку ERNiFeCr-2 с упрочнением после старения в результате выделения γ'-фазы. Представлен химический состав сварочных проволок показан (Таблица 6).

Таблица 6.

Химический состав сварочных проволок.

Сплав	Содержание элементов в %																
	C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	Mg	Ta	Nb	Al	Ti	Fe	B	P	S	Прочие
ЭП533	≤0,1	≤0,3	≤0,5	19-22	Ост.	7-9	7-9	-	-	-	Σ3,3		≤3,0	≤0,005	<0,015	≤0,01	
ЭП367	≤0,08	≤0,5	≤1,0	14-16	Ост.	-	14-16	-	-	-	-	-	≤4,0	-	<0,015	≤0,01	
ЭК22	≤0,15	≤0,5	≤1,5	14-16	Ост.	2-4	2-4	-	-	3-4	0,5-1,5	-	-	-	<0,015	≤0,015	Co=8-12; V=0,5-1,2
ЭП595	≤0,1	≤0,5	≤1,0	9,5-13	Ост.	-	21,5-24,5	-	-	-	-	-	≤7,0	-	<0,015	≤0,015	
ER-NiFeCr-2	≤0,08	≤0,35	≤0,35	17-21	49-54	-	2,8-3,3	-	4,75-5,5		0,2-0,8	0,65-1,15	Ост.	≤0,006	<0,015	≤0,015	Cu<0,3; Co<1,0; Ta

Для выполнения неразъемных соединений сплава ЭП718 перспективно применение ЭЛС, которая обеспечивает минимальную ширину шва. Технология

ЭЛС (благодаря высокой концентрации тепла в источнике) позволяет получить мелкозернистое строение шва, однако применение ЭЛС для соединения стоек с сектором затруднено из-за жестких требований к сборке под сварку. Конструктивные особенности узла не допускают возможности обварки стоек изнутри, обварка стоек снаружи за один проход также невозможна из-за наличия ребра жесткости на наружном теле.

Показана кратковременная прочность сплава ЭП718 и его аналога Inconel 718 при нормальной и повышенной температурах в зависимости от способа сварки и применяемых присадочных материалов (Таблица 7).

Таблица 7.

Механические стыковых сварных соединений сплава ЭП718 и его аналога в зависимости от способа сварки.

Сплав	Способ сварки	Присадочный материал	Толщина, мм	$\sigma_в$ после ТО, МПа, при Т, °С				Источник
				20	600	800	900	
ЭП718	Основной металл		2	1100-1250	1150-1250	580-670	-	[58]
	ЭЛС	-	2	1300-1310	1110-1170	680-810	-	
	ЭЛС	-	10	1290-1310	1100-1140	700-730	-	
	АрДС	ЭП533	2	1210-1300	1010-1070	690-780	-	
	АрДС	ЭП533	10	1070-1080	960-990	-	-	
	АрДС	ЭП367	2	1150-1190	940-970	710-760	-	
	АрДС	ЭП367	10	830-840	660-680	-	-	
Inconel 718	Основной металл		2	1164	-	-	-	[75]
	ЭЛС	-	4	1029-1156	-	-	-	[49]
	ЭЛС	-	13	837*	-	-	-	[79]
	АрДС	ERNiFeCr-2, ø1,6	2	1034*/ 1239-1310	-	-	-	[78, 80]
	АрДС	-	2	-	1065**	-	-	[75]
	АрДС, импульсная дуга	-	2	-	1114**	-	-	[75]

*После сварки

**При 650°С

Рассмотрим основные параметры режимов сварки (Таблица 8), на которых возможно получение бездефектного сварного соединения из тонколистовых пластин сплава ЭП718 и его аналога Inconel 718, представленные в научных статьях и литературе.

Таблица 8.

Параметры режима сварки стыковых сварных соединений ЭП718 и его аналога в зависимости от способа сварки.

Сплав	Способ сварки	Присадочный материал	Толщина, мм	Погонная энергия, кДж/м	Скорость сварки, м/ч	Источник
ЭП718	MIG, импульсная дуга	ЭП533, ø1,2	5	250-430	12-20,5	[55]
Inconel 718	ЭЛС	-	2	77	1,32	[82]
	ЭЛС	-	4,5	64	25,2	[18]
	ЭЛС	-	13	180-295	36-54,8	[79]
	АрДС	ERNiFeCr-2, ø1,6	2	400-900	2,4-3,6	[80]
	АрДС	ERNiFeCr-2, ø1,6	2	840	3,6	[82]
	АрДС	-	2	73	21,6	[75]
	АрДС, импульсная дуга	-	1,33	137-160,6	12,2	[85]
	АрДС, импульсная дуга	-	2	105	14,4	[75]
	АрДС, импульсная дуга	W18P	2,3	300	3,6-6,0	[73]

В открытых источник информации о параметрах режима автоматической плазменной сварки сплава ЭП718 или его аналога Inconel 718 найти не удалось.

Исследователи [48, 19, 72, 84] показывают успешное применение MIG сварки с короткой дугой, совмещенное с методом импульсной сварки, благодаря которому обеспечивается струйный перенос металла практически без разбрызгивания. Применение импульсного режима сварки с короткой дугой обеспечило получение стабильной дуги и пониженное тепловложение в изделие

при сварке. Данный эффект достигнут применением пульсирующего сварочного тока, когда дуга стабильна, капли не замыкают дуговой промежуток, размер капли металла при разбрызгивании имеет маленький диаметр, и отрыв капли от сварочной проволоки происходит при каждом импульсе пульсирующего тока [48]. При этом кроме небольших значений напряжения на дуге (например, 18 В [72]), действующее значение тока тоже достаточно невелико, что тоже способствует понижению тепловложения, и как следствие, снижает деформации конструкции, что в свою очередь позволяет сваривать геометрически сложные объекты со сложным пространственным расположением сварных швов.

Так как существуют технологические и конструкторские сложности [17, 30] при подготовке кромок и обеспечении точности зазоров благодаря позиционированию сборочной оснастки, выбран метод поперечных колебаний, благодаря которому можно обеспечить пониженное тепловложение при сварке, что положительно влияет на остаточные деформации.

Так как применение импульсной дуги и поперечных колебаний во время сварки обеспечивает снижение деформаций конструкции, для проведения экспериментальных исследований по сварке ЭП718 выбрана MIG-сварка в импульсном режиме с поперечными колебаниями. Для лучшей воспроизводимости действий при вварке стоек в геометрически-сложное тело корпуса опоры ТНД предлагается использование роботизированной сварки.

Преимущество роботизированной сварки заключается в возможности повторяемости действий при сварке, таких как траектория движения и поддержания заданного периода и амплитуды колебаний. Также роботизированная сварка позволяет получить качественное сварное соединение благодаря частичному исключению человеческого фактора, точности действий, соблюдению технологического регламента [10, 12, 28, 32-35, 61]. Также источники питания робототехнических комплексов не чувствительны к возможным колебаниям в сети [62, 63].

1.5. Методы расчета остаточных сварочных деформаций геометрически сложной конструкции

Возникновение и формирование остаточных деформаций после сварки имеет сложную физическую природу [6]. Для прогнозирования деформаций необходимо учитывать скорость распределения тепла в исследуемом объекте, которое распространяется по достаточно сложным законам в физической среде [6], а также претерпевает изменения в зависимости от множества факторов (от теплового воздействия от дуги и наплавляемого металла до конвективных особенностей теплопередачи с окружающей средой). Также воздействие оказывают структурно-фазовые изменения в металле, изменением физических и механических свойств и геометрические особенности изделия.

Еще в 40-х годах прошлого века начаты разработки первых теорий [56], давших возможность рассчитать распространение тепла при сварке, что позволило делать достоверные прогнозы по поведению металла при сварке. Со временем теория распространения тепла при сварке была развита и дополнена различными расчетными схемами оценки сварочных деформаций и напряжений, ставшими классическими для сварочного производства, – работы В.А. Винокурова [10], Н.Н. Прохорова [53], Г.А. Николаева [44] и других [40, 45, 45].

С развитием и усложнением задач сварочного производства возникла необходимость в расчете таких сложных сварочных узлов, где аналитические методы стали ограниченно применимы, и получаемая ранее достоверность результатов не могла быть достигнута из-за усложнения воздействующих факторов, например при расчете деформаций геометрически сложного объекта, или при исследовании поведения материала с резко переменными теплофизическими свойствами [6].

В этой связи были изобретены численные методы, требующие большого количества математических расчетов, развитие этих методик подтолкнуло распространение и удешевление ЭВМ.

Так с помощью метода конечных разностей [41], основанного на конечно-разностном представлении производных, можно оценить распространение теплового потока в теле с погрешностью 15% [38], а также оценить сварочные деформации пластины, выявить направление действия внутренних напряжений [39].

Метод конечных разностей (МКР) заключается в построении конечной сетки и разностной схемы уравнений для каждого узла сетки и задании граничных условий (которые тоже могут быть выражены в конечно-разностных уравнениях). Решением полученной системы линейных уравнений получаются приближенные значения искомых величин для узлов сетки [65, 66].

Метод конечных элементов (МКЭ) имеет схожую парадигму: в рассматриваемом объеме/плоскости определяется конечное число элементов, в углах и на ребрах элементов фиксируются узловые точки. Значение искомой непрерывной величины (например, температуры или перемещения) в каждой узловой точке считается переменной, которая должна быть определена. Непрерывная величина аппроксимируется полиномом. Решением полученной системы уравнений получается значения искомой величины в любой области модели. Одним из преимуществ перед МКР является возможности исследовать любою геометрическую форму с неструктурированной сеткой [13].

Таким образом, для задачи определения суммарного теплового воздействия от сварки на деформации сложной геометрической конструкции со множеством сварных швов аналитического метода не найдено. С другой стороны, проведение множества полномасштабных экспериментов для определения рационального порядка наложения швов и порядка вварки стоек экономически нецелесообразно, так как и сам материал корпуса ЭП718 и изготовленный из него корпус опоры дорогостоящи и сложны в изготовлении. В этой связи для расчета прогнозируемых деформаций после сварки выбран метод МКЭ.

МКЭ позволяет учесть в расчетах сложную природу поведения изделия при сварке, изменение теплофизических свойств материала от температуры, тепловое воздействие при сварке, сложные геометрические аспекты

конструкции, пространственно-сложные траектории сварных швов, условия заделки и граничные условия теплопроводности.

Для описания температурного поля T(x, y, z, t) в плоских образцах использовали дифференциальное нелинейное уравнение теплопроводности [4]:

$$c\rho(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right), \quad (1.1)$$

где ρ(T) – плотность, кг/м3.

Для имитации нагрева и зоны проплавления проведен анализ существующих моделей источников.

Модель линейного источника нагрева

Один из самых простых источников нагрева при моделировании методом конечных элементов является линейный тепловой источник, представляющий собой удельный тепловой поток, заданный на стык в сварном шве.

$$q(x,t) = \frac{q}{2a\delta} exp^{-\left(\frac{\Delta Z}{a}\right)^2}, \quad (1.2)$$

где δ - толщина пластины, м;

ΔZ - перемещение по оси OZ;

a - наименьший размер конечного элемента, м

q - эффективная мощность сварочной дуги, Вт

В формуле линейного источника компоненту q (q=η·U·I) определяют либо экспериментально, либо по данным справочной литературы по сварке: η – эффективный КПД сварочной дуги определяют экспериментальными методами (секционированным анодом, калориметрированием в воде и т.д.), по результатам других исследователей в заданных диапазонах режимов сварки или принимают усредненными по справочной литературе; U – напряжение определяют непосредственно во время сварки или принимают усредненное значение по справочной литературе.

Данная модель источника описывает тепловые процессы во время сварки приближенно и не учитывает геометрические размеры сварочной ванны, в том

числе глубину проплавления (так как нагревает модель равномерно по всей глубине).

Модель нормально-кругового источника нагрева

Нормально-круговой источник (или источник Гаусса) как и линейный источник, представляет собой плоский источник нагрева, который задается на лицевую сторону заготовки вдоль оси сварного шва.

$$q(x, y, t) = \frac{k}{\pi} q_2 \exp^{(-k(\Delta X^2 + Y^2))}, \qquad (1.3)$$

где k – коэффициент сосредоточенности источника ($м^{-2}$).

Данный источник задается на поверхность изделия с помощью нагрузки Heat Flux (Рис. 1.4). Источник распределяет вводимое тепло в соответствии с законом распределения Гаусса.

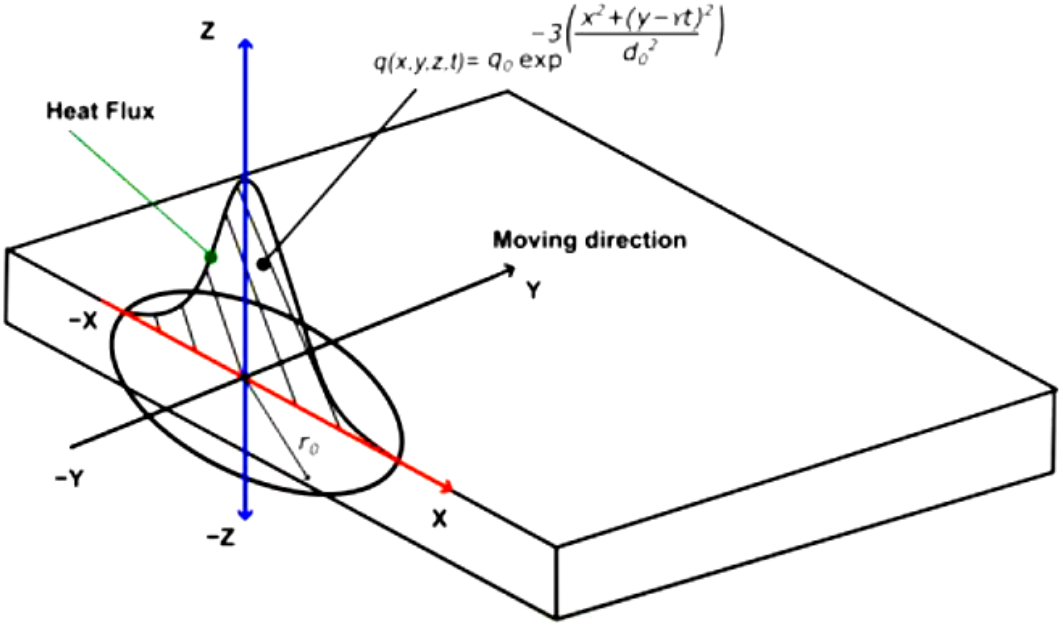


Рис. 1.4.
Пример применения нормально-кругового источника для нагрева пластины/

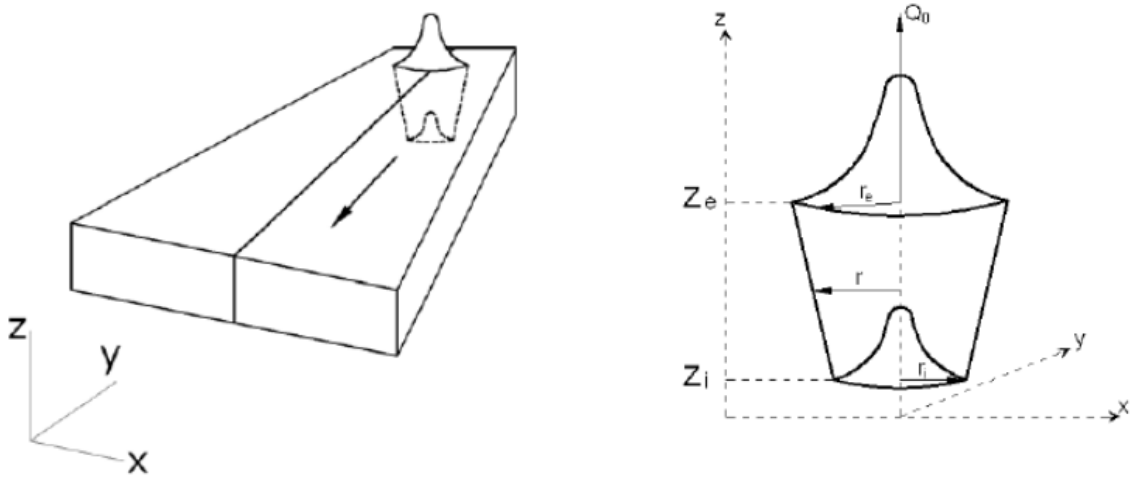
Благодаря двухмерности и неравномерности прогревания заготовки данный источник более адекватно описывает зону проплавления, по поверхности, однако глубину проплавления регулировать с помощью него сложно, также к недостаткам данного источника можно отнести сложность работы с ним при

имитации сварки на узле со сложной пространственной геометрией со множеством швов.

Для имитации трехмерного источника нагрева существует методика комбинирования линейного источника нагрева и нормально кругового.

Модель конического источника нагрева

Для того чтобы нормально-круговой источник более адекватно моделировал глубину проплавления разработана модель конического источника, состоящая из комбинации двух нормально-круговых, заданных на поверхности с двух сторон – с лицевой и с обратной стороны сварного шва.



а) б)

Рис. 1.5.
Подвижный источник нагрева (а) и его параметры (б).

Благодаря использованию модели двух двумерных поверхностных источников можно частично нивелировать проблему с регулированием толщины зоны проплавления за счет варьирования распределения эффективной мощности между источниками и коэффициентами сосредоточенности каждого из них.

Модель полуэллипсоида Голдака

Так как нормально-круговой источник не учитывает глубину проплавления, Голдаком [7] разработана математическая модель источника в виде полуэллипсоида для имитации проплавления всей сварочной ванны (Рис. 1.6). Тепловой поток достигает своего максимума в центре источника и распределяется по остальному полуэллипсоиду в соответствии с законом:

$$Q(x,y,z) = q_{max} exp(-Ax^2 - By^2 - Cz^2) \quad (1.4)$$

где A, B, C – оси полуэллипсоида

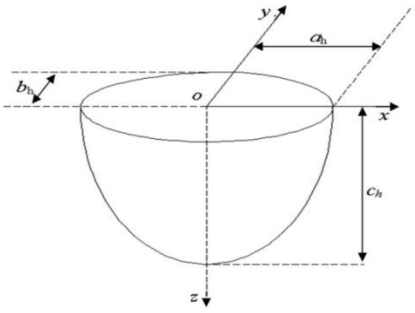


Рис. 1.6.
Распределение тепла в источнике полуэллипсоидального типа.

При представлении формулы полуэллипсоида в виде задания теплового потока получается:

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

Данный источник описывает сварочную ванну с учетом ее объемности, но не учитывает несимметричность зоны проплавления, вызванной наклоном сварочной головки. Для совершенствования модели используется модель двойного полуэллипсоида Голдака, позволяющая учесть эту несимметричность (Рис. 1.7).

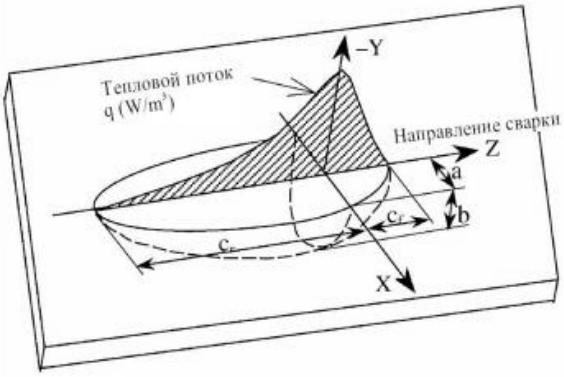


Рис. 1.7.
Распределение теплового потока в модели двойного полуэллипсоида Голдака

Данные источник описывается системой из двух уравнений, аналогичным уравнению обычного эллипсоида Голдака для описания передней и хвостовой части сварочной ванны.

Передняя часть уравнения:

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)}{abc_f \pi\sqrt{\pi}} exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_f^2}\right), x \geq 0, \quad (1.6)$$

где f_f – часть теплового потока в передней части ванны; a, b, c – полуоси эллипсоида.

Хвостовая часть уравнения:

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)}{abc_z \pi\sqrt{\pi}} exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_z^2}\right), x < 0, \quad (1.7)$$

где fz – тепловой поток в заднюю часть сварочной ванны, остальные параметрические значения в формуле идентичны значениям из формулы передней части.

Трехмерная модель Голдака имеет существенное преимущество перед необъемными источниками при применении их на узлах со сложной пространственной геометрией, так как формулы траекторий движения источника по сложным неэвклидовым поверхностям зачастую могут быть описаны не точно, а лишь приближенно. Например, с помощью уравнения Лапласа можно восстановить полиномиальное уравнение по точкам экстремумов, однако изначальная криволинейная поверхность могла быть задана не по степенным, а по тригонометрическим функциям или иметь кусочное представление. С учетом изложенного, для имитации многопроходной сварки выбрана модель Голдака.

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 1

1. В связи с тем, что корпус опоры ТНД является важной высоконагруженной частью газовоздушного тракта двигателя нового поколения ПД-14, выполненная из жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718, недопустимо образование остаточных деформаций при вварке 15-ти стоек в наружное тело, изменяющих геометрические и прочностные параметры данного узла.

2. Сплав ЭП718 обладает удовлетворительной деформационной способностью при сварке и высокой стойкостью против образования горячих трещин, как при использовании гомогенных присадочных материалов, так и с дисперсионным твердением, и склонен к образованию горячих трещин в ОШЗ. Снижение склонности к образованию горячих трещин достигается путем уменьшения тепловложения при сварке.

3. Для снижения коробления корпуса опоры ТНД следует провести изменение способа и параметров сварки с целью снижения тепловложения, а также совершенствование порядков наложения швов и вварки стоек для достижения совместного компенсаторного воздействия деформаций и снижения их итогового воздействия.

4. Для совершенствования способа и установления параметров сварки корпуса опоры ТНД с целью снижения тепловложения, выбрано и обосновано применение роботизированной аргонодуговой сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями в импульсном режиме.

5. Для совершенствования порядков наложения швов и вварки стоек, а также достижения компенсаторного воздействия деформаций и снижения их итогового воздействия выбран метод конечных элементов, позволяющий учитывать совместное воздействие на деформации всех накладываемых швов.

Проведенный анализ проблемы позволил сформулировать цель и задачи исследования.

Цель – снижение деформаций после сварки корпуса опоры турбины низкого давления из сплава ЭП718 с большим количеством сварных швов (более 30) за счет совершенствования технологии роботизированной сварки.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие **задачи**:

1. Провести исследование автоматической сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями тонколистовых заготовок из трудносвариваемого сплава ЭП718, с последующим установлением диапазона изменения технологических параметров сварки, обеспечивающих существенное снижение уровня остаточных деформаций и напряжений.

2. Разработать и верифицировать математическую термодеформационную модель напряженно-деформированного состояния (НДС) нагрева плоского образца из сплава ЭП718 при роботизированной двухпроходной сварке плавящимся электродом с поперечными колебаниями на медной подкладке.

3. Разработать математическую термодеформационную модель НДС сварной конструкции корпуса опоры ТНД газотурбинного двигателя (на примере двигателя ПД-14) из сплава ЭП718 для учета сложной пространственной геометрии при моделировании роботизированной двухпроходной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями.

4. Провести моделирование различных расчетных схем вварки стоек в корпус опоры ТНД двигателя ПД-14 с учетом траекторий сварных швов, порядка их наложения и очередности вварки стоек для определения совокупных остаточных деформаций и напряжений.

5. Установить диапазон изменения технологических параметров роботизированной двухпроходной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями, обеспечивающих существенное снижение уровня остаточных деформаций.

ГЛАВА 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕЖИМОВ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ ПЛОСКОГО ОБРАЗЦА ИЗ СПЛАВА ЭП718

В данной главе приведено описание оборудования для роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями в импульсном режиме, описание экспериментальных исследований по сварке. Основная цель проведения экспериментов – получение качественного сварного соединения из сплава ЭП718 с пониженным уровнем тепловложения.

2.1. Разработка технологии сварки корневого и облицовочного швов на РТК

2.1.1. Описание сварочного оборудования, методика проведения экспериментальных исследований

Подготовка кромок под сварку. Геометрические параметры сварного соединения соответствовали типу С18 по ГОСТ 14771 (см. Рис. 2.1). Подготовка кромок (Рис. 2.1) под сварку осуществлялась фрезерованием. По результатам металлографического исследования кромок установлено, что на поверхности формируется наклепанный слой, глубиной до 200 мкм.

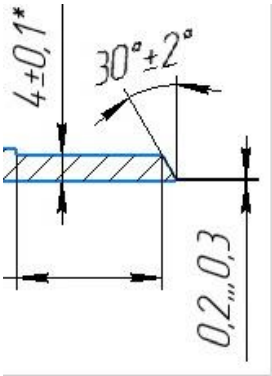


Рис. 2.1.
Подготовка кромок соединения С18 по ГОСТ 14771 под сварку.

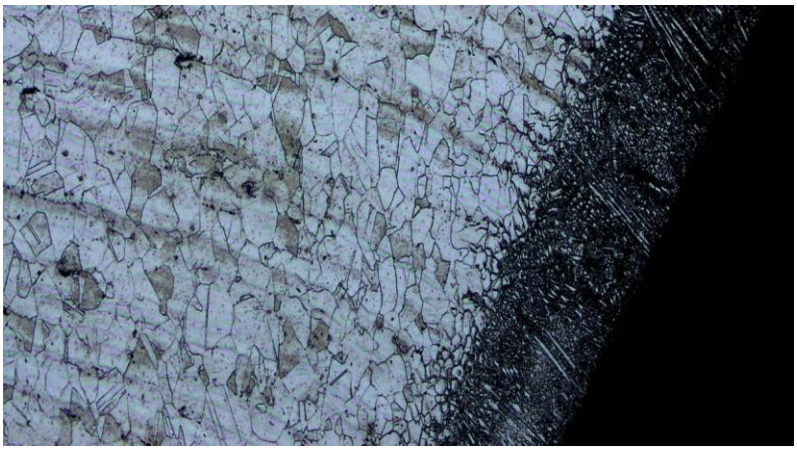


Рис. 2.2.
Микроструктура кромки на образцах, фрезерованных сторонним исполнителем.

Обработка кромок под сварку на деталях сектор и опора производилось фрезерованием на многоцелевом станке с ЧПУ мод. 500 V/5 (Рис. 2.3).

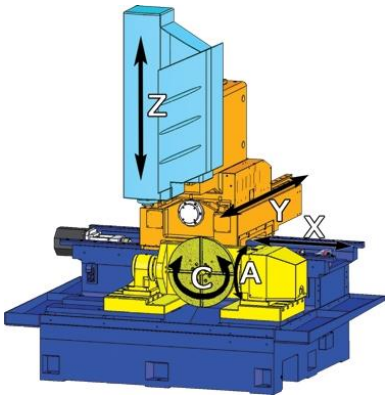
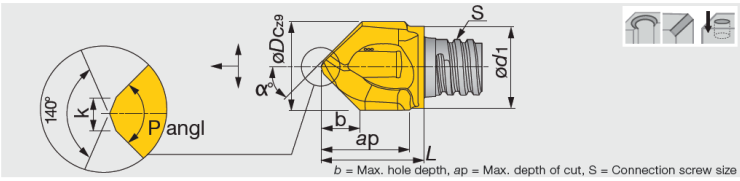


Рис. 2.3.
Компоновка станка мод. 500 V/5.

Для обработки кромок использовалась фасочная фрезерная головка VCP120L12.0A30-02S08 фирмы Tungaloy Corporation (Япония). Геометрические параметры фрезы представлены на Рис. 2.4.



Metric	AH725	P angl	z	Helx	øDc	ød1	Max. ap	b	S	L	k	α°	Wrench	Torque*
VCP120L12.0A30-02S08	●	60°	2	0°	12	11.5	11	9.2	S08	15.4	1.5	30	KEYV-S08	15

Рис. 2.4.
Параметры фрезы.

Программа для обработки кромок разработана в CAM системе PowerMill с использованием 3D моделей деталей. Скорость резания на верхнем диаметре D (Рис. 2.5) инструмента – 20 м/мин, подача 0,015 мм/зуб.

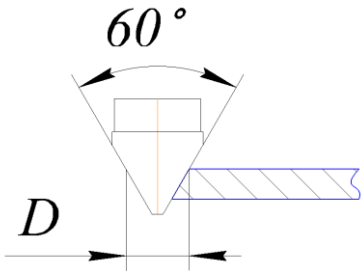
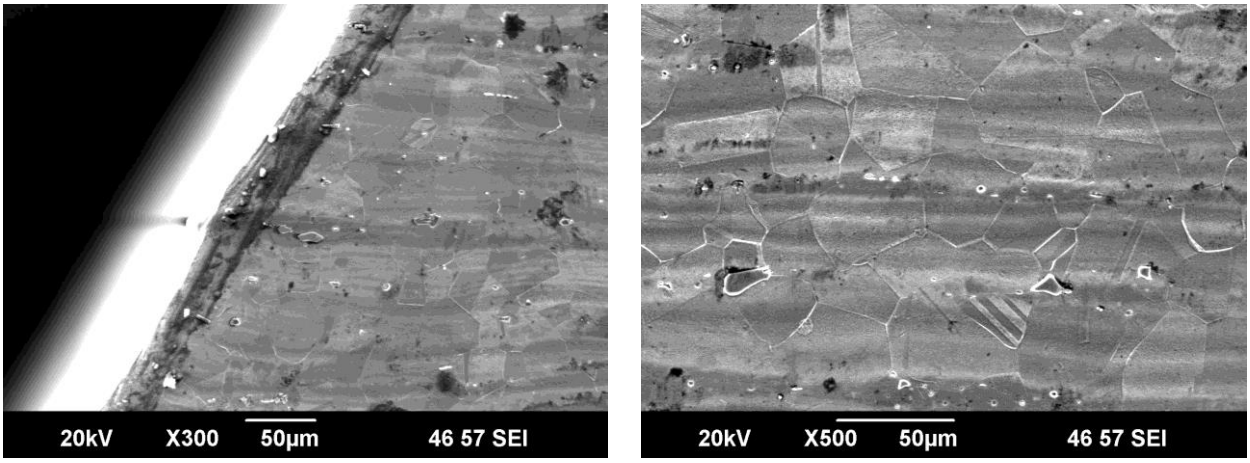


Рис. 2.5.
Схема фрезерования.

На Рис. 2.6 показана микроструктура кромки образца, полученной на оптимизированных режимах фрезерования перед сваркой, и основной металл перед сваркой.



а) б)

Рис. 2.6.
Морфология микроструктуры фрезерованной кромки (а) и основного металла (б).

Сварочное оборудование. Сварка с поперечными колебаниями (СПЭ) плавящегося электрода проводили в импульсном режиме сварочного тока на роботизированном технологическом комплексе (РТК) в комплектации: Робот ABB IRB 1600 с блоком управления IRC 5, источник питания EVOSPARK

EVOMIG 350 с синергетическим управлением, приспособление для сварки листовых заготовок с защитой корня шва аргоном.

Представлены технические характеристики источников питания EVOSPARK EVOMIG 350 (Таблица 9).

Таблица 9.

Технические характеристики EVOSPARK EVOMIG 350.

Характеристика	Параметры
Диапазон регулирования свар. тока, MIG/MAG и MMA	25 – 350А
Сила тока, при ПВ 100% при t = 40 °С	350А
Диапазон регулирования напряжения на дуге	10 – 37В
ПВ на макс. токе при t = 40 °С, %	100%
Сеть	~380 В (+15%...20%), 50…60 Гц
Макс. потребляемый ток	17,8 А
Авт. выключатель	3×40 А
Макс. потр. мощность	11,7 кВт
КПД	96%
Напряжение холостого хода	67 В
Габариты	740×280×400 мм
Масса	25 кг
Класс защиты	IP 34
Класс изоляции	H
Длина кабеля подключения к сети, м	5

В сварочном аппарате EVOSPARK EVOMIG 350 имеется возможность в импульсном режиме регулировать параметры, по которым подбирается режим сварки: сварочный ток, скорость подачи проволоки, толщина свариваемого материала, и которые влияют на сварочную дугу – напряжение на дуге, корректор длины дуги и корректор динамики (быстродействия). Например, при необходимости настройки режима сварки не по току, а по скорости подачи проволоки, то при изменении выбранного параметра, сварочный аппарат автоматический будет изменять два других. Среди предустановленных программ имеется программа управляемого каплепереноса «Root», используемая для

сварки корневых проходов, при использовании которой имеется ограничение по скорости подачи проволоки – не более 3,8 м/мин.

Условия сварки. После сборки в оснастке осуществлялась прихватка с каждого края кромок ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом (Таблица 10), с последующим выборкой до высоты 1,0±0,5 мм.

Таблица 10.

Параметры режима для операции прихватки.

Параметры	Величина
Сварочный ток	40А
Расход защитного газа	16-18 л/ч
Присадочный материал	ЭП533
Диаметр проволоки	1,2 мм

Образцы устанавливались на медную подкладку, зажимались клавишными прижимами, обезжиривались и обезвоживались. На рис. 2.7 показана сварочная оснастка с медной подкладкой и клавишными прижимами. К торцам плоского образца устанавливались выводные планки.

Рис. 2.7.
Сварочная оснастка с медной подкладкой и клавишными прижимами.

Рентгенографический контроль осуществлялся на аппарате Арина-05-2М: напряжение 150кВ, ток 1мА; чувствительность снимка 0,1мм по канавочному эталону №1 Fe и 0,1 по проволочному эталону 12 (Fe).

Термическая обработка. Закалку проводили при температуре 1070˚С в течении 15 минут с последующим охлаждением на воздухе. Старение осуществлялось при 780˚С в течении 5 ч. 15 мин. с последующим охлаждением на воздухе.

Материал плоского образца имел ячеистую структуру, средний размер зерна составлял 53 мкм, микротвердость составляла 255 HV.

Приведены результаты спектрометрирования по 5 точкам образца №1 представлены (Таблица 11)

Таблица 11.

Химические элементы в составе образца №1, полученные с помощью эмиссионного спектрометра АРГОН-5СФ.

	1	2	3	4	5
Ni	45.3	45.2	45.3	44.8	44.7
Mo	4.15	4.03	4.12	4.18	4.21
Si	0.11	0.12	0.12	0.13	0.15
Cr	12.6	12.9	12.8	12.8	13.1
Fe	31.2	30.7	30.7	31.2	30.9
Mn	0.044	0.045	0.041	0.041	0.045
Nb	0.825	0.820	0.834	0.852	0.849
Cu	0.0079	0.0085	0.0083	0.0078	0.0074
Al	0.82	0.88	0.85	0.85	0.86
Ti	1.89	2.04	2.00	1.98	1.99
W	2.76	2.91	2.86	2.81	2.88
Co	0.298	0.316	0.309	0.301	0.292
C	0.050	0.042	0.049	0.038	0.035
Mg	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001	<0.001
B	0.0063	0.0047	0.0056	0.0053	0.0046
S	0.004	0.008	0.004	0.003	0.007
P	0.006	0.008	0.004	0.003	0.006
V	0.0502	0.0501	0.0506	0.0502	0.0497
Sn	0.029	0.029	0.028	0.025	0.029
Zr	0.0154	0.0157	0.0158	0.0160	0.0163
Hf	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01

Таблица 12.

Сравнение результатов спектрометрирования и марочного состава сплава ЭП718.

Сплав	Содержание элементов в %															
	C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	Mg	Nb	Al	Ti	Fe	B	P	S	Прочие
ЭП718	≤0,1	≤0,3	≤0,6	14-16	43-47	2,5-3,5	4-5,2	0,001-0,5	0,8-1,5	0,9-1,4	1,9-2,4	Ост.	≤0,008	≤0,010	≤0,015	Zr≤0,02; Ce≤0,3
Спектрометрирование	0,0429	0,126	0,043	12,87	45,1	2,8433	4,138	<0,001	0,8361	0,855	1,9811	30,92	0,0053	0,005	0,00512	*

Для большей наглядности усредненные результаты спектрометрирования приведены с марочным составом сплава ЭП718 (Таблица 12).

По результатам спектрометрирования выявлен недостаток в содержании хрома и алюминия в сравнении с установленным содержанием элементов в нормативной документации, что отрицательно повлияет на уровень высокотемпературной прочности термообработанных сварных образцов.

2.1.2. Разработка технологии сварки корневого шва на РТК

При разработке технологии сварки корневого шва, следующие параметры устанавливались неизменными:

- диаметр электродной проволоки ($d_э$);
- расход защитного газа на защиту корня ($q_к$);
- вылет электрода ($l_с$) ;
- общая длина шва ($L_ш$).

– Варьировались:

- сила тока ($I_{св}$);
- скорость сварки ($v_{св}$);
- амплитуда (A) – поперечное перемещение горелки относительно оси сварного шва;
- шаг волны (λ) ;
- скорость подачи проволоки ($v_{пп}$);
- расход защитного газа в горелку ($q_з$);
- скорость сварки ($v_{св}$).
- регистрировались в процессе сварки:
- напряжение (U).

– Вычислялись после сварки:

- погонная энергия ($q_п$).

Значение погонной энергии определялось соотношением:

$$q_{п} = \frac{q_{эф}}{v_{св}} = \eta_{И} \frac{I \cdot U \cdot 3{,}6}{v_{св}} \qquad (2.1)$$

где $\eta_{И}$ – эффективный коэффициент полезного действия источника питания, принимался по данным [5] равным 0,7 для АрДС и 0,75 для СПЭ.

На Рис. 2.8 показана синусоидальная траектория движения сварочной горелки при заполнении корневого шва.

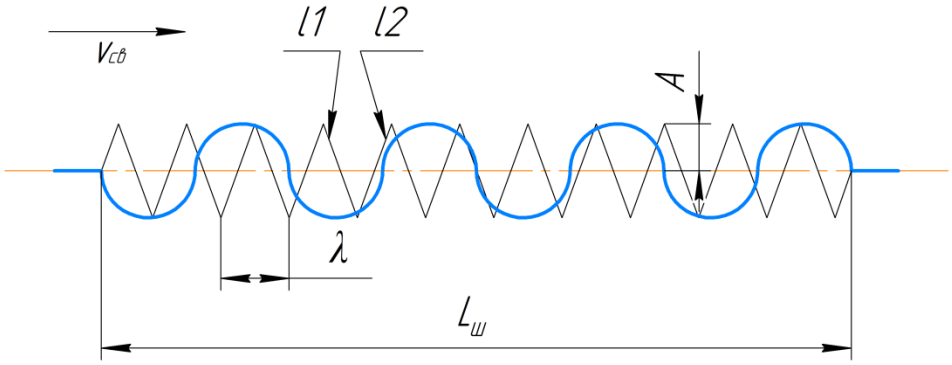


Рис. 2.8.
Траектория движения сварочной горелки при заполнении корневого шва (зигзагообразная тонкая линия – исходная траектория, синусоидальная – окончательная).

Представлены опробованные режимы сварки (Таблица 13).

Таблица 13.

Опробованные режимы сварки корневого шва.

№ режима	I, A	U, B	$v_{св}$, мм/с (%v)	$v_{пп}$, м/мин	lc, мм	q, л/мин	A, мм	λ, мм
1	80	16	5,7	1,9	12	22/5	0.7	2.4
2	80	16	6,67	1.9	12	20/5	0.75	2.4
3	96	16	6,67	2.1	12	20/3	0.75	2.4
4	96	16	7,94	2.1	12	20/3	0.75	3.0
5	90	16	7,94	2.0	12	20/3	0.75	3.0
6	80	16	6,77	1.9	12	20/3	0.75	2.8
7	70	16	6,0	1.7	12	20/3	0.75	2.6
8	60	16	5,8	1.5	12	18/2	0.75	2.8
9	70	16	5,8	1.7	12	18/3	0.75	2.8
10	70	16	5,8	1.7	12	18/3	0.75	2.8
11	70	16	5,8	1.7	12	18/3	0.75	2.8
12	**70**	**16**	**5,7**	**1.7**	**12**	**18/3**	**0.75**	**2.8**

По результатам визуально-измерительного контроля сварных швов рекомендован режим №12, обеспечивающий качественное формирование корневого валика. Представлено сравнение энергетических характеристик разработанных режимов с ручной АрДС (Таблица 14.).

Роботизированная СПЭ на токе 70 А (режим 12) обеспечивает снижение погонной энергии за шов до 147 кДж/м – на 42% меньше по сравнению с ручной АрДС с присадочным материалом.

Таблица 14.

Экспериментально полученные режимы роботизированной СПЭ в сравнении с режимом ручной АрДС.

Параметр	Значение		
	Ручная АрДС	Роб СПЭ	Роб СПЭ
№ прохода	1-3 проходы	Корневой	Корневой
$I_{св}$, А	60…80	90	70 ↓
$U_д$, В	10…12	16	16
$\upsilon_{св}$, м/ч	-	20,5	20,16 ↓
$\upsilon_{пп}$, м/ч	-	120	102 ↓
$q_г$, л/ч	10	5	5
$q_к$, л/ч	20...22	20...22	20...22
А, мм	-	0,7	0,7
Длина волны	-	1,2	1,2
$q_п$, кДж/м	252	188	147 ↓
$q_{п1}/q_{п0}$, %	0	100-30,5	100-45,5

В дальнейшем режим №12 принят в качестве основного для сварки корневого слоя на РТК. Внешний вид корневого слоя, сваренного на режиме №13, представлен на рис. 2.9.

а)

б)

Рис. 2.9.

Лицевая (а) и обратная (б) стороны корневого слоя, сваренного на токе 70 А.

Формирование обратного валика на разработанном режиме хорошее, ширина составляла 1.5…1.7 мм, высота 0.6…0.9 мм. С лицевой стороны корневой валик имел грубочешуйчатое строение с высотой чешуек превышающей 1 мм.

2.1.3. Разработка технологии сварки облицовочного шва на РТК

Параметры, контролирующие процесс сварки облицовочного шва, соответствуют выше рассмотренным параметрам режима при сварке корневого шва, траектория движения сварочной горелки представлена на Рис. 2.10.

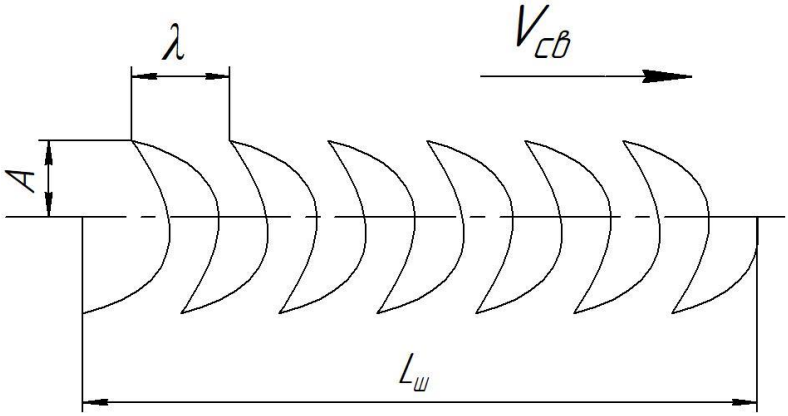


Рис. 2.10.

Траектория движения сварочной горелки при заполнении облицовочного шва.

Целью облицовочного шва является заполнение металлом оставшиеся кромки и сплавление с корневым швом. Вследствие этого траектория движения сварочной горелки изменяется в сторону большей амплитуды. Представлены режимы, опробованные при разработке технологии сварки облицовочного шва (Таблица 15).

Таблица 15.

Опробованные режимы сварки облицовочного шва.

Сварка	I, A	U, B	$v_{св}$, мм/с (%v)	$v_{пп}$, м/мин	lc, мм	$q_з/q_{об}$, л/мин	A, мм	λ, мм
1	80	16	4,1	1,9	12	20/1	3	2
2	100	16	6,77	2,2	12	20/1	2,5	2
3	100	16	6	2,2	12	20/1	2,75	2
4	100	16	5,3	2,2	12	20/1	2,8	2
5	120	16	5,3	2,7	12	20/1	2,0	2
6	110	16	6,74	2,5	12	20/1	2	3
7	100	16	5,6	2,2	12	20/1	2	3
8	80	16	5,6	1,9	12	15/1	2	3
9	70	16	4,7	1,7	12	15/3	2	3
10	80	16	4,7	1,9	12	14/3	2	3
11	80	16	4,15	1,9	12	14/3	2,2	2,5
12	**80**	**16**	**4,15**	**1,9**	**12**	**14/3**	**2,2**	**2,5**

В дальнейшем режим №12 был принят в качестве основного для сварки облицовочного слоя (

Рис. 2.11) на РТК. Тепловложение облицовочного шва вычислялось аналогично корневому, и соответствовало 231 кДж/м.

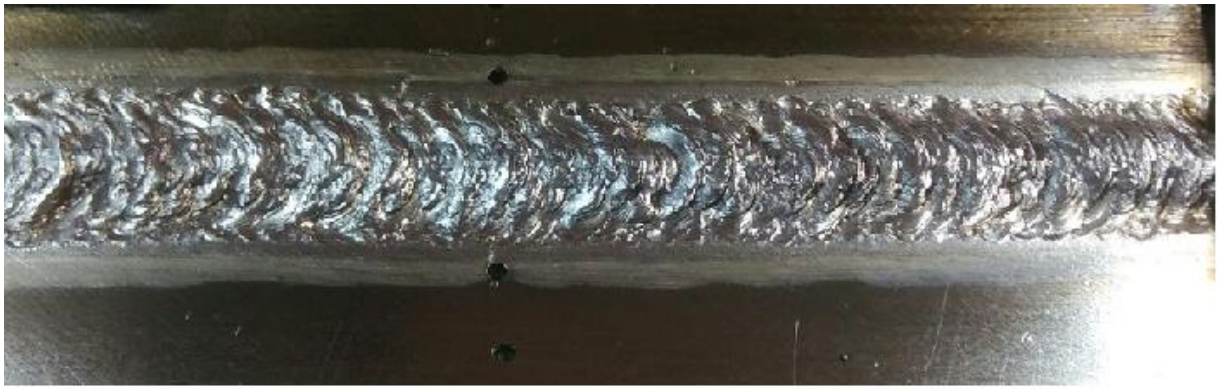
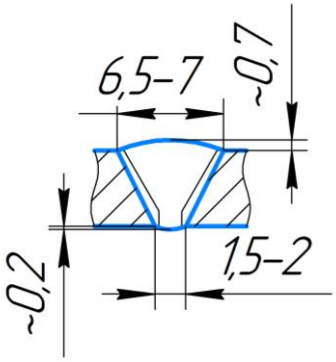
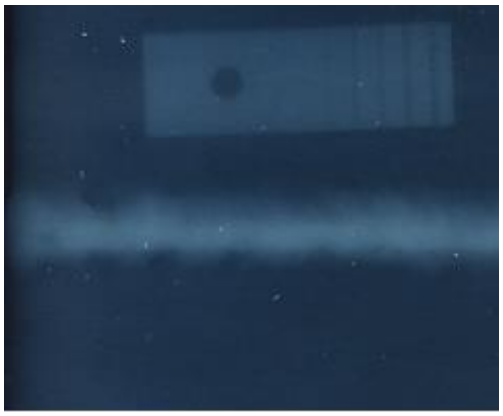


Рис. 2.11.

Лицевая сторона облицовочного валика.

Форма шва полученного по разработанной технологии представлена на Рис. 2.12, а), ширина шва составляла 6.5...7 мм и высота усиления 0,8-1,2 мм. По результатам радиографического контроля (Рис. 2.12, б) внутренних дефектов в сварных швах выявлено не было.

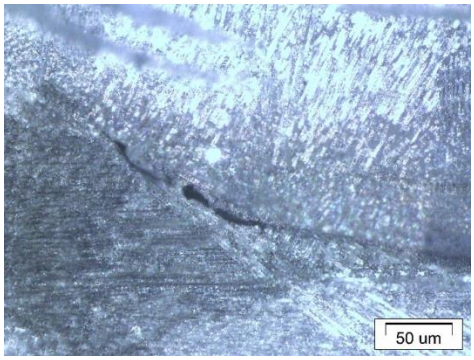


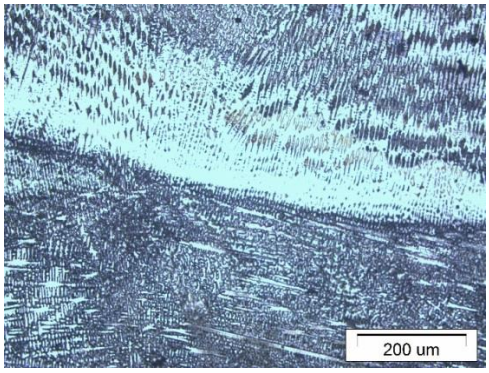


а) б)

Рис. 2.12.
Размеры сварного шва после облицовочного шва и результаты радиографического контроля.

В ходе металлографического исследования в сварных швах были выявлены межваликовые несплавления Рис. 2.13, а) не обнаруженные ранее в ходе радиографического контроля.





а) б)

Рис. 2.13.
Участок сплавления корневого и облицовочного шва а – без зачистки корневого шва, б – с зачисткой корневого шва.

Наличие несплавлений, скорее всего, связано грубочешуйчатой формой корневого валика, после введения процедуры зачистки коревого валика межваликовых несплавлений не обнаруживалось (Рис. 2.13, б).

Также разработан режим сварки облицовочного шва на плоских образцах толщиной 5 мм. Скорость сварки при этом составляла 12 м/ч, скорость подачи проволоки 120 м/ч, сварочный ток 90 А. Размеры сварного шва сплава ЭП718 толщиной 5 мм полученного по разработанным режимам представлены на рис. 2.14.

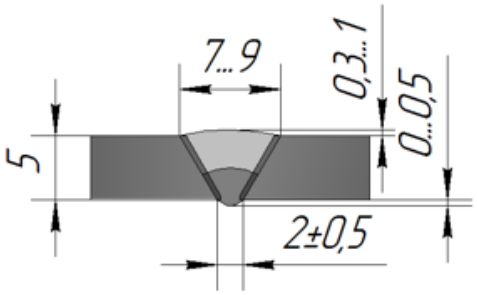


Рис. 2.14.
Размеры сварного шва сплава ЭП718 толщиной 5 мм.

Таблица 16.
Сравнение режима роботизированной СПЭ с режимом ручной АрДС.

Параметр	Значение		
	Ручная АрДС	Роб СПЭ	Роб СПЭ
№ прохода	1-3 проходы	Корневой	Облицовочный
$I_{св}$, А	60…80	70 ↓	69 ↓
$U_д$, В	10…12	16	15
$\upsilon_{св}$, м/ч	-	20,16 ↓	20,16 ↓
$\upsilon_{пп}$, м/ч	-	102 ↓	102 ↓
$q_г$, л/ч	10	5	5
$q_к$, л/ч	20...22	20...22	16...20
А, мм	-	0,7	2,2
Длина волны	-	1,2	2,5
$q_п$, кДж/м	252	147 ↓	150
$q_{п1}/q_{п0}$, %	0	58%	77%

Применение роботизированной СПЭ на РТК обеспечивает уменьшение вводимой погонной энергии при сварке сплава ЭП718 на 40% в сравнении с ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом (Таблица 16).

2.2. Исследование микроструктуры и свойств сварных соединений после сварки

Структуру шлифов исследовали с помощью электронного микроскопа Olympus GX51.

Анализ макро и микрошлифов (Рис. 2.15, Рис. 2.16) показал, что принятый при сварке режим и условия обеспечивают наличие усиления шва, а также формирование обратного валика с плавным переходом от шва к основному металлу. Вдоль границы сплавления, как с лицевой, так и с обратной стороны возможно формирование подрезов глубиной 0,2…0,3 мм.

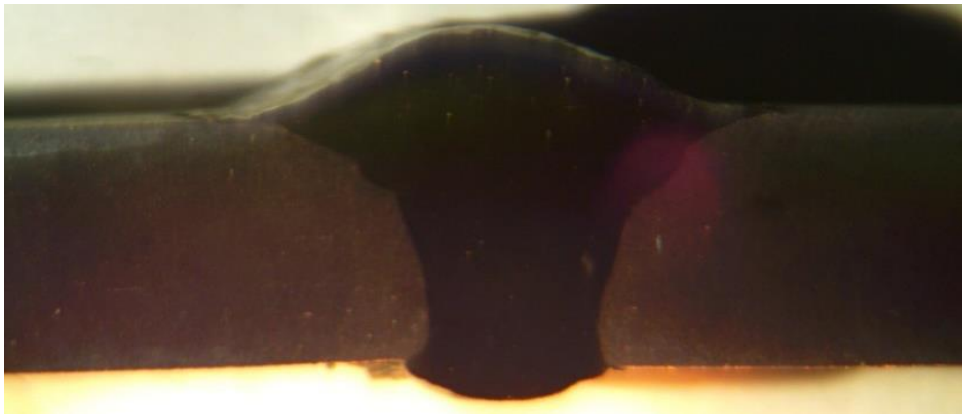
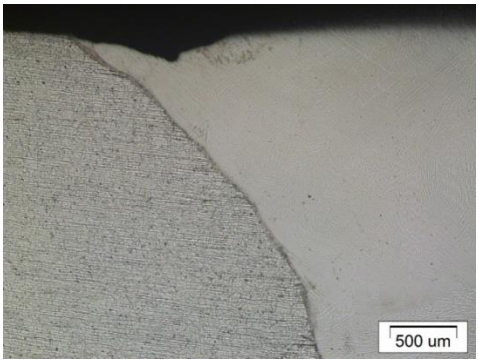
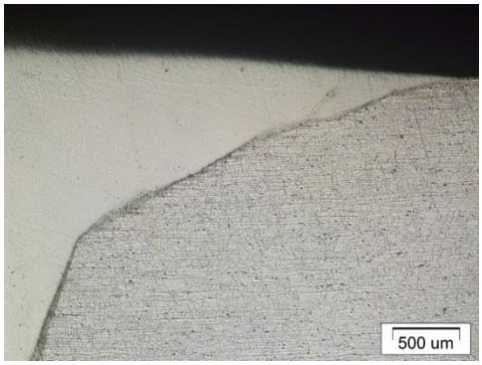


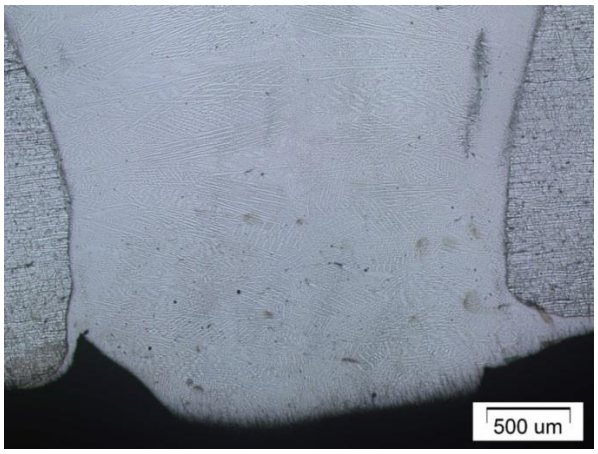
Рис. 2.15.
Макроструктура сварного соединения.



а)



б)



в)

Рис. 2.16.

Микроструктура сварного шва, увеличение х5: а, б – облицовочный валик; в – корневой валик.

Сварной шов имеет мелкодисперсную, разориентированную микроструктуру, не содержит пор, несплавлений, трещин, каких-либо других сварочных дефектов (рис. 2.16, Рис. 2.17).

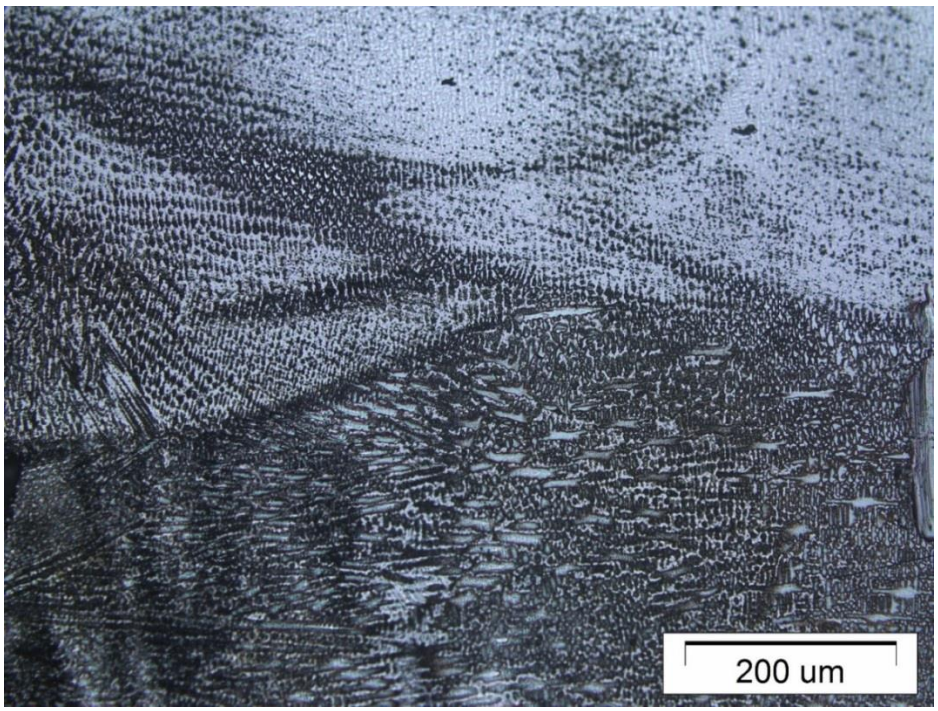


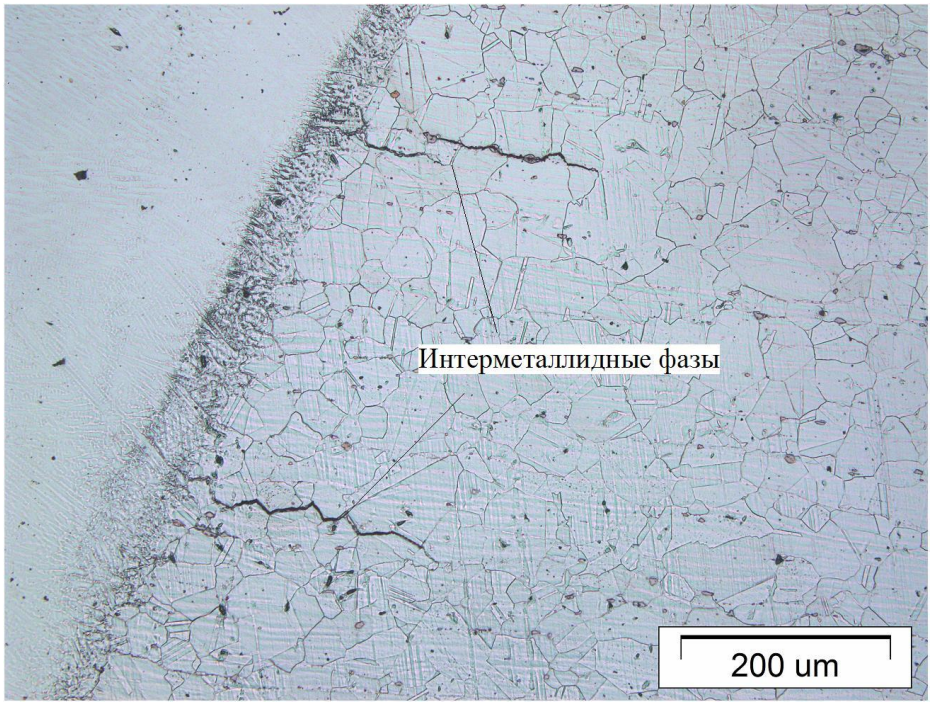
Рис. 2.17.

Микроструктура по границе сплавления между 2-мя проходами сварного шва.

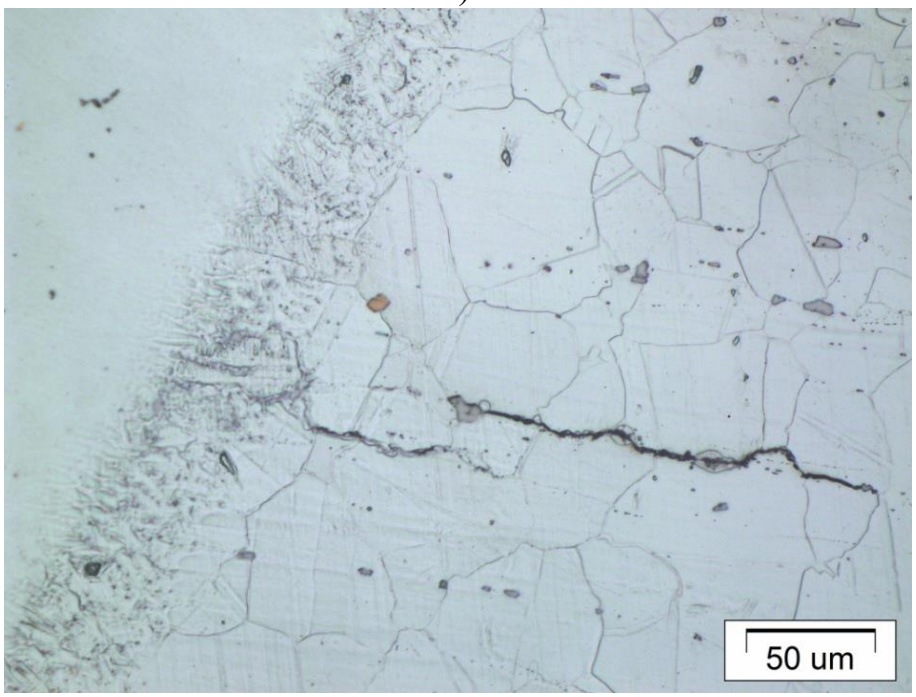
Проведено исследование микроструктуры с увеличением Х10 (Рис. 2.18).

По границам зерен от границы сплавления вглубь ОШЗ выявлены образования, протяженностью 50 … 200 мкм, первоначально

идентифицированные как трещины. Описанное ниже исследование с помощью растровой электронной микроскопии показало, что эти образования являются следствием выкрашивания межграничных сред при полировке темплета, либо неравномерного растворения при травлении.



а)



б)

Рис. 2.18.

Микроструктура сварного зоны сплавления а – масштаб х10; б – масштаб х20.

2.3. Исследование микроструктуры и свойств сварных соединений после термообработки

2.3.1. Анализ результатов оптической металлографии

Структуру шлифов исследовали с помощью электронного микроскопа Olympus GX51.

После механической полировки образцы подвергались травлению. Реактив для травления – реактив «А», который имеет следующий состав: вода (H_2O)-20 см^3, медный купорос ($CuSO_4$)- 4 г, соляная кислота (HCl) – 20 см^3 . Время травления 3-10 секунд.

На Рис. 2.19 и Рис. 2.20 представлена микроструктура сварного соединения в состоянии после сварки.

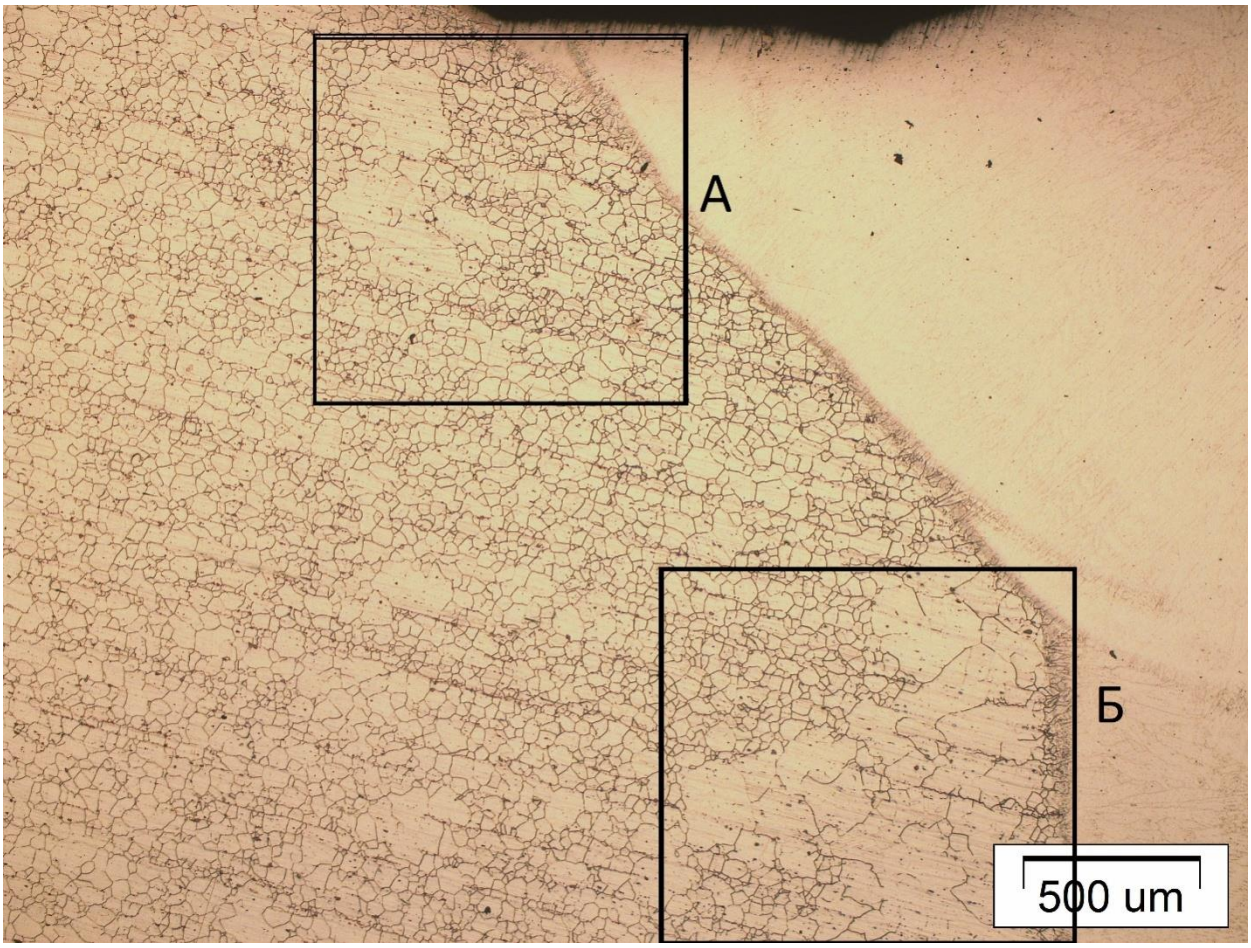
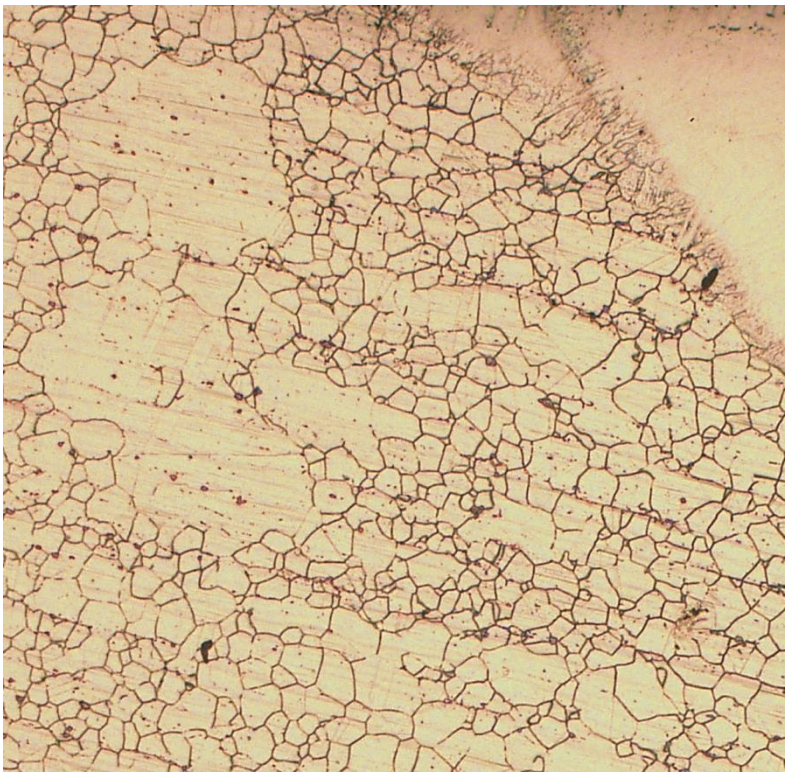
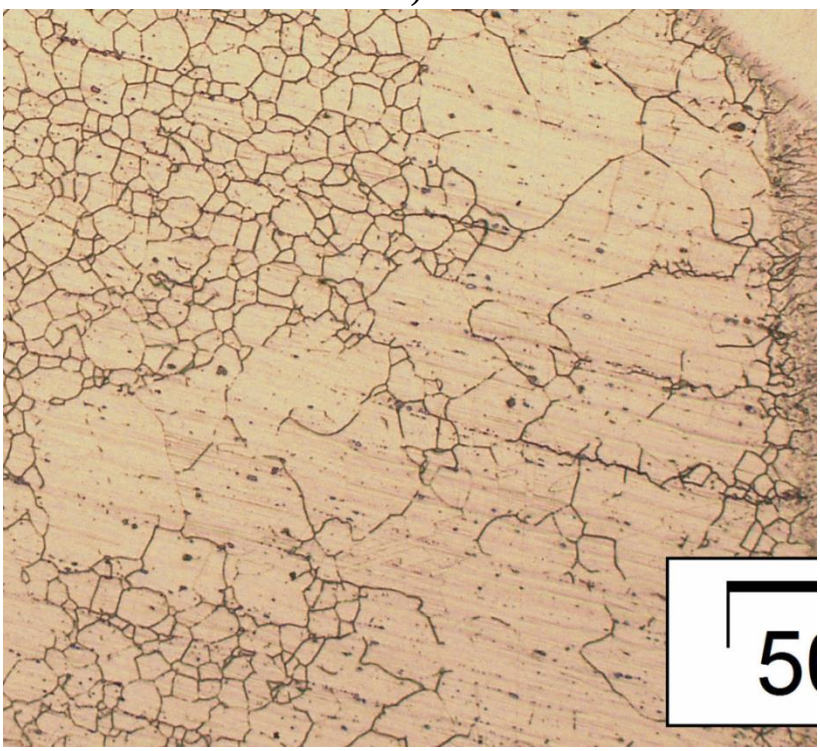


Рис. 2.19.
Микроструктура сварного соединения после закалки и старения.

На образцах, прошедших термическую обработку, не выявлено описанных ранее образований, что, скорее всего, объясняется гомогенизацией структуры вследствие термообработки



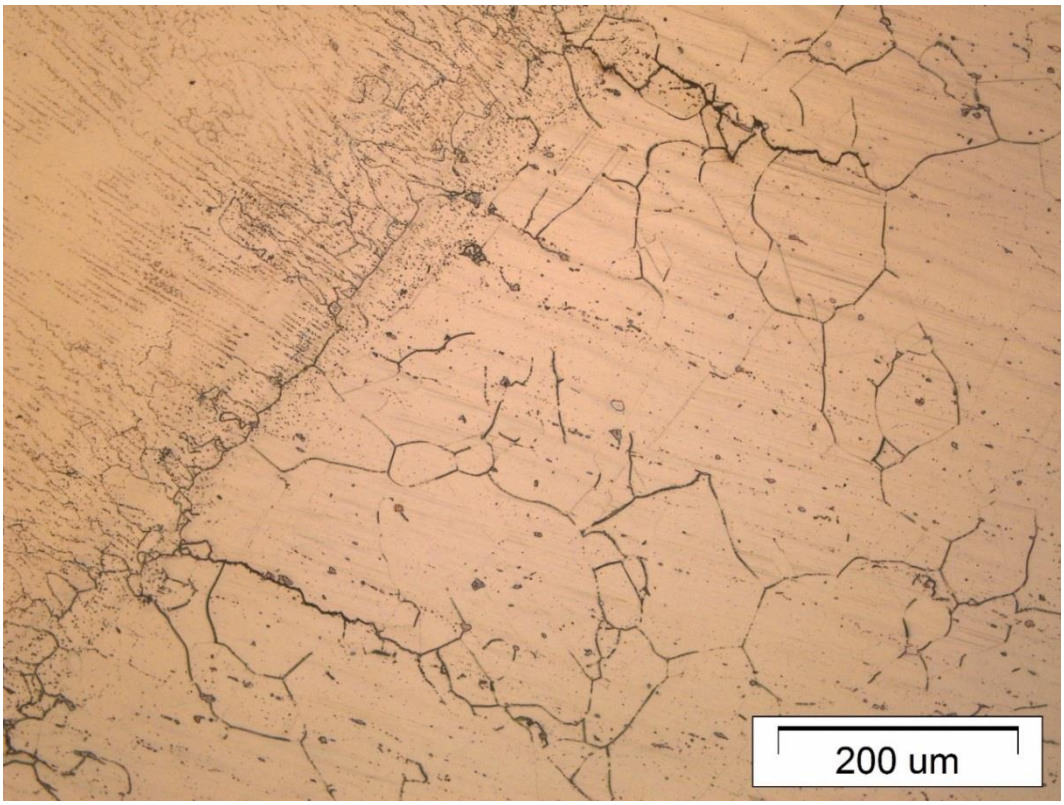
а)



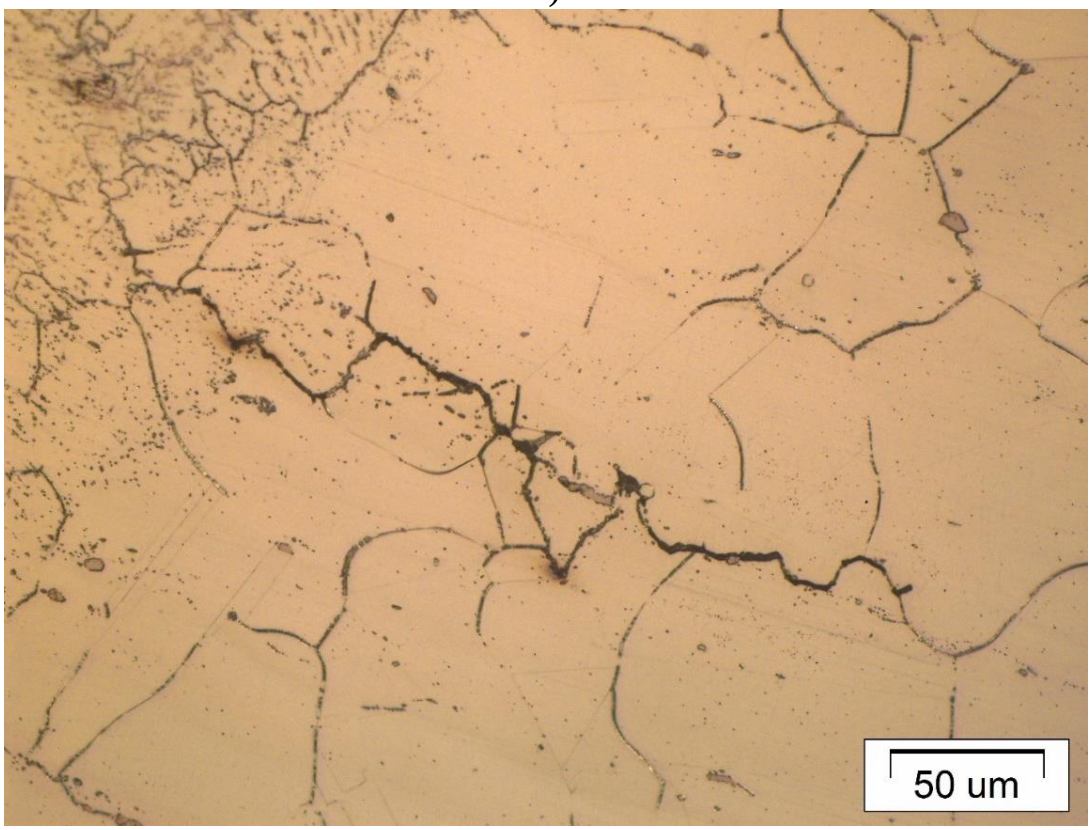
б)

Рис. 2.20.

Микроструктура сварного соединения: а – зона роста (А); б – зона (Б).



а)



б)

Рис. 2.21.

Микроструктура зоны сплавления: а – Х10; б – Х50.

Рост зерна происходит в двух локальных областях. Первая располагается на удалении порядка 0,2 мм от лицевой поверхности, и на расстоянии около 0,3 мм от границы сплавления с облицовочным швом (Рис. 2.20, а), вторая располагается вдоль границы сплавления с корневым швом (Рис. 2.20, б), причем на границе корневого и облицовочного швов зона роста зерна начинается непосредственно от границы сплавления, а ее ширина достигает максимальных значений. На остальных участках вдоль границы сплавления размер зерна соответствует таковому у основного металла.

2.3.2. Анализ результатов испытаний на растяжение при комнатной температуре

Испытания проводились на образцах типа XII по ГОСТ 6996-66 в состаренном состоянии на электромеханической измерительной системе для проведения статических испытаний Instron 5982. Эскиз образца типа XII по ГОСТ 6996 и схема разрезки плоского образца представлены на Рис. 2.22.

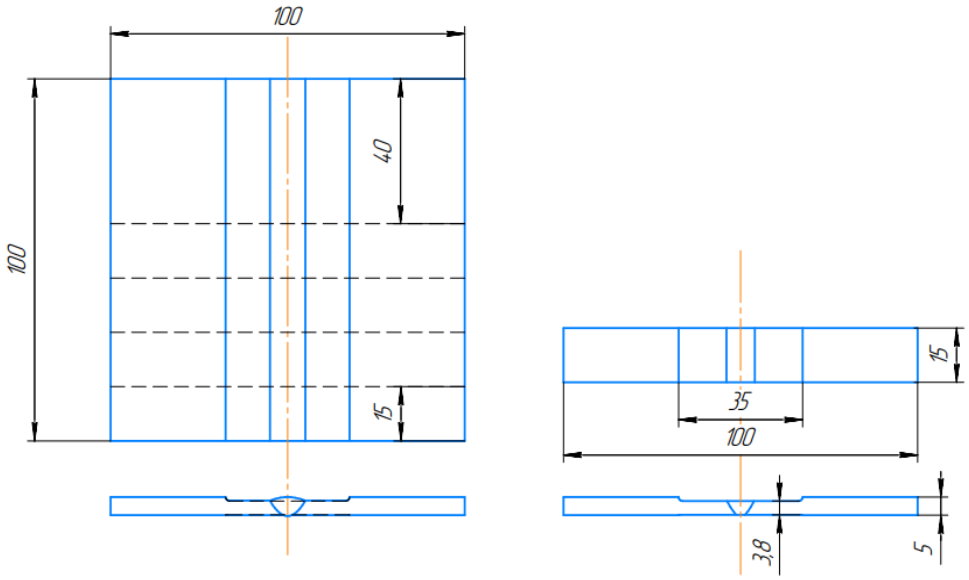


Рис. 2.22.
Эскиз разделки сварного соединения под образцы типа XII для испытаний на растяжение по ГОСТ 6996.

Образцы после испытаний показаны на Рис. 2.23.

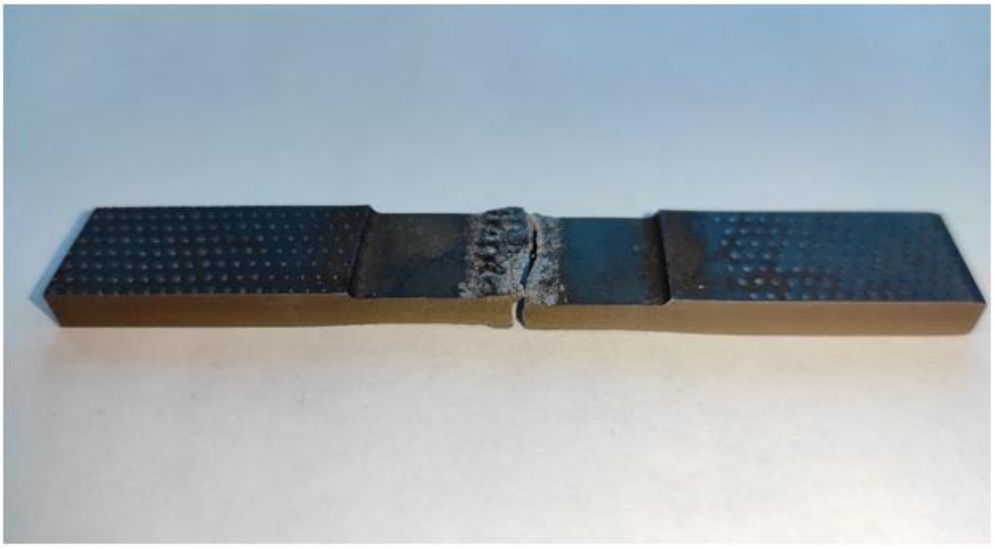
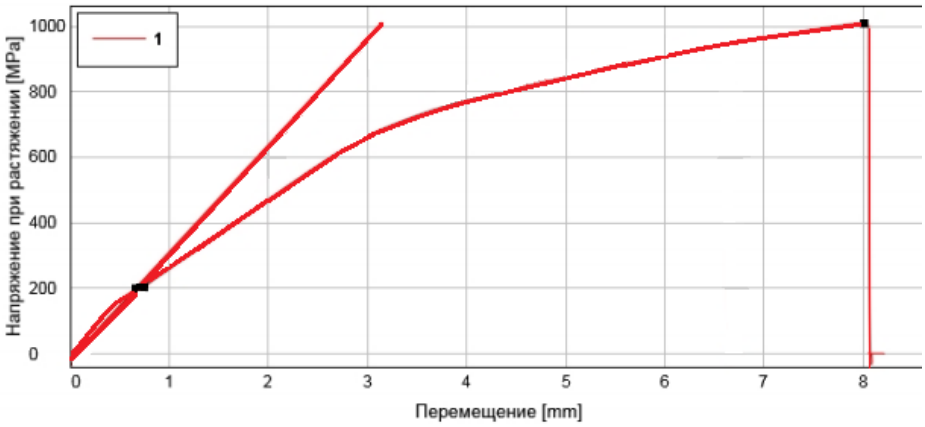


Рис. 2.23.
Образец №1

Образец №1 порвался по сварному шву. Результаты механических испытаний образца №1 представлены на Рис. 2.24.



	Максимум Напряжение при растяжении [MPa]	Напряжение при растяжениипри Предел текучести (Условный 0,2 %) [MPa]	Максимум Сила [N]	Диаметр [mm]
1	1010,44	199,98	57778,38	

	Площадь [mm^2]	Толщина [mm]	Ширина [mm]	Длина [mm]
1	57,18	3,93	14,55	27,00

	Скорость на шаге 1 [mm/min]
1	2,00

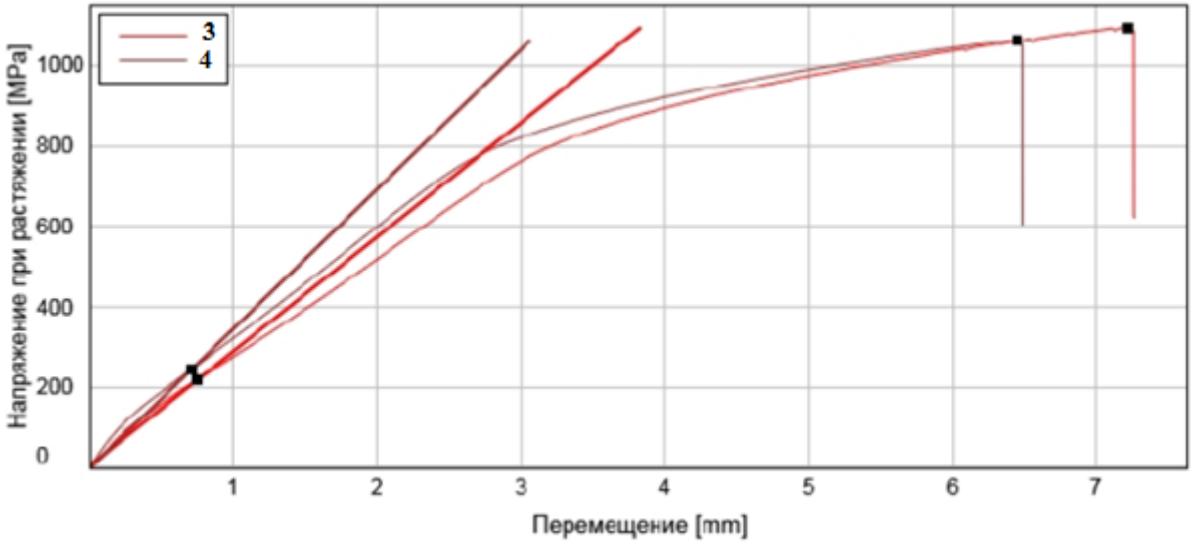
Рис. 2.24.
Результаты механических испытаний сварных образцов на измерительной системе Instron 5982.

Образцы №3 и 4 после испытаний показаны на Рис. 2.25 и Рис. 2.26 .

Рис. 2.25.
Образец №3.

Рис. 2.26.
Образец №4.

Образцы №3 и 4 порвались по сварному шву. Результаты механических испытаний представлены на Рис. 2.27.



	Максимум Напряжение при растяжении [MPa]	Напряжение при растяжениипри Предел текучести (Условный 0,2 %) [MPa]	Максимум Сила [N]	Диаметр [mm]
3	1095,22	218,04	57383,98	
4	1063,42	245,23	43387,34	

	Площадь [mm^2]	Толщина [mm]	Ширина [mm]	Длина [mm]
3	52,40	3,50	14,97	18,00
4	40,80	3,40	12,00	33,50

	Скорость на шаге 1 [mm/min]
3	1,00
4	1,00

Рис. 2.27.
Результаты механических испытаний сварных образцов ЭП718 при комнатной температуре на измерительной системе Instron 5982.

Среднее арифметическое значение предела прочности при нормальной температуре составило 1056 МПа, что больше на 56 МПа оговоренного в техническом задании значения (1000 МПа).

2.3.3. Анализ результатов испытаний на растяжение при температуре рабочей среды корпуса опоры ТНД

Испытания на растяжение при температуре рабочей среды корпуса опоры ТНД (650°С) проводилось в соответствии с ГОСТ 9651. Эскиз разделки сварного соединения под плоские образцы для механических испытаний при температуре 650°С по ГОСТ 9651 показан рис. 2.28.

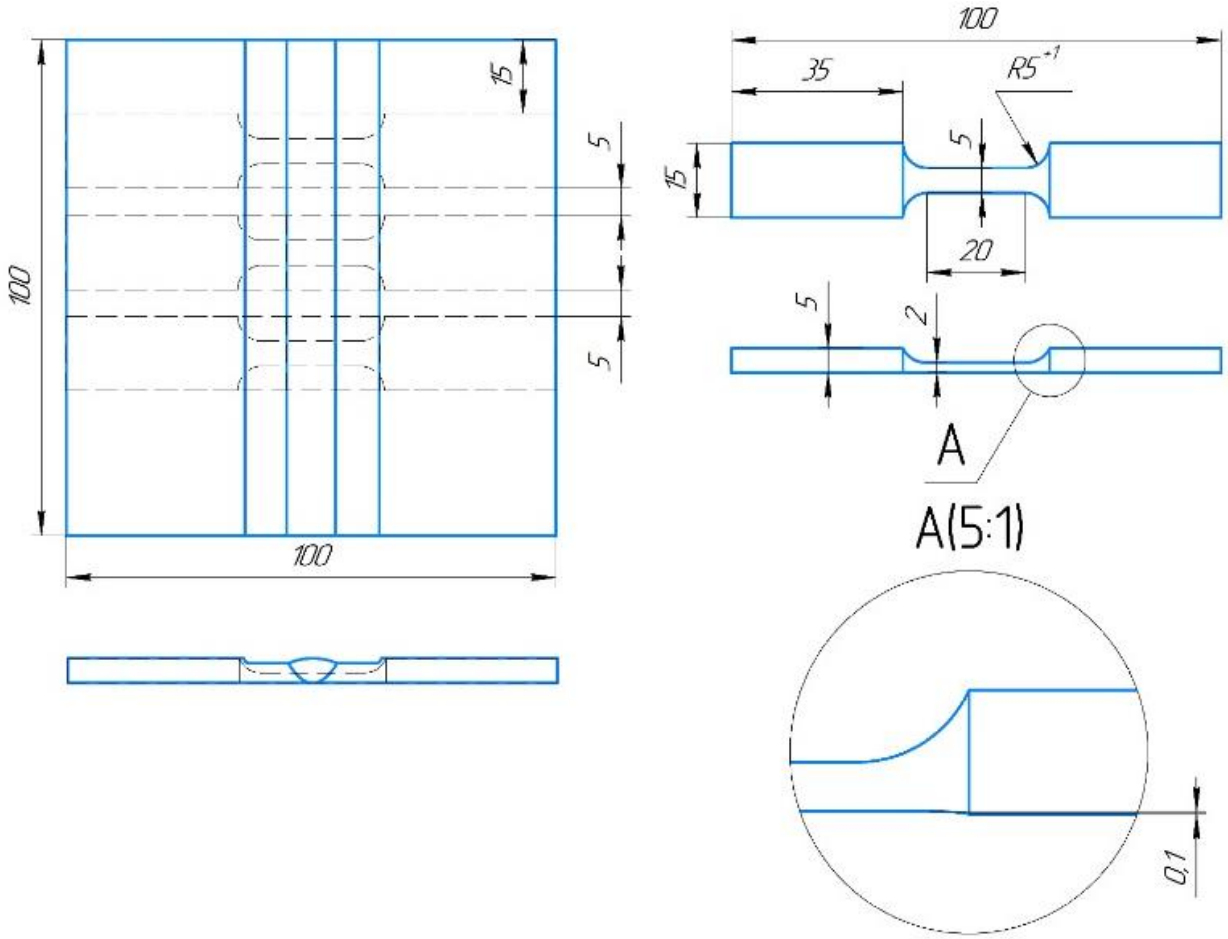


Рис. 2.28.
Эскиз разделки сварного соединения под плоские образцы для механических испытаний при температуре 650°С по ГОСТ 9651.

Образцы после испытаний показаны на Рис. 2.29 – Рис. 2.31.

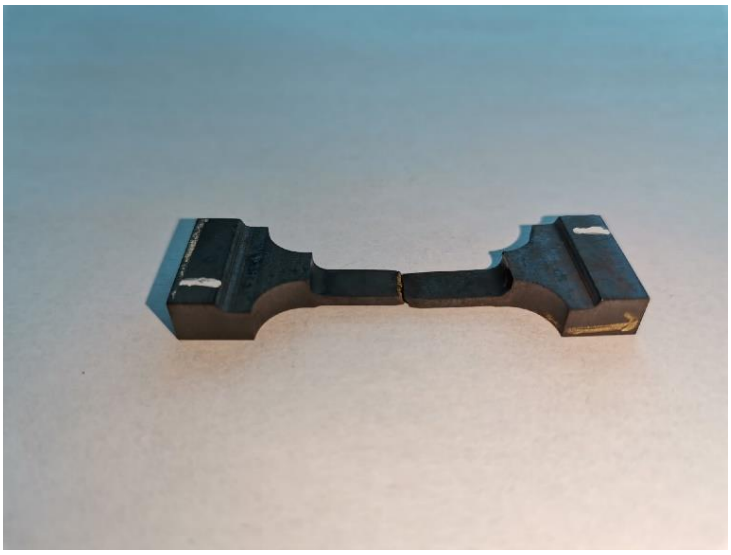


Рис. 2.29.
Образец № 1.

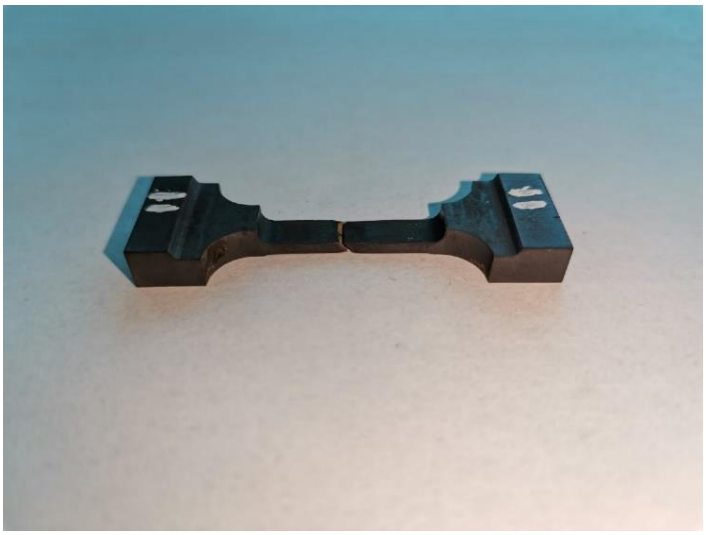


Рис. 2.30.
Образец № 2.

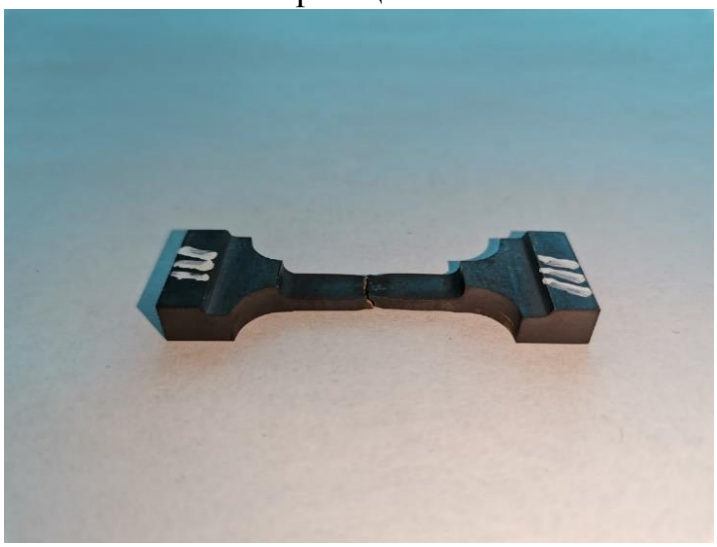
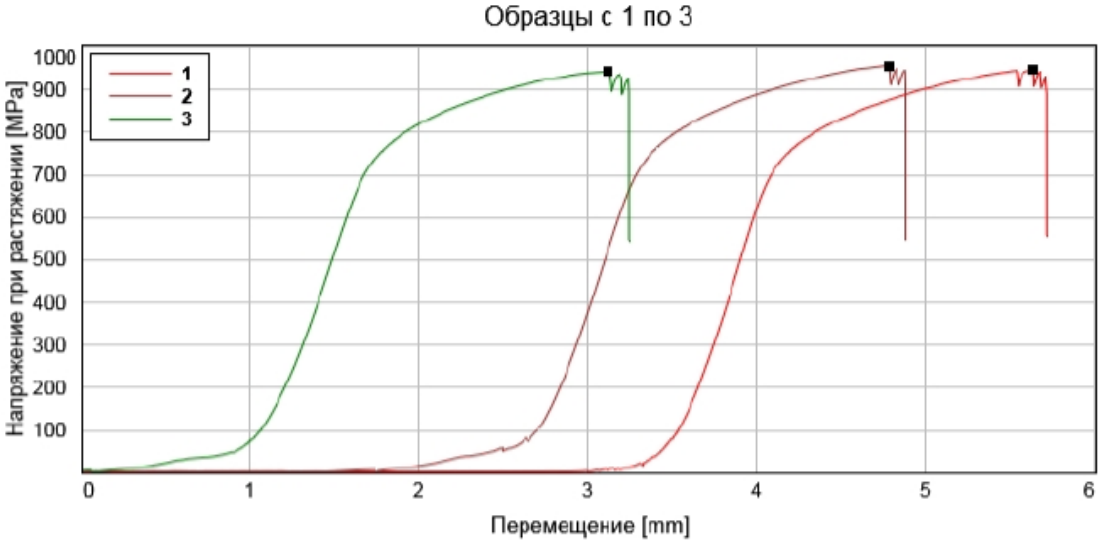


Рис. 2.31.
Образец № 3.

Все образцы порвались по сварному шву. Результаты механических испытаний представлены на Рис. 2.32.

Среднее арифметическое значение предела прочности при 650°С составило 949 МПа. Отклонение от оговоренного в техническом задании значения (950 МПа) составляет 0.1%, что соответствует погрешности измерения усилия испытательным оборудованием.



	Максимум Напряжение при растяжении [MPa]	Напряжение при растяжениипри Предел текучести (Условный 0,2 %) [MPa]	Максимум Сила [N]	Диаметр [mm]
1	946,93	711,58	6278,15	
2	957,79	717,53	6974,28	
3	942,71	716,62	8390,16	

	Площадь [mm^2]	Толщина [mm]	Ширина [mm]	Длина [mm]
1	6,63	1,30	5,10	15,00
2	7,28	1,48	4,92	15,00
3	8,90	1,78	5,00	15,00

	Скорость на шаге 1 [mm/min]
1	1,00
2	1,00
3	1,00

Рис. 2.32
Результаты механических испытаний сварных образцов ЭП718 при температуре 650 С° на измерительной системе Instron 5982.

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 2

1. Для снижения уровня остаточных деформаций установлены режимы корневого и облицовочного швов, обеспечивающие бездефектное формирование сварного шва и снижение вводимой погонной энергии на более чем 40%, в сравнении с базовой технологией, до величины 140-150 кДж/м, что показало целесообразность применения роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями в импульсном режиме.

2. Результаты металлографических исследований сварного шва, анализ макро и микрошлифов показали, что принятый при сварке режим обеспечивает наличие усиления шва, а также формирование обратного валика с плавным переходом от шва к основному металлу.

3. Сварной шов имеет мелкодисперсную, разориентированную микроструктуру, не содержит пор, несплавлений, трещин, каких-либо других сварочных дефектов, а предел прочности превышает 1000 и 900 МПа для комнатной и повышенной температуры соответственно.

4. По результатам экспериментальных исследований роботизированной сварки плавящимся электродом плоских образцов их сплава ЭП718 упорядочены необходимые данные для формирования базы знаний для конечно-элементного моделирования термодеформационного состояния плоских образцов в процессе и после роботизированной сварки.

ГЛАВА 3. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ ПЛОСКОГО ОБРАЗЦА ИЗ ЭП718

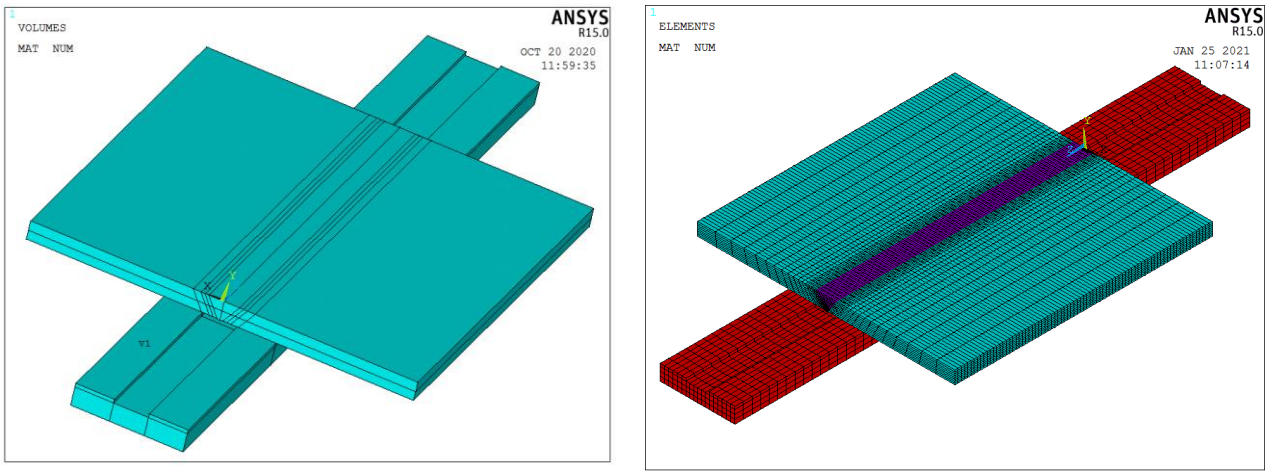
Для создания адекватной математической модели вварки стек в корпус турбины низкого давления двигателя ПД-14 требуется верифицировать математическую модель нагрева и деформаций плоского образца из ЭП718. Для верификации температурной задачи используется сравнение результатов термометрирования при сварке реального образца и результатов моделирования, для верификации деформационной модели – сравнение деформаций.

3.1. Моделирование температурного поля при роботизированной сварке плавящимся электродом стыковых соединений из листового ЭП718

3.1.1. Конечно-элементное разбиение геометрии плоского образца

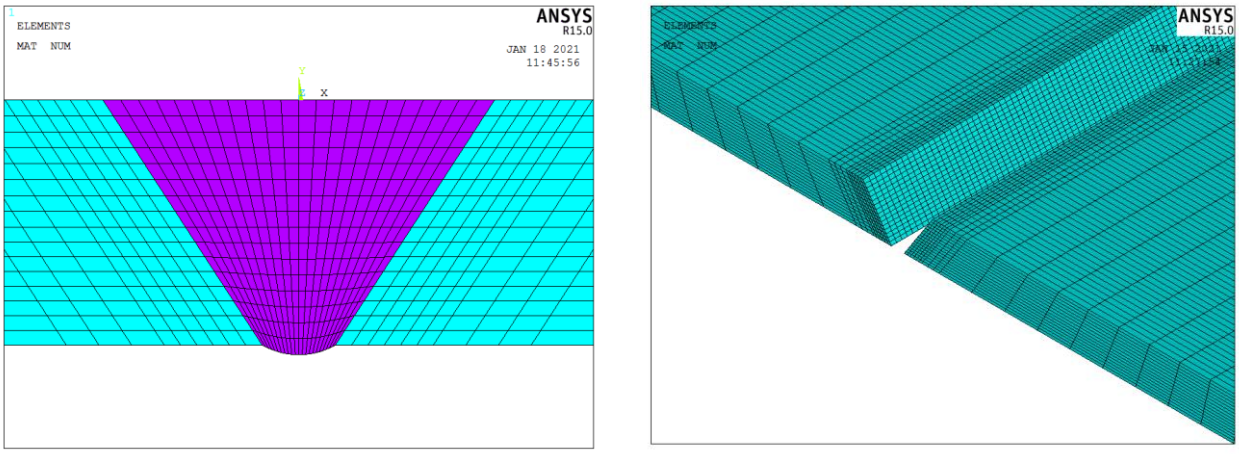
Расчетная 3D-модель и конечно-элементная сетка представлены на рис. 3.1. 3D-модель представляла собой плоский образец размерами 100*100*4 мм с разделкой в 30º с медной подкладкой размерами 100*30*6 мм с проточкой шириной 6 мм и глубиной 1 мм.

Тип элементов – Solid 70, 8-ми узловые гексаэдрические. Размер конечных элементов вблизи стыка – 0,3 мм, плавно увеличивается от 1,3 до 7 мм к торцам образца, количество элементов по толщине – 14, количество элементов в длину – 160. Размер конечных элементов в медной подкладке – 5 мм. На рис. 3.2 показано локальное распределение конечных элементов в области шва и по разделке кромок.



а) б)

Рис. 3.1.
Расчетная 3D-модель (а) и конечно-элементная сетка (б).



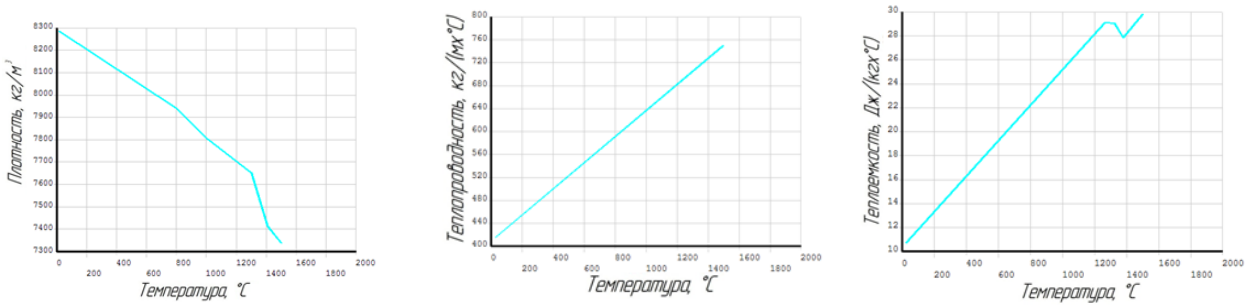
а) б)

Рис. 3.2.
Локальное распределение конечных элементов в области шва (а) и по разделке кромок (б).

3.1.2. Описание температурной модели СПЭ с поперечными колебаниями

Зависимость теплофизических свойств ЭП718 и ЭП533 от температуры ρ(T), λ(T), c(T) принимали в соответствии с расчетами программы OPENCALTHAD по усредненному химическому составу сплавов, поскольку в научной литературе и статьях отсутствует информация о свойствах сплава. При температурах выше 1200ºС внутренний алгоритм ANSYS аппроксимирует линейно значения функции свойства на последнем температурном интервале. На рис. 3.3

приведены зависимости теплофизических свойств сплава ЭП718 в зависимости от температуры.

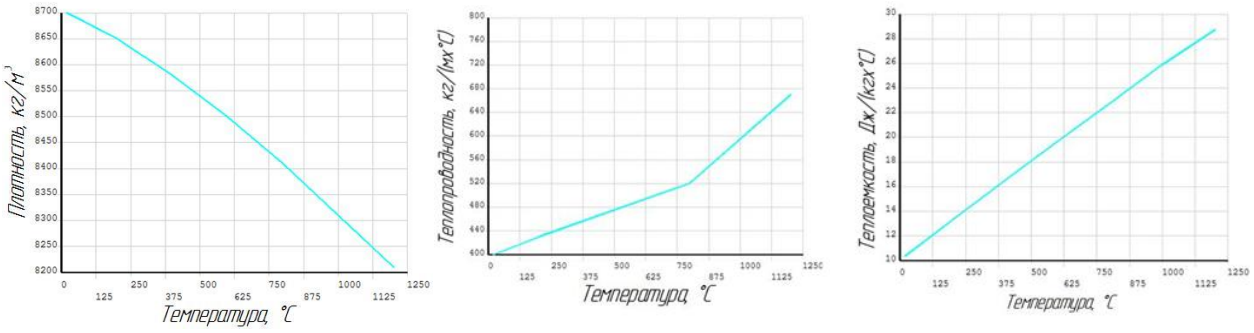


а) Плотность ρ(T) б) Теплопроводность λ(T) в) Теплоемкость c(T)

Рис. 3.3.

Зависимости плотности (а), теплопроводности (б) и теплоемкости (в) от температуры для сплава ЭП718.

На рис. 3.4 приведены зависимости теплофизических свойств сварочной проволоки ЭП533 в зависимости от температуры.



а) Плотность ρ(T) б) Теплопроводность λ(T) в) Теплоемкость c(T)

Рис. 3.4.

Зависимости плотности (а), теплопроводности (б) и теплоемкости (в) от температуры для сварочной проволоки ЭП533.

Граничные условия уравнения теплопроводности. Граничные условия теплоотдачи задавались с внешних и внутренних поверхностей образца.

Радиационное излучение рассчитывалось по формуле:

$$q_{2r}=\varepsilon\cdot C_0\cdot(T - T_c) \qquad (3.1)$$

где C_0 – постоянная Стефана-Больцмана, C_0 =5,67x10^{-8}Вт/(м^2·град^4);

ε – интегральный коэффициент лучистого теплообмена никеля;

T – температура поверхности тела, ºС;

T_c – температура окружающей среды, ºС;

Конвективная теплоотдача определялась по формуле:

$$Q=A\cdot h\cdot(T-T_c) \quad (3.2)$$

где *Q* – плотность теплового потока при конвекции, Вт/м^2;

h – коэффициента теплоотдачи, Вт/м^{2}ºС;

A – площадь поверхности, м^2;

T – температура поверхности тела, ºС;

T_c – температура окружающей среды, ºС.

Коэффициент конвективной теплоотдачи определяли по данным работы [77] по следующей зависимости: h=0,68T·10-2T , при 0<T<500ºС; h=0,231T-82,1 , при T>500ºС.

Начальная температура *T* и температура окружающей среды T_c при расчетах принималась равной 20ºС.

Граничные условия контакта сварного образца с медной подкладкой состоит из суммарного воздействия температурной проводимости воздушной прослойки $\alpha_{воз}$ между образцом и подкладкой и термопроводности микровыступов α_M, образованными контактами между материалами. Площадь контакта между образцами вычисляется как [18]:

$$S_ф = \frac{16,4P}{H}, \quad (3.3)$$

где *P* – давление на образец, МПа, в соответствии с экспериментальными данными о прижимных устройствах, P=0,6 МПа;

H – твердость образца по Бринеллю, МПа, в соответствии со справочником [47].

Таким образом, $S_ф$=0,12. Из-за относительной малости полученной величины, в соответствии с работой [41], можно пренебречь и учитывать только воздушную теплопроводимость $\alpha_{воз}$, которая вычислялась по формуле:

$$\alpha_{воз} = \frac{2\lambda_{воз}}{h_{медь} + h_{сталь}}, \quad (3.4)$$

С помощью портативного аппарата TR100 проведено измерение величины микронеровнойстей медной подкладки и лицевой стороны плоского образца из ЭП718. По поверхности образца из ЭП718 зафиксирована микронеровность величиной h_{EP}=0,74-0,972 мкм (для расчетов использована усредненная величина в 0,86 мкм).

В результате расчетов получены следующие значения контактной термической проводимости $\alpha_{возд}(T)=9100+28T$.

Реализация контакта в ANSYS/Multiphysics осуществляется с помощью механизма Contact Manager, где задаются контактные элементы между Target и Contact surface (целевая и контактная поверхность соответственно). В данном случае элементы целевой поверхности принадлежали пластине из ЭП718, а элементы контактной поверхности принадлежали медной подкладке [41].

Контактная теплопередача между контактируемыми парами «образец – медная подкладка» рассчитывалась по формуле:

$$q=TCC\cdot(T_t-T_c), \quad (3.5)$$

где *TCC* – коэффициент контактного термического сопротивления, обратный величине проводимости, (м2·ºС)/Вт;

T_t *и* T_c – температуры соответственно в узлах контакта целевой и контактной поверхностей, ºС.

Параметры источника нагрева. Параметры режима сварки взяты из результатов натурных экспериментов.

Реальный нагрев имитировался подвижным источником типа двойного полуэллипсоида Голдака. Поперечные колебания источника нагрева имитировались движением по синусоиде с амплитудой на 1-м шве – 0,75 мм и 2,0 мм – во втором.

Формулы адаптированы в уравнение равномерного движения по синусоиде, имитирующее поперечные колебания источника нагрева:

$$q = Q \cdot exp\left(-3\left(\left(\frac{Z - v \cdot Time}{r_1}\right)^2 + \left(\frac{Y}{r_2}\right)^2 + \left(\frac{X - T\sin(A \cdot Time)}{r_3}\right)^2\right)\right) \quad (3.6)$$

где Q – вводимая мощность, Вт; V – скорость источника, м/ч; r_i – полуоси эллипсоида, м; T – период, $с^{-1}$; A – амплитуда, мм.

При адаптации формулы колебательных движений для корневого шва в терминологии внутреннего скриптового языка ANSYS получилось следующее выражение:

$$q = Q \cdot exp\left(-3\left(\left(\frac{Z - 0{,}00667 \cdot \{TIME\}}{\mathrm{a}}\right)^2 + \left(\frac{\{Y\}}{r_2}\right)^2 + \left(\frac{\{X\} - 0/00135\sin\left(\frac{2\pi}{0{,}0022}\{\mathrm{TIME}\}\right)}{\mathrm{c}}\right)^2\right)\right) \quad (3.7)$$

Моделирование проводилось в несколько этапов:

Этап 1. Имитация 1-го шва сварочным источником нагрева проводилась с помощью Heat generation (объемный источник). Время сварки – 15 сек. Для имитации наплавления присадочного материала использовалась техника Birth and Death Elements (смерти и рождения элементов).

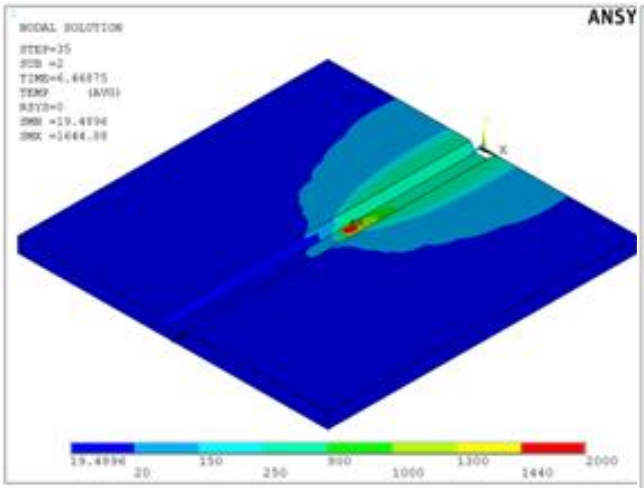
Этап 2. Остывание в течение 60 сек. Максимальная температура в конце этапа остывания – 83 ºС.

Этап 3. Имитация 2-го шва сварочным источником нагрева

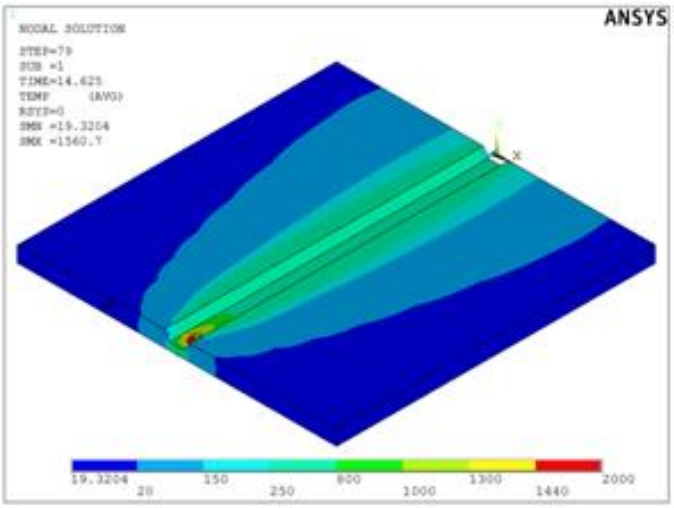
Этап 4. Остывание в течение 60 сек.

Анализ результатов моделирования.

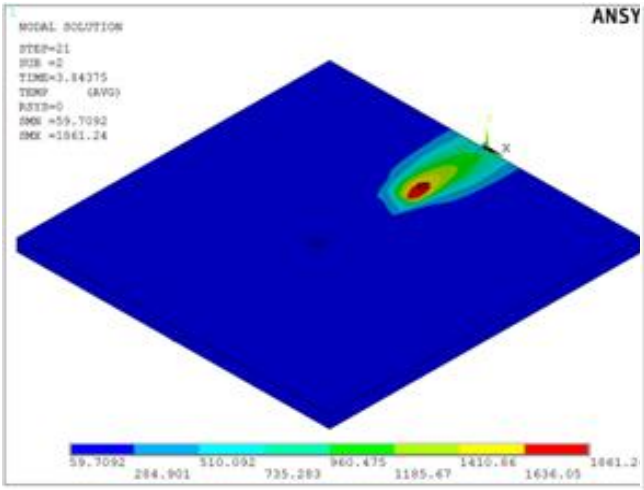
На рис. 3.5 показаны распределения температурных полей от подвижного источника нагрева типа двойного полуэллипсоида Голдака, движущегося с поперечными колебаниями.



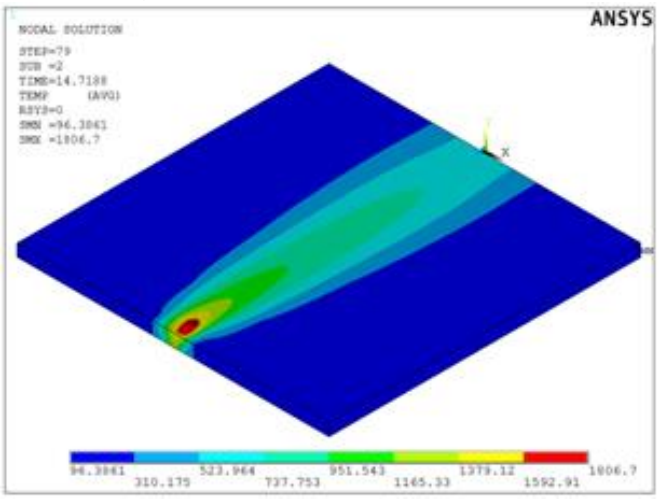
а) 1-й шов: t=6,47 сек



б) 1-й шов: t=14,43 сек



в) 2-й шов: t=3,84 сек



г) 2-й шов: t=14,72 сек

Рис. 3.5.
Распределения температурных полей от подвижного источника нагрева типа двойного полуэллипсоида Голдака.

3.1.3. Анализ результатов температурной модели СПЭ с поперечными колебаниями

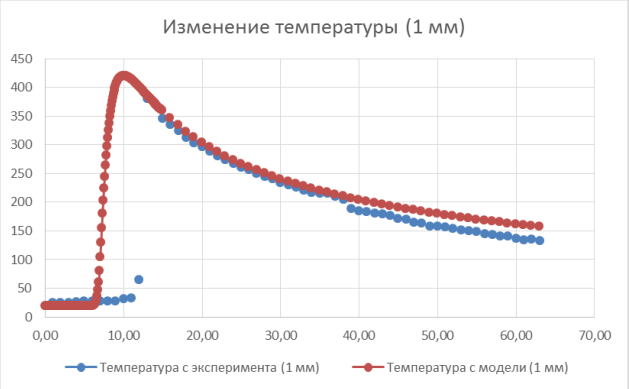
Верификация результатов моделирования тепловой задачи при сварке осуществлялась сопоставлением термических циклов с узлов конечно-элементной сетки, соответствующих местам закрепления термопар «К-типа» на сварном образце, как показано на рис. 3.6.

а)

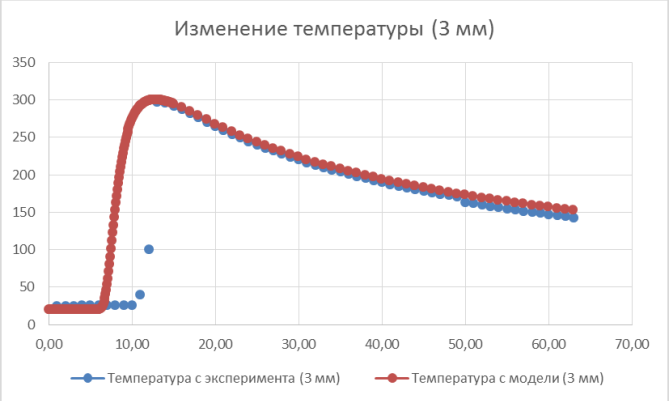
б)

Рис. 3.6.
Места установки термопар «К-типа» на сварном образце 100х100х4 мм (а) и оснастка для сварки листовых заготовок (б).

Термопары приваривались к внешней поверхности сварного образца конденсаторной сваркой: 1-я термопара устанавливалась на расстоянии 1 мм от кромки; 2 – я – на расстоянии 3 мм; термопары располагались на 1 линии, перпендикулярной стыку. Термические циклы в процессе сварки регистрировались с помощью 4-х канального измерителя температуры CENTER 511 и термопарами К-типа. На рис. 3.7 показаны термические циклы с термопар и узлов конечно-элементной сетки при моделировании после 1-го шва.



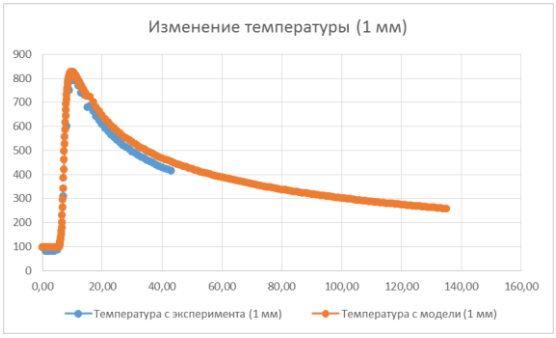
а)

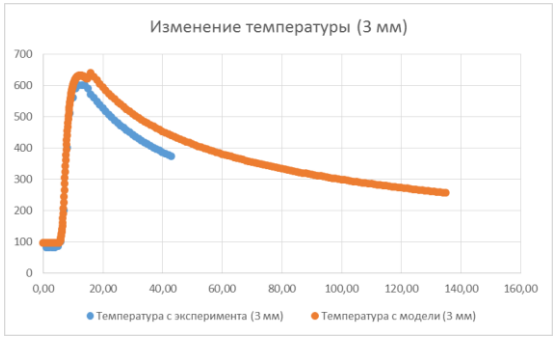


б)

Рис. 3.7.
Термические циклы с термопар №1 (а) и 2 (б) после 1-го шва.

На рис. 3.8 показаны термические циклы с термопар и узлов конечно-элементной сетки при моделировании после 2-го шва.

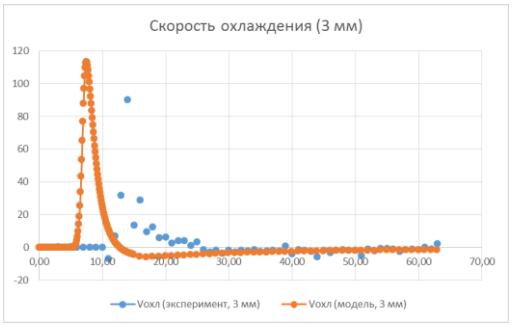




а) б)

Рис. 3.8.
Термические циклы с термопар №1(а) и 2(б) после 2-го шва.

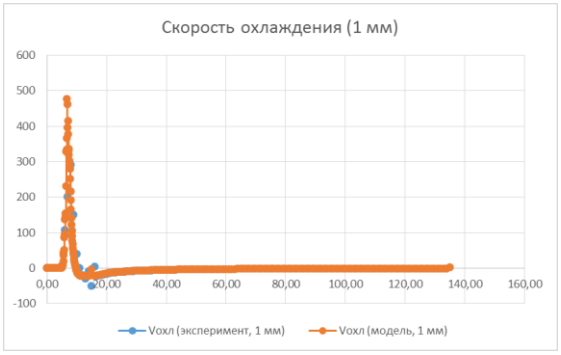
На рис. 3.9 показаны зависимости скоростей охлаждения от времени сварки в местах установки термопар и при моделировании после 1-го шва.

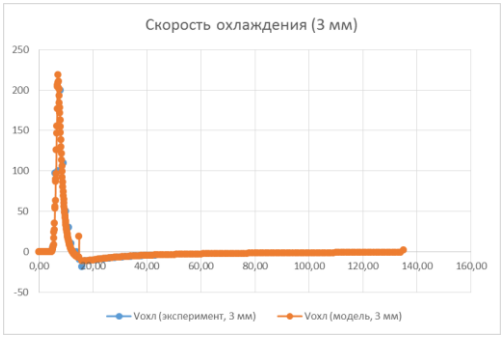


а) б)

Рис. 3.9.
Зависимости скоростей охлаждения от времени сварки в местах установки термопар №1(а) и 2(б) после 1-го шва.

На рис. 3.10 показаны зависимости скоростей охлаждения от времени сварки в местах установки термопар и при моделировании после 2-го шва.



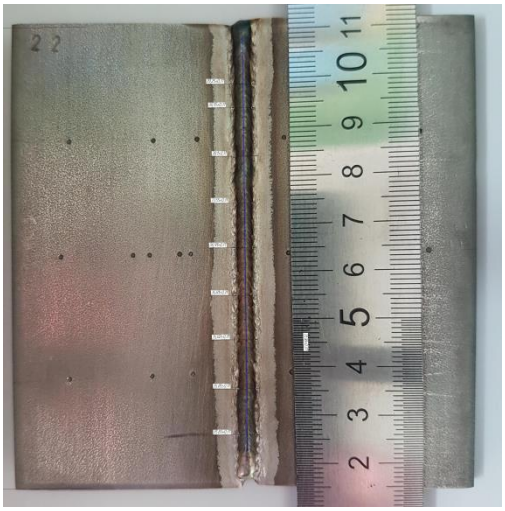


а) б)

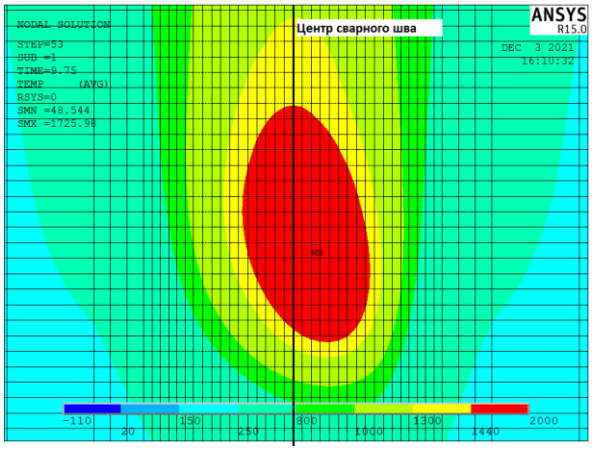
Рис. 3.10.
Зависимости скоростей охлаждения от времени сварки в местах установки термопар №1(а) и 2(б) после 2-го шва.

Как показывают графики на Рис. 3.7-Рис. 3.10, термические циклы с численной тепловой модели сварки отражают реальный нагрев при 2-х проходной СПЭ сплава ЭП718 с погрешностью не более 7% по сравнению с экспериментальными данными.

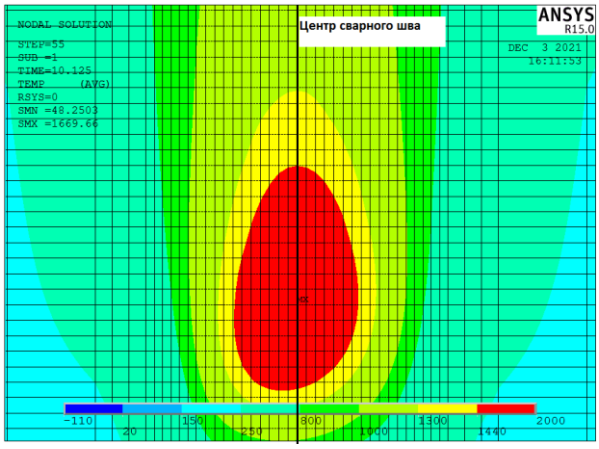
Также проведена оценка ширины зоны проплавления. Измерение ширины зоны проплавления после второго прохода роботизированной СПЭ путем измерения размеров и приведения их к нужному масштабу в программе КОМПАС 3D по 9 точкам вдоль оси сварного шва (Рис. 3.11).



а)



б)



в)

Рис. 3.11.
а) лицевая сторона образа после двухпроходной СПЭ с поперечными колебаниями; пример зоны проплавления при моделировании второго шва роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями

Проведено измерение ширины зоны проплавления, при конечно-элементном моделировании второго шва роботизированной СПЭ с поперечными

колебаниями. Ширина одного элемента в зоне сварного шва 0,46 мм, по мере продвижения источника до температуры плавления прогревается на 15,5 элементов в ширину, что соответствует 7,13 мм ширине зоны проплавления.

На Рис. 3.12 показан график (график размаха) сопоставления результатов измерения ширины зоны проплавления по образцам после статистической обработки по методу наименьших квадратов по медиане с квантилями значимости Q25% и Q75%.

Таким образом, разработанная численная температурная модель 2-х проходной СПЭ сплава ЭП718 позволяет спрогнозировать величину зоны проплавления с погрешностью 9% по сравнению с экспериментальными данными.

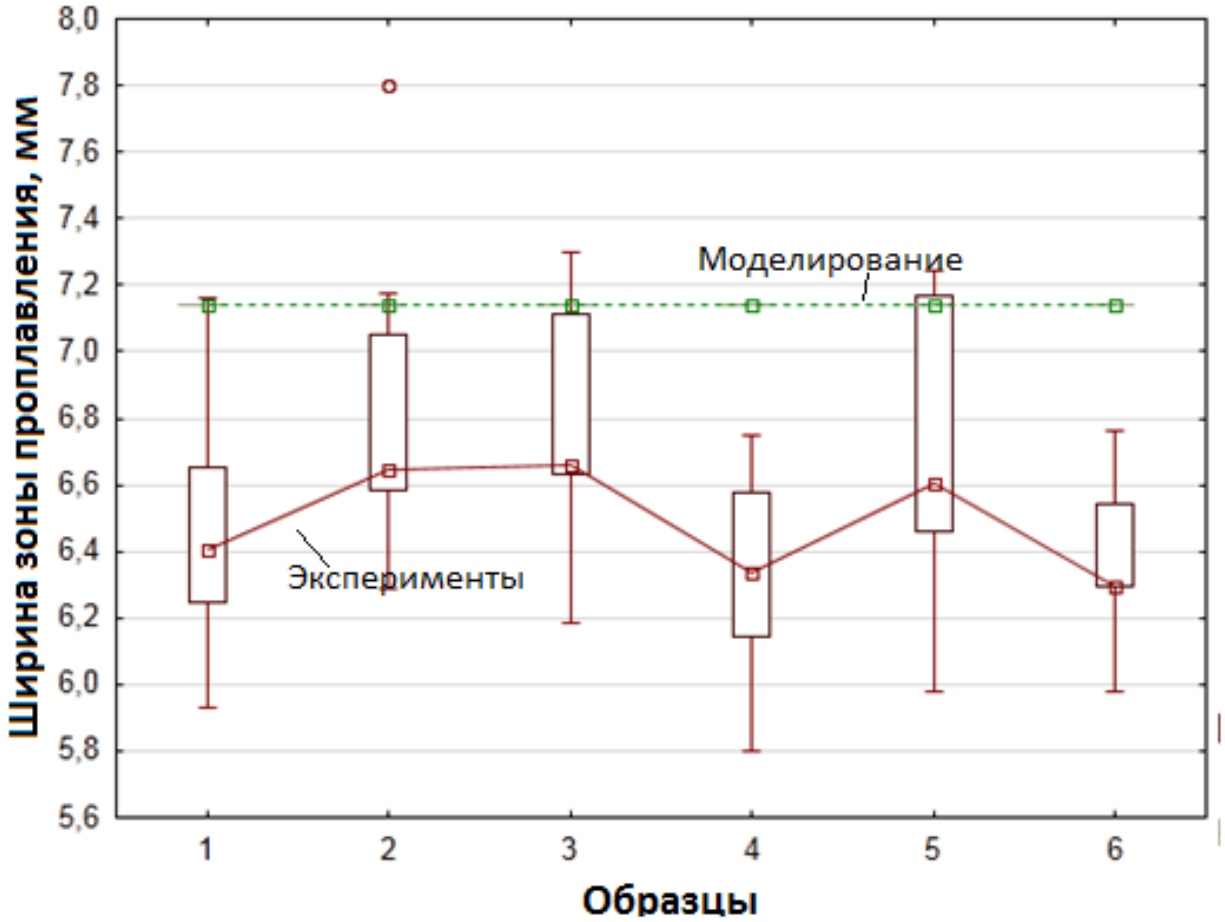


Рис. 3.12.
Диаграмма размаха результатов измерения ширины сварного шва.

3.2. Моделирование напряженно-деформированного состояния при роботизированной сварке плавящимся электродом стыковых соединений из листового ЭП718

Специфика моделирования напряженно-деформируемого состояния после сварки в инженерном пакете ANSYS состоит в том, что невозможно моделировать механические преобразования в металле одновременно с моделированием теплового воздействия. Для моделирования таких задач сначала следует провести имитационные эксперименты в части тепловых воздействий и только после этого, беря распределение температур на каждом шагу как граничные условия, решать деформационную задачу.

Для описания деформационной задачи требуется задание механических свойств материала, условий закрепления (имитации оснастки) и задание граничных условий исходя из ранее просчитанной температурной задачи.

3.2.1. Моделирование высокотемпературных деформационных свойств сплава ЭП718

Модель пластичности материала.

Пластичность используется для моделирования материалов, подвергающихся нагрузке за пределами их предела упругости. Как показано на Рис. 3.13, металлы часто имеют начальную упругую область, в которой деформация пропорциональна нагрузке, но за пределом упругости возникает невосстановимая пластическая деформация.

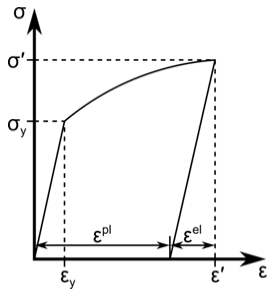


Рис. 3.13.

Кривая деформационного упрочнения для упругопластического материала (ε^{el} и ε^{pl}– упругая и пластическая деформации соответственно).

Разгрузка восстанавливает упругую часть общей деформации, и если нагрузка полностью снимается, в материале остается постоянная деформация из-за пластической деформации. Развитие пластической деформации зависит от условий нагружения, таких как температура, напряжение и скорость деформации, а также от внутренних переменных, таких как предел текучести, обратное напряжение и разрушение. Для моделирования поведения упругопластического материала предлагается несколько основных моделей пластичности. Модели варьируются от простых до сложных. Выбор основной модели обычно зависит от экспериментальных данных, доступных для соответствия материальным константам.

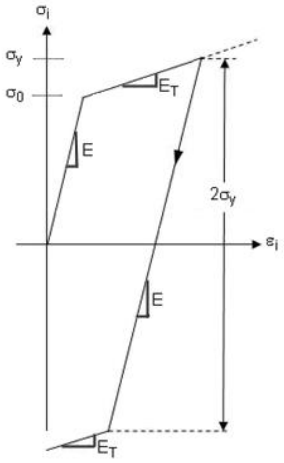
Модель изотропного упрочнения материала

При пластической деформации изотропное упрочнение вызывает равномерное увеличение размера поверхности текучести и приводит к увеличению предела текучести. Критерий текучести определен как:

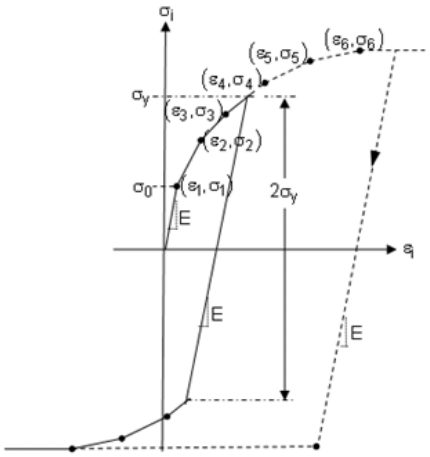
$$F(\sigma) - \sigma_y(\varepsilon) = 0, \tag{3.8}$$

где $F(\sigma)$ – скалярная функция напряжения, σ_y – предел текучести, который изменяется как функция набора внутренних переменных материала ε. Этот тип упрочнения может моделировать поведение материалов при монотонной нагрузке и упругой разгрузке, но часто не дает хороших результатов для конструкций, которые испытывают дополнительную пластическую деформацию после реверсирования нагрузки из пластического состояния.

Доступны три основных класса моделей изотропного упрочнения: билинейные, мультилинейные и нелинейные. Каждая из моделей упрочнения предполагает критерий текучести фон Мизеса. На Рис. 3.14 показаны кривые деформационного упрочнения для билинейного и мультилинейного изотропного упрочнения.



а) Билинейное изотропное упрочнение



б) Мультилинейное изотропное упрочнение

Рис. 3.14.
Кривая деформационного упрочнения для упругопластического материала с билинейным и мультилинейным изотропным упрочнением.

Модель кинематического упрочнения материала

Во время пластической деформации кинематическое упрочнение вызывает сдвиг поверхности текучести в пространстве напряжений. При одноосном растяжении пластическая деформация вызывает увеличение предела текучести при растяжении и уменьшение величины предела текучести при сжатии. Этот тип упрочнения может моделировать поведение материалов при монотонной или циклической нагрузке и может использоваться для моделирования таких явлений, как эффект Баушингера и цикличное изменение пластичности. Критерий текучести определен как:

$$F(\bar{\sigma}) - \sigma_y = 0, \tag{3.9}$$

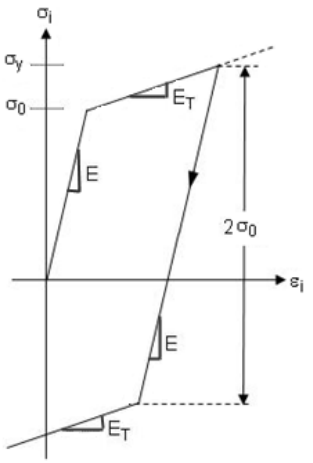
где – $F(\bar{\sigma})$скалярная функция относительного напряжения, σ_y- предел текучести. Относительное напряжение при этом:

$$\bar{\sigma} = \sigma - \alpha \tag{3.10}$$

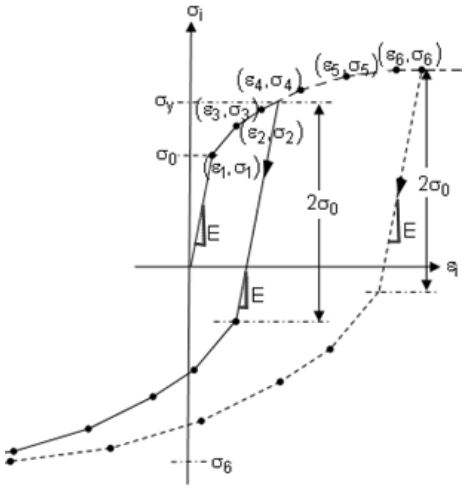
где α- реверсивное напряжение, которое представляет собой смещение положения поверхности текучести в пространстве напряжений и развивается во время пластической деформации.

Доступны три основных класса моделей кинематического упрочнения: билинейные, мультилинейные и нелинейные. Каждая из моделей упрочнения

предполагает критерий текучести фон Мизеса. На Рис. 3.15 показаны кривые деформационного упрочнения для билинейного и мультилинейного кинематического упрочнения.



а) Билинейное кинематическое упрочнение

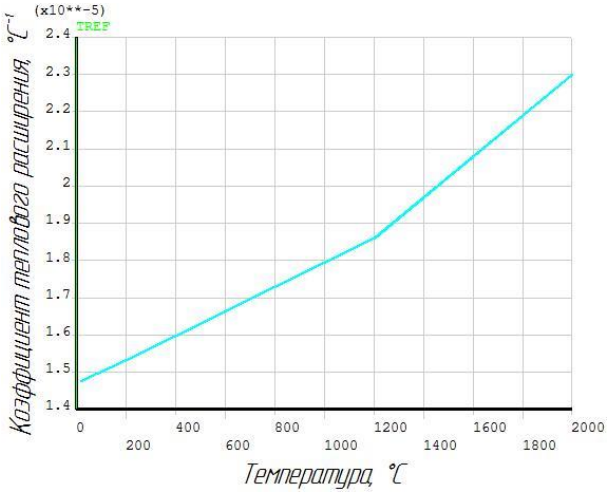


б) Мультилинейное кинематическое упрочнение

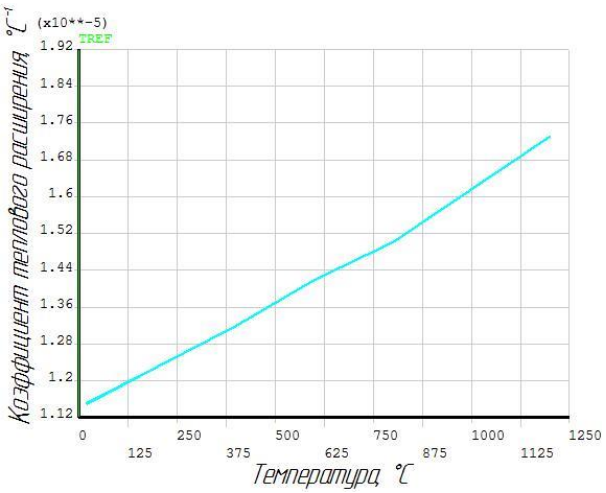
Рис. 3.15.
Кривая деформационного упрочнениядля упругопластического материала с билинейным и мультилинейным кинематическим упрочнением.

Для расчетов использовали математическую модель поведения пластичности с изотропным упрочнением.

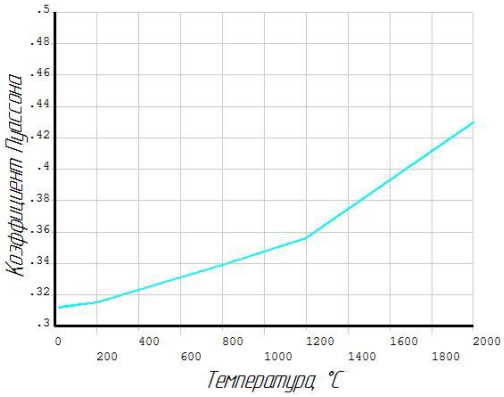
На рис. 3.16 показаны механические свойства (коэффициент теплового расширения, коэффициент Пуассона, модуль упругости) сплава ЭП718 и присадочной проволоки ЭП533 в упругой области деформаций.



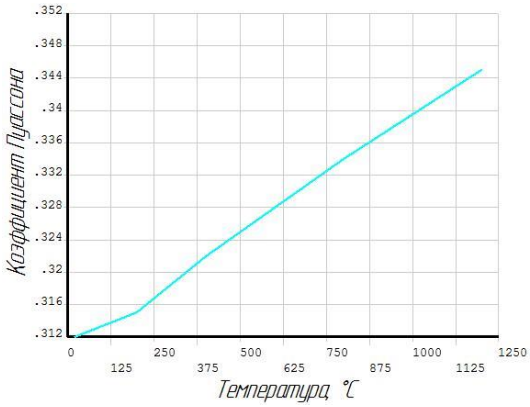
а) Зависимость α (T) ЭП718



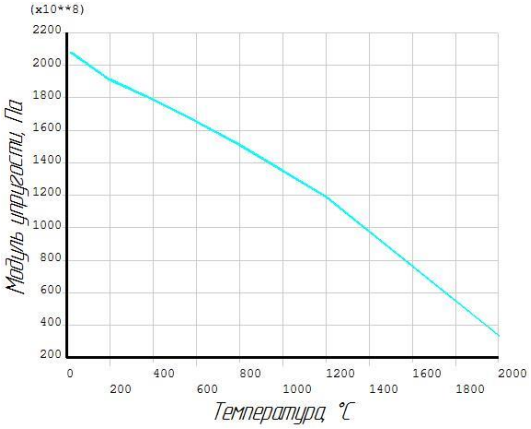
б) Зависимость α (T) ЭП533



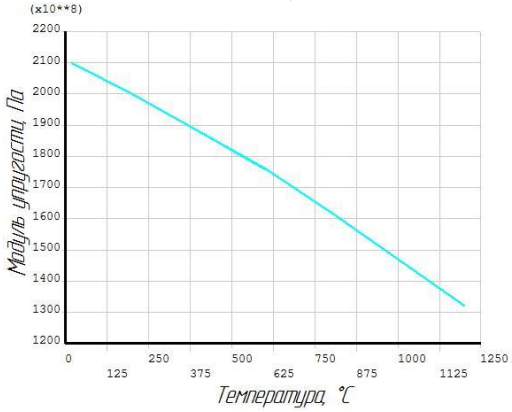
в) Зависимость μ(T) ЭП718



г) Зависимость μ(T) ЭП533



д) Зависимость E(T) ЭП718

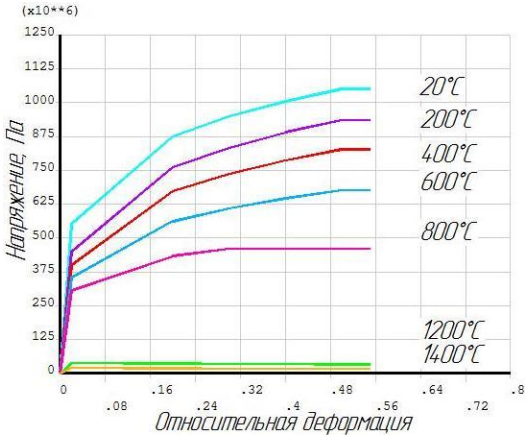


е) Зависимость E(T) ЭП533

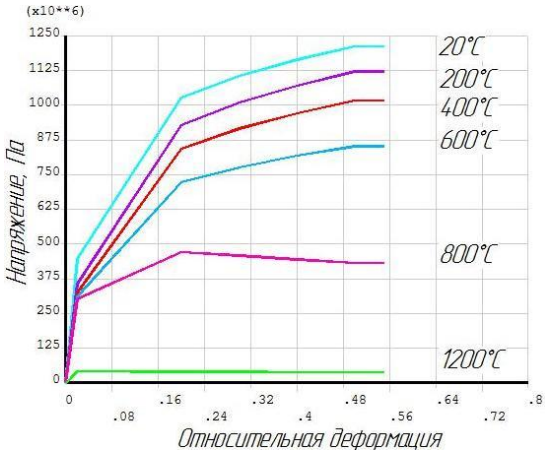
Рис. 3.16

Механические свойства сплава ЭП718 (а, в, д) и присадочной проволоки ЭП533 (б, г, е) в упругой области напряжений.

На рис. 3.17 показаны механические свойства сплава ЭП718 и присадочной проволоки ЭП533 в пластической области деформаций.



а) Зависимость σ(ε, T) ЭП718



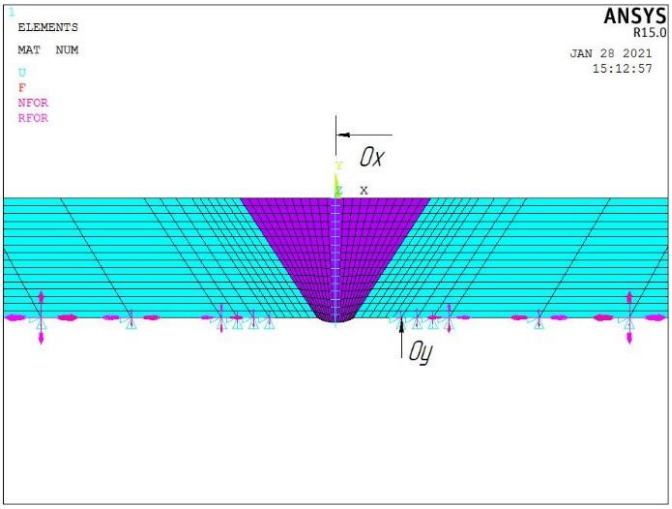
б) Зависимость σ(ε, T) ЭП533

Рис. 3.17.

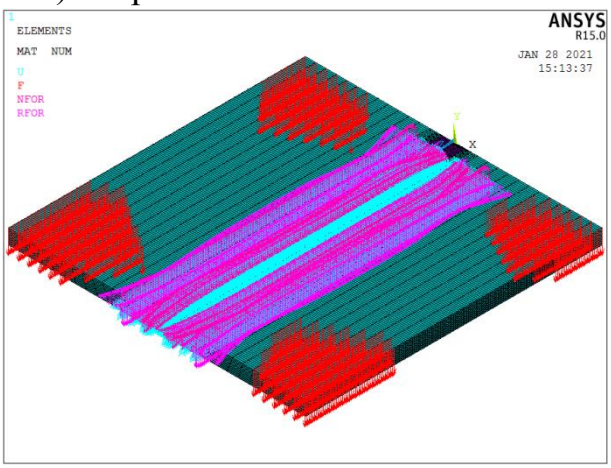
Механические свойства сплава ЭП718 (а) и присадочной проволоки ЭП533 (б) в пластической области деформаций по модели пластичности с изотропным упрочнением.

3.2.2. Описание деформационной модели СПЭ с поперечными колебаниями

Схема закрепления плоского образца в оснастке для расчета деформаций представлена на рис. 3.18.



а) Закрепление по осям OX и OY



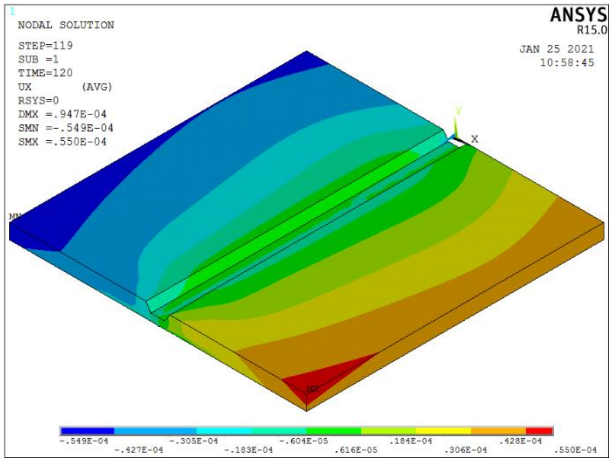
б) Имитация прижимов зажатия образца в оснастке

Рис. 3.18

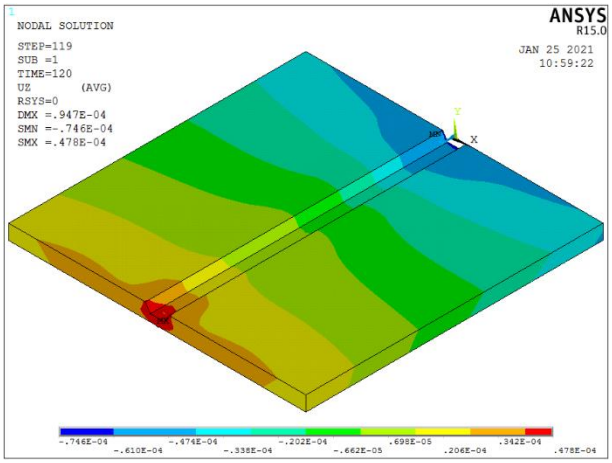
Закрепление 3D-модели для расчета напряженно-деформированного состояния после роботизированной сваркой плавящимся электродом

Закрепление по оси OX осуществляется фиксированием перемещений узлов по линии посередине образца, по оси OY – опора по площади контакта образца с медной подкладкой и усилием прижимных элементов с усилием ≈20 кг на каждый из 4-х прижимов (200Н / количество узлов по поверхности).

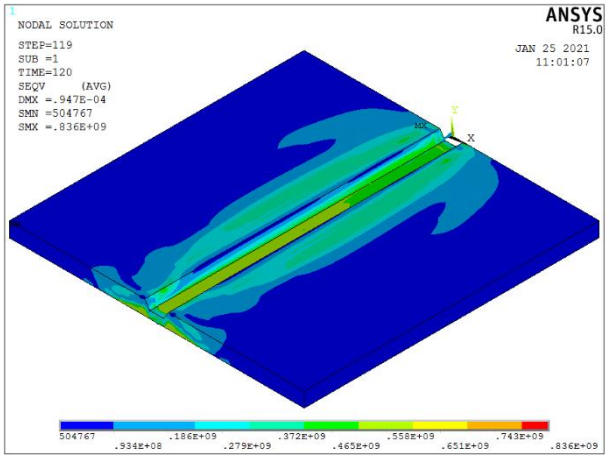
На рис. 3.19 показаны результаты моделирования напряженно-деформированного состояния стыковых соединений из листового ЭП718 после 1-го шва.



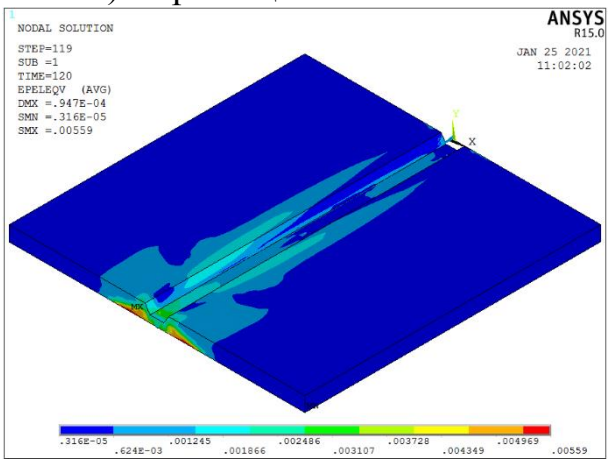
а) Перемещения по оси OX



б) Перемещения по оси OZ



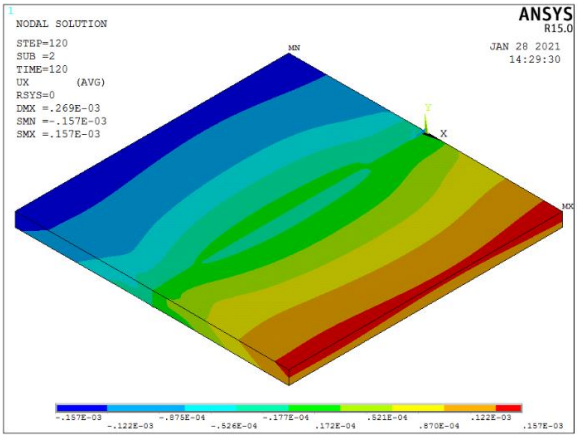
в) Эквивалентные напряжения по Мизесу



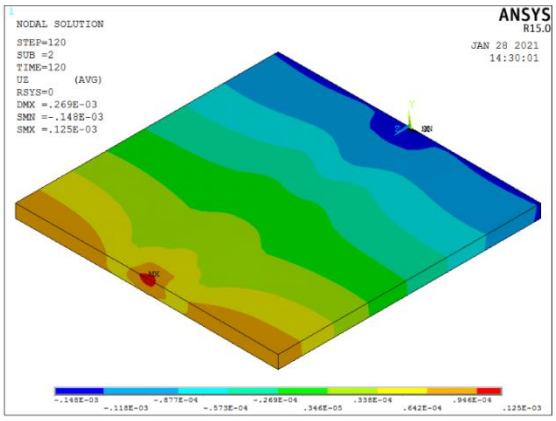
г) Эквивалентные пластические деформации по Мизесу

Рис. 3.19.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния стыковых соединений из листового ЭП718 после 1-го шва.

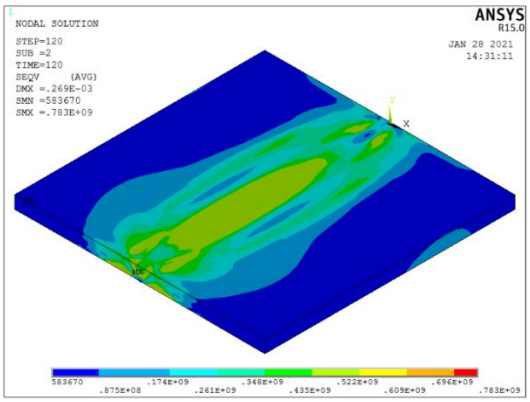
На рис. 3.20 показаны результаты моделирования напряженно-деформированного состояния стыковых соединений из листового ЭП718 после 2-го шва и высвобождения из оснастки.



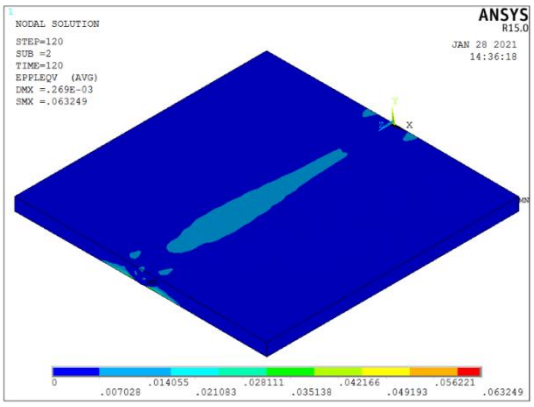
а) Перемещения по оси OX



б) Перемещения по оси OZ



в) Эквивалентные напряжения по Мизесу

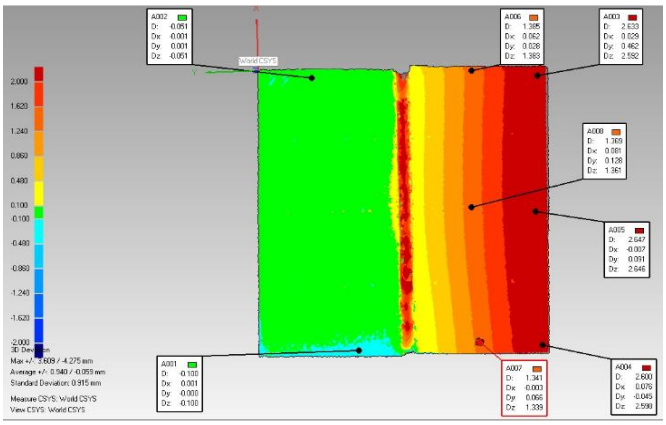


г) Эквивалентные пластические деформации по Мизесу

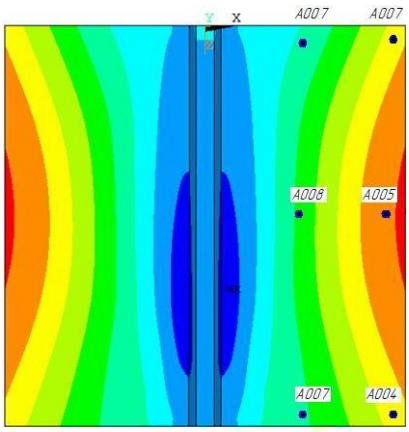
Рис. 3.20.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния стыковых соединений из листового ЭП718 после 2-го шва и высвобождения из оснастки.

3.2.3. Анализ результатов деформационной модели СПЭ с поперечными колебаниями

Продольную усадку сварных образцов измеряли с помощью ATOS Compact Scan портативного 3D-сканера для полноразмерной оцифровки и проведения контроля геометрии. Точность измерений ATOS Compact Scan составляет ≈0,1 мм. Измерения проводились после сварки корневого и облицовочного швов. Один из образцов с разметкой точек в системе ATOS Compact Scan показан на Рис. 3.21, а, перемещение точек соответствует поперечной усадке образца.



а)



б)

Рис. 3.21.
Перемещение точек на внешней стороне сварного соединения после 2-го шва, измеренных с помощью ATOS (а) и соответствующие точки на 3D-модели в ANSYS.

На Рис. 3.22 показан график (график размаха) сопоставления результатов измерения поперечной усадки по разметке после статистической обработки по методу наименьших квадратов по медиане с квантилями значимости Q25% и Q75%.

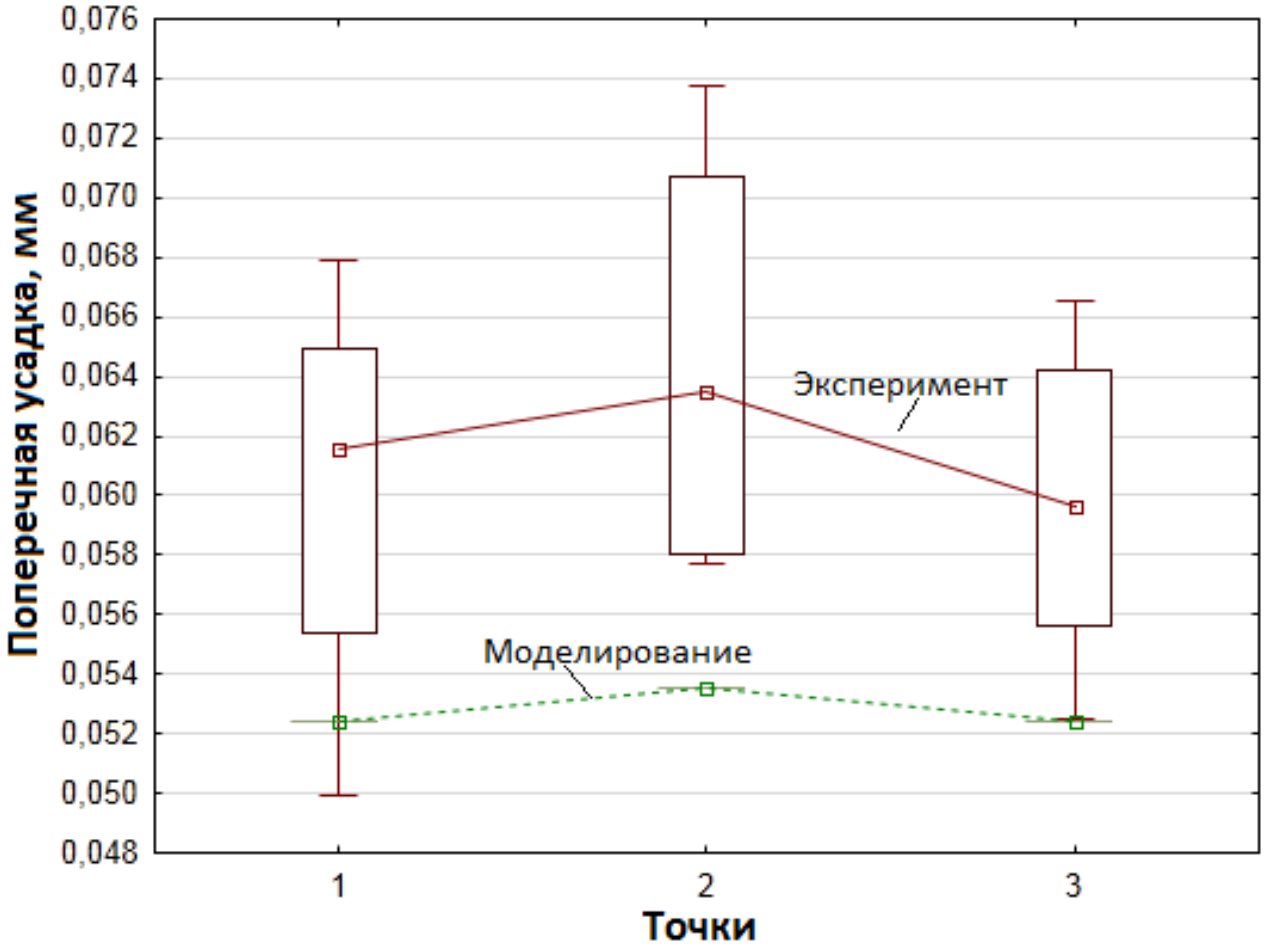


Рис. 3.22.
График размаха результатов измерения поперечной усадки по разметке.

Как показывает график на Рис. 3.22, разработанная численная термодеформационная модель 2-х проходной СПЭ сплава ЭП718 позволяет спрогнозировать деформации с погрешностью 17% по сравнению с экспериментальными данными. А механические свойства в упругой и пластической области деформация для сплавов ЭП718 и проволоки ЭП533, смоделированные по методу OPENCALTHAD, подходят для использования в разработанной термодеформационной модели.

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 3

1. Разработана конечно-элементная температурная модель роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями плоского образца из ЭП718, обеспечивающая моделирование тепловых процессов при сварке с погрешностью 7%.

2. Разработана конечно-элементная деформационная модель роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями плоского образца из ЭП718, обеспечивающая моделирование деформационных процессов при сварке с погрешностью 10%.

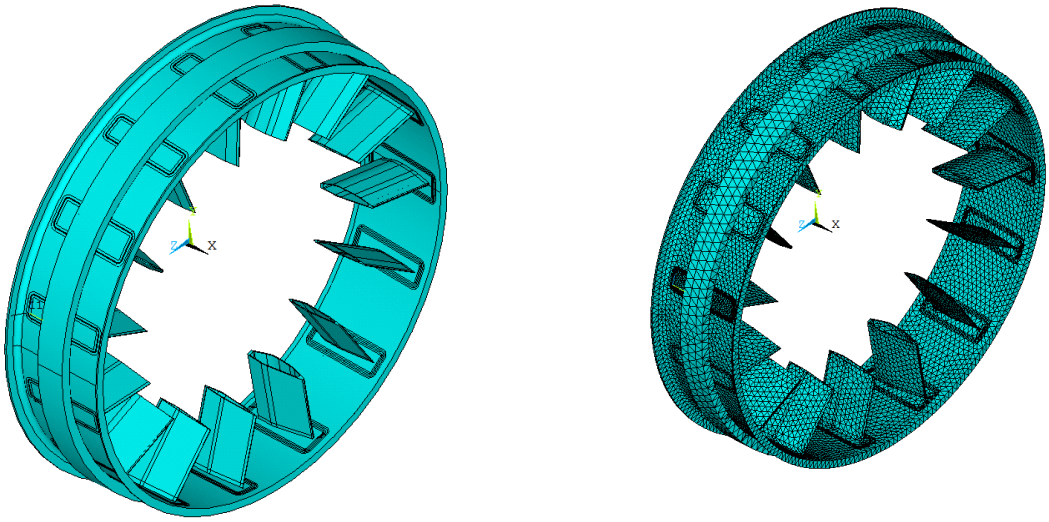
3. Верификация, с достаточной для инженерных расчетов точностью тепловой и деформационной моделей, обеспечила формирование базы знаний для конечно-элементного моделирования термодеформационного состояния плоского образца в процессе и после роботизированной сварки, что позволяет синтезировать аналогичную модель сварки реального узла – корпуса опоры ТНД.

ГЛАВА 4. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РОБОТИЗИРОВАННОЙ СВАРКИ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ КОРПУСА ОПОРЫ ТНД ИЗ СПЛАВА ЭП718

4.1. Моделирование температурного и напряженно-деформируемого состояния корпуса опоры ТНД при роботизированной сварке плавящимся электродом

4.1.1. Конечно-элементное разбиение геометрии корпуса опоры ТНД

На Рис. 4.1 показана 3D-модель корпуса с 15-тью стойками (а) и конечно-элементная сетка (б). Специфика термодеформационного моделирования в системе ANSYS предполагает, что сначала нужно просчитать тепловой анализ и сохранить все шаги расчета, далее, беря результаты теплового анализа как граничные условия, рассчитывается деформационный анализ.



а) б)

Рис. 4.1.
3D-модель корпуса со стойками (а) и глобальная конечно-элементная сетка (б).

В процессе создания сетки и настройки модели возникла необходимость оптимизации работы с конечно-элементной сеткой для уменьшения времени расчета и требуемых компьютерных ресурсов для получения результатов температурных и деформационных расчетов.

При использовании классической модели наложения конечно-элементной сетки, где используется мелкая сетка в ответственных областях (швы с ОШЗ для всех 15ти стоек) и более крупная в остальных, требуется значительные затраты по времени расчета и по компьютерной памяти для хранения результатов расчетов (Таблица 17). Так, для расчета всех сварных швов (более 1 тыс. шагов расчета) только по одной из 15ти стоек следует затратить более 1,5 дней и 2ТБ памяти.

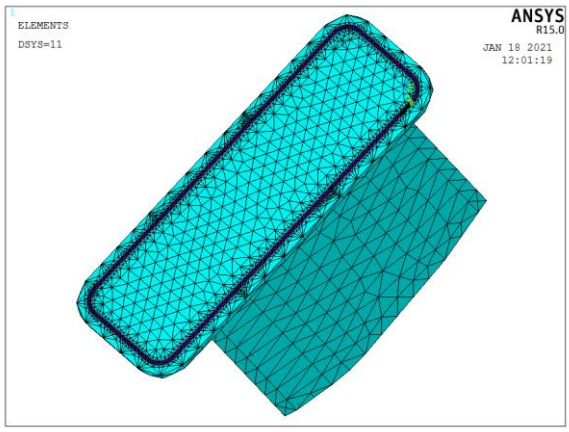
Для оптимизации расчетов разработана адаптивная модель конечно-элементной сетки: созданы 15 различных конечно-элементных моделей для каждой из стоек, где отдельно взятая стойка имела мелкую сетку в ответственных областях сварного шва, а остальные части стойки разбиты на более крупную сетку. Применение адаптивной конечно-элементной сетки позволили существенно снизить (в 10 раз меньше времени расчета и в 6 раз меньше занимаемой компьютерной памяти) затрачиваемые ресурсы (Таблица 17).

Таблица 17

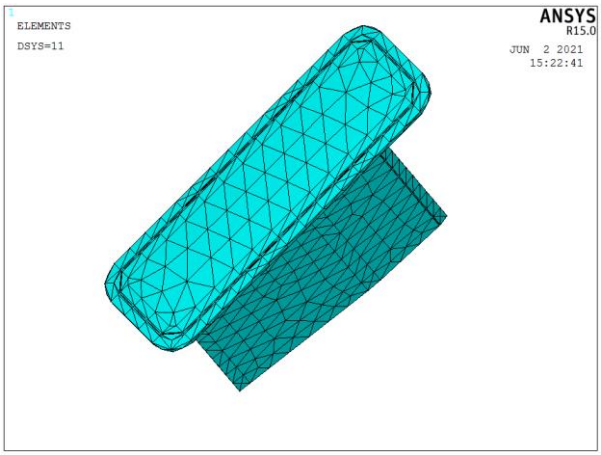
Сравнение классической конечно-элементной сетки и адаптивной по времени расчета и занимаемой памяти для расчета одной стойки

	Кол-во элем., шт	Тепловая задача				Деформационная задача			
		10 шагов расчета		1 120 шагов расчета		10 шагов расчета		1 120 шагов расчета	
		Время, мин	Память, ГБ	Время, мин	Память, ГБ	Время, мин	Память, ГБ	Время, мин	Память, ГБ
Классическая сетка	1 300 240	8,6	10,75	963	1 204	60	25,2	6 580 (4,5 дня)	2 822
Адаптивная сетка	176 730	1,3	2,93	146	328	6	4,1	672 (0,5 дня)	460
Сокращение ресурсов в N раз	7,36	6,6	3,7	6,5	3,6	10	6,1	9,7	6,1

В области сварного шва и ЗТВ для рассчитываемой стойки создано локальное сгущение сетки с размером конечного элемента в 1 мм, а в стойке – 7 мм. На Рис. 4.2 а показано локальная конечно-элементная сетка для ответственной стойки, а на Рис. 4.2 б – для остальных стоек модели.



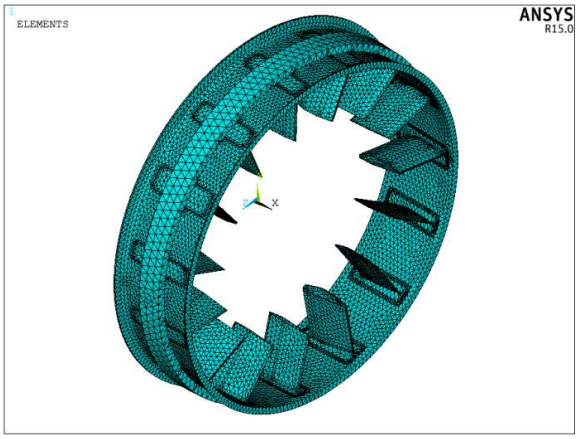
а)



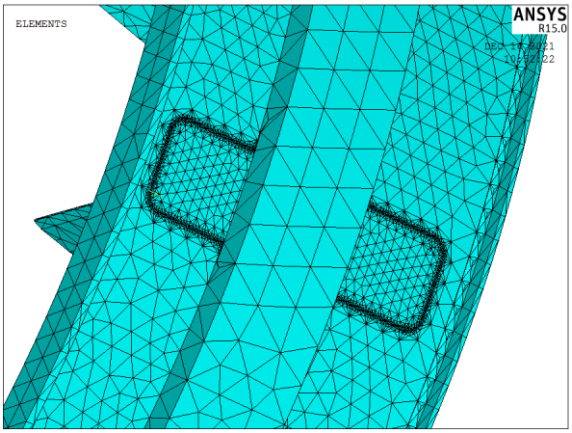
б)

Рис. 4.2.
Локальная конечно-элементная сетка для ответственной (а)
и неответственной (б) стойки.

Так же для уменьшения времени расчета напряженно-деформированного состояния конструкции корпуса в расчете не учитывали внутреннее тело, как показано на Рис. 4.3 а, так как вварка стоек во внутренне тело происходит после вварки в наружное. Локальная конечно-элементная сетка представлена на Рис. 4.3 б.



а)



б)

Рис. 4.3.
Расчетная 3D-модель корпуса со стойками без внутреннего тела (а) и
локальная конечно-элементная сетка со стороны внешнего тела.

Таким образом, применение адаптивной конечно-элементной сетки позволило более чем в 9 раз сократить время расчетов и затрачиваемой памяти для деформационного анализа, и почти в два раза сократить объем затрачиваемой памяти для температурного анализа. Также для сокращения используемой памяти и времени на сохранения каждого шага расчета для деформационного анализа принято решение сохранять не каждый шаг расчета.

Для использования адаптивной конечно-элементной сетки разработан алгоритм по переносу полученных при расчете полей напряжений и температур со старой конечно-элементной сетки на новую.

Например, идет последовательная вварка стойки №1 в корпус опоры ТНД, а потом стойки №2 (Рис. 4.4). Для этого строятся две конечно-элементные сетки: первая, где только стойка №1 имеет хорошую мелкую сетку в шве и ОШЗ, вторая, где только стойка №2 имеет хорошую мелкую сетку в шве и ОШЗ.

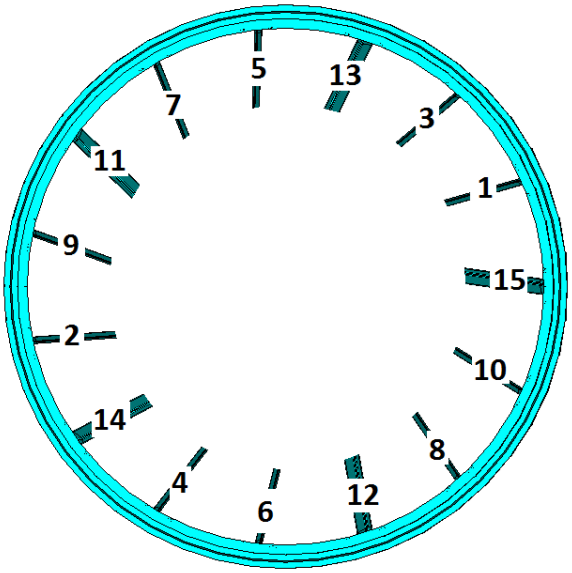


Рис. 4.4.
Пример порядка вварки стоек в ТНД.

Тогда сначала на первой сетке производится тепловой и деформационный расчеты для имитации сварочного процесса на стойке №1, далее экспортируются координаты узлов, температуры в узлах и напряжения для

последнего шага расчета. Далее открывается вторая конечно-элементная для стойки №2 и на нее перекладываются тепловые поля и поля напряжений путем матричного сопоставления координат старой сетки и новой и интерполяции результатов (алгоритм для переноса полей деформаций представлен на Рис. 4.5).

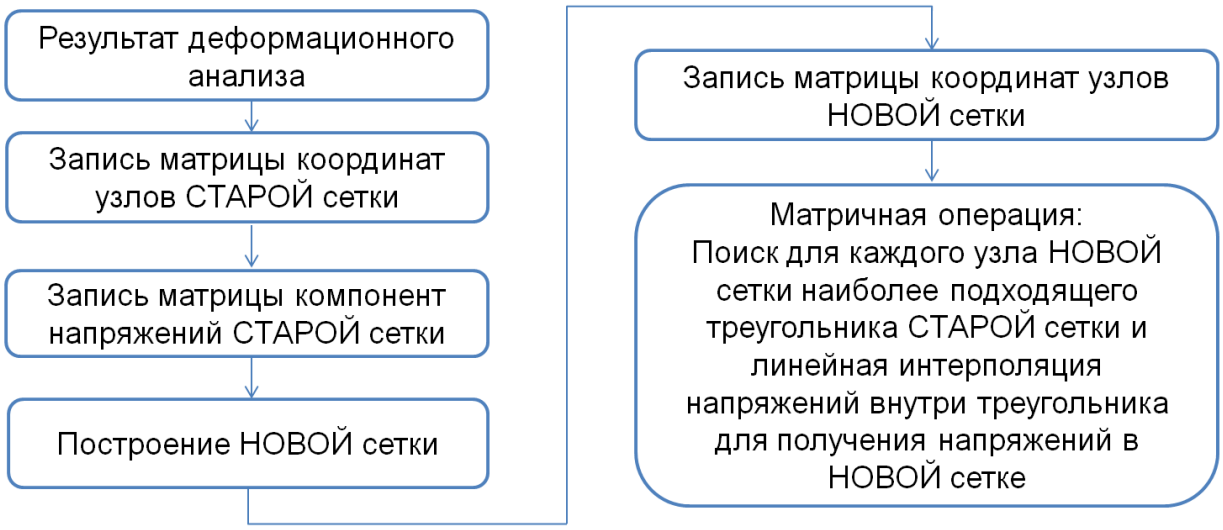


Рис. 4.5.
Алгоритм по переносу полей напряжений со старой сетки на новую.

4.1.2. Описание термодеформационной модели сварки

Корпус опоры ТНД двигателя ПД-14 имеет 15 стоек двух видов: 10 узких и 5 широких стоек (Рис. 4.6, а, б). Так как эти две группы сток внутри себя идентичны по всем геометрическим параметрам, сварные швы внутри группы вне зависимости от стойки идут по одинаковым геометрическим траекториям, если применять локальные системы координат. Таки образом, отработав источник при сварке одной узкой и одной широкой стойки, получается база данных (БД) скриптов, пригодная для всех остальных стоек. Для реализации алгоритмов применен внутренний скриптовый язык APDL.

Для нахождения математической формулы, описывающей криволинейный характер движения источника разработан следующий метод:

1) выбор линии, соответствующей траектории сварного шва;

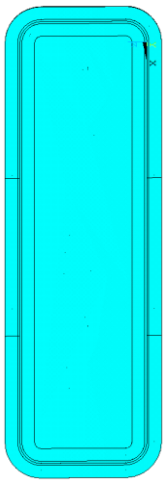
2) построение системы локальных координат по правилу: центр координат находится в начале сварного шва, ось X соответствует направлению сварного шва, ось Y соответствует глубине проплавления;

3) выбор узлов сетки, принадлежащей линии;

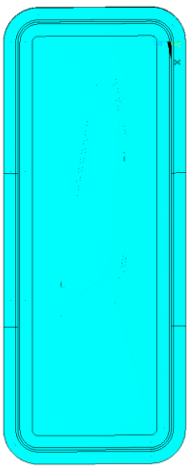
4) экспорт координат узлов (в локальной системе координат) в программу для работы с электронными таблицами типа Microsoft Excel;

5) построение графика зависимостей координат друг от друга;

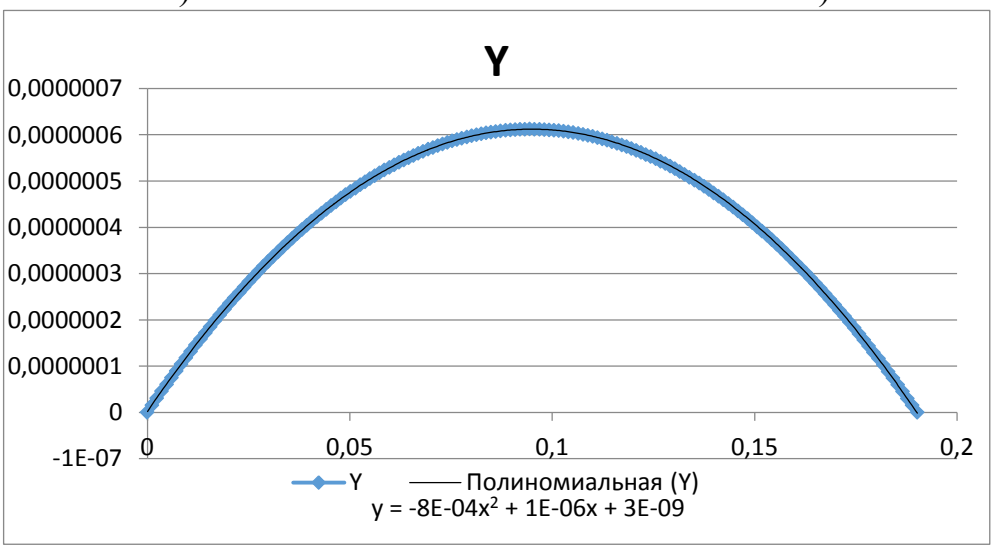
6) построение полиномиальной линии тренда для получения уравнения траектории движения источника (Рис. 4.6, в).



а)



б)



в)

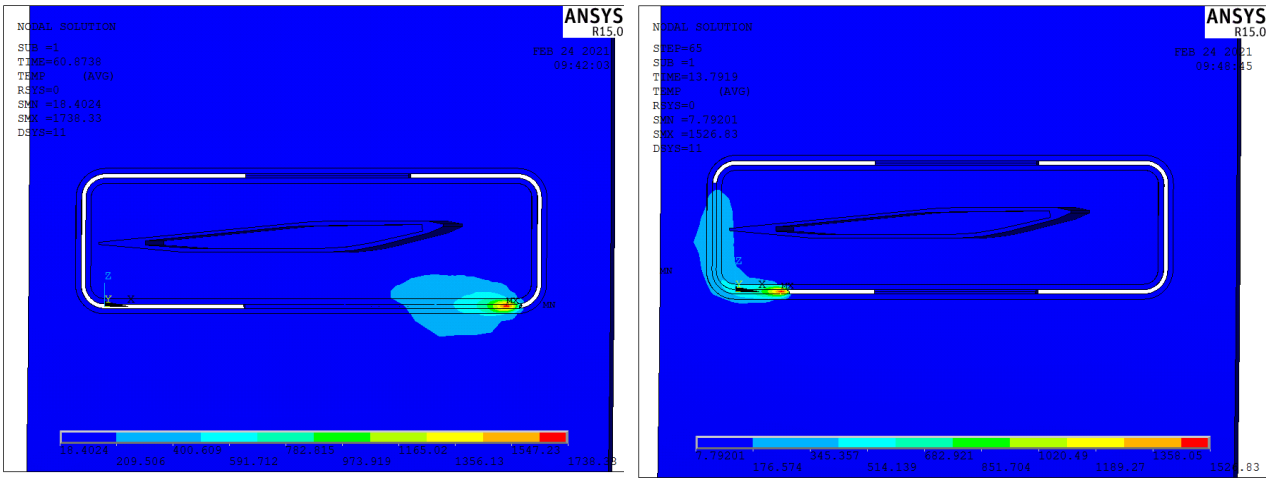
Рис. 4.6.

Узкая (а) и широка (б) стойки корпуса опоры ТНД.

в) пример восстановления уравнения траектории сварного шва для узкой стойки.

Таким образом, были восстановлены все уравнения траекторий сварных швов для обоих видов секторов.

Примеры движения источника в температурной задачи представлены на Рис. 4.7. Термические циклы узлов в ОШЗ при роботизированной СПЭ подбирались максимально приближенными к термическим циклам, полученным в результате экспериментов на листовых заготовках ЭП718.



а) б)

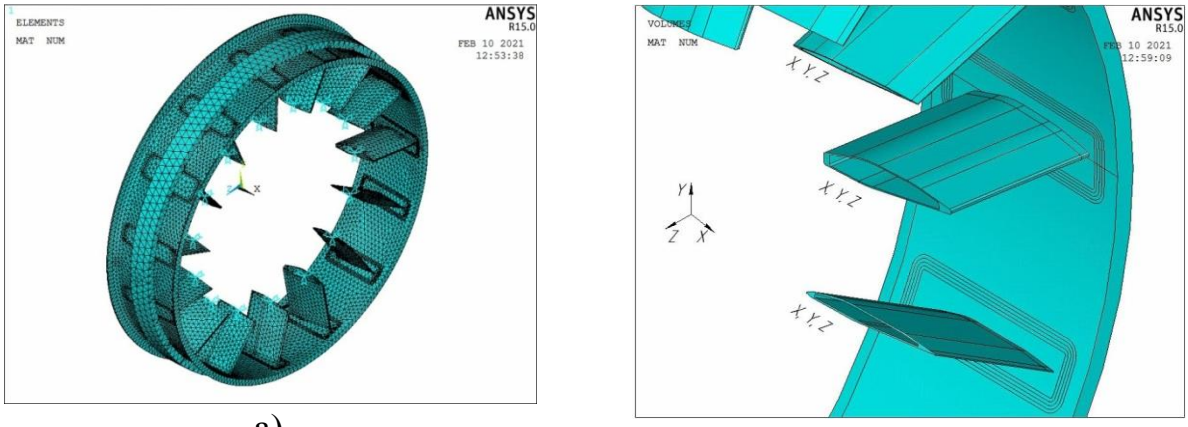
Рис. 4.7.
Результаты моделирования температурной задачи при ручной АрДС и роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями.

Поскольку корпус наружный достаточно жестко закреплен в сварочной оснастке, обеспечивающей минимальные сварочные деформации, то его фиксацию можно упростить закреплением внутреннего тела по всем координатным осям, как показано на Рис. 4.8.

В созданной БД скриптов и конечно-элементных моделей для каждой стойки учитывались и автоматизировались все условия сварки:

- погонная энергия,
- скорость сварки,
- теплоотдача в медную подкладку,
- конвекция,
- свойства материалов,

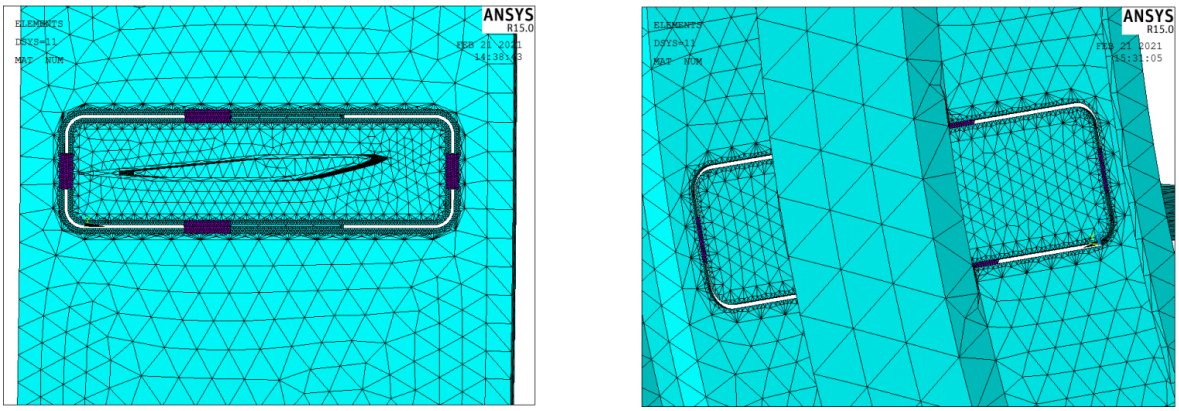
- техника смерти и рождения элементов,
- имитация прихваток (Рис. 4.9),
- заделка (Рис. 2.8),
- траектории сварных швов,
- вариации порядка наложения швов, порядка вварки стоек и их комбинаторика в соответствии с расчетными схемами.



а) б)

Рис. 4.8.
Схема закрепления корпуса наружного на конечно-элементной сетке 3D-модели (а) и локальное закрепление стоек по торцу (б).

Полученная БД позволила приступить к моделированию различных схем вварки стоек.



а) б)

Рис. 4.9.
Имитация прихваток перед решением температурной задачи имитации АрДС и роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями.

4.2. Разработка расчетных схем моделирования сварки корпуса опоры ТНД

В соответствии с базовой технологии АрДС предусмотрено заполнение сварного шва в 3 прохода. Роботизированная СПЭ с поперечными колебаниями позволяет получить подобный сварной шов за 2 прохода, при этом вводимая погонная энергия будет меньше на 10-15% за проход, чем при базовом варианте сварки. В таком случае теоретически уровень остаточных сварочных напряжений при той же схеме наложения сварных швов при СПЭ с поперечными колебаниями будет ниже на 20-30%, чем при АрДС. Поскольку расчет траектории заполнения сварного шва достаточно трудоемкий, то распределение остаточных сварочных деформаций и напряжений после 2-х проходного сварного шва при роботизированной СПЭ будет сравниваться с распределение остаточных сварочных напряжений после 2-х проходного сварного шва при АрДС неплавящимся электродом.

4.2.1. Разработка расчетных схем порядка вварки стоек

Для определения порядка вварки стоек разработаны три расчетные схемы:

Схема №1.1. Вварка стоек «крест-накрест, сначала узкие, потом широкие» (Рис. 4.10, а).

Схема №1.2. Вварка стоек «крест-накрест, сначала широкие, потом узкие» (Рис. 4.10, б).

Схема №1.3. Вварка стоек последовательно (Рис. 4.10, в).

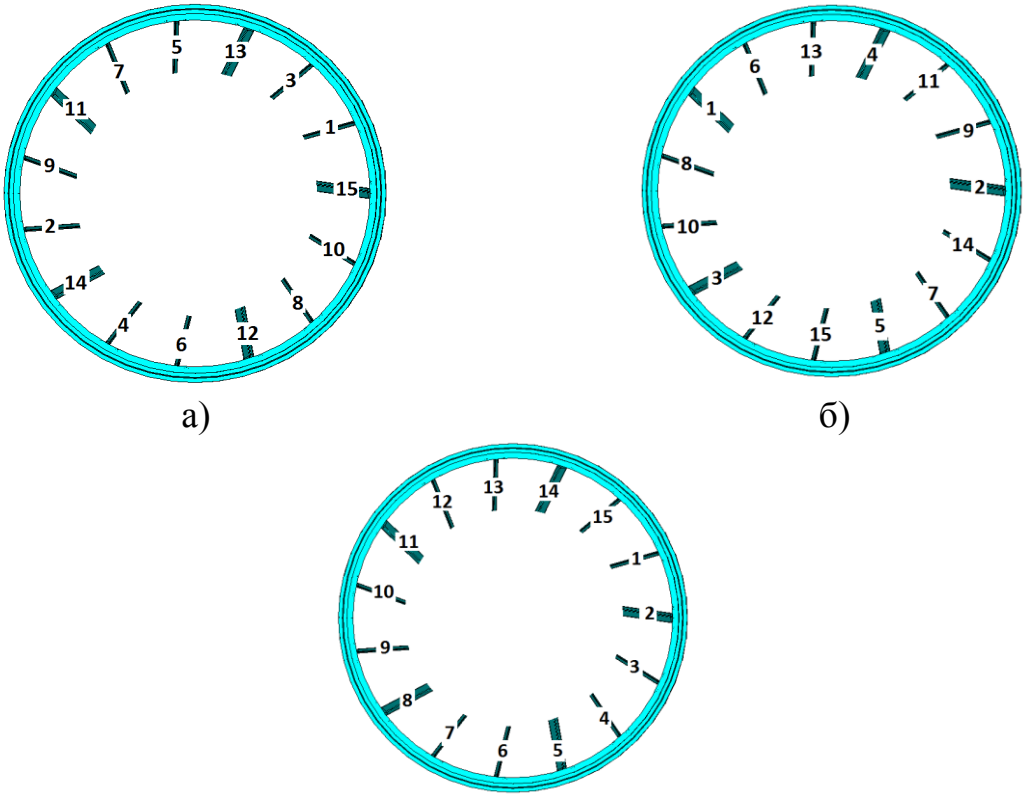


Рис. 4.10.

Схемы вварки стоек: (а) – схема 1.1; (б) – схема 1.2; (в) – схема 1.3.

4.2.2. Разработка расчетных схем траекторий сварных швов

Граничные условия уравнения теплопроводности и вид источника нагрева полностью соответствовал рассмотренным выше при описании температурной задачи движения источника нагрева, имитирующего нагрев при сварке плоских образцов. Параметры источника нагрева подбирались таким образом, чтобы термические циклы на ОШЗ конечно-элементной модели корпуса опоры соответствовали верифицированным термическим циклам ОШЗ при описании температурной задачи движения источника нагрева, имитирующего нагрев при сварке плоских образцов.

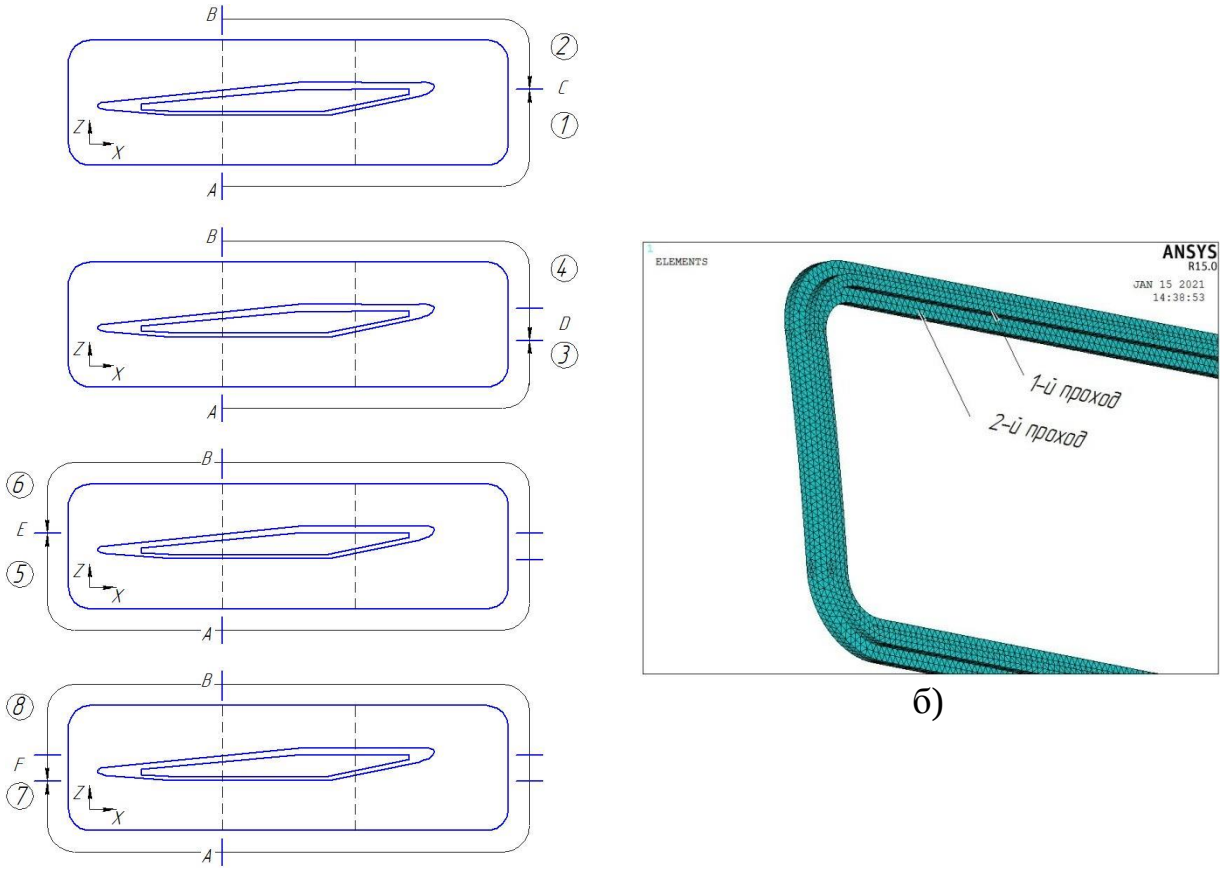
Для определения порядка наложения швов при вварке стоек разработаны четыре расчетные схемы.

Схема №2.1. Вварка 15-ти стоек 2-х проходной аргонодуговой сварки неплавящимся электродом с присадочной проволокой (порядок наложения швов представлен на. Рис. 4.11);

Схема №2.2. Вварка 15-ти стоек 2-х проходной роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями (порядок наложения швов представлен на. Рис. 4.11);

Схема №2.3. Вварка 15-ти стоек 2-х проходной роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями (порядок наложения швов представлен на. Рис. 4.12, а).

Схема №2.4. Вварка 15-ти стоек 2-х проходной роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями (порядок наложения швов представлен на Рис. 4.12, б).



а)

б)

Рис. 4.11.
Схемы 2.1 и 2.2 заполнения 2-х проходного сварного шва (а), конечно-элементная сетка проходов сварного шва (б).

На Рис. 4.11, а отображена схема ручной дуговой сварки 2-х проходного сварного шва: вначале заполнялась части прохода 1-го прохода AC(1) и BC(2) на стойке №1, потом аналогичные части на стойке №2 как и показано на Рис. 4.11, б и в такой последовательности до стойки №15. Далее заполнялись части прохода AD(3) и BD(4) 2-го прохода на стойке №1, потом аналогичные части на стойке №2 и в такой же последовательности до стойки №15. После чего заполнялись части (5-8) 1-го и 2-го проходов от 1-й до 15 стойки. На Рис. 4.11, б показана конечно-элементная сетка 2-х проходного сварного шва. В первую очередь производилась сварка узких стоек (№1-10), в последнюю – широких стоек (№11-15).

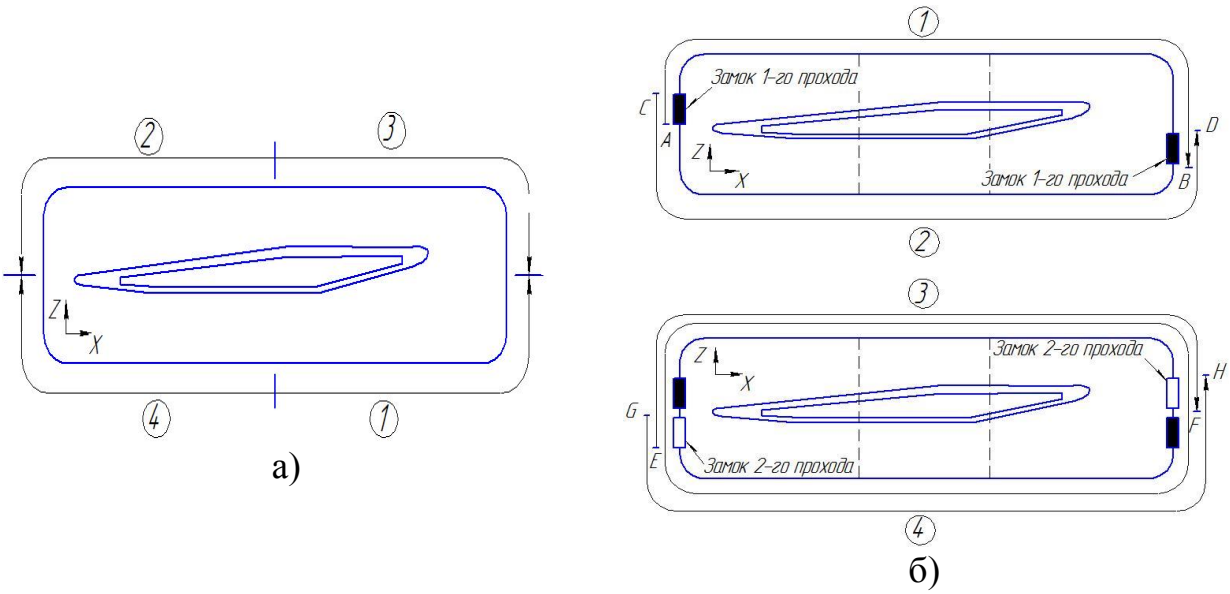


Рис. 4.12.
Схема 2.3 (а) и 2.4 (б) заполнения 2-х проходного сварного шва.

На Рис. 4.12, а отображена схема роботизированной дуговой сварки 2-х проходного сварного шва: вначале заполнялась часть 1-го прохода AB(1), затем – BC(2) на стойке №1, потом аналогичные части 2-го прохода на стойке №2 как и показано на Рис. 4.12, б и в такой последовательности до стойки №15.

4.3. Анализ результатов численных экспериментов

4.3.1. Оценка влияния порядка вварки стоек на НДС конструкции

Проведены математические расчеты по трем расчетных схемам с различным порядком вварки стоек. Порядок наложения швов соответствовал расчетной схеме 2.1 (Рис. 4.11).

Критерий отбора полученных результатов – величина максимального диаметра после вварки всех стоек (в соответствии с документацией максимальный диаметр фланца должен быть в диапазоне 1430,5… 1430,3 мм).

В ходе математических экспериментов были замерены величины максимального диаметра после вварки каждой стойки и собраны в график (Рис. 4.13).

Из анализа результатов следует, что схема 1.1 «крест-накрест, узкие потом широкие» обеспечивает требуемое усиление жесткости корпуса за счет возникновения компенсирующих друг друга деформаций разного знака.

Схема 1.2 «крест-накрест, широкие потом узкие» не показала удовлетворяющих результатов из-за расположения широких стоек под углом ~45° от оси, из-за чего не достигнуто требуемой компенсации деформаций, выбор широкой стойки для первой вварки дает существенное изначальное увеличение достигаемого максимального диаметра в сравнении с узкой стойкой.

Схема 1.3 вварки стоек последовательно с постепенным увеличением величины максимального диаметра по мере вварки каждой стойки также привела к неудовлетворяющим результатам.

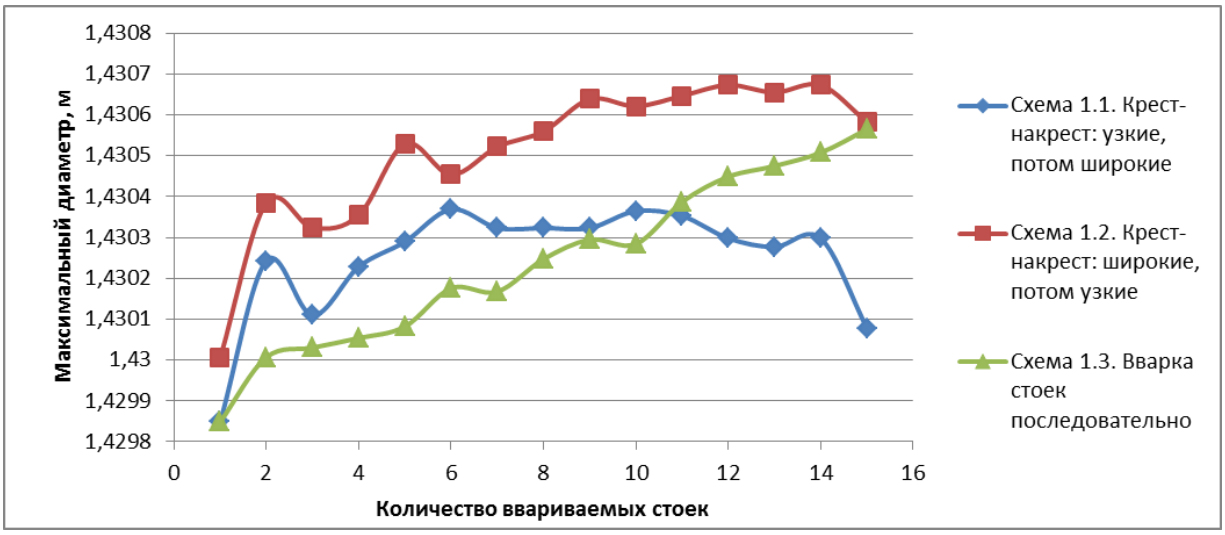


Рис. 4.13.

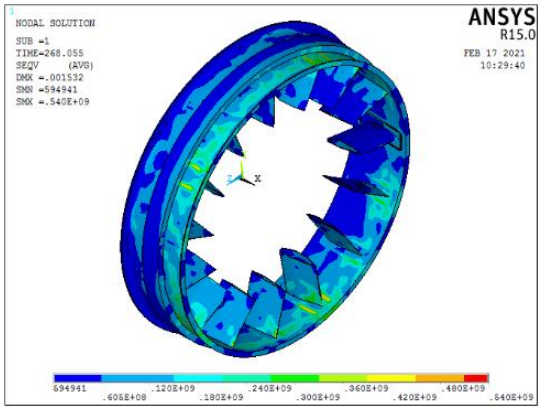
Кинетика изменения величины максимального диаметра корпуса от количества вавриваемых сток для разного порядка вварки стоек (с выделение поля допуска величины максимального диаметра).

Таким образом, схема 1.1 показала свои преимущества и была выбрана как действующая для расчетных схем 2.1-2.4.

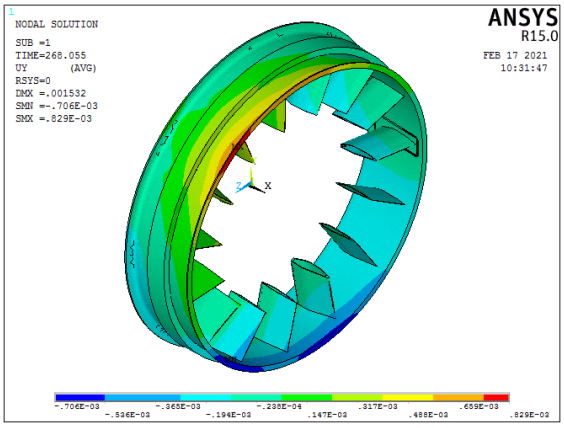
4.3.2. Оценка воздействия порядка наложения швов на НДС конструкции

Анализ результатов расчетов по схеме 2.1.

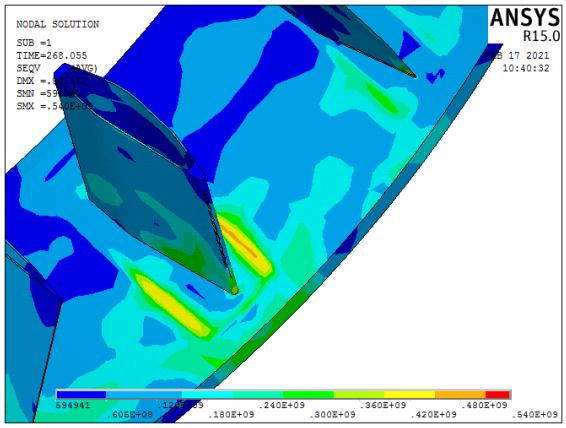
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса наружного после вварки всех 15-ти стоек 2-х проходной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом представлены на Рис. 4.14.



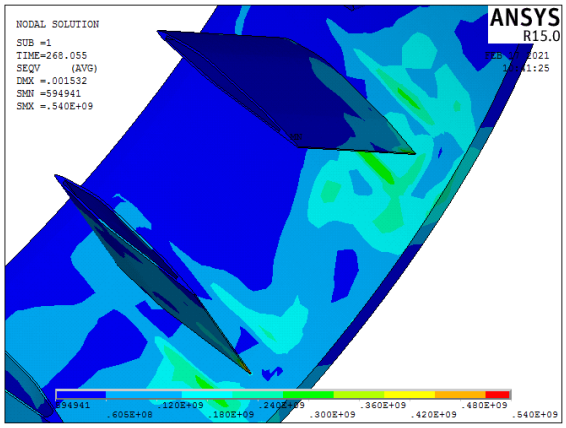
а) Эквивалентные напряжения по Мизесу



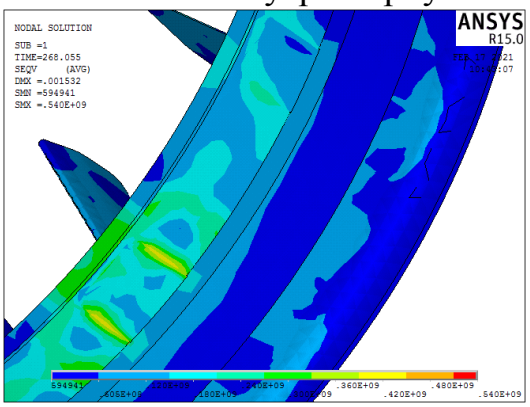
б) Перемещение по оси OY



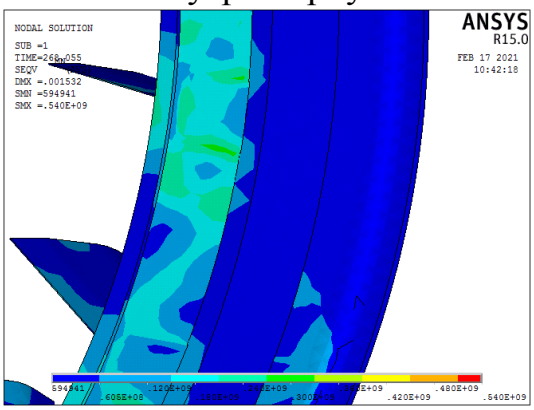
в) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками изнутри корпуса



г) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками изнутри корпуса



д) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками с внешней стороны корпуса



е) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками с внешней стороны корпуса

Рис. 4.14.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса.

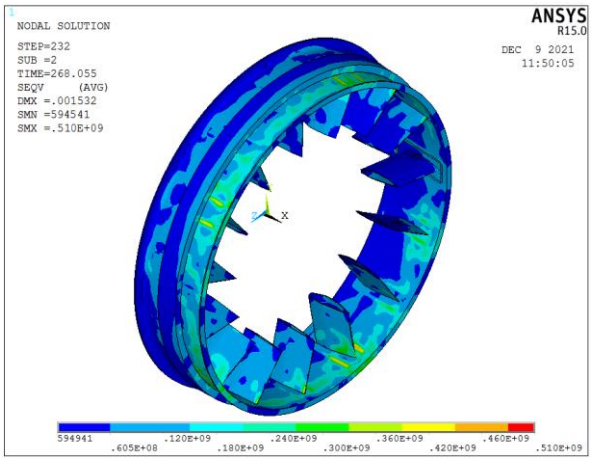
Уровень остаточных сварочных напряжений по Мизесу после вварки 15-ти стоек 2-х проходной аргонодуговой сварки неплавящимся электродом достигал 540 МПа во 2-м проходе сварного шва при приварке широкой стойки, уровень остаточных сварочных напряжений при приварке узкой стойки не превышал в среднем 310 МПа (Рис. 4.14, а). Остаточные напряжения между широкой и узкой стойками изнутри корпуса наружного составляли в среднем 92 МПа, а между узкими – 92 МПа, как представлено на Рис. 4.14, в – Рис. 4.14, г. На Рис. 4.14 д, е показаны остаточные напряжения с внешней стороны наружного тела между широкой и узкой

стойками составлял 210 МПа, а между узкими стойками – 150 МПа. Перемещения по оси ОУ, примерно соответствующие радиальной усадке корпуса, не превышали 1,3 мм, как показано на Рис. 4.14, б.

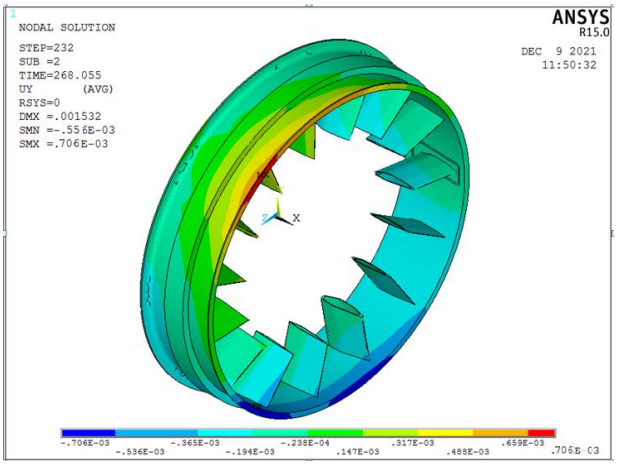
Аналогичные исследования были проведены для расчетных схем 2.2-2.4

Анализ результатов расчетов по схеме 2.2.

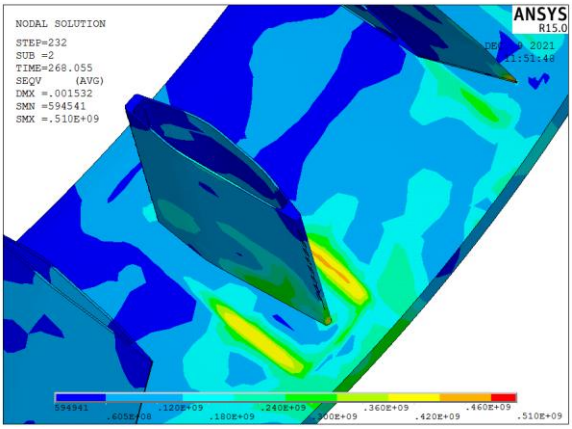
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса наружного после вварки 15-ти стоек 2-х проходной роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями представлены на Рис. 4.15.



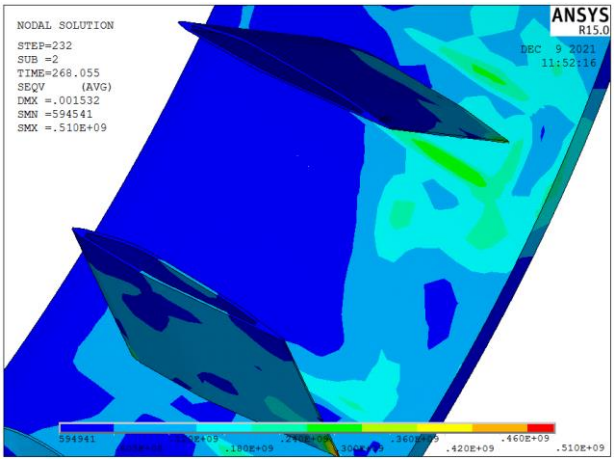
а) Эквивалентные напряжения по Мизесу



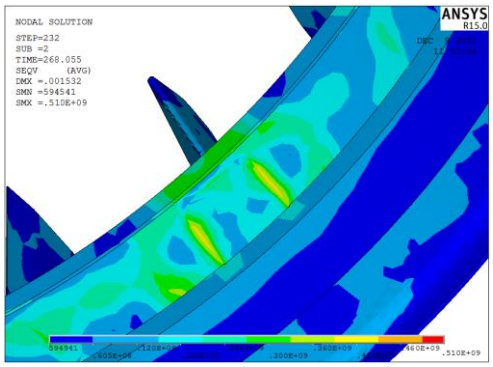
б) Перемещение по оси OY



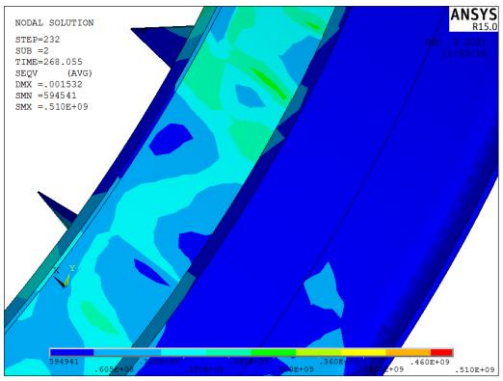
в) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками изнутри корпуса



г) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками изнутри корпуса



д) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками с внешней стороны корпуса



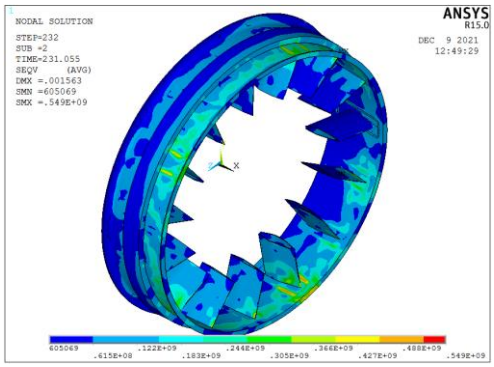
е) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками с внешней стороны корпуса

Рис. 4.15.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса.

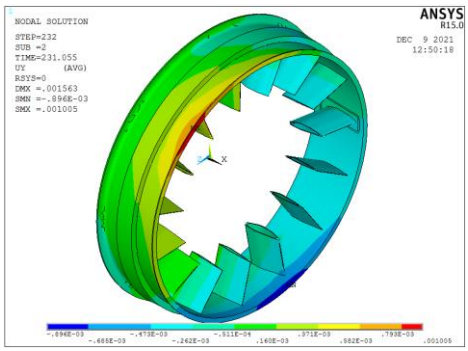
Уровень остаточных сварочных напряжений по Мизесу после вварки 15-ти стоек достигал 510 МПа, во 2-м проходе сварного шва при приварке широкой стойки, уровень остаточных сварочных напряжений при приварке узкой стойки не превышал в среднем 310 МПа (Рис. 4.15, а). Остаточные напряжения между широкой и узкой стойками изнутри корпуса наружного составляли в среднем 96 МПа, а между узкими – 94 МПа, как представлено на Рис. 4.15 в, г. На Рис. 4.15 д, е показаны остаточные напряжения с внешней стороны наружного тела между широкой и узкой стойками составлял 215 МПа, а между узкими стойками – 160 МПа. Перемещения по оси ОУ, примерно соответствующие радиальной усадке корпуса, не превышали 1,1 мм, как показано на Рис. 4.15, б.

Анализ результатов расчетов по схеме 2.3

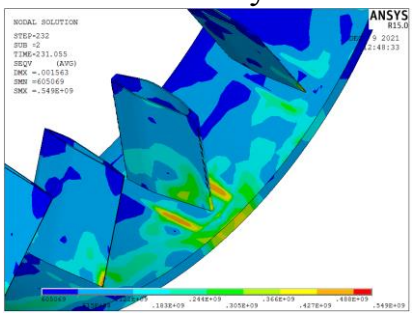
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса наружного после вварки 15-ти стоек 2-х проходной роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями представлены на Рис. 4.16.



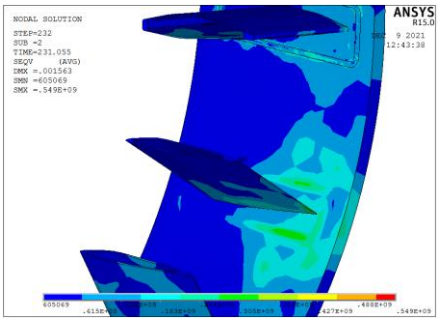
а) Эквивалентные напряжения по Мизесу



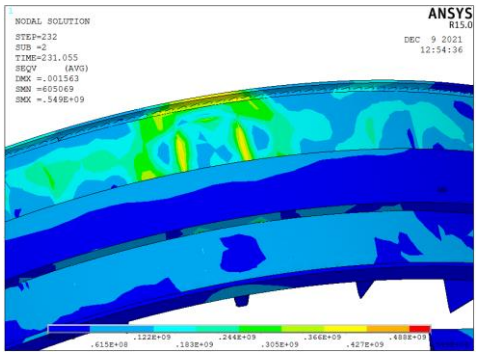
б) Перемещение по оси OY



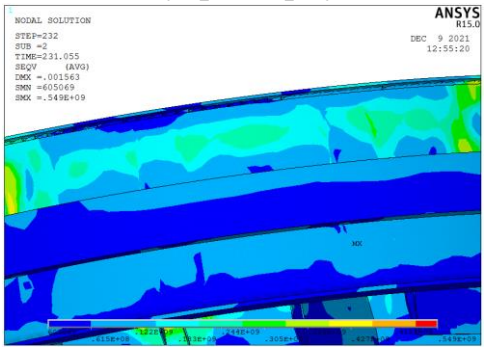
в) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками изнутри корпуса



г) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками изнутри корпуса



д) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками с внешней стороны корпуса



е) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками с внешней стороны корпуса

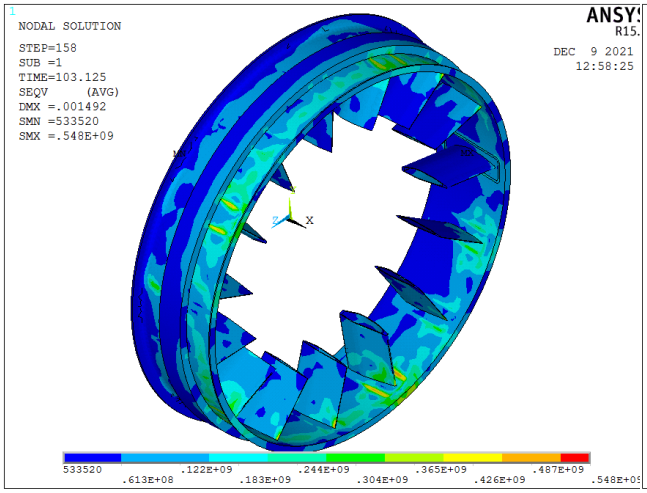
Рис. 4.16.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса.

Уровень остаточных сварочных напряжений по Мизесу после вварки 15-ти стоек достигал 549 МПа, во 2-м проходе сварного шва при приварке широкой стойки, уровень остаточных сварочных напряжений при приварке узкой стойки не превышал в среднем 315 МПа (Рис. 4.16, а). Остаточные напряжения между широкой и узкой стойками изнутри корпуса наружного

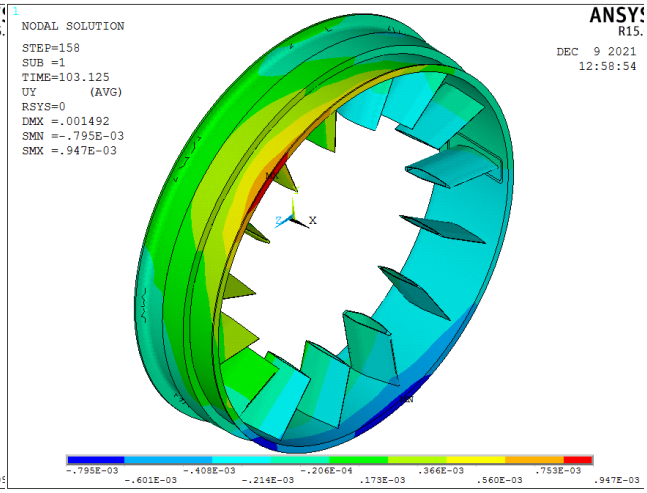
составляли в среднем 93 МПа, а между узкими – 92 МПа, как представлено на Рис. 4.16 в, г. На Рис. 4.16 д, е показаны остаточные напряжения с внешней стороны наружного тела между широкой и узкой стойками составлял 217 МПа, а между узкими стойками – 157 МПа. Перемещения по оси ОУ, примерно соответствующие радиальной усадке корпуса, не превышали 1,15 мм, как показано на Рис. 4.16, б.

Анализ результатов расчетов по схеме 2.4.

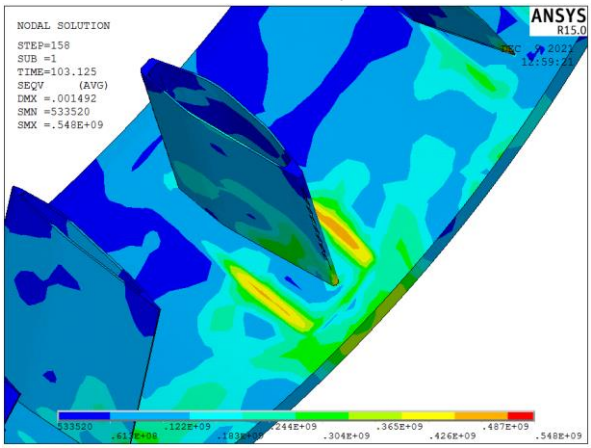
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса наружного после вварки всех 15-ти стоек 2-х роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями представлены на Рис. 4.17.



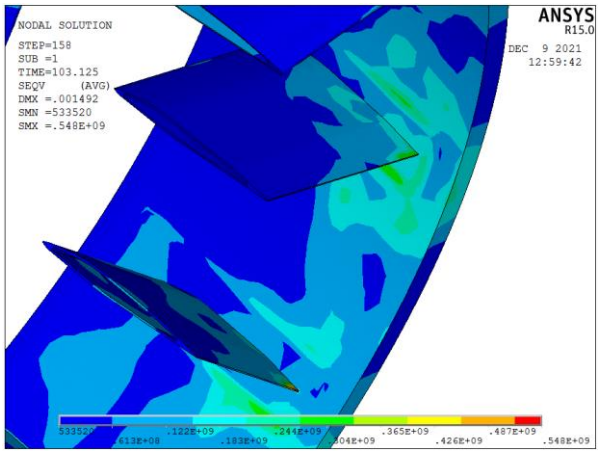
а) Эквивалентные напряжения по Мизесу



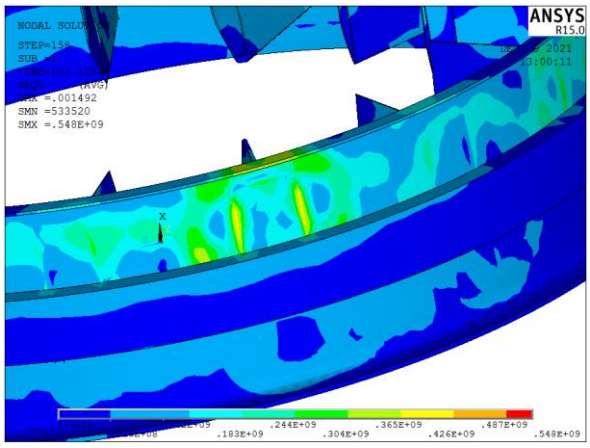
б) Перемещение по оси OY



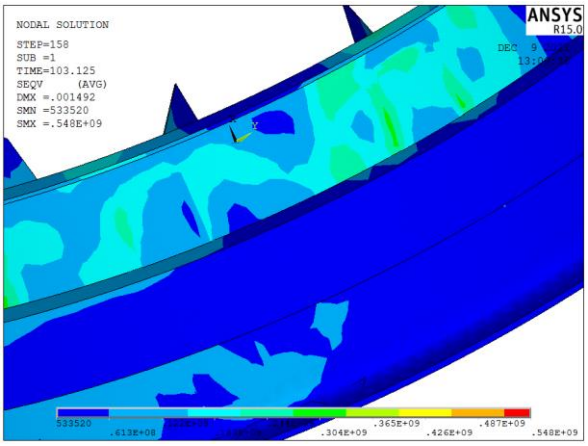
в) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками изнутри корпуса



г) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками изнутри корпуса



д) Эквивалентные напряжения по Мизесу между широкой и узкой стойками с внешней стороны корпуса



е) Эквивалентные напряжения по Мизесу между узкими стойками с внешней стороны корпуса

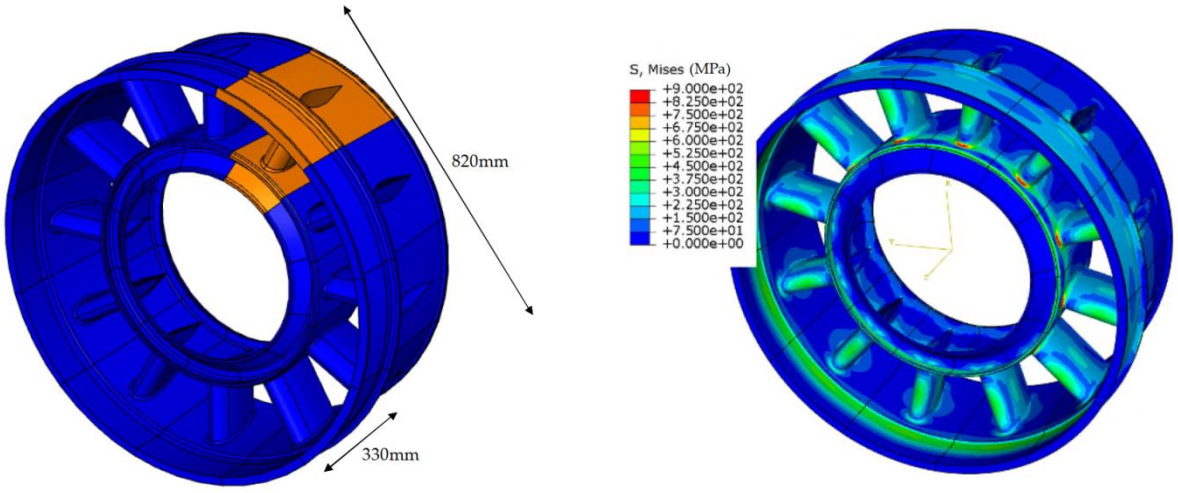
Рис. 4.17.
Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния корпуса.

Уровень остаточных сварочных напряжений по Мизесу после вварки 15-ти стоек достигал 548 МПа, во 2-м проходе сварного шва при приварке широкой стойки, уровень остаточных сварочных напряжений при приварке узкой стойки не превышал в среднем 315 МПа (Рис. 4.17, а). Остаточные напряжения между широкой и узкой стойками изнутри корпуса наружного составляли в среднем 93 МПа, а между узкими – 92 МПа, как представлено на Рис. 4.17 в, г. На Рис. 4.17 д, е показаны остаточные напряжения с внешней стороны наружного тела между широкой и узкой стойками составлял 217 МПа, а между узкими стойками – 157 МПа. Перемещения по оси ОУ, примерно соответствующие радиальной усадке корпуса, не превышали 1,15 мм, как показано на Рис. 4.17, б.

Обобщение анализа результатов по расчетным схемам 2.1-2.4.

Уровень полученных остаточных напряжений после вварки стоек по схемам 2.1-2.4 дал значения ниже предела текучести, что сопоставимо с результатами исследователя David W. J. Tanner [76]. Исследователь David Tanner исследовал послесварочные состояние похожего по геометрии

корпуса опоры из аналога сплава ЭП718 Inconel718 при вварке стоек TIG-сваркой во внутреннее тело в пакете ABAQUS (Рис. 4.18).



а) б)

Рис. 4.18.
Геометрия образца (а) и распределение эквивалентных напряжений по Мизесу при вварке стоек во внутренне тело [76] (б).

По результатам математического моделирования вварки стоек в корпус опоры ТНД по схемам 2.1-2.4 была собрана информация о значении максимального диаметра фланца после вварки каждой стойки многопроходной сваркой (Рис. 4.19).

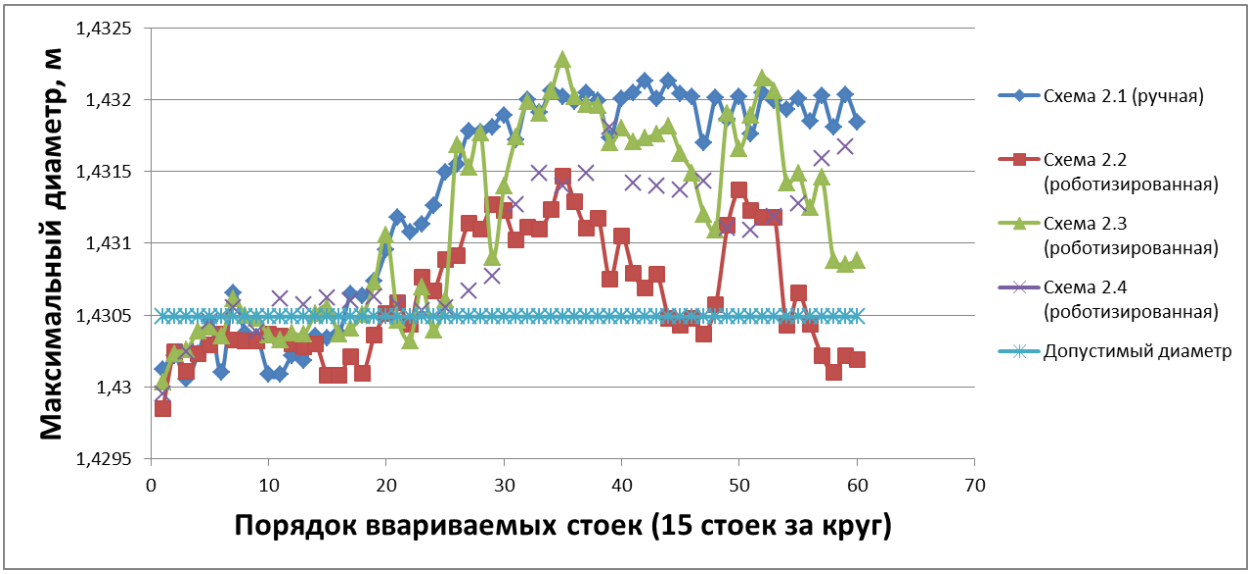


Рис. 4.19.
Изменение величины максимального диаметра корпуса от количества вавариваемых стоек для разных расчетных схем.

Также проведено сопоставление суммарных деформаций бандажного кольца и стойки для расчетных схем 2.1-2.4 (Рис. 4.20).

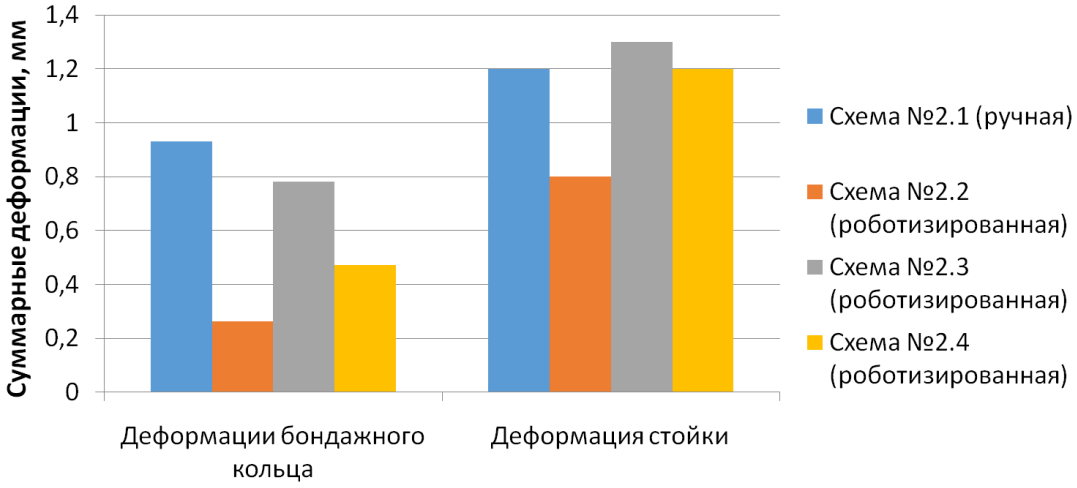


Рис. 4.20.
Сопоставление суммарных деформаций бандажного кольца и стойки для расчетных схем 2.1-2.4.

Кинетика изменения максимального диаметра показывает, что при применении ручной сварке неплавящимся электродом (схема 2.1) происходят максимальные изменения диаметра корпуса. При этом после двухпроходного заваривания швов с одной стороны стойки (на графике от 1 до 30), заваривание остальных швов (31..60) не дает существенного изменения диаметра, что указывает на получение жесткой конструкции, что связано с повышенным тепловложением при ручной сварке. Однако овальность (полуразность диаметров) полученной конструкции достаточно высока 0,345 мм, также достаточно большие деформации испытывает бандажное кольцо (0,95 мм), что также вызвано большим тепловложением и резким увеличением диаметра на шагах 1..30. Также из-за высокого уровня тепловложения максимальное отклонение стойки составило 1,2 мм, что внесет затруднение при дальнейшей сварки во внутреннее тело корпуса.

Схема 2.3 показывает наибольший разброс в получаемом диаметре при вварке очередной стойки, что связано с применением траекторий сварных швов не в направлении друг к другу (обратноступенчатый метод), а в противоположных направлениях по диагонали (Рис. 4.12, а). Применение

таких траекторий также дало наибольший показатель овальности фланца (0,361 мм), что также связано с использованием траекторий в противоположных направлениях по диагонали. Диагональное направление сварных швов также дало негативное воздействие на перемещение стойки (1,25 мм), не компенсировав воздействие деформаций разного знака.

Сварка по схеме 2.4 также привела к формированию большого полученного диаметра, сопоставимого с диаметром при сварке по схеме 2.1. Отличительной особенностью этой схемы от остальных является то, что при первом этапе вварки стойки происходит полное заваривание корневого прохода двумя сварными швами во встречном направлении (Рис. 4.12, б). Применение этой схемы должно было обеспечить минимальные деформации стойки для лучшего ее позиционирования при дальнейшем вваривании стоек к внутреннему телу. При этом данный эффект достигался только при вваривании первых трех стоек (смещение стоек в диапазоне 0,6-0,7 мм), однако после вварки последней стойки максимальное смещение стойки №15 достигло 1,2 мм из-за больших деформаций по самому корпусу (в том числе из-за овальности в 0,342 мм).

Схема 2.2 показала наименьший получаемый диаметр, однако, не смотря на то, что схема наложения швов аналогична схеме 2.1, после двухпроходного заваривания швов с одной стороны стоки (на графике от 1 до 30), заваривание остальных швов (31..60) дает более существенные изменение в диаметре с плавным уменьшением, увеличением, а далее опять уменьшением диаметра, что является следствием меньшей жесткости конструкции в сравнении с ручной сваркой с повышенным тепловложением. Обратноступенчатые траектории сварных швов с завариванием швов в два прохода сначала с одной стороны стоки и только потом с другой позволили достигнуть наименьшего смещения стойки (0,8 мм), а сочетание этого метода с пониженным тепловложением позволило уменьшить овальность конструкции после сварки до 0,103 мм.

Результаты моделирования по расчетным схемам №2.1-2.4 сведены в табличном виде (Таблица 18).

Таблица 18.

Результаты оценки напряженно-деформированного состояния корпуса наружного после приварки узкой стойки по схемам №2.1-2.4.

Расчетная схема	**Диаметр фланца после сварки (1430,5 … 1430,3 мм)**	**Полуразность диаметров (не более 0,1 мм)**	**Напряжения по Мизесу в сварном шве изнутри корпуса, МПа**	**Напряжения по Мизесу в сварном шве снаружи корпуса, МПа**	**Суммарные деформации стойки, мм**
№2.1	1431,84	0,345	535	340	1,2
№2.2	**1430,19**	**0,103**	**310**	**310**	**0,8**
№2.3	1431,96	0,361	711	600	1,3
№2.4	1431,67	0,342	610	598	1,2

Из анализа результатов следует, что расчетная схема 2.2 единственная дает удовлетворяющие результаты по диаметру фланца и наиболее близкие результаты по полуразности диаметров.

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 4

1. Разработана математическая термодеформационная модель роботизированной СПЭ корпуса опоры ТНД, учитывающая поперечные колебания источника нагрева с параметрами, соответствующими колебательным движениям плавящегося электрода, импульсный режим сварки и теплоотдачу в сварочную оснастку

2. Разработаны расчетные схемы сварки корпуса опоры ТНД с разными траекториями сварных швов, порядка их наложения и очередности вварки стоек для определения их воздействия на уровни остаточных деформаций и напряжений после сварки.

3. Установлено, что применение порядка вварки стоек «крест-накрест, сначала узкие потом широкие» позволяет в значительной мере компенсировать деформации в корпусе за счет введения деформаций противоположного знака.

4. Установлено, что вварка стойки траекториями сварных швов ограниченными (80...110 мм) встречными участками вдоль стойки обеспечивает существенную компенсацию полученных радиальных деформаций (с 0,342 мм до 0,103 мм) за счет увеличения жесткости конструкции.

Глава 5. ВНЕДРЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ДИССЕРТАЦИОННОЙ РАБОТЫ

5.1. Разработка методики оценки деформаций корпуса опоры турбины низкого давления ГТД при аргонодуговой сварке

На основании результатов диссертационной работы разработана методика оценки деформаций турбины низкого давления ГТД при аргонодуговой сварке. Сущность методики заключается в совокупности следующих процедур:

1. Определение материала, геометрии конструкции, особенностей производства, существующих допусков на размеры и формы конструкции.
2. Определение критериев формирования качественного сварного соединения (предел прочности, допустимые размеры дефектов).
3. Проведение натурных экспериментов по опытных образцах и термометрирования при сварке.
   3.1. Контроль качества сварного соединения в соответствии с п.2.
   3.2. Переход к п.4, когда сварное соединение удовлетворяет критериям п.2, в противном случае возврат к п.3 с корректировкой режимов и условий сварки.
4. Определение уровня деформаций опытного образца после сварки.
5. Формирование базы знаний по получению качественного сварного соединения из исследуемого материала: термодеформационные свойства материала, геометрические параметры опытного образца, режимы и условия сварки.
6. Формирование температурной модели сварки опытного образца на основе сформированной базы знаний.
7. Математический расчет температурной модели сварки опытного образца.
   7.1. Анализ тепловых полей при математическом эксперименте.

7.2. Переход к п.8, когда результаты термометрирования, полученные с натурного эксперимента (п.3), сопоставимы с полученными тепловыми полями при математическом эксперименте, в противном случае возврат к п.7 с корректировкой математической модели.

8. Разработка деформационной модели сварки опытного образца на основе сформированной базы знаний и температурной модели.
9. Математический расчет деформационной модели сварки опытного образца.
   9.1. Анализ полученных деформаций при математическом эксперименте.
   9.2. Переход к п.10, когда деформации опытного образца, полученные на натурном эксперименте (п.4), сопоставимы с деформациями при математическом эксперименте, в противном случае возврат к п.9 с корректировкой математической модели.
10. Формирование базы знаний по термодеформационному моделированию сварки: тепловые и деформационные свойства материала, параметры источника нагрева, граничные условия.
11. Разработка термодеформационной модели сварки исследуемого узла на основе сформированной базы знаний.
12. Определение расчетных схем экспериментов по сварке с варьированием траекторий и очередности проведения сварки.
13. Математические расчеты термодеформационного состояния узла после сварки в соответствии с расчетными схемами.
    13.1. Анализ результатов расчетов, сбор информации о деформации узла.
    13.2. Переход к п.14, когда одна или более расчетная схема дала удовлетворяющие допускам (п.1) параметры, в противном случае возврат к п.13 с корректировкой расчетных схем.
14. Разработка технологических рекомендаций по сварке: режимы и параметры сварки, расчетная схема проведения сварки.

5.2. Экспериментальные результаты роботизированной СПЭ секторов корпуса опоры ТНД

Для апробации предложенных выше технологических решений была проведена роботизированная СПЭ двух натурных образцов, представлявших собой сектора корпуса опоры ТНД и фланцы стоек.

Рабочее место, состоящее из универсального сварочного стола, и закрепленного в нем сектора представлено на рис. 5.1.

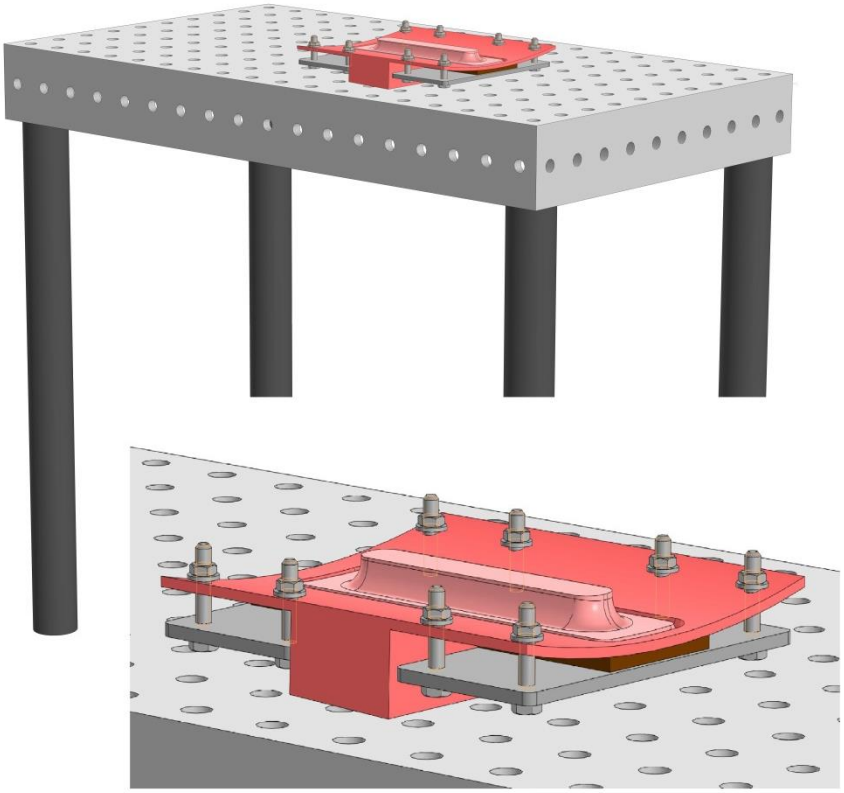


Рис. 5.1.
Рабочее место.

Сварка образца проводилась на опробованных режимах по схеме наложения швов 2.2.

Визуально-измерительный контроль сектора после сварки корневого прохода показал отсутствие трещин и выходящих на поверхность пор на всем протяжении корневого валика (рис. 5.2).

Рис. 5.2.
Корневой слой сектора №3 с лицевой стороны.

На участках шва, расположенных над медной подкалкой, лицевая поверхность корневого слоя имела плавный переход к основному металлу и ровную, мелкочешуйчатую поверхность. В местах перекрытий и над ребром жесткости форма поверхности – грубочешуйчатая, требующая зачистки перед наложением облицовочного слоя.

Корневой слой сектора с обратной стороны показан на рис. 5.3. Формирование обратного валика – удовлетворительное, ширина обратного валика на 1, 2 и 3 участках 1,2…3,7 мм.

Рис. 5.3.
Корневой слой сектора №3 с обратной стороны.

Сварка облицовочного слоя велась за два приема, первый участок соответствовал заварке четверти, а второй участок – половины периметра. Четверть периметра оставлена незаваренной для демонстрации лицевой стороны корневого слоя (Рис. 5.4).

Рис. 5.4.
Внешний вид сектора после наложения облицовочного слоя на ¾ периметра.

Приведенные данные подтверждают целесообразность применения роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями для вварки стоек в корпус опоры ТНД со схемой траекторий сварных швов 2.2.

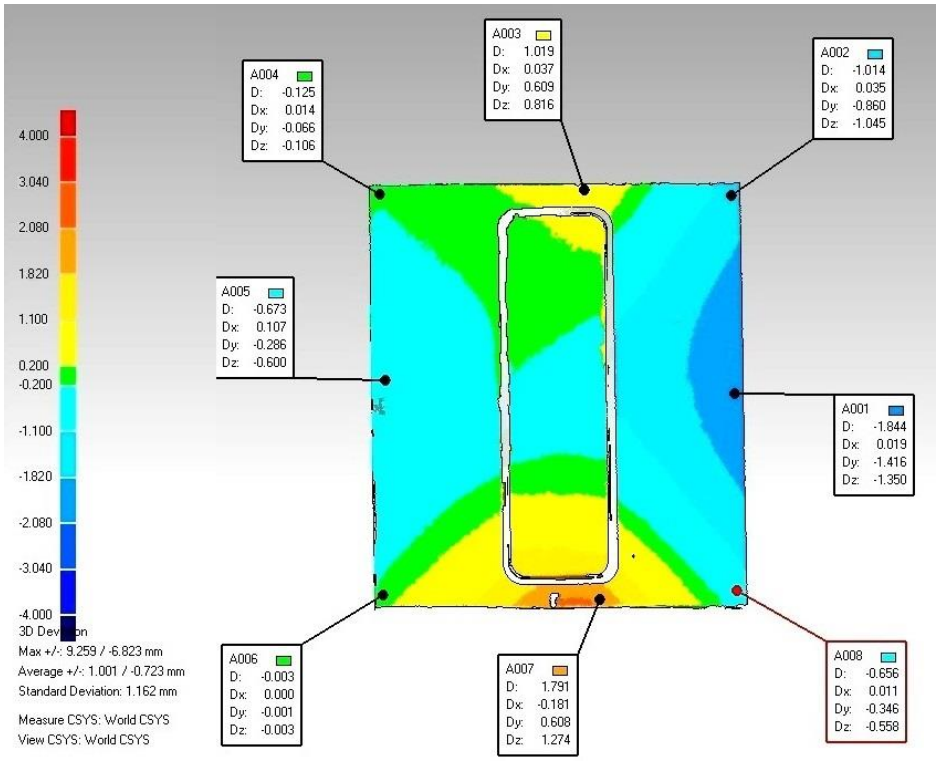


Рис. 5.5.
Остаточные деформации сектора после заваривания швов

Для сравнения уровня остаточных деформаций после сварки сектора проведен замер на портативном 3D-сканере ATOS Compact Scan (Рис. 5.5).

С помощью конечно-элементного моделирования по приведенной методике получена модель термодеформационного состояния после сварки сектора аналогичной геометрии (Рис. 5.6)

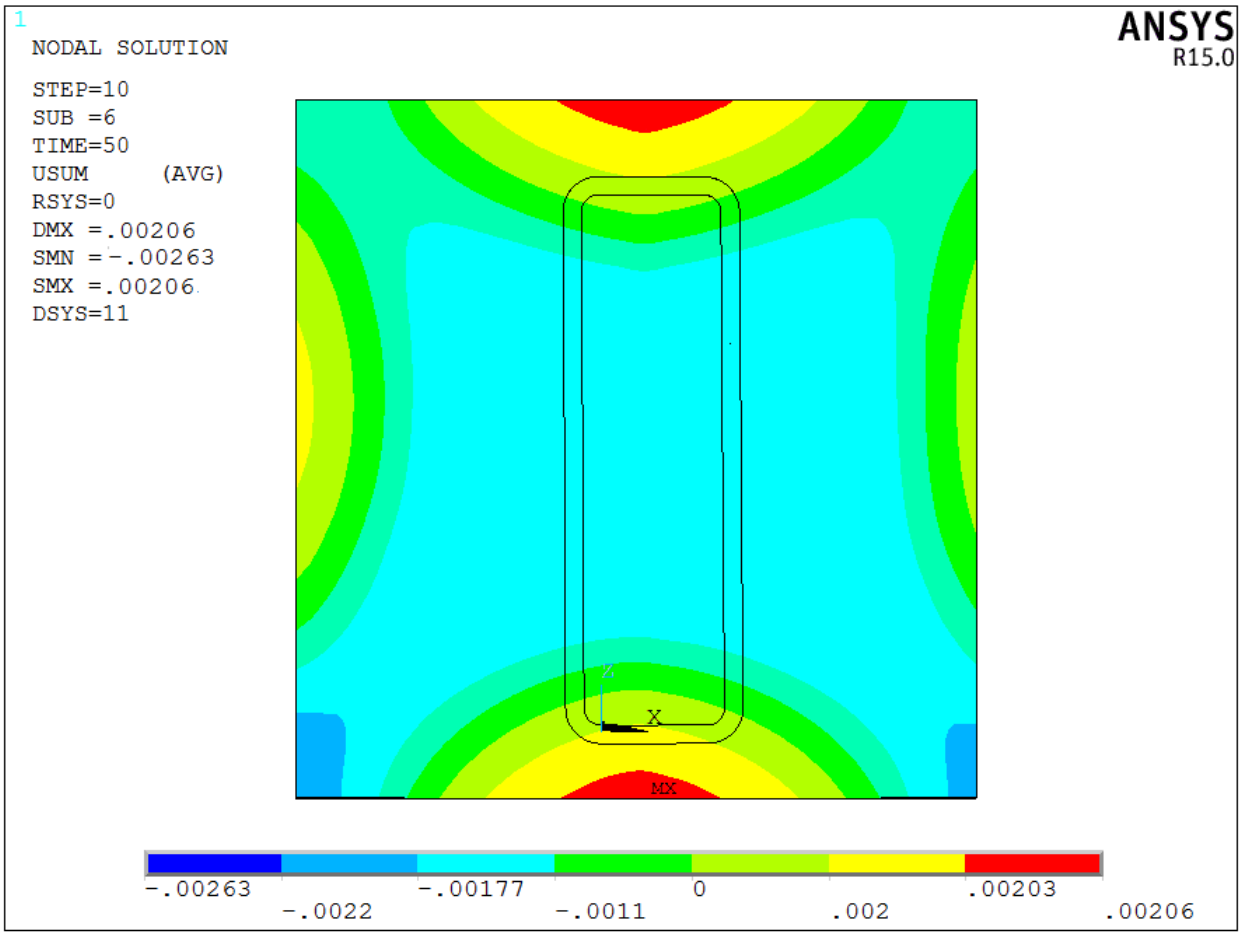


Рис. 5.6. Остаточные деформации сектора после моделирования заваривания швов

Количественная оценка уровня остаточных деформаций при натурных и математических экспериментов позывает расхождение в 15%.

ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 5

1. Разработана методика оценки деформаций корпуса опоры турбины низкого давления ГТД при аргонодуговой сварке, основанная на применении

верифицированной на плоских образцах конечно-элементной модели напряженно-деформируемого состояния конструкции сложной пространственной геометрии после сварки.

2. Применение роботизированной СПЭ с поперечными колебаниями для вварки стоек в корпус опоры ТНД со схемой траекторий сварных швов 2.2 позволяет получить сварное соединение требуемого качества.

3. Доказана эффективность предложенной методики оценки деформаций корпуса опоры турбины низкого давления ГТД при аргонодуговой сварке путем сравнения остаточных деформаций после сварки на имитаторе сектора корпуса опоры ТНД с результатами расчетов конечно-элементного термодеформационного анализа.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Установлено, что основными причинами возникновения деформаций при аргонодуговой сварке корпуса опоры ТНД являются высокий уровень тепловложения и порядок наложения швов, на основании чего предложено применение роботизированной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями и изменение порядка наложения швов.

2. Установлены режимы роботизированной двухпроходной сварки плавящимся электродом с поперечными колебаниями для тонколистовых заготовок и для конструктивных элементов корпуса опоры ТНД из трудносвариваемого сплава ЭП718, обеспечивающие формирование бездефектного сварного шва.

3. Разработана и верифицирована компьютерная термодеформационная модель сварной конструкции ТНД двигателя ПД-14 из сплава ЭП718, учитывающая сложную пространственную геометрию узла, теплоотдачу в сварочную оснастку и колебательные движения источника теплоты, позволяющая прогнозировать деформации конструкции при двухпроходной сварке плавящимся электродом с поперечными колебаниями с погрешностью не выше 15%.

4. Разработана математическая термодеформационная модель НДС сварной конструкции корпуса опоры ТНД двигателя ПД-14 из ЭП718, учитывающая сложную пространственную геометрию узла при сварке плавящимся электродом.

5. На основании математического моделирования основных расчетных схем сварки корпуса опоры ТНД с разными траекториями сварных швов, порядка их наложения и очередности вварки стоек определены уровни остаточных деформаций и напряжений после сварки.

6. Установлено, что роботизированная СПЭ с вводимой погонной энергией (142..150 кДж/м) обеспечивает снижение уровня остаточных

деформаций (0,342 мм до 0,103 мм) и напряжений (310..365 МПа) при сварке на характерном элементе узла корпуса опоры ТНД.

7. Разработаны и внедрены в опытное производство рекомендации по совершенствованию технологии сварки плавящимся электродом ТНД двигателя ПД-14 из ЭП718, обеспечивающие существенное снижение уровня остаточных деформаций и напряжений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Азимов Б.П., Винокуров В.А., Григорянц А.Г. Влияние жёсткости конструкций и погонной энергии сварки на усадочную силу // Сварочное производство. 1973. №2. С. 5-7.

2. Акулов А.И., Спицын В.В. Влияние режима и пространственного положения на размеры шва при сварке в CO_2 // Сварочное производство. 1971. №4. С. 16-19.

3. Акулов А.И. и др. Сварка в машиностроении: Справочник в 4 томах. Том 2 Акулов А.И., Асиновская Г.А и др. Москва: Машиностроение, 1978, с. 462.

4. Акулов А.И., Технология и оборудование сварки плавлением: Учебник для студентов вузов / А.И. Акулов, Г.А. Бельчук, В.П. Демянцевич. Москва: Машиностроение, 2003. 432 с.

5. Алешин Н.П. Сварка. Резка. Контроль: Справочник. Т.1 Н.П. Алешин, Г.Г. Чернышев, Э.А. Гладков и др. Москва: Машиностроение, 2004. 620 с.

6. Алферев В.Н. Методы расчета сварочных деформаций и напряжений судовых корпусных конструкций с применением метода конечных элементов, решений тепловой и деформационной задачи: дис.…док. техн. наук: 05.08.04 / Алферов Валентин Иванович. Санкт-Петербург, 2012. 346 с.

7. Разработка технологии роботизированной сварки плавящимся электродом соединений сплава ХН45МВТЮБР / В.В. Атрощенко и др. // Сварка и диагностика. 2020. №4. С. 46-49.

8. Атрощенко В.В., Никифоров Р.В., Муругова О.В. Моделирование тепловых процессов при дуговой сварке высокопрочной трубной стали с учетом структурно-фазовых превращений // Сварка и диагностика. 2018. №2. С. 50-54.

9. Бондарь В.Х., Шкуратовский Г.Д. Справочник сварщика строителя / В.Х. Бондарь, Г.Д. Шкуратовский. Киев: Будівельник, 1982. 240 с.

10. Васильев В.М. Конструктивные мероприятия по уменьшению сварочных деформаций при изготовлении судовых конструкций / В.М.

Васильев, М.К. Глозман, Р.Ф. Поникаровский. Ленинград: Судпромгиз, 1983. 246 с.

11. Винокуров В.А. Сварочные деформации и напряжения / В.А. Винокуров. Москва: Машиностроение, 1974. 248 с.

12. Гамзаев Ю.Д. Пути уменьшения деформаций тонколистовых конструкций из легких сплавов при аргонодуговой сварке / Ю.Д. Гамзаев. Л.: [б. и.], 1961. 169с.

13. Гатовский К.М. Теория сварочных деформаций и напряжений / К.М Гатовский, В.А. Кархин. Ленинград: ЛКИ, 1980. 331 с.

14. Гобыш А.В., Шокина Н.Ю. Анализ вычислительных схем методов конечных элементов и конечных разностей для моделирования течений несжимаемой жидкости // Вычислительные технологии. 2006. Т.11 №6. С. 22-30.

15. Горшков А.И., Матюшкин В.А., Славин Г.А. Особенности образования остаточных сварочных напряжений при сварке импульсной дугой // Сварочное производство. 1971. №1. С. 24-29

16. Григорьев А.А. Местные сварочные деформации тонколистовых конструкций и мероприятия по их уменьшению / А.А. Григорьев, А.Н. Сидоренко. Ленинград: Судпромгиз.1975. 110 с.

17. Грицына А.Н. Метод снижения сварочных деформаций тонкостенных панелей теплообменных аппаратов путем регулирования податливости кромок при выполнении круговых швов: дис.…канд. техн. наук: 05.02.10 / Грицына Александр Николаевич. Ростов-на-Дону, 2011. 119 с.

18. Журов Н.В., Мильруд С.Р. Некоторые технологические особенности лазерной сварки трубных соединений // Использование высоко-концентрированных источников энергии в сварочном производстве: материалы краткосрочного семинара 20-21 декабря. 1983. С. 34-40.

19. Исаев Л.С. Исследование сварного соединения жаропрочного сплава ХН45МВТЮБР-ИД при электронно-лучевой сварке // Вестник СамГТУ серия Технические науки. 2016. № 4 (52). С. 123-129.

20. Каневский И.Н. Неразрушающий метод контроля: учеб. Пособие / И.Н. Каневский, Е.Н. Сальникова. Владивосток: Изд-во ДВГТУ, 2007. 122 с.

21. Катаев Р.Ф. Расчёт основных параметров режима механизированной дуговой сварки плавящимся электродом: методические указания к курсовому и дипломному проектированию / Р.Ф. Катаев. Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2009. 37 с.

22. Кашубский Н.В. Методы неразрушающего контроля. Неразрушающие методы контроля материалов и изделий / Н.В. Кашубский, А.А. Сельский, А.Ю. Смолин и др. Красноярск: ИПК СФУ, 2009. 108 с.

23. Кириенко В.М., Царик Ц.П. Унификация режимов сварки в CO_2 // Автоматическая сварка. 1994. № 4. С. 45-48.

24. Кленов Г.И. Импульсно-дуговая полуавтоматическая сварка неплавящимся электродом алюминиевых сплавов // Сварка цветных металлов и сплавов. 1968. С. 124-129.

25. Климов А.С. Современные роботы в машиностроении: Учебное пособие / А.С. Климов, О.В. Бойченко, А.Г Схиртладзе. Тольятти: ТГУ, 2005. 132 с.

26. Кононенко В.Я. Сварка в среде защитных газов плавящимся и неплавящимся электродом. Справочник / В.Я. Кононенко. Киев: Ника-Принт, 2007. 266 с.

27. Кузьминов С.А. Сварочные деформации судовых корпусных конструкций / С.А. Кузьминов. Ленинград: Судостроениею 1974. 286 с.

28. Куркин А.С., Дриккер В.Е. Оценка предельных отклонений при дуговой роботизированной сварке тавровых соединений // Сварочное производство. 1989. №2. С. 8-10.

29. Куркин С.А., Винокуров В.А. Деформации тонколистовых элементов при сварке и борьба с ними // Сварочное производство. 1958. №2. С. 28-31.

30. Лукьянов В.Ф. Производство сварных конструкций (изготовление в заводских условиях) / В.Ф. Лукьянов, В.Я. Харченко, Ю.Г. Людмирский. Ростов-на-Дону: ООО «Терра Принт». 2006. 336 с.

31. Лукьянов В.Ф., Людмирский Ю.Г., Софьянников В.А. Устранение деформаций при сварке каркаса подбарабанья комбайна «Дон-1500» // Сварочное производство. 1989. №3. С 32-37.

32. Людмирский Ю.Г., Солтовец М.В., Грицына А.Н. Принципы организационно-технологического проектирования роботизированных сварочных комплексов // Advanced Engineering Research. 2007. №1. С. 47-53.

33. Людмирский Ю.Г., Солтовец М.В., Грицына А.Н. Реализация принципов организационно-технологического проектирования роботизированных комплексов // Вестник ДГТУ. 2007. Т. 7. № 2(33). С. 191-199.

34. Людмирский Ю.Г. Роботизация производства маложестких сварных конструкций / Ю.Г. Людмирский Ростов-н/Д: Изд-во СКНЦ ВШ. 2002. 140 с.

35. Людмирский Ю.Г., Солтовец М.В., Юрова С.А. Условия обеспечения качественных сварных соединений при дуговой сварке неадаптивными роботами // Сварные конструкции и технологии их изготовления: Сб. науч. ст. 1998. С.55-67.

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

37. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций / В.И. Махненко. Киев: Наукова думка, 1976. 320 с.

38. Мельников А.Ю. Обеспечение нормативных размеров сварного шва в области влияния отраженного теплового потока на основе решения тепловой задачи: дис.…канд. техн. наук: 05.02.10 / Мельников Антон Юрьевич. Москва, 2019. 155 с.

39. Муравьев В. И., Бахматов П.В., Дебеляк А.А. Определение возможностей расчета остаточных деформаций по тепловым полям при сварке тонких пластин встык // Учёные записки. 2010. №IV-1 (4). С. 68-80.

40. Недосека А.Я. Влияние остаточных сварочных напряжений на изгиб круглых пластин // Автоматическая сварка. 1973. №10. С. 8-12.

41. Никифоров Р.В. Совершенствование технологии автоматической аргонодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений из тонколистовых коррозийно-стойких сталей с учетом термодеформационных процессов в изделии: дис.…канд. техн. наук: 05.02.10 / Никифоров Роман Валентинович. Москва, 2014. 201 с.

42. Никифоров Р.В., Касатки А.А. Численное моделирование тепловых и деформационных процессов при дуговой сварке: учебное пособие / Р.В. Никифоров, А.А. Касаткин. Уфа: РИК УГАТУ, 2016. 143 с.

43. Николаев Г.А. Сварные конструкции, расчет и проектирование / Г.А. Николаев, В.А. Винокуров. Москва: Высшая школа. 1990. 446 с.

44. Николаев Г.А. Сварочные конструкции / Г.А.Николаев. Москва: Машгиз. 1951. 522 с.

45. Окерблом Н.О. Расчет деформаций металлоконструкций при сварке / Н.О. Окерблом. Москва: Машгиз, 1955. 212 с.

46. Окерблом Н.О. Термические и усадочные напряжения в сварных металлоконструкциях / Н.О. Окерблом. Москва: Машгиз. 1955. 145 с.

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

48. Паршуков Л.И., Гильмутдинов Ф.З. Электронно-лучевая сварка и локальная термообработка сварных швов из жаропрочных сплавов // Труды ВИАМ. 2017. №5(53). С. 23-32.

49. Пат. 2084552 Российская Федерация, С 22 С 19/05. Жаропрочный сплав на железо-хромо-никелевой основе / Ломберг Б.С., Субботин А.Л., Каблов Е.Н., Мулин С.В.; заявитель и патентообладатель Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов. № 1244; заявл. 04.12.1995; опубл. 20.07.1997, Бюл. № 7.

50. Попков А.М. Расчёт оптимальных режимов сварки в углекислом // Сварочное производство. 1983. № 1. С. 29-30.

51. Потапьевский А.Г. Сварка в защитных газах плавящимся электродом / А.Г. Потапьевский. Москва: Машиностроение. 1974. 240 с.

52. Прохоров Н.Н., Игнатьев В.С. Решение задачи о фазовых напряжениях при сварке закаливающихся сталей как частный случай решения температурной задачи теории упругости // Сварка цветных металлов и некоторых легированных сталей. 1982.

53. Прохоров Н.Н. Технологическая прочность металлов при сварке / Н.Н. Прохоров. Москва: Профиздат, 1960. 59 с.

54. Рыкалин Н.Н. Расчет тепловых процессов при сварке / Н.Н. Рыкалин. Москва: Машгиз, 1957. 294 с.

55. Особенности формирования сварных швов нержавеющих сталей при А-МИГ сварке пульсирующей дугой / Р.М. Саидов и др. // Computational nanotechnology. 2017. №3. С. 45-51.

56. Исследование влияния термодинамических и физико-химических свойств флюсов-оксидов на формирование сварных швов нержавеющих сталей при МИГ сварке / Р.М. Саидов и др. // Станочный парк. 2017. №5. С. 46-51.

57. Сорокин Л.И. Напряжения и трещины, образующиеся при сварке и термической обработке жаропрочных никелевых сплавов // Сварочное производство. 1999. №12. С. 11-16.

58. Сорокин Л.И. Присадочные материалы для сварки жаропрочных никелевых сплавов (обзор). Часть 1 // Сварочное производство. 2003. №4.

59. Сорокин Л.И. Свариваемость жаропрочных сплавов, применяемых в авиационных газотурбинных двигателях // Сварочное производство. 1997. №4.

60. Сорокин Л.И. Электронно-лучевая сварка жаропрочных сплавов // Сварочное производство. 1998. №5. С. 9-15.

61. Тимченко В.А., Дубовецкий С.В., Федотов П.Ф. Оценка технологичности сварных конструкций как объектов роботизированной дуговой сварки // Автоматическая сварка. 1985. №5. С. 29-39.

62. Тимченко В.А. Роботы в производстве сварных конструкций: современное состояние и перспективы // Автоматическая сварка. 1998. №5. С.55-63.

63. Тимченко В.А., Вернадский В.Н. Современное состояние и тенденции развития роботизации сварочного производства // Автоматическая сварка. 1997. №3. С.23-27.

64. Труханов К.Ю. Разработка расчетно-экспериментального метода оценки склонности сварных соединений к образованию горячих трещин: дис.…канд. техн. наук: 05.02.10 / Труханов Константин Юрьевич. Москва, 2017. 157 с.

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

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

67. ТУ 14-1-1059-74. Листы из сплава марок ХН45МРТЮБР-ВД(ЭП718-ВД), ХН45МВТЮБР-ИД(ЭП718-ИД). Технические условия.

68. ТУ 14-1-1059-74. Листы из сплава марок ХН45МРТЮБР-ВД(ЭП718-ВД), ХН45МВТЮБР-ИД(ЭП718-ИД). Технические условия.

69. ТУ 14-1-3905-85. Прутки из сплава марок ХН45МВТЮБР-ИД (ЭП718-ИД), ХН45МВТЮБР-ПД (ЭП718-ПД). Технические условия.

70. Шоршоров М.Х. Горячие трещины при сварке жаропрочных сплавов / М.Х. Шоршоров. Москва: Машиностроение. 1973. 220 с.

71. Якушин Б.Ф. Разработка научных основ и способов обеспечения технологической прочности сварных соединений: дис.…докт. техн. наук: 05.03.06 / Якушин Борис Федорович. Москва. 2000. 409 с.

72. Ярославцев С.И., Худяков А.О. Влияние импульсно-дугового процесса при механизированной аргонодуговой сварке на механические свойства сварных швов, выполненных аустенитно-ферритными сварочными проволоками // Вестник ЮУрГУ. Серия: Металлургия. 2014. №2. С. 47-53

73. A. Gregori, D. Bertaso. Welding and deposition of Nickel superalloys 718, Waspaloy and single crystal alloy CMSX-10 // Welding in the World. 2007. Vol. 51. Pp. 34-47.

74. Alloy 718 [электронный ресурс] // Портал aerospacemetals.com. URL: http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=NINC34 (дата обращении 17.11.2020).

75. Control of Laves phase in Inconel 718 GTA welds with current pulsing // G.D. Janaki Ram [et al.] / Science and Technology of Welding and Joining. 2004. Vol. 9. No. 5. Pp. 390-398.

76. David W. J. Tanner. Life assessment of welded Inconel 718 at high temperature / David W. J. Tanner. 2009. 278 p.

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

78. Effect of filler wires and direct ageing on the microstructure and mechanical properties in the multi-pass welding of Inconel 718 / K. Devendranath Ramkumar [et al.] // Journal of Manufacturing Processes. 2015. Vol. 18. Pp 23-45.

79. Electron Beam Welding of Inconel 718 / R. Vivek Patel [et al.] // 48th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC. Procedia Manufacturing. 2020. Vol. 48. Pp. 428-435.

80. Jerold Josel P., Dev Anand M. Comprehensive Analysis of TIG Welded Inconel-718 Alloy for Different Heat Input // International Journal of Engineering & Technology. 2018. Vol. 7 (3.6). Pp. 206-209.

81. John N. DuPont, John C. Lippold, Samuel D. Kiser Welding metallurgy and weldability of nickel-base alloys. 2009. P. 456.

82. M. Agilan. Effect of Welding Processes (GTAW & EBW) and Solutionizing Temperature on Microfissuring Tendency in Inconel 718 Welds // M. Agilan [et al.] / Materials Science Forum. 2012. Vol. 710. Pp. 603-607.

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

84. McLaughlin S.R., Bayley C.J., Aucoin N.M. Assessment of microstructural heterogeneities in multipass pulsed gas metal arc welds // Canadian Metallurgical Quarterly. 2011. Vol. 51:3. Pp. 294-301.

85. Thermodynamic Analysis of the Phase Equilibria of the Nb-Ni-Ti System // S. Matsumoto [et al.] / Special Issue on Materials Science of Bulk Metallic Glasses. Materials Transactions. 2005. Vol. 46. No. 12. Pp. 2920-2930.

86. Solidification Cracking of IN 718 TIG Welds / Myriam Brochu [et al.] // 13th International Conference on Fracture, June 16-21 2013, Beijing, China. 2013. Vol. 1. Pp.1-10.

ПРИЛОЖЕНИЕ

ОДК УМПО

Публичное акционерное общество «ОДК-Уфимское моторостроительное производственное объединение» (ПАО «ОДК-УМПО»)
ул. Ферина, 2, г. Уфа, Республика Башкортостан, Российская Федерация, 450039
Телетайп/телекс: 162340, «RICA RU», тел.: +7 (347) 238-33-66, 238-18-63, факс: +7 (347) 238-37-44, http:// www.umpo.ru, e-mail: umpo@umpo.ru
ОГРН 1020202388359, ИНН 0273008320, КПП 027301001

_____ № _____
на № _____ от _____

УТВЕРЖДАЮ:
Заместитель управляющего директора -
технический директор
_____ С.А. Симонов
«28» 09 2021 г.

АКТ
о внедрении результатов диссертационной работы Муруговой О.В.
«Разработка методики оценки деформаций турбины низкого давления газотурбинного двигателя при аргонодуговой сварке»

ПАО «ОДК-УМПО» ведет активные работы по освоению производства авиационных газотурбинных двигателей 5-ого поколения военного и гражданского назначения. Важным направлением является производство сложных узлов двигателя ПД-14, предназначенного для гражданского самолета МС-21.

Освоение технологии производства подобных узлов сопровождается значительным объемом НИОКТР в части развития критических технологий, обеспечивающих изготовление сложных конструкций с заданной эффективностью и гарантированным качеством. Важным, в этой связи, является сокращение времени и затрат на стадии их отработки и внедрения в серийное производство. Характерным примером является освоение технологии сварки геометрически сложных трудносвариваемых авиационных узлов.

В 2019-2021 годах в объединении совместно с УГАТУ был проведен комплекс мероприятий, нацеленных на совершенствование технологии сварки задней опоры турбины низкого давления двигателя ПД-14, включая разработку методики вварки стоек в наружное тело корпуса задней опоры турбины. Отработаны режимы сварки сплава ЭП 718 толщиной 4 мм,

порядок наложения швов и очередность вварки стоек в наружное тело корпуса.

В ходе исследований Муруговой О.В. были разработаны, верифицированы и предложены режимы роботизированной дуговой сварки образцов (соединение «башмак стойки + пластина») сплава ЭП 718 толщиной 4 мм, порядок наложения швов и очередность вварки стоек в наружное тело корпуса задней опоры турбины низкого давления, обеспечивающие снижение деформации конструкции и минимизацию остаточных напряжений этого высоконагруженного узла.

Применение разработанных режимов сварки на конструктивных элементах корпуса задней опоры ТНД, обеспечило формирование бездефектного сварного соединения при сварочных зазорах 1,0…1,5 мм. Последующие механические испытания элементов узла подтвердили пригодность данной методики и показали результаты, соответствующие требованиям к высоконагруженному корпусу задней опоры ТНД двигателя ПД-14.

Главный сварщик С.Х. Даутов