

**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ
ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
МОСКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
(МОСКОВСКИЙ ПОЛИТЕХ)**

На правах рукописи



ФАМ ВАН НГОК

**Совершенствование технологии изготовления полых осесимметричных
изделий с фланцем методом комбинированного выдавливания в
изотермических условиях**

Специальность 2.6.4 – Обработка металлов давлением

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук, доцент
Петров Павел Александрович

Москва 2023

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	6
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ	14
1.1. Применение технологии горячей изотермической штамповки для изготовления осесимметричных изделий из алюминиевых сплавов	14
1.1.1. Технологии горячей изотермической штамповки	14
1.1.2. Сравнение между технологией горячей объемной штамповки и изотермической штамповкой алюминиевых сплавов	16
1.1.3. Типовая конструкция штампа для горячей изотермической штамповки комбинированным выдавливанием	21
1.2. Дефекты, возникающие при горячей изотермической штамповке осесимметричных изделий с фланцем	22
1.3. Критерии оценки устойчивости заготовки при комбинированном выдавливании	33
1.4. Выбор рационального режима технологии горячей изотермической штамповки	37
1.4.1. Параметры, определяющие рациональный режим технологии горячей изотермической штамповки	37
1.4.2. Описание реологических свойств алюминиевых сплавов	39
Выводы по главе 1	40
ГЛАВА 2. МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ КРИВОЙ ТЕКУЧЕСТИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ	44
2.1. Материалы и образцы для экспериментов	44
2.1.1. Описание материалов	44
2.1.2. Выбор размеров исходных образцов	46
2.2. Выбор программ монотонного нагружения с постоянной скоростью деформации на современной испытательной машине	49
2.2.1. Выбор оборудования	49
2.2.2. Выбор температурно-скоростных условий деформирования	51
2.3. Методика экспериментального исследования технологических свойств сплава	54
2.4. Методика проведения металлографии	56
2.5. Методика определения изотермической кривой текучести	58
2.6. Результаты натурных экспериментов	62
Выводы по главе 2	65
ГЛАВА 3. СОСТАВЛЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПОСТОЯННОЙ СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ	66
3.1. Изотермические кривые текучести сплава АМг6	66

3.1.1. Расчетные кривые текучести сплава АМгб при постоянной скорости деформации	66
3.1.2. Изотермические кривые на основе вычислительного эксперимента (с учетом конечно-элементного моделирования).....	70
3.2. Выбор математической функции для описания сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg	72
3.3. Анализ микроструктуры сплавов до и после деформации	75
3.4. Математическая модель сопротивления деформации сплавов системы Al-Mg в широком диапазоне деформации, скорости деформации и температуры.....	79
3.4.1. Особенности составления математической модели материала	79
3.4.2. Математическая модель сопротивления деформации	80
3.5. Математическая модель, учитывающая влияние процентного содержания магния на напряжение текучести	83
Выводы по главе 3	86
ГЛАВА 4. АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКЕ ПОЛЫХ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ФЛАНЦЕМ	88
4.1. Гипотезы, допущения.....	88
4.2. Построение плана эксперимента	89
4.2.1. Исходные, начальные и граничные условия вычислительного эксперимента	89
4.2.2. Течение материала в очаге деформации	91
4.2.3. Этапы формообразования в очаге деформации	94
4.2.4. План натурного и вычислительного экспериментов.....	103
4.3. Исследование течения материала на основе лабораторного эксперимента	106
4.3.1. Материал, инструмент, оборудования.....	106
4.3.2. Результаты натурного эксперимента	107
4.4. Исследование течения материала на основе вычислительного эксперимента	110
4.4.1. Постановка задачи об исследовании течения материала	110
4.4.2. Моделирование сжатия заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$	111
4.4.3. Моделирование сжатия заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 > 2,5$	112
4.4.4. Моделирование обратного выдавливания заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$	114
4.4.5. Моделирование радиального выдавливания	119
4.4.6. Расчет поля Гартфилда	123
4.5. Анализ течения материала при образовании дефекта типа утяжина	126
4.6. Особенности расчета поля Гартфилда при анализе дефектообразования.....	130
Выводы по главе 4	131

ГЛАВА 5. ПРИМЕНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИИ ГОРЯЧЕЙ	ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ	ШТАМПОВКИ	ПОЛЫХ
ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ФЛАНЦЕМ			133
5.1. Порядок разработки технологического процесса изотермической штамповки			133
5.2. Рекомендации по расчету сопротивления деформации сплава системы Al-Mg.....			134
5.3. Рекомендации по разработке технологического процесса изотермической штамповки из заготовки с $1 < H_0/D_0 \leq 2$			136
5.4. Рекомендации по разработке технологического процесса изотермической штамповки из заготовки с $H_0/D_0 < 1$			137
5.5. Прогнозирование дефектообразования с применением поля Гартфилда.....			138
Выводы по главе 5			140
ЗАКЛЮЧЕНИЕ			141
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....			143
ПРИЛОЖЕНИЕ 1			159
ПРИЛОЖЕНИЕ 2			161
ПРИЛОЖЕНИЕ 3			178
ПРИЛОЖЕНИЕ 4			182
ПРИЛОЖЕНИЕ 5			189

СПИСОК ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ И ОБОЗНАЧЕНИЙ

№	Обозначение	Наименование переменной/сокращения
1	δ	относительное удлинение, %
2	ϵ	относительная деформация, %
3	ϵ	интенсивность (накопленная) деформация
4	$\dot{\epsilon}$	интенсивность скорости деформации
5	v	скорость деформирования, мм/с
6	$T_{пл}$	температура плавления, °С
7	T_z	температура заготовки, °С
8	C_p	теплоемкость
9	σ_s	предел текучести, МПа
10	σ_b	предел прочности, МПа
11	НВ	твердость по Бринеллю, ед.
12	$t_{ст}$	толщина стенки в месте наибольшего отхода металла в области «А ₁ » от формообразующей поверхности пуансона при обратном выдавливании, мм
13	H_t	высота свободной стенки, мм
14	h_{ϕ}	толщина фланца, мм
15	h_k	высота подкладного кольца, мм
16	ПГ	поле Гартфилда
17	ОД	очаг деформации
18	НДС	напряженно-деформированное состояние
19	ПО	программное обеспечение
20	МКЭ	метод конечных элементов
21	ГИШ	горячая изотермическая штамповка
22	КИМ	коэффициент использования металла
23	КЭМ	конечно-элементное моделирование
24	ДДС	динамическое деформационное старение
25	ПЛШ	Портевена-Ле Шателье
26	ОМД	обработка металлов давлением

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы. Осесимметричные кованые либо штампованные детали с фланцем являются достаточно распространенными изделиями (стаканы, корпуса, ступицы и т.д.), применяемыми в современной технике. Материалы, из которых изготавливают вышеуказанные изделия разнообразны: стали разных марок, цветные сплавы, в том числе алюминиевые, титановые и др.

Существенную часть заготовок для деталей с фланцем получают обработкой давлением, в частности горячей объемной штамповкой в открытых либо закрытых штампах, в том числе в штампах с разъемными матрицами и с компенсаторами, а также в штампах для выдавливания. Штампы для выдавливания позволяют реализовать комбинированные схемы формоизменения (прямое-обратное выдавливание, прямое-обратное-радиальное выдавливание, обратное-радиальное выдавливание и т.п.) за один рабочий ход машины для обработки давлением и изготовить сложнопрофильные изделия. К технологиям, в которых применяются штампы для выдавливания, относится горячая изотермическая штамповка, широко применяемая для обработки алюминиевых сплавов. Изотермическая штамповка позволяет повысить коэффициент использования металла (КИМ) за счет уменьшения припусков и напусков, назначаемых при проектировании штампованного изделия. Это обеспечивает сокращение операций в технологическом процессе изотермической штамповки, а снижение величины напусков приводит к повышению сложности геометрической формы штампованного изделия.

Одной из разновидностей сложнопрофильных штампованных деталей с фланцем, изготавливаемых из алюминиевых сплавов системы Al-Mg (AMg2, AMg3, AMg5, AMg6) по технологии горячей изотермической штамповки, являются полые осесимметричные штампованные изделия с развитым фланцем (диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85) из сплава AMg6. Применение штампов для выдавливания не исключает возможности образования дефектов из-за сложного характера течения деформируемого материала в формообразующей полости.

Одной из проблем технологии горячей изотермической штамповки, обеспечивающей комбинированную схему формоизменения полых

осесимметричных штамповок с развитым фланцем из алюминиевых сплавов, является образование дефектов типа утяжина и/или прострел (терминология в соответствии с ГОСТ Р 57511-2017) в области фланцевой части, формируемой комбинированным выдавливанием. Наличие данного дефекта на штамповке снижает её качество. Считается, что его образование возникает из-за потери устойчивости стенки в области фланца полой штампованной детали, что приводит к нестабильности реализации технологии горячей изотермической штамповки за счет неравномерного течения металла, приводящего к снижению качества штамповок из алюминиевых сплавов. На решение указанной актуальной научно-технологической задачи направлена данная диссертационная работа.

Цель исследования. Повышение качества полых осесимметричных изделий с фланцем из алюминиевого сплава АМг6 посредством совершенствования технологии штамповки за счет управления устойчивостью заготовок при их комбинированном выдавливании в изотермических условиях.

Для достижения указанной цели в работе были поставлены следующие основные задачи:

1. Исследовать реологические свойства алюминиевых сплавов системы Al-Mg, характерным представителем которой является сплав АМг6, для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$ и области значений температуры деформирования $20-450^{\circ}\text{C}$, в том числе, соответствующих интервалу горячей изотермической штамповки на основе натурного и вычислительного эксперимента и установить закономерности взаимосвязи сопротивления деформации (напряжения текучести) с величиной деформации, скорости деформации, температуры и процентного содержания магния в сплаве.

2. Исследовать экспериментально особенности течения материала при формировании фланца, получаемого путем комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической штамповки полого осесимметричного изделия из сплава АМг6.

3. Обобщить результаты экспериментальных исследований связанных с изучением особенностей течения сплава АМг6 при формировании фланца и разработать математическую модель, связывающую параметр, характеризующий потерю устойчивости заготовки при её комбинированном выдавливании изотермических условиях, с параметрами, характеризующими

геометрию заготовки, геометрию стенки выдавливаемого полуфабриката, а также условия контактного трения.

4. Разработать научно-обоснованные режимы комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, позволяющие управлять устойчивостью течения материала в стенке заготовки при её формообразовании.

5. На основании установленных в ходе натурных и вычислительных экспериментов научно-обоснованных режимов комбинированного выдавливания разработать рекомендации для проектирования параметров технологии горячей изотермической штамповки осесимметричных изделий с развитым фланцем из алюминиевого сплава АМг6.

Объектом исследования является процесс комбинированного выдавливания, реализуемый в условиях горячей изотермической деформации.

Предметом исследования является устойчивость заготовки при формировании фланца, составляющего 1,5-2 диаметра центральной части осесимметричного изделия, получаемого путем комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации.

Методы исследования. Результаты натурных экспериментов явились базой для вычислительных экспериментов, обеспечивая реализацию математического (компьютерного) моделирования исследуемого процесса обработки давлением, что стало возможным за счет использования контрольно-измерительной аппаратуры и применения физико-химических методов исследования (световая микроскопия, растровая электронная микроскопия, оптико-эмиссионный спектральный анализ).

В теоретических исследованиях использовалось математическое моделирование на основе метода конечных элементов, реализующего вариационную формулировку, основных положений механики сплошной среды и прикладной теории пластичности. Расчеты производились в программе MATLAB для обработки результатов экспериментальных исследований реологического поведения изученных алюминиевых сплавов; а также в программном комплексе QForm методом конечных элементов. Экспериментальные исследования процесса комбинированного выдавливания в

изотермических условиях производились на лабораторной установке, установленной на гидравлическом прессе номинальной силой 2,5МН, с непосредственным контролем положения формообразующего инструмента во время рабочего хода.

Научная новизна.

1. Впервые с использованием установленной функциональной зависимости между напряжением текучести и температурно-скоростными параметрами, основываясь на экспериментальных данных и проведенных вычислительных экспериментах, получены эмпирические формулы для описания реологических свойств алюминиевых сплавов системы Al-Mg (АМг2, АМг3, АМг5, АМг6) при деформировании в области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$ в холодном, полугорячем и горячем состоянии, в том числе в условиях близких к изотермическим, отличающиеся от известных учетом процентного содержания магния в деформируемом материале и обеспечивающие высокую сходимость расчетных и экспериментальных значений ($R^2=0,923-0,955$).

2. Впервые выявлена взаимосвязь между параметром, характеризующим потерю устойчивости (образование дефекта типа «утяжина» и/или «прострел») заготовки при её комбинированном выдавливании в изотермических условиях, и параметрами, характеризующими геометрию заготовки, геометрию стенки выдавливаемого полуфабриката, а также условия контактного трения и разработаны математические модели, отражающие выявленные взаимосвязи.

3. На основе натурного и вычислительного экспериментов, разработана компьютерная модель технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации и позволяющей оценить энергосиловые параметры, напряженно-деформированное состояние в очаге деформации, распределение компонентов скорости деформации и спрогнозировать образование дефектов типа «утяжина» и «прострел».

4. Разработан алгоритм для прогнозирования значения напряжения текучести при фиксированных значениях величины деформации, скорости деформации, температуры и процентного содержания магния в сплаве системы Al-Mg на основе полученных зависимостей для описания сопротивления деформированию сплавов системы Al-Mg.

Практическая значимость

1. Разработаны научно-обоснованные режимы комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, позволяющие управлять устойчивостью заготовки при её комбинированном выдавливании.

2. Разработаны рекомендации для проектирования технологии горячей изотермической штамповки осесимметричных изделий с развитым фланцем из алюминиевых сплавов системы Al-Mg.

3. Разработан алгоритм и получено свидетельство на программу для ЭВМ для построения изотермической кривой текучести и расчета коэффициентов математической модели сопротивления деформации.

4. Разработан алгоритм и получено свидетельство на программу для ЭВМ для прогнозирования текущего значения напряжения текучести при фиксированных значениях величины деформации, скорости деформации, температуры и процентного содержания магния в сплаве системы Al-Mg на основе модели сопротивления деформации. Данный алгоритм может быть применен на этапе подготовки производства для оценки значения силы деформирования.

Основные положения, выносимые на защиту

1. Функциональные зависимости, описывающие взаимосвязь сопротивления деформированию (напряжения текучести) алюминиевых сплавов системы Al-Mg (АМг2, АМг3, АМг5, АМг6) от температурно-скоростных параметров и процентного содержания магния, как основного легирующего элемента для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$ и области значений температуры $20-450^\circ\text{C}$.

2. Функциональные зависимости, описывающие взаимосвязи между параметром, характеризующим потерю устойчивости (образование дефекта типа «утяжина» и/или «прострел») заготовки сплава системы Al-Mg, и параметрами, характеризующими исследуемый процесс деформирования, полученные по результатам вычислительных экспериментов, выполненных с применением разработанной компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем.

3. Научно-обоснованные режимы горячей изотермической штамповки полого осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, позволяющие управлять устойчивостью заготовки при её формообразовании, полученные по результатам исследований, выполненных с применением компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания.

Степень достоверности результатов научных положений и выводов, сформулированных в диссертации, подтверждается использованием известных научных гипотез, теоретических методов, корректных ограничений и допущений, полученных в результате выполненного информационно-аналитического поиска технической информации из достоверных источников, в том числе монографий, справочников, периодических изданий отечественных и зарубежных авторов. Результаты теоретического исследования основаны на полученных данных, описывающих сопротивление деформации (напряжение текучести) алюминиевых сплавов системы Al-Mg и применены при разработке компьютерной модели процесса комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем за одну операцию в изотермических условиях.

Практические результаты получены на универсальном испытательном оборудовании с помощью современной регистрирующей аппаратуры и подтверждаются соответствием результатов теоретических исследований лабораторным экспериментам, а также непротиворечивостью информации открытых источников.

Апробация работы.

Основные результаты исследования докладывались и обсуждались на следующих конгрессах, конференциях и семинарах:

- III Международная научно-техническая конференция, посвященная 120-летию со дня рождения член-корреспондента АН СССР И.М. Павлова «Павловские чтения» (г. Москва, 27-28 мая 2021 г.);
- XXVIII Международная научно-техническая конференция «Машиностроение и техносфера XXI ВЕКА» в рамках международного форума «ТЕХНОСФЕРА - 2021» (г. Севастополь, 13-19 сентября 2021 г.);

- Всероссийская научно-техническая конференция студентов и аспирантов «Современные технологии обработки металлов и средства их автоматизации» (г. Тула, 12 октября 2021 г.);

- Международная научно-техническая конференция молодых ученых «Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности» (г. Могилёв, Беларусь, 28-29 октября 2021 г.)

- XXXIII Международная инновационная конференция молодых ученых и студентов по проблемам машиноведения «МИКМУС - 2021» (г. Москва, 30 ноября – 02 декабря 2021 г.);

- научно-техническая конференция «Современные тенденции развития инструментальных систем и металлообрабатывающих комплексов», посвященная памяти заслуженного деятеля науки и техники РФ, д.т.н., профессора А.А. Рыжкина (г. Ростов-на-Дону, 21 января 2022 г., Донской государственный технический университет);

- V Международная научно-техническая конференция «Машины, агрегаты и процессы. Проектирование, создание и модернизация» (г. Санкт-Петербург, 27 января 2022 г.);

- II Международная научно-практическая конференция «Научная инициатива иностранных студентов и аспирантов» (г. Томск. 26-28 апреля 2022 г.).

Реализация работы. Результаты выполненных исследований внедрены в учебный процесс по направлению подготовки «Технологии материалов» при подготовке аспирантов в Московском политехническом университете, а также в учебный процесс Института машиностроения Вьетнамского Морского университета (г. Хайфон, Вьетнам) и исследовательский процесс Механического научно-исследовательского института (г. Ханой, Вьетнам).

Публикации. По теме диссертации опубликован 21 труд, в том числе 5 статей в рецензируемых изданиях из перечня ВАК, 3 статьи в журналах, включенных в международные наукометрические базы Scopus и Web of Science; получены 2 свидетельства о государственной регистрации программы для ЭВМ.

Соответствие паспорту научной специальности. Содержание диссертации соответствует следующим пунктам паспорта специальности 2.6.4 «Обработка металлов давлением»: исследование скоростных, температурных и других параметров разнообразных процессов обработки давлением металлов, сплавов; математическое описание процессов пластической деформации

металлов, сплавов и с целью создания математических моделей; разработка способов, процессов и технологий обработки металлов давлением.

Благодарности. Автор выражает благодарность к.т.н., доценту П.А. Петрову, д.т.н., с.н.с И.А. Бурлакову.

Структура и объем диссертации. Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения, библиографического списка, приложений. Текст диссертации изложен на 192 страницах машинописного текста, иллюстрирован 72 рисунками, содержит 15 таблиц и 5 приложений. Библиографический список включает 129 наименований.

ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Применение технологии горячей изотермической штамповки для изготовления осесимметричных изделий из алюминиевых сплавов

1.1.1. Технологии горячей изотермической штамповки

Технологии горячей изотермической штамповки относят к ресурсосберегающим технологиям ОМД, которая позволяет получать высококачественные заготовки и экономить металл за счет сокращения количества формообразующих операций. Она является одной из прогрессивных технологий, свободных от многих недостатков, присущих технологии горячей объемной штамповки. При изотермической штамповке требуется, чтобы штамп и штампуемая заготовка были нагреты в процессе деформирования до одной и той же высокой температуры, что исключает нежелательное охлаждение поверхности заготовки и возникающий перепад температур [1]. Это существенно улучшает условия для пластического течения материала и позволяет получать высококачественные заготовки, значительно более близкие по форме к конечным требованиям.

Начиная с 60-70-х годов XX века горячую изотермическую штамповку применяют для получения точных заготовок различной формы из титановых и алюминиевых сплавов, а также труднообрабатываемых жаропрочных сталей и сплавов. На основании особенности изотермического деформирования обуславливается область его применения [2, 3, 4]: 1) для низкопластичных металлов, практически не поддающихся обработке давлением в нормальных условиях; 2) для деталей с элементами малой толщины (тонкие полотна, узкие и высокие ребра), которые в нормальных условиях могут быть получены с большими припусками и, соответственно, низким КИМ; 3) при требованиях повышенной точности, особенно для деталей из дорогостоящих материалов; 4) для крупногабаритных деталей, требующих в обычных условиях оборудования повышенной мощности.

Сокращение количества формообразующих операций приводит к тому, что в очаге деформации при изотермической штамповке окончательная форма изделия придаётся за одну операцию. Как правило, это обеспечивается за счет реализации комбинированной схемы формоизменения выдавливанием. Наличие в очаге деформации комбинированного течения металла приводит к повышению сложности геометрии штампованного изделия (штамповки с фланцем, штамповки с фланцем и внутренними полостями, штамповки с симметрично и несимметрично расположенными отростками и т.п.), а также повышению риска появления дефектов типа «утяжина» либо «прострел» из-за неравномерности течения металла.

Значительный вклад в развитие и становление технологии горячей изотермической штамповки, а также в анализ и технологий комбинированного выдавливания изделий с фланцами различной конфигурации внесли И.С. Алиев, А.Э. Артес, В.В. Бойцов, Р.А. Вайсбурд, А.Л. Воронцов, В.И. Галкин, О.А. Ганаго, Г.Я. Гун, Ю.Г. Калпин, Б.Г. Каплунов, В.И. Перфилов, Л.А. Рябичева, К.Н. Соломонов, Е.Н. Сосенушкин, И.Я. Тарновский, А.Д. Томленов, С.З. Фиглин и другие [1-20].

Тенденция производства новых штампуемых деталей и расширения области применения штамповки можно, осваивая способы, основано на комбинированного выдавливания сочетании прямого, обратного и радиального (поперечного). Для внедрения процесса ГИШ сложных деталей с фланцем необходимо разработать и широко применять различные совмещенные и комбинированные процессы и устройства для регулирования кинематики течения металла и его напряженно-деформированного состояния в штампе.

В зависимости от обрабатываемого материала и температуры, при которой выполняется пластическая деформация, различают низкотемпературную (температура штамповки не превышает 550 °С) [1, 21, 22] и высокотемпературную (температура штамповки более 550 °С) [23-27] изотермическую штамповку. Низкотемпературная изотермическая штамповка применяется для получения поковок из алюминиевых сплавов и магниевых сплавов; высокотемпературная – для получения поковок из титановых сплавов,

никелевых сплавов, латуней и бронз, а также из инструментальных быстрорежущих сталей.

Эффективным средством уменьшения силы деформирования и, следовательно, напряжения текучести при изотермическом деформировании является использование технологических смазок [27, 28]. При использовании технологических смазок для изотермической штамповки выдавливанием изделий из алюминиевых сплавов фактор трения принимается из диапазона 0,11-0,3 в зависимости от температуры штамповки, марки деформируемого материала и состава смазки [29].

В данной диссертационной работе исследуется и совершенствуется технологический процесс низкотемпературной изотермической штамповки алюминиевых сплавов системы Al-Mg, выполняемый в диапазоне температур от 400 до 450 °C (470 °C).

1.1.2. Сравнение между технологией горячей объемной штамповки и изотермической штамповкой алюминиевых сплавов

Технология горячей изотермической штамповки алюминиевых сплавов имеет преимущества по сравнению с горячей объемной штамповкой: повышение пластичности обрабатываемого материала за счет разупрочнения и залечивания микротрещин [1]. В изотермических условиях скорость деформирования значительно меньше, чем при горячей объемной штамповке. Это позволяет проводить штамповку при меньших значениях силы деформирования при выполнении формообразующих операций. Как правило, изотермическая штамповка проводится за одну формообразующую операцию, что позволяет достичь экономического эффекта и повысить эффективность технологии.

К настоящему времени освоена технология горячей объемной штамповки поковок фланцевого типа [15, 30]. Наиболее популярный метод их изготовления – горячая объемная штамповка в открытых штампах (штампах с облоем) [1, 2, 14, 15, 30, 31]. Среди основных преимуществ этого метода - высокая

производительность и возможность получать штампованные изделия различной формы, в том числе с фланцами. Однако метод реализуется за несколько операций обработки давлением, что приводит к необходимости увеличения количества запусков кузнечно-прессового и нагревательного оборудования; для него характерен не очень высокий КИМ (менее 0,4) и, как следствие, не высокая экономическая эффективность при небольших программах выпуска.

В качестве примера, иллюстрирующего вышеперечисленные особенности горячей объемной штамповки, на рисунке 1.1 показана одна из типовых технологических схем. Формообразующая операция реализуется в открытом штампе; окончательная штамповка выполняется из предварительно спрофилированной заготовки алюминиевого сплава. Моделирование формообразующей операции показывает особенности течения материала в штамповом инструменте: формирование неглубокой центральной полости сопровождается вытеснением избытка материала в облойную канавку. Сформированный облой срезается на следующей операции технологического процесса. КИМ данной технологии составляет не более 0,2-0,25.

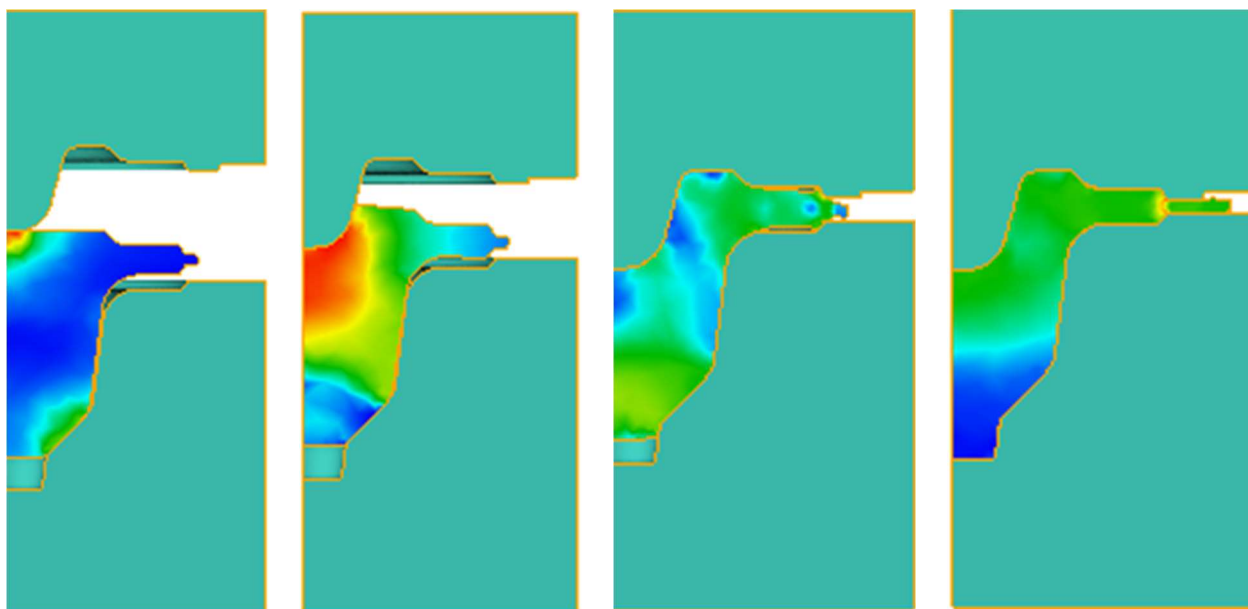


Рисунок 1.1 - Схема горячей объемной штамповки осесимметричного изделия с фланцем и неглубокой центральной полостью (моделирование выполнено в программе QForm)

Технология горячей изотермической штамповки показывает большую экономическую и технологическую эффективность [30, 32]. В частности, в работе [30] выделены группа 1 и 2 поковок (штамповок) из алюминиевых сплавов, получаемых по технологии горячей изотермической штамповки. Поковки характеризуются наличием фланцев на стержневой части (рисунок 1.2а) либо фланцев и центральной полости (рисунок 1.2б). Для данной диссертационной работы рассматриваются поковки из сплава АМгб (см. рисунок 1.2в), соответствующие по внешнему виду поковкам группы 2. К этой группе относят поковки с соотношением размеров: $\frac{H}{D} \leq 3$, $t \geq 3$, где H – габаритный размер (высота, максимальная) поковки, D – диаметр (максимальный) фланцевой части поковки, t – толщина стенки, формируемая при штамповке.

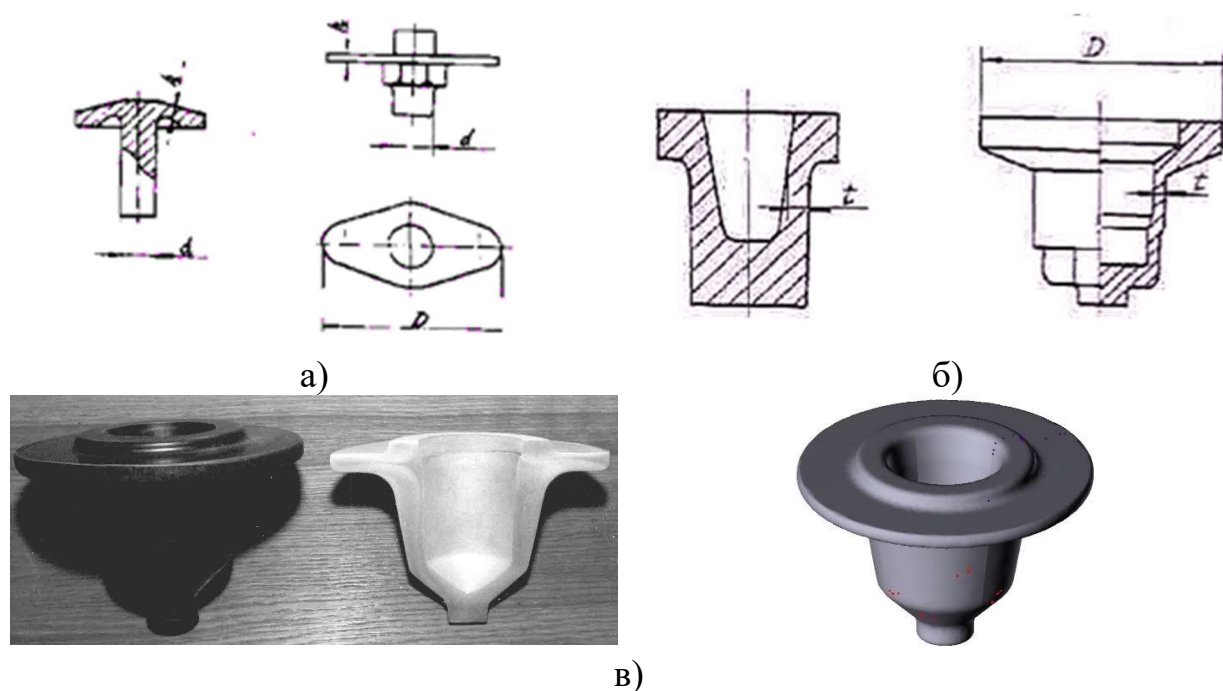


Рисунок 1.2 – Примеры поковок из алюминиевых сплавов, полученных по технологии горячей изотермической штамповки [30]: а) стержневые с фланцем; б) осесимметричные с центральной полостью; в) поковка из сплава АМгб исследуемая в диссертации

В работе [30], отсутствуют рекомендации для изготовления поковок (см. рисунок 1.2в) с размерами, характерными для формы поковок, исследуемых в

данной диссертационной работе: диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85.

В то же время, для алюминиевого сплава марки АМгб, известны рекомендуемые температурные режимы горячей штамповки (таблица 1.1) [30, 33].

Таблица 1.1 – Типовой температурный режим горячей штамповки заготовок из сплава АМгб

Технология \ Температура		$T_3, ^\circ\text{C}$	$T_{\text{шт}}, ^\circ\text{C}$	$T_{\text{воз}}, ^\circ\text{C}$
Горячая штамповка	До	430	150	40
	После	≤ 430	≥ 150	> 40
Горячая изотермическая штамповка	До	430	430	430
	После	435	435	430
где T_3 – температура заготовки; $T_{\text{шт}}$ – температура штампа; $T_{\text{воз}}$ – температура воздуха				

В таблице 1.2 представлены основные особенности горячей изотермической штамповки в сравнении с технологией горячей объемной штамповки [33-36].

Таким образом, выбранная поковка (см. рисунок 1.1в) может быть изготовлена по технологии горячей изотермической штамповки, но технология ее изготовления является малоизученной. Геометрическая форма поковки является сложной, имеется глубокая полость и достаточно развитый фланец (диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85), что усложняет её получение за одну формообразующую операцию из мерной заготовки, отрезанной от исходного проката. Однако, цель данной диссертационной работы связана именно с повышением эффективности однооперационной технологии горячей изотермической штамповки по схеме комбинированного выдавливания. Эффективность процесса оценивается отсутствием либо минимизацией дефектов типа «утяжина» и «прострел», которые могут сформироваться при

выдавливанием в штампе верхней части поковки в области её фланца (см. рисунок 1.1в).

Таблица 1.2 - Сравнение технологий: горячей объемная штамповка (ГОШ) и горячая изотермическая штамповка (ГИШ)

ГОШ	ГИШ
скорость деформирования до 1 м/с	скорость деформирования менее 0,1 м/с
штамповка осуществляется холодным или теплым инструментом	к началу процесса штамповки инструмент и заготовка нагреты до одной и той же температуры (например, см. табл.1.1)
получение точных поковок сложной формы затруднительно или невозможно	возможно получение точных поковок (штамповок) сложной формы: тонкостенных поковок, оребренных поковок и т.п., характеризующихся большим отношением площади необрабатываемой поверхности (механической обработкой) к общей площади поверхности
быстрое остывание поверхности штампуемой заготовки из-за контакта с холодным либо теплым инструментом, что приводит к формированию неравномерного температурного поля и, как следствие, неравномерной проработки структуры деформируемого материала	уменьшения колебаний температуры в очаге деформации; снижение остаточных напряжений в объеме получаемой поковки и, как следствие, уменьшение геометрической неоднородности при остывании и термообработке
не высокий КИМ (до 0,4)	КИМ может быть более 0,4 за счет уменьшения припусков и напусков на размеры поковки
невысокая технологическая пластичность, что приводит к появлению трещин, разрывов, и других кузнечных дефектов	высокая технологическая пластичность, что позволяет изготавливать изделия сложной формы без трещин и разрывов; однако более сложный характер течения деформируемого материала требует более тщательного управления характером течения металла для предотвращения образования дефектов типа «утяжина» и «прострел»

1.1.3. Типовая конструкция штампа для горячей изотермической штамповки комбинированным выдавливанием

В работах [1, 13, 26, 30, 32, 37, 38] рассмотрены типовые конструкции установок для горячей изотермической штамповки, в частности применяемые при обработке алюминиевых сплавов системы Al-Mg. Штамп входит в состав изотермической установки; типовая схема которой показана на рисунках 1.3 и 1.4.

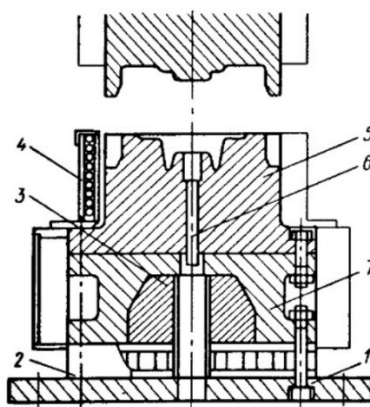


Рисунок 1.3 - Принципиальная схема штампа для изотермической штамповки без кожуха (открытого типа) [1]: 1 - нижняя опорная плита; 2 – водоохлаждаемая проставка; 3 – теплоизоляция; 4 – индуктор (водоохлаждаемый); 5 - нижний штамп; 6 - выталкиватель; 7 – плита промежуточная

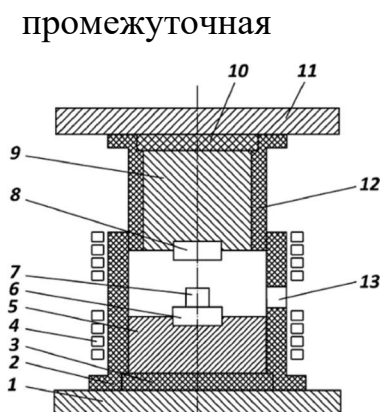


Рисунок 1.4 - Принципиальная схема штампа для изотермической штамповки с кожухом [39]: 1 - нижняя опорная плита; 2 - нижний подвижный кожух; 3 – нижняя прокладка; 4 - индуктор; 5 - нижний штамподержатель; 6 - нижний штамп; 7 - заготовка; 8 - верхний штамп; 9 - верхний штамподержатель; 10 - верхняя прокладка; 11 - верхняя опорная плита; 12 - кожух; 13 – окно

Штамп, принципиальная схема которого показана на рисунке 1.3, является предпочтительным в случае штамповки выдавливанием алюминиевых сплавов [1, 30, 32, 37]. Для практического осуществления изотермической штамповки осесимметричных полых изделий с фланцем необходимо обеспечить:

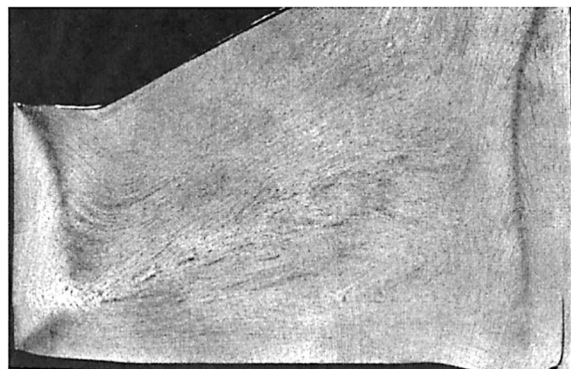
1. нагрев инструмента до температуры 430 - 450 °С для алюминиевых сплавов системы Al-Mg и поддерживать её постоянной в процессе всего процесса штамповки;
2. работоспособность штампового инструмента в условиях длительного нагрева;
3. контроль температуры рабочей зоны и её поддержание постоянной с точностью ± 5 °С.
4. надежную теплоизоляцию рабочих частей пресса и инструмента.

1.2. Дефекты, возникающие при горячей изотермической штамповке осесимметричных изделий с фланцем

Требования к качеству поковок и штамповок из алюминиевых сплавов определяются стандартами: ГОСТ 57511-2017. В соответствии с ГОСТ 57511-2017 под термином «прострел» понимают «дефект структуры металла, выраженный в резком изгибе направления волокна вдоль контура штамповки, с проникновением наружных слоев под основание контурных ребер или бобышек с внутренней стороны с образованием завихрений, направленных в сторону тормозной площадки»; под термином «утяжина» - «дефект несплошности структуры в виде единичных линий в направлении течения металла с четкими границами разделения потоков». На рисунке 1.5 показана макроструктура поковок с дефектами «прострел» и «утяжина».



а)



б)

Рисунок 1.5 – Дефекты, формируемые при горячей штамповке: а) прострел;
б) утяжина

Вышеуказанные дефекты являются типовыми при штамповке, особенно точной, выполняемой в закрытых штампах либо штампах для выдавливания, в том числе при горячей изотермической штамповке по схеме комбинированного выдавливания. Рассмотрим некоторые примеры, найденные по результатам информационно-аналитического поиска в научных публикациях [40-55].

Механизм образования утяжины достаточно хорошо изучен авторами работ [20, 56, 57]. Основную причину образования утяжины связывают с неравномерностью распределения величины деформации в деформируемом материале. Для уменьшения неравномерности используют технологические приемы [58]: 1) увеличение числа штамповочных переходов; 2) увеличение шероховатости контактной поверхности инструмента (при котором увеличивается сопротивление деформации штампуемой заготовки); 3) применение специальных полостей для дополнительного набора металла в области образования утяжины; 4) уменьшение скорости истечения деформируемого металла в фланцевую часть до значения, равного либо меньшего скорости движения верхнего штампового инструмента. Первый прием при применении горячей изотермической штамповки не имеет смысла - эффективность изотермической штамповки снижается в этом случае; второй прием является малоизученным применительно к технологии горячей изотермической штамповки; третий прием, если он применяется, приводит к снижению КИМ; четвертый прием не всегда является реализуемым в операциях горячей изотермической штамповки, выполняемых на тихоходном кузнечно-прессовом оборудовании – гидравлических прессах.

В работе [14] отмечается, что в случае горячей изотермической штамповки необходимо соблюдение температурного интервала для предотвращения появления дефектов кузнечного характера.

В работах [40-41] рассмотрены результаты исследования условий возникновения утяжины при формообразовании фланцевых заготовок; в работе [42] рассмотрены типовые дефекты и отмечены возможные подходы к прогнозированию образования дефекта типа «утяжина».

Работа [43] выполнен анализ технологии горячей изотермической штамповки сложной формы - осесимметричных изделий с полостью и отростками несимметрично расположенными с применением метода конечных элементов (МКЭ). МКЭ позволяет прогнозировать возникновение дефектов типа прострелов, утяжин, складок и др. Отмечается, что причиной появления утяжины является неравномерность скоростей течения материала в инструменте при формоизменении заготовки. Неравномерность скоростей течения увеличивается за счет увеличения количества дополнительных формообразующих полостей в матрице, что и приводит к более глубокой утяжине (рисунок 1.6) [43].

В работе [45] выполнено экспериментальное и теоретическое исследование формообразования вертикальной утяжины при получении стакана с фланцем методом радиально-обратного выдавливания. На базе натурного эксперимента и компьютерного моделирования, выполненного в среде Qform, авторами работы [45] была составлена таблица геометрических параметров стакана с фланцем и диаграмма для определения размеров деталей, которые возможно получать комбинированным выдавливанием без образования утяжины.



Рисунок 1.6 – Формирование утяжины при комбинированном выдавливании в изотермических условиях [43].

В работе [47] рассмотрен пример компьютерного моделирования осесимметричной поковки (рисунок 1.7); для диагностики дефектов типа «утяжина» и «прострел» использовали поле Гартфилда, являющегося более совершенным аналогом приповерхностных линий и линий течения материала.

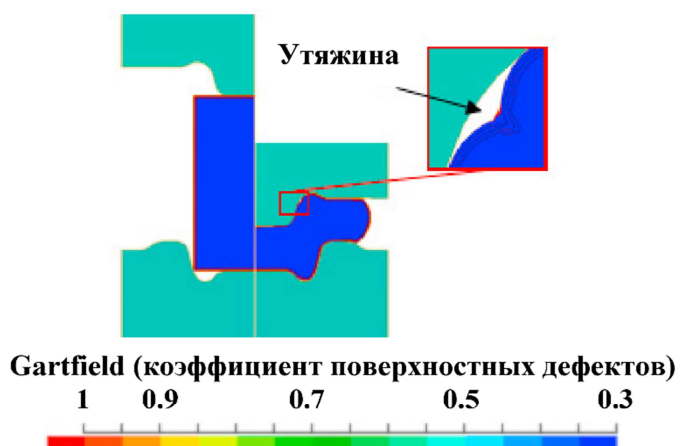


Рисунок 1.7 - Формирование дефекта типа «утяжина»: начальное (слева) и конечное (справа) положение верхней матрицы

В работе [60] показаны результаты моделирования радиально-прямого выдавливания поковки со сферической полостью. Отмечено, что для процесса

характерна высокая неравномерность напряженно-деформированного состояния (НДС), температурного поля по сечению поковки, что является причиной появления утяжины. На рисунке 1.8 показаны «...этапы формирования дефекта от утяжины (рисунок 1.8, а) до складки (рисунок 1.8, б, в) и прострела (рисунок 1.8, г)...» [60].

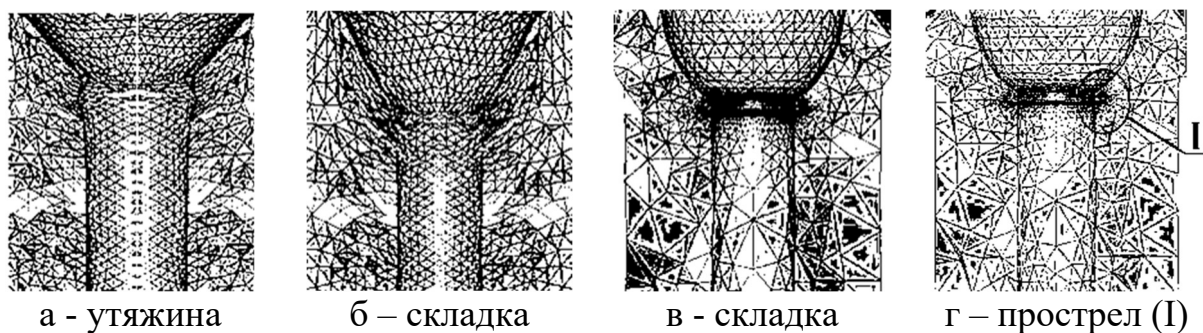
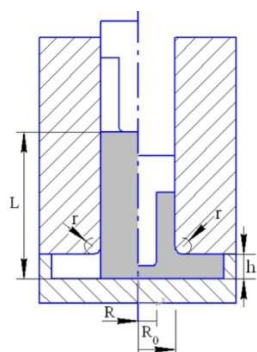
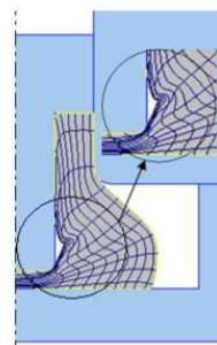
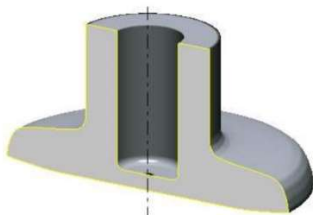


Рисунок 1.8 - Эволюция складки при выдавливании [60]

В работе [48] проанализировано течение металла (алюминиевый сплав АД33) при комбинированном (радиально-обратном) выдавливании путем компьютерного моделирования в программе QForm 2D. Выявлены закономерности течения металла, приводящие к образованию утяжины в области перехода от стакана к фланцевой части поковки (рисунок 1.9б).



а) схема процесса



б) прогнозирование появления утяжины

Рисунок 1.9 – Моделирование радиально-обратного выдавливания [48]

Прогнозирование дефектообразование выполнено с применением инструмента визуализации программы QForm – лагранжевы линий (линии течения, отображающие макроструктуру деформируемого материала). Для прогнозирования дефектообразования введены несколько относительных

показателей: h/t – относительная высота фланца и S/R_0 – относительный ход деформирующего пуансона, где h – высота приемной полости для выдавливаемого фланца, t – условный параметр, определяемый как $(R-R_0)$, R – внутренний радиус стакана, R_0 – наружный радиус заготовки. В зависимости от значения h/t меняется форма и размер утяжины (рисунок 1.10); в зависимости от значений показателей S/R_0 и h/t оценивается появление утяжины (рисунок 1.11).

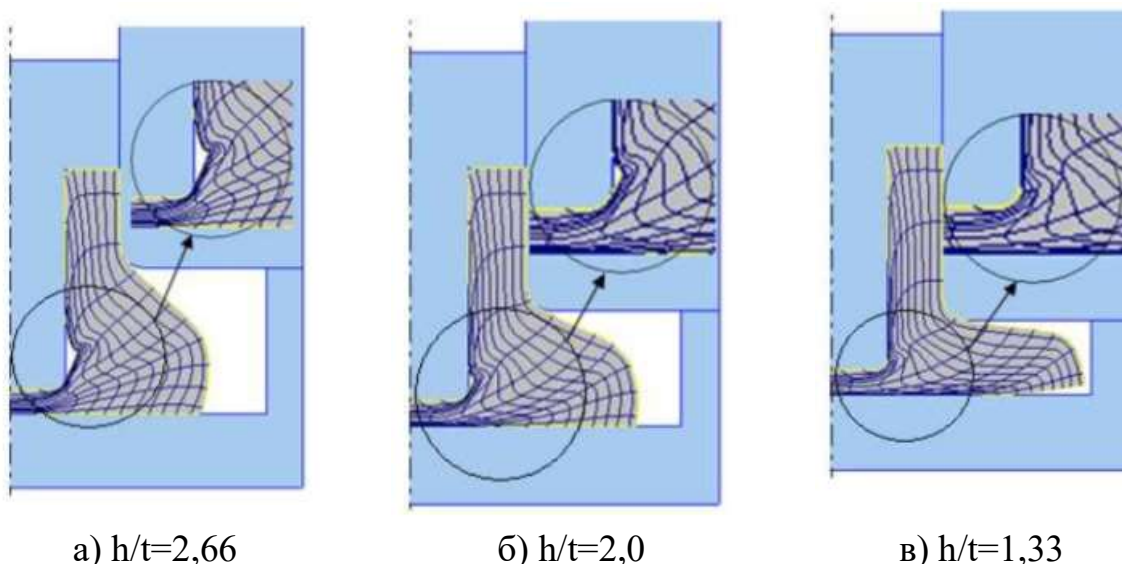


Рисунок 1.10 – Форма утяжины в зависимости от относительной высоты фланца (h/t) [48]

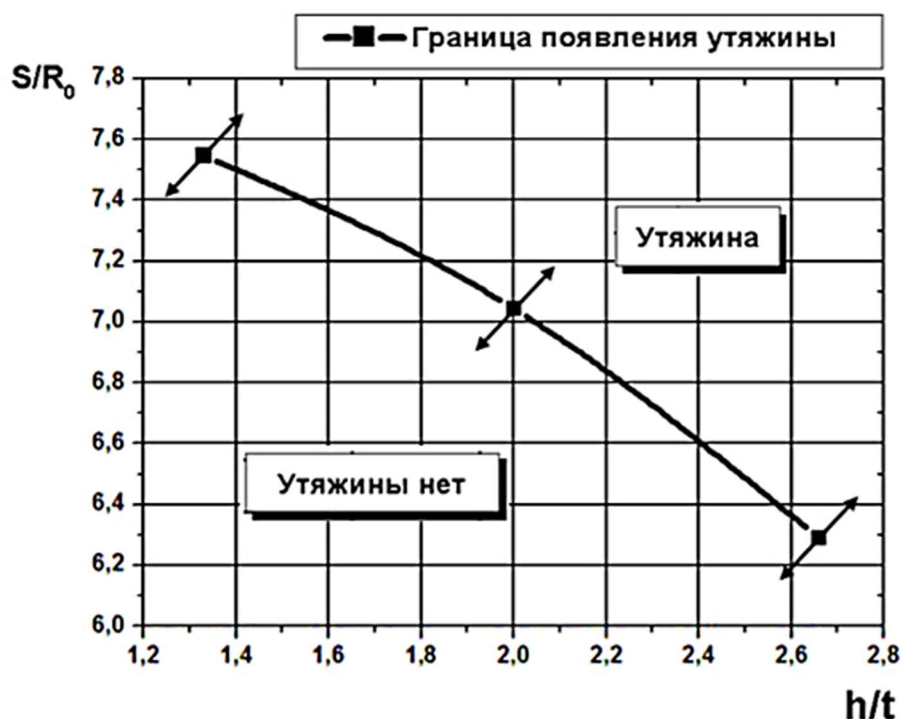


Рисунок 1.11 – Диаграмма для прогнозирования появления утяжины [48]

Таким образом, в работе [48] для прогнозирования дефектообразования (появления утяжины) при комбинированном выдавливании в закрытом штампе предложено использовать: 1) при компьютерном моделировании – лагранжевы линии как элемент визуализации дефекта; 2) при проектировании технологического процесса комбинированного выдавливания в закрытом штампе – диаграмму, показанную на рисунке 1.11, связывающую геометрические параметры поковки, исходной заготовки и характеристикой штампа (оборудования).

В работе [49] был исследован процесс выдавливания стакана с коническим дном (рисунок 1.12) из алюминиевого сплава АМц. Стадии формирования утяжины исследованы экспериментально. Приводится рекомендация получения без дефектного изделия: «... Для получения качественных изделий желательно соблюдать следующее условие: длина образующей рабочей поверхности контрпуансона должна быть меньше суммарной длины наклонной образующей матрицы и высоты h_m» [49]. Автор работы отмечает, что формирование утяжины сопровождается повышением деформирующей силы; уменьшению величины данного дефекта способствует увеличение контактного трения при прочих равных параметрах (геометрических, технологических и т.п.).

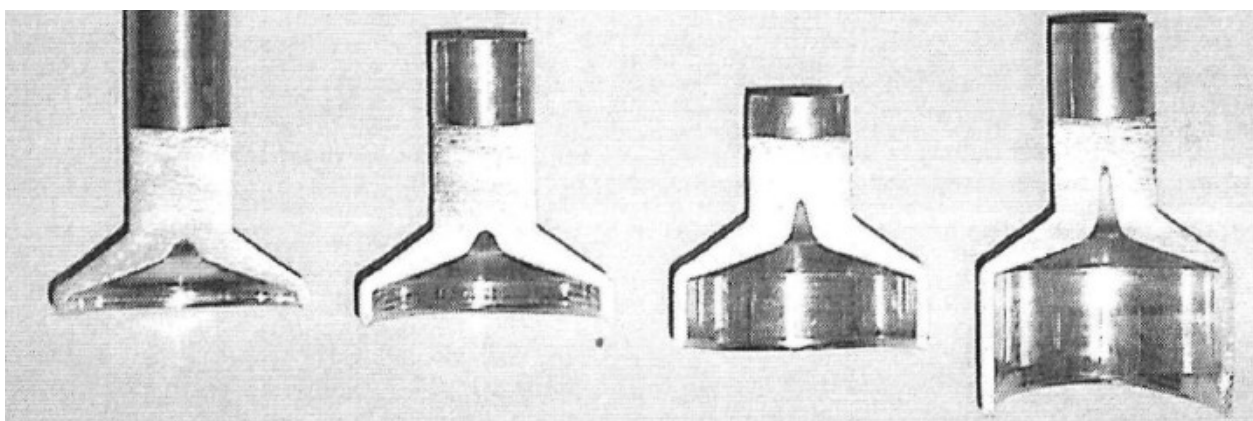


Рисунок 1.12 – Стадии формирования дефекта при выдавливании: зарождение и рост утяжины [49]

В работе [61] предложена классификация дефектов, в том числе дефектов типа «утяжина», формируемых при выдавливании, а также рассмотрено

формирование фланцев на трубчатых заготовках (рисунок 1.13). Отмечается, что причина формирования дефекта связана со значением высоты приемной полости, которая может превышать толщину стенки трубчатой заготовки. Это приводит к зарождению и формированию утяжины [61]. Возможен и второй случай формирования утяжины – соответствует значению отношения $h/R_0 \geq 0,8$ – за счет недостаточного контактного трения.

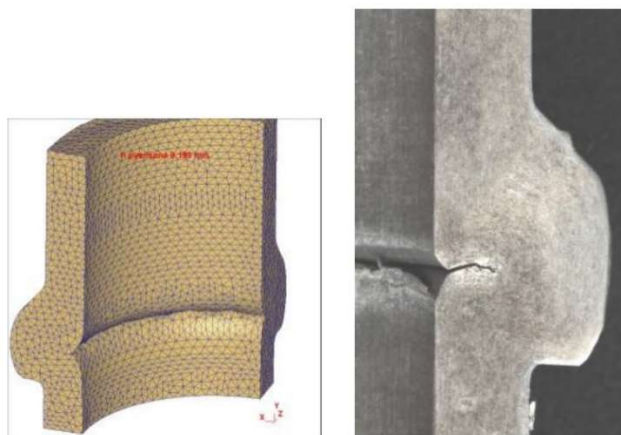


Рисунок 1.13 – Формирование утяжины на трубчатой заготовке при радиальном выдавливании [61]

В работе [62] рассматривается расчетная схема для определения параметров образования утяжины на втурненной поверхности фланца на трубчатых заготовках. Рекомендации, приведенные в работах [61, 62], могут быть адаптированы для совершенствования технологии горячей изотермической штамповки комбинированным выдавливанием [44, 50] для устранения утяжины в области фланца.

В работе [63] представлены результаты моделирования в программе QForm 2D процесс зарождения и развития утяжины при комбинированном выдавливании для деталей типа «Втулка с фланцем». Отмечается, что появление утяжины, гораздо реже наблюдается «... при комбинированном выдавливании по схеме с фиксированной точкой по горизонтали ...» (рисунок 1.14, а-е) [63]. Это наиболее заметно при применении инструмента (верхнего и нижнего) с углами наклона формообразующих поверхностей 45 или 60°.

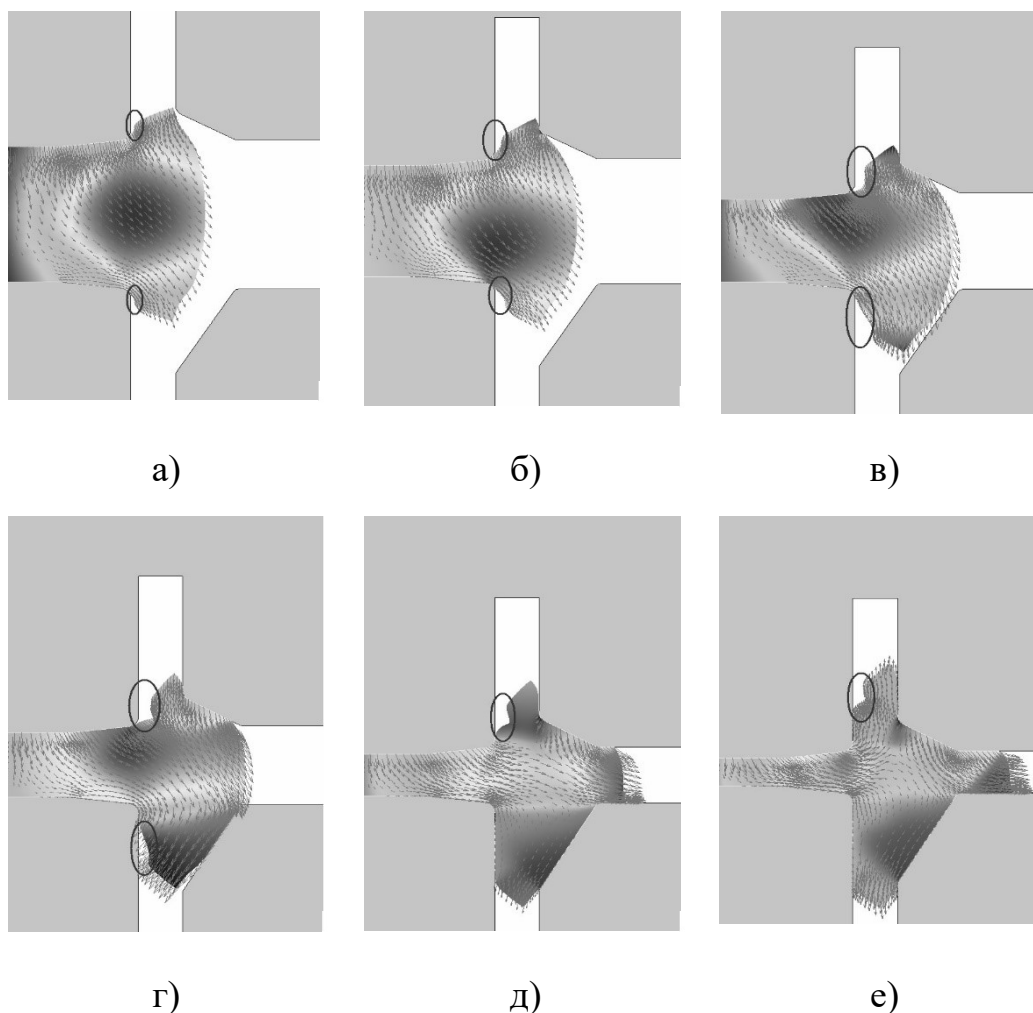
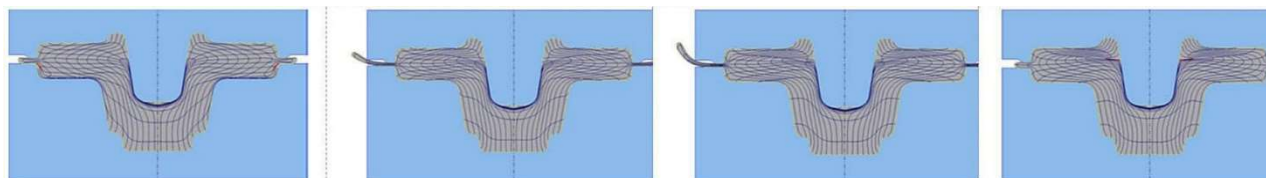


Рисунок 1.14 - Постадийный процесс зарождения утяжины по схеме выдавливания с фиксированной точкой по горизонтали [63]

В статье [51] представлены результаты компьютерного моделирования процесса горячей объемной штамповки осесимметричных поковок с центральной полостью. Цель исследования – изучение дефектообразования при различных значениях соотношения H_0/D_0 исходной заготовки (k). Дефектообразование визуализируется при моделировании с применением лагранжевы линий (рисунок 1.15). В работе [51] показано, что при значениях k от 1,9 до 2,4 вероятность появления дефекта (утяжины, прострела) отсутствует. Представленные результаты не проверены экспериментально; получены на основе выполнения только вычислительного эксперимента в программе QForm.



а) $k=1,5$

а) $k=1,9$

а) $k=2,4$

а) $k=2,8$

Рисунок 1.15 – Определение характерных зон в поперечном сечении поковки, полученной из заготовки с гибкостью $k = 1,5$ [51]

В работе [64] проведено сопоставление результатов вычислительного эксперимента в программе QForm с результатами натурного эксперимента, связанного с выдавливанием осесимметричной поковки с центральной полостью [64]. В данной работе на основе результатов моделирования (рисунок 1.16) проанализировано течение материала в процессе выдавливания и визуализирована лагранжева стека, отображающая макроструктуру поковки. Материал поковки – алюминиевых сплав АМг6.

Сравнение лагранжевой сетки с результатами металлографии показано на рисунке 1.17. В работе [64] отмечается: 1) наблюдаются особенности в полученной макроструктуре – темная полоса, проходящая вдоль образующей и свидетельствующая об интенсивном течение материал из-за его локального разогрева при формоизменении; 2) наличие темной полосы является нежелательным явлением и для его уменьшения рекомендуется перейти от схемы комбинированного выдавливания к формоизменению по схеме вытяжки (рисунок 1.18). На рисунке 1.18 показаны результаты выполнения формоизменения по схеме вытяжка. Структура материала представляется более однородно проработанной; темная полоса отсутствует.

В работе Н.Jafarzadeh [65] проанализировал течение металла в процессе обратного-радиально-прямого выдавливания. Большая относительная высота зазора (s/d) приводит к увеличению осесимметричного отношения высот (h_1/h_2) и (a_1/a_2) при постоянном контактном трении, что приводит к неравномерному течению материала в радиальном направлении и, как следствие, возможности появления дефекта.



Рисунок 1.16 – Постадийное выдавливание поковки с визуализацией картины течения сплава АМг6 [64]

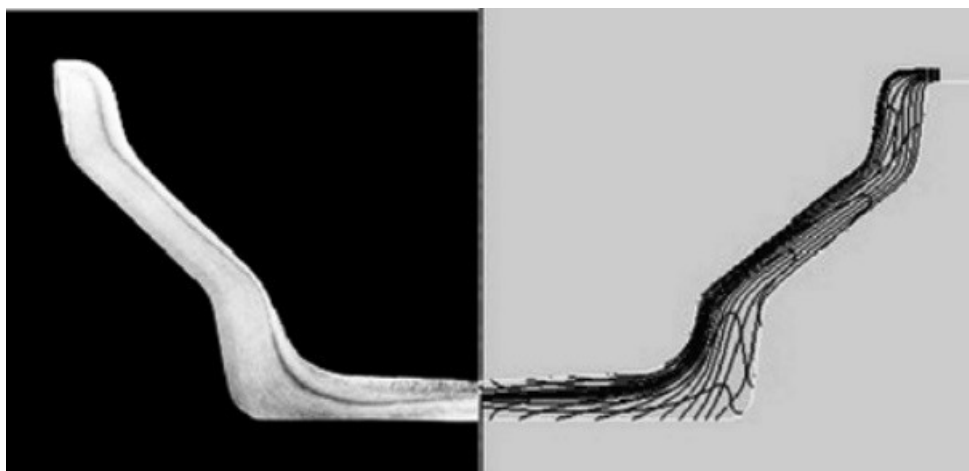
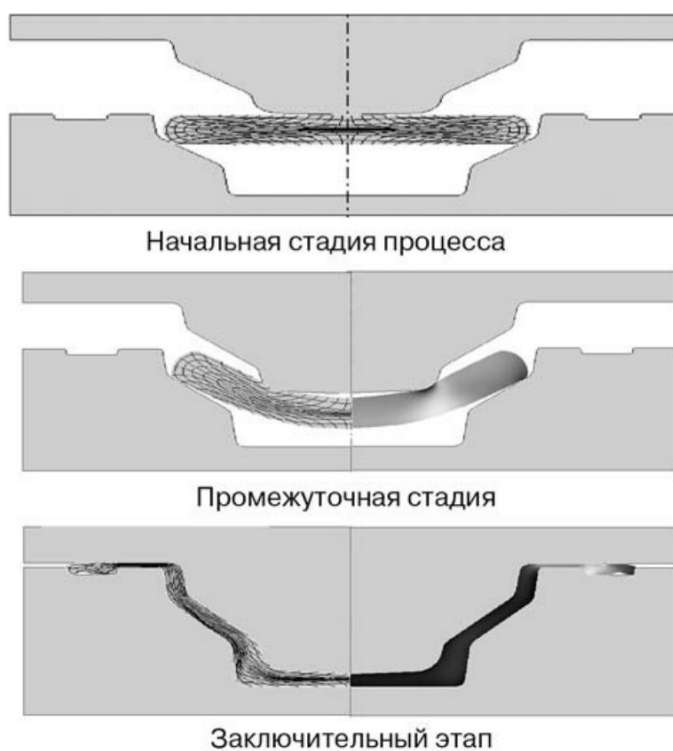
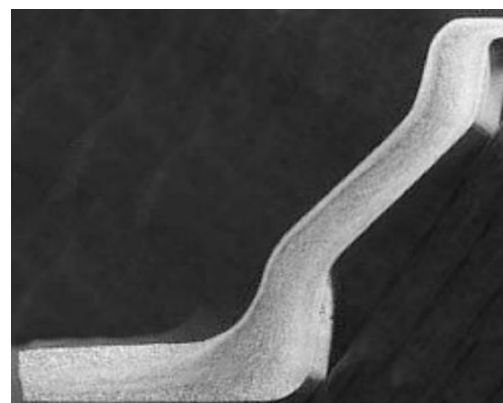


Рисунок 1.17 – Макроструктура поковки: металлография и результаты моделирования [64]



а) этапы формоизменения



б) макроструктура по результатам металлографии

Рисунок 1.18 – Пример формоизменения по схеме вытяжки [64]

Таким образом, анализ работ, связанных с исследованием дефектообразования при комбинированном выдавливании изделий с фланцем и центральной полостью позволяет выделить применяемые методы исследования и параметры, определяющие появление дефектов типа «утяжина» и «прострел».

1.3. Критерии оценки устойчивости заготовки при комбинированном выдавливании

Теория устойчивости заготовки при её формоизменении является наименее разработанным разделом теории ОМД [66]. Размеры и форма заготовки в начале потери устойчивости заранее не известны, так как это явление возникает в процессе деформирования, например, при формировании фланцевого элемента

из вертикальной стенки стакана, получаемого обратным выдавливанием. Возникновение неустойчивости заготовки начинается при условии, что в каком-либо месте заготовки происходит уменьшение сопротивления деформирования [67].

Скорость изменения сопротивления деформации от деформации может быть выражена следующим уравнением [68]:

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\varepsilon}} \right) \left(\frac{\partial \dot{\varepsilon}}{\partial \varepsilon} \right) + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial T} \right) \left(\frac{\partial T}{\partial \varepsilon} \right) + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} \right), \quad (1.1)$$

Потеря устойчивости пластического течения связана с отрицательным знаком величины $d\sigma/d\varepsilon$, определяемой уравнением (1.1), в какой-либо зоне заготовки. Таким образом, каждое слагаемое в правой части формулы 1.1, если оно становится отрицательным, соответствует источнику неустойчивости заготовки.

Бильчук М.В. и Сосенушкин Е.Н. [42] прогнозировали образование поверхностных дефектов фланцевой части поковок при горячей объемной штамповке. Установлено, что различия в образовании утяжины объясняет разнотолщинностью трубной заготовки и неравномерностью распределения зазоров. В работе [69] отмечается, что «... Образование утяжины в значительной степени зависит от угла наклона к оси пуансона, образующей выступ, его относительных размеров и радиуса скругления переходных кромок от боковой поверхности к его торцу». Однако в работе не приводится какой-либо критерий либо условие оценки устойчивости течения материала, позволяющий спрогнозировать появление дефекта типа «утяжина» либо «прострел» при формоизменении за счет комбинированного выдавливания поковки с фланцем.

В работах [15, 16, 47, 48, 57, 67] рассмотрен вопрос об условии утяжинообразования при комбинированном выдавливании. Наиболее подробное изучение вопроса об утяжинообразовании при горячем обратном выдавливании представлено в работе Б.Г.Каплунова [15]. Здесь отмечается, что началу образования угловой утяжины в полом осесимметричном изделии соответствует отход деформируемого металла от инструмента. Признак отхода - появление в

расчетах растягивающих радиальных напряжений на части контактной поверхности инструмента при граничном условии $v_{r|S_{13}} = 0$ (где v_r - компонент вектора скорости в цилиндрической системе координат; S_{13} – участок контактной поверхности, рисунок 1.19). Появление растягивающих напряжений свидетельствует о стремлении деформируемого металла отойти от контактной поверхности; сопровождается снижением давления металла на угловую часть дна матрицы.

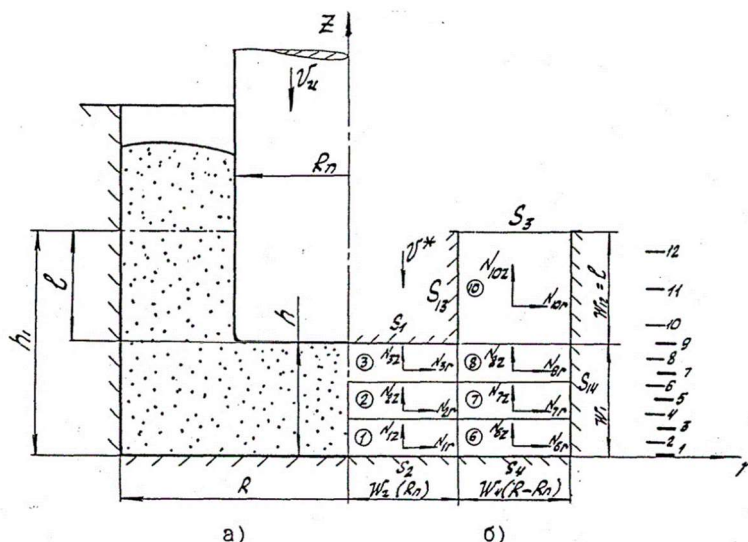


Рисунок 1.19 – Схема деформирования и геометрия очага деформации [15]: а) схема деформирования, б) расчетная область деформации

В работе Л.А.Рябичевой [60] отмечается, что «... Неравномерность НДС и температурного поля по сечению поковки является причиной утяжины, переходящей в складку. ...». Здесь вводятся четыре безразмерных коэффициента, учитывающих неравномерность НДС, в том числе коэффициент концентрации напряжений α_σ , учитывающий структуру и пластические свойства материала, коэффициент неравномерности напряжений σ_{inh} , коэффициент неравномерности деформаций ε_{inh} и коэффициент неравномерности скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_{inh}$. При нулевых значениях коэффициентов σ_{inh} , ε_{inh} и $\dot{\varepsilon}_{inh}$, деформация равномерная и утяжины не образуется.

В работе Л.И.Алиевой [48] предложено использовать для прогнозирования образования утяжины при комбинированном выдавливании диаграмму, показанную на рисунке 1.11. Здесь появление утяжины оценивается по значениям относительной высоты фланца (h/t) и относительного ход

деформирующего пуансона (S/R_0). Для визуализации утяжины применяется лагранжева сетка (см. рисунок 1.10).

В работе Р.А.Вайсбурда и А.С.Патрина [57], а также в работе [66] рассмотрена задача об обратном выдавливании, в процессе которого формируется утяжина. Решение задачи получено с применением метода работ для заключительной стадии процесса. В качестве критерия образования утяжины принят минимум работы деформации. В результате решения задачи определено, что толщина стенки выдавливаемого изделия влияет на интенсивность развития утяжины. Одно из принятых допущений: одинаковое значение контактного трения на всех контактных поверхностях. В реальном процессе формообразования на различных контактных поверхностях - различные условия контактного трения.

В работе Е.С.Трусовой [46] процесс и критерий образования утяжины определяет следующим образом: «В свободных зонах течения металла материал уходит быстрее, чем в затрудненных. При этом недостающее количество металла в зоне свободного истечения «заполняется» утяжиной, в то время как в зонах затрудненного течения материал продолжает перемещаться. Обычно в месте образования утяжины, гидростатическое давление больше или равно нулю $\sigma \geq 0$. Следовательно, причиной возникновения утяжины является неравномерность скоростей течения в материале при формоизменении заготовки.».

При выполнении компьютерного имитационного моделирования течения металла в расчетных программах применяются различные инструменты для визуализации зарождения и формирования дефектов типа «прострел» и «утяжина», в том числе [70]: 1) лагранжевы линии или линии течения деформируемого материала вдоль осей координат X, Y, Z ; 2) приповерхностные линии; 3) поле «минимальная дистанция до поверхности»; 4) поле Гартфилда, рассчитываемое за счет применения стандартной подпрограммы в системе QForm. Примеры визуализации утяжины показаны на рисунках 1.9-1.10, 1.14-1.15, 1.17-1.18; прогнозирования появления дефекта типа «прострел» - см. рисунок 1.8.

Поле Гартфилд определяется в режиме пост-процессора по результатам расчета растягивающих деформаций в направлении нормали к поверхности деформируемой заготовки; чем выше значение поля, тем выше вероятность появления утяжины либо прострела. В месте накопления таких растягивающих деформаций возникают дефект(ы). Оно является поверхностным полем – аналогом поля «Минимальная дистанция до поверхности» и трассируемых приповерхностных линий. Характерный диапазон значений поля Гартфилда, при которых наблюдаются дефекты – от 0.3 и выше. Однако настройка значений данного поля должна проводиться на основании натурного эксперимента. Образование и развитие вышеупомянутых дефектов наблюдается при значениях поля Гартфилд от 0.7 и выше.

Таким образом, рассмотренные критерии утяжинообразования основываются на анализе напряженно-деформированного состояния в очаге деформации. Применение компьютерного моделирования требует проведения натурного эксперимента для адекватной настройки критерия дефектообразования и последующего исследования устойчивости заготовки, деформируемой по схеме комбинированного выдавливания.

1.4. Выбор рационального режима технологии горячей изотермической штамповки

1.4.1. Параметры, определяющие рациональный режим технологии горячей изотермической штамповки

Выбор рациональных параметров технологии горячей объемной штамповки направлен на достижение трех основных целей: повышение качества изделий, снижение общей стоимости производства и увеличение стойкости штампа. В случае горячей изотермической штамповки алюминиевых сплавов третья цель является менее значимой, учитывая преимущества технологии, описанные в разделе 1.1.

Под повышением качества изделия в данной диссертационной работе рассматривается вопрос о получении бездефектной поковки за один переход с применением технологии горячей изотермической штамповки. Один формообразующий переход обеспечит снижение общей стоимости производства изделия за счет повышения КИМ, снижения трудоемкости последующей механической обработки.

Выбор рациональных режимов горячей изотермической штамповки может быть выполнен за счет применения компьютерного имитационного моделирования, о котором уже упоминалось в разделе 1.1-1.3. При этом решается задача об анализе напряженно-деформированного состояния в деформируемой заготовке при сложном течении металла, оценивается вероятность появления дефектов и принимается решение о внесении изменений в конструкцию штампового инструмента, в температурно-скоростной режим формоизменения, в технологические параметры или размеры исходной заготовки. Примеры реализации подобного подхода рассмотрены в многочисленных работах применительно как к технологии горячей объемной штамповки, так и к горячей изотермической штамповке, например, в [53-55, 71-77 и др.]. Сложность применения компьютерного моделирования – получение достоверной модели процесса обработки давлением, которая во многом определяется реологическими свойствами деформируемого материала, используемого при расчете [78].

В исследованиях [27, 60, 61] проводят численное моделирование процесса комбинированного выдавливания в ПО QForm-2D/3D. Достоверность результатов, полученных в программе, определяется многими факторами, основными из которых являются достоверность сведений о материале, температурном режиме штамповки, смазке и качестве исходных 3D-моделей технологических переходов. На основе энергетического метода разработана математическая модель процесса комбинированного выдавливания, позволяющая определить энергосиловые параметры процесса как функции от основных параметров [62].

1.4.2. Описание реологических свойств алюминиевых сплавов

Для алюминиевых сплавов системы Al-Mg не обнаружено в открытых источниках систематизированной информации о какой-либо единой реологической модели сопротивления деформированию для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$ и области значений температуры деформирования $20-450^\circ\text{C}$. Хотя в работе [79, 80] и имеются данные о реологической модели сплавов системы Al-Mg, но данная модель получена на данных экспериментов, проведенных по различным методикам, различными авторами, в различном диапазоне скоростей деформации и температуры.

В компьютерных программах, моделирующих процессы объемной штамповки, используются сложные математические модели с большим количеством неизвестных коэффициентов. В настоящее время наиболее распространенной моделью, применяемой для выполнения аппроксимации кривых текучести алюминиевых сплавов при температурах горячей деформации, является модель Хензеля-Шпиттеля с 9-ю неизвестными коэффициентами:

$$\sigma_i = m_1 \cdot e^{m_2 T} \cdot \varepsilon_i^{m_3} \cdot \dot{\varepsilon}_i^{m_4} \cdot e^{m_5 / \varepsilon_i} \cdot (1 + \varepsilon_i)^{m_6 T} \cdot e^{m_7 \varepsilon_i} \cdot \dot{\varepsilon}_i^{m_8 T} \cdot T^{m_9}, \quad (1.2)$$

где $m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_6, m_7, m_8, m_9$ – коэффициенты.

Формула (1.2) основана на методе термомеханических коэффициентов, предложенном в работе [81] и записываемом в виде:

$$F(K_\varepsilon, K_{\dot{\varepsilon}}, K_T, \sigma_i) = 0 \text{ или } \sigma_i = K_\varepsilon K_{\dot{\varepsilon}} K_T \sigma_0, \quad (1.3)$$

где [81, 118] σ_i – действительное значение сопротивления деформации (напряжение текучести) в момент времени t_i для значения температуры T_i ; σ_0 – среднее или базисное значение напряжения текучести, например, значение предела текучести исследуемого металла; ε_i – действительное значение накопленной деформации; $\dot{\varepsilon}_i$ – действительное значение скорости деформации; $K_\varepsilon, K_{\dot{\varepsilon}}, K_T$ – термомеханические коэффициенты, зависящие от значения температуры, деформации и скорости деформации.

Работоспособность формулы (1.2) во многом определяется качеством экспериментальных данных и их подготовкой для поиска значений

коэффициентов. Применение формулы (1.2) в расчетных системах предполагает, что на каждом шаге расчета по времени определяется текущее значение напряжения текучести. Время является независимым параметром; шаг приращения времени мал в сравнении с временем всего процесса деформирования.

Выводы по главе 1

Проведённый обзор известных литературных источников позволяет сделать следующие основные выводы:

1. Проведен аналитический обзор литературы, в котором рассматриваются подходы к изготовлению осесимметричных поковок с развитым фланцем. Показано, что требования к проектированию и производству рассматриваемых изделий возможны только при внедрении новых технологий, включающих горячую изотермическую штамповку.

2. Проведен анализ достоинств и недостатков технологии горячей изотермической штамповки, применяемой для изготовления сложных изделий с фланцем из алюминиевых сплавов. Показано, что технология ГИШ оказывает наиболее эффективным способом в сравнении с горячей объемной штамповкой. ГИШ обеспечивает повышение коэффициента использования металла до 0,4-0,5. Выбранная поковка (см. рисунок 1.1в) может быть изготовлена по технологии горячей изотермической штамповки, но технология ее изготовления является малоизученной, в том числе в части устранения и препятствия появлению дефектов типа «утяжина» и «прострел».

3. Рассмотрены причины возникновения дефектов типа «утяжина» и «прострел» при формообразовании изделия в процессе комбинированного выдавливания. Проведен анализ параметров, влияющих на течение материала и на напряженно-деформированное состояние в очаге деформации при реализации известных технологических процессов комбинированного выдавливания. Тем самым актуальность применения методов оптимизации к данной технологии

является очевидной; направлена на повышение качества изделий за счет снижения риска формирования вышеуказанных дефектов. Прогнозирование появления дефектов может быть выполнено с применением компьютерного моделирования.

4. Показано, что компьютерное имитационное моделирование на основе метода конечных элементов позволяет проанализировать течение металла, определить напряженно-деформированное состояние и выявить параметры, влияющие на появление дефектов. Для диагностики и прогнозирования дефектов, например, в программе QForm [70] совместно применяется несколько инструментов, которые будут использованы в данной диссертационной работе при разработке компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации: 1) линии течения; 2) приповерхностные линии; 3) поле Гартфилда. Поле Гартфилда требует уточнения диапазона значений, соответствующих дефектообразованию. Уточнение диапазона значений поля Гартфилда может быть выполнено только за счет проведения натурного эксперимента и его последующего сопоставления с вычислительным экспериментом.

5. Выявлены условия образования дефектов типа «утяжина» и «прострел». Проведен анализ этих условий и их применимость для компьютерного имитационного моделирования. Выделенные в разделе 1.3 условия требуют проведения натурных экспериментов для построения достоверной модели утяжинообразования в условиях горячей изотермической штамповки, учитывающей напряженно-деформированное состояние, размеры исходной заготовки, размеры стенки деформируемого материала, температурно-скоростные параметры деформирования и реологические свойства сплава системы Al-Mg.

6. В известных открытых источниках не удалось найти практические рекомендации по разработке технологии горячей изотермической штамповки полых осесимметричных штампованных изделий с развитым фланцем (диаметр

фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85) из сплава АМг6.

Сформулированные выводы позволяют поставить цель диссертационной работы: повышение качества полых осесимметричных изделий с фланцем из алюминиевого сплава АМг6 посредством совершенствования технологии штамповки за счет управления устойчивостью заготовок при их комбинированном выдавливании в изотермических условиях.

Для достижения указанной цели поставлены следующие задачи:

1. Исследовать реологические свойства алюминиевых сплавов системы Al-Mg, характерным представителем которой является сплав АМг6, для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$ и области значений температуры деформирования $20-450^{\circ}\text{C}$, в том числе, соответствующих интервалу горячей изотермической штамповки на основе натурного и вычислительного эксперимента и установить закономерности взаимосвязи сопротивления деформации (напряжения текучести) с величиной деформации, скорости деформации, температуры и процентного содержания магния в сплаве.

2. Исследовать экспериментально особенности течения материала при формировании фланца, получаемого путем комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической штамповки полого осесимметричного изделия из сплава АМг6.

3. Обобщить результаты экспериментальных исследований связанных с изучением особенностей течения сплава АМг6 при формировании фланца и разработать математическую модель, связывающую параметр, характеризующий потерю устойчивости заготовки при её комбинированном выдавливании в изотермических условиях, с параметрами, характеризующими геометрию заготовки, геометрию стенки выдавливаемого полуфабриката, а также условия контактного трения.

4. Разработать научно-обоснованные режимы комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его

толщине не более 85, позволяющие управлять устойчивостью течения материала в стенке заготовки при её формообразовании.

5. На основании установленных в ходе натурных и вычислительных экспериментов научно-обоснованных режимов комбинированного выдавливания разработать рекомендации для проектирования параметров технологии горячей изотермической штамповки осесимметричных изделий с развитым фланцем из алюминиевого сплава АМг6.

ГЛАВА 2. МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ КРИВОЙ ТЕКУЧЕСТИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

2.1. Материалы и образцы для экспериментов

2.1.1. Описание материалов

В качестве исследуемых материалов для построения изотермической кривой текучести рассматриваются сплавы системы Al-Mg (магналий): АМг2, АМг3, АМг5, АМг6. Сплавы системы Al-Mg ($\leq 6\%$ Mg) имеют сравнительно небольшую прочность и практически не упрочняются термической обработкой. По прочности эти сплавы превосходят алюминиевый сплав АМц, но уступают ему в пластичности, электропроводности и теплопроводности.

В диссертационной работе сплав АМг6 является основным материалом, из которого изготавливаются полые осесимметричные изделия с фланцем (см. рисунок 1.2), получаемые путем комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации. Сплавы с меньшим процентным содержанием магния могут быть материалами-заменителями. Для всех исследуемых сплавов проведена оценка химического состава (таблица 2.1) с применением оптико-эмиссионного спектрального анализа.

Таблица 2.1 – Результаты анализа химического состава исследуемых сплавов

Сплавы	Содержание легирующих элементов, %							
	Al	Mg	Si	Fe	Mn	Cu	Zn	Ti
АМг2	96,14	2,2	0,4	0,4	0,53	0,1	0,2	0,03
АМг3	95,09	3,58	0,62	0,22	0,38	0,05	0,01	0,05
АМг5	93,92	4,93	0,17	0,27	0,56	0,08	0,04	0,03
АМг6	93	5,97	0,13	0,26	0,57	0,04	-	0,03

Во всех трех известных состояниях термической обработки [82]: закалка 460 °С (режим 1); закалка + старение 140 °С, 16 ч (режим 2); отжиг 430 °С, 1 ч, охлаждение со скоростью 100 °С /ч (режим 3) - сплавы системы Al-Mg имеют структуру пересыщенного твердого раствора. В таблице 2.2 показаны механические свойства сплавов системы Al-Mg с различным процентным содержанием магния как основного легирующего элемента. В таблице 2.3

представлены основные физико-механические свойства сплава АМгб, которые могут быть полезными при постановке вычислительных экспериментов в программе QForm.

Таблица 2.2 – Механические свойства сплава системы Al-Mg [82]

Содержание Mg, %	Режим 1		Режим 2		Режим 3	
	σ_B , МПа	δ , %	σ_B , МПа	δ , %	σ_B , МПа	δ , %
0,5	102	33,9	111	33,2	95	35,7
1,0	113	31,9	119	32,8	108	31,7
1,5	131	33,1	134	32,9	128	32,1
2,0	155	32,5	155	32,7	148	32,5
2,5	173	30,9	178	31,7	170	31,6
3,0	186	35,7	188	35,2	182	35,6
3,5	203	35,5	208	35,7	204	36,4
4,5	236	35,7	239	35,8	233	37,5
5,5	269	38,3	268	35,8	266	40,5
6,5	296	39,6	289	40,7	284	39,7

Таблица 2.3* – Основные физико-механические свойства сплава АМгб

№	Характеристика	Значение
1	Плотность ρ , кг/м ³	2650
2	Температура плавления $T_{пл}$, °С	650
3	Коэффициент линейного расширения $\alpha \times 10^{-6}$, град ⁻¹	24,7
4	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м×К)	122
5	Удельная теплоемкость C , Дж/(кг×град)	922
6	Удельное электросопротивление $R \times 10^9$, Ом×м	67,3
7	Предел прочности при растяжении σ_B , МПа	285-315
8	Условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	120-155
9	Относительное удлинение δ , %	15
10	Модуль упругости первого рода (модуль Юнга) $E \times 10^{-3}$, МПа	71
11	Модуль сдвига $G \times 10^{-3}$, МПа	27
12	Коэффициент Пуассона μ	0,34
13	Твердость по Бринеллю, МПа	650

Примечание: * таблица составлена на основе данных ГОСТ 4784-2019, ГОСТ 21488-97 и работы [83].

2.1.2. Выбор размеров исходных образцов

Главная особенность испытаний на сжатие связана с необходимостью создании однородного напряженного состояния (НС) по всей высоте образца. Авторами работ [87, 88, 110, 118] показано, что при осадке цилиндрического образца при температуре 20 °С или повышенной температуре и сжатии не более, чем на 50% исходной высоты, отсутствует заметная бочкообразность. При этих условиях деформацию считают однородной, а напряженное состояние – линейным. С целью снижения бочкообразности на торцовую поверхность образца наносится смазка перед началом испытания. Если испытание проводится при повышенных температурах в этом случае практически не возможно обеспечить постоянную температуру нагрева образца в начальный момент испытания и контролировать температуру инструмента в процессе испытания. При нанесении смазки, нагретый образец контактирует с окружающей средой и его температура, как и температура инструмента, уменьшается. Тогда, экспериментальные кривые текучести не соответствуют заданной температуре испытания, запланированные до проведения эксперимента.

Если рассматривать испытание на сжатие при комнатной температуре, то проблема с контролем температуры отсутствует. Однако, контактное трение оказывает влияние на форму боковой поверхности. Это влияние тем меньше, чем меньше фактор трения смазки.

В работах [87, 88] для учета бочкообразности боковой поверхности образца, применялся подход, основанный на применении поправочного коэффициента при расчете сопротивления деформации. В работе профессора Петшика и его коллег [89] рассмотрен еще один подход к обработке результатов испытаний на сжатие и учету бочкообразности. Данный подход основан на реализации инверсионного метода (метода постановки обратной задачи) и предполагает проведение двух экспериментов: натурного и вычислительного. Вычислительный эксперимент определяет оптимальное сочетание данных для расчета, обеспечивающих минимальное отклонение от результатов натурного

эксперимента. В этом случае применение смазки становится не обязательным для проведения испытания на сжатия.

Для исследования сопротивления деформации принимается, что в эксперименте сжатие образцов проводится без смазки; на этапе обработки результатов используется методика, подробно описанная в работе [90] и основанная на методе постановки обратной задачи [89], с учетом формулы для расчета интенсивности напряжения (σ_i^k) записываемой в виде:

$$\sigma_i^k = K_n \times \sigma_i, \sigma_i = \frac{P_i}{F_i}, \quad (2.1)$$

где σ_i^k – интенсивность напряжения при линейном НС; K_n – поправочный коэффициент, учитывающий объемное состояние в шейке; σ_i – интенсивность напряжения, P_i – текущее (измеренное) значение силы деформирования; F_i – значение площади поперечного сечения образца, соответствующее значению P_i и текущей высоте деформируемого образца H_i .

Для испытания на сжатие остается важным выбор соотношения размеров исходного образца по причине того, что: 1) в эксперименте должна отсутствовать потеря продольной устойчивости образца; 2) эксперимент должен проводиться на универсальной испытательной машине, обеспечивающей постоянную скорость деформации в пределах рабочего хода и возможность выбора значения скорости из разных диапазонов от 10^{-2} до 10^0 с $^{-1}$.

Принято значение соотношения ($k=H_0/D_0$) размеров исходного образца выбирать из диапазона значений от 1 до 2,5. При значении k от 1,0, принимается, что влияние трения существенно меньше; при осадке высоких размеров ($k \geq 2,5$) – происходит потеря устойчивости образца, напряженное состояние является объемным и результаты натурного эксперимента не могут быть обработаны.

Значение коэффициента K_n в формуле (2.1) может быть определено следующим образом [87]:

$$K_n = \frac{1}{A}, A = 1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \frac{R_0}{H_0} \exp\left(-\frac{3\varepsilon_i}{2}\right), \quad (2.2)$$

где H_0 , R_0 – высота и радиус исходного (недеформированного) образца; m – показатель (фактор) трения; ε_i – истинная (накопленная) деформация.

На рисунке 2.1 показаны графики зависимости коэффициента A , рассчитанного по формуле (2.2), от значения k в диапазоне его возможных значений от 0,5 до 3. Значение фактора трения $m=1$ (смазка не применяется) и значение A зависит от размеров образца. Уменьшение значения соотношения k приводит к увеличению значения A и большему влиянию контактного трения.

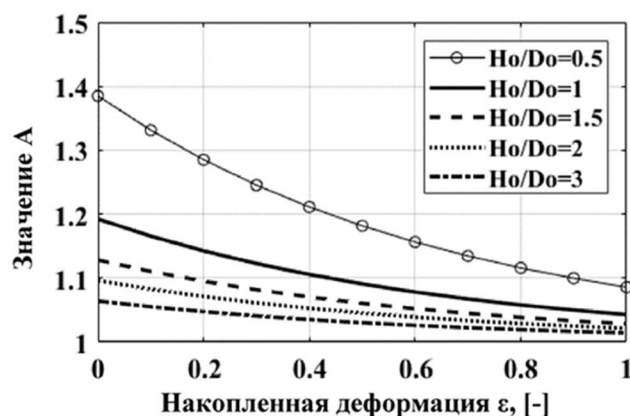


Рисунок 2.1 – Влияние соотношения H_0/D_0 на значение коэффициента A [86]

Есть еще один фактор, который будет учитываться при выборе значения отношения H_0/D_0 . Значение этого отношения определяет значение начальной скорости деформации при проведении испытания на сжатие. Ниже показано, как осуществляется выбор значения начальной скорости деформации при применении для сжатия испытательной машины типа LFM-50 или LFM-250 [86].

Для выбора размеров образцов алюминиевых сплавов АМг2, АМг3, АМг5 и АМг6 проведены испытания на сжатие цилиндрических образцов (рисунок 2.2) при температуре 20 °С и различных скоростях деформации 0,001; 0,01; 0,1; 0,22; 0,4 с⁻¹ [85]. Размеры образцов в испытаниях были следующие:

- 1) соотношение $k = 1$ при размерах - диаметр 11,8 мм, высота 11,8 мм;
- 2) соотношение $k = 1,5$ при размерах - диаметр 11,8 мм, высота 18 мм;
- 3) соотношение $k = 1$ при размерах - диаметр 10 мм, высота 10 мм;

Сжатие цилиндрических образцов с плоскими торцами выполнялось без смазки. Обработка результатов испытания в соответствии с методикой, подробно изложенной в работе [85], основываясь на методе постановки обратной задачи. По результатам испытания делается вывод о характере изменения формы

образца; а также проведено сопоставление кривых текучести, полученных для образцов с разным соотношением H_0/D_0 . Далее, в разделе 2.5 будет показано как может быть проведена корректировка значения напряжения текучести с учетом искажения формы образца.

На рисунке 2.2 представлены типовые цилиндрические образцы после испытаний, направленных на выбор размеров образца.



Рисунок 2.2 – Образцы сплава АМг6 после осадки: а) $k=1$; б) $k=1,5$

2.2. Выбор программ монотонного нагружения с постоянной скоростью деформации на современной испытательной машине

2.2.1. Выбор оборудования

При выполнении испытания цилиндрических образцов сжатием, достоверные данные о кривых текучести в исследуемых температурно-скоростных условиях деформирования можно получить в большом диапазоне значений деформации [91] с применением универсальных испытательных машин. Это обусловлено тем, что при сжатии материал показывает большую пластичность, чем при кручении либо растяжении [92].

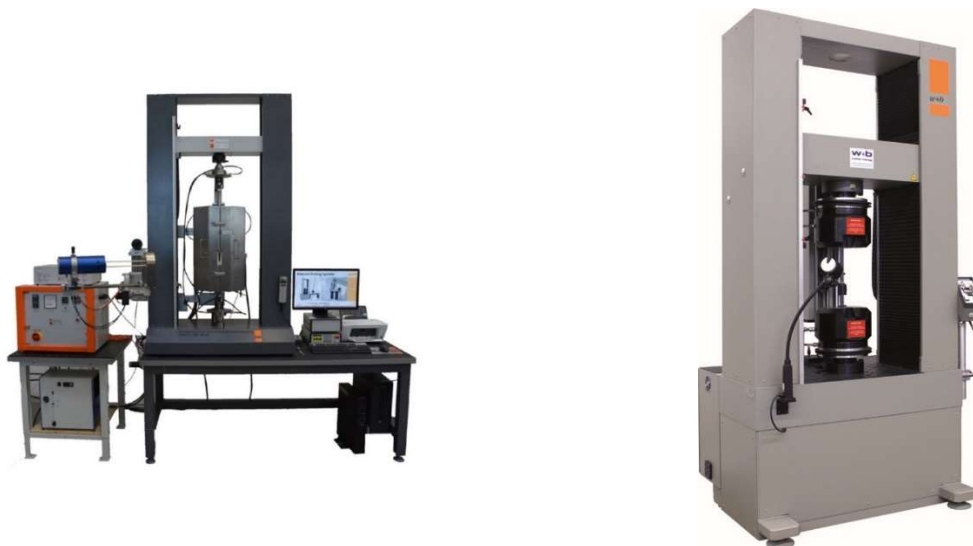
Основное требование к универсальной испытательной машине: наличие числового программного управления, а также системы подготовки, контроля и сбора данных об испытании. Этим условиям отвечают выбранные в данной диссертационной работе испытательные машины LFM-50 и LFM-250 (Walter+Bai AG, Швейцария).

Испытательные машины LFM-50 и LFM-250 имеют жёсткую конструкцию за счет наличия двух колон (рисунок 2.3), что позволяет проводить испытания как на растяжение, так и на сжатие. Известно, что данные машины имеют систему для автоматизации сбора экспериментальных данных, состоящую из программного обеспечения и контрольно-измерительной аппаратуры. Характеристики машин представлены в таблице 2.4. Программа управления машиной устанавливает обратную связь между измерительными датчиками (датчик перемещения, датчик силы) и платой сбора и обработки данных. Такой подход к организации проведения испытания обеспечивает возможность задания произвольной программы нагружения, что необходимо для испытания на сжатие с постоянной скоростью деформации.

Таблица 2.4 – Характеристики испытательных машин [90]

Параметр	Показатель	
	LFM-50	LFM-250
Максимальная нагрузка	50 кН	250 кН
Минимальная нагрузка	0,250 кН	1,25 кН
Максимальная скорость деформации	0,4 с ⁻¹	30 с ⁻¹
Исполнение	Настольная	Напольная
Ход траверсы	до 1000 мм	
Точность всей системы согласно ISO 7500-1 и EN 10002-2	0,5 %	
Конструкция	2 колонная рама	
Тип испытания	Статические	
Тип привода	Электромеханический	

Машина LFM-50 оборудована нагревательным устройством, обеспечивающем нагрев как деформирующего инструмента, так и деформируемого образца исследуемого материала. В данной диссертации данная машина используется для проведения испытаний на сжатие в диапазоне температур от 100 °С до 450 °С. Машина LFM-250 не оборудована нагревательным устройством, но обеспечивает большую максимальную нагрузку. Поэтому данная машина используется для испытаний на сжатие при температуре 20 °С.



а) испытательная машина LFM-50 б) испытательная машина LFM-250

Рисунок 2.3 – Оборудование для испытаний

2.2.2. Выбор температурно-скоростных условий деформирования

При проведении испытания на сжатие образцов при повышенных температурах необходимо также, чтобы поверхности инструмента, между которыми выполняется сжатие, были нагреты до той же температуры ($T_{\text{инстр}}$), что и образец исследуемого материала ($T_{\text{обр}}$) [93]. Окружающая среда вокруг образца и инструмента также должна быть нагрета до температуры $T_{\text{обр}}$ [90]. В противном случае будет наблюдаться интенсивное охлаждение торцевой поверхности образца и распределение температуры по высоте образца будет неравномерным, а, следовательно, изотермические условия деформирования не будут соблюдены.

Известно, что эффект Портевена—Ле Шателье [95-97] изучался в процессе пластической деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg с содержанием Mg от 2% и более при температуре 20 °С в диапазоне скорости деформации от $2.92 \times 10^{-5} \text{ с}^{-1}$ до $1 \times 10^{-1} \text{ с}^{-1}$ [96] и от $1 \times 10^{-5} \text{ с}^{-1}$ до $2.1 \times 10^{-1} \text{ с}^{-1}$ [97]. В работах [96, 97] отмечается увеличение напряжения текучести при уменьшении скорости деформации. Объяснение данного эффекта сводят к следующему.

В области температур, не значительно превышающих температуру 20 °С, наблюдается, как и для сплава AMg2, AMg3, AMg5, отрицательная

чувствительность напряжения текучести к скорости деформации вследствие динамического деформационного старения (ДДС) [95-97]. Авторами работы [95] отмечается, что «... старение связано с диффузией примесных атомов к дислокациям, остановившимся на препятствиях...». Вокруг подвижной дислокации формируется облако примесных атомов, которое движется с дислокацией, пока ее скорость не превысит некоторого критического значения. При увеличении скорости дислокация отрывается от следующего за ней облака, в результате чего сопротивлению течению уменьшается. В результате сопротивление деформации имеет более высокое значение, а деформируемый металл - большее деформационное упрочнение при более низкой скорости деформации, чем для высоких значений $\dot{\varepsilon}_i$.

Для проведения испытаний на сжатие принимаются значения температур: 20°C, 300°C, 400°C и 450°C. Выбор температурного диапазона обусловлен характерными значениями температуры пластической деформации, принятыми при холодной, полугорячей и горячей штамповке сплавов АМг2, АМг3, АМг5 и АМг6.

Скорость деформации обеспечивается постоянной на всем рабочем ходе верхнего инструмента испытательной машины, т.е. $\dot{\varepsilon}_i = const$. Расчетные формулы для определения программы нагружения, ранее они были опубликованы в работе [85], могут быть представлены в виде:

- конечное время t_K процесса осадки

$$t_K = \frac{1}{\dot{\varepsilon}_i} \ln \left(\frac{H_K}{H_o} \right), \quad (2.3)$$

где $\dot{\varepsilon}_i$ – скорость деформации; H_o – исходная высота образца исследуемого сплава; H_K – конечная высота образца, т.е. после его осадки на 50% от H_o .

- перемещение S_i подвижной траверсы (деформирующего инструмента) испытательной машины в произвольный момент времени t в пределах рабочего хода

$$S_i = H_o - H_o e^{-\dot{\varepsilon}_i \times t}, \quad (2.4)$$

- скорость перемещения (деформирования) V_i подвижной траверсы (деформирующего инструмента) соответствующая перемещению S_i

$$V_i = e^{-\dot{\varepsilon}_i \times t} \times H_0 \times \dot{\varepsilon}_i, . \quad (2.5)$$

На рисунке 2.4 представлены программы нагружения. Программа нагружения для машины модели LFM – это зависимость «время» - «высота образца», обеспечивающая требуемую постоянную скорость деформации на всем рабочем ходе при сжатии образца. По формулам (2.3)-(2.5) могут быть рассчитаны и программы нагружения для значений скорости деформации $0,1 \text{ с}^{-1}$ и $0,22 \text{ с}^{-1}$. Из рисунка 2.4 следует, что программа нагружения определяется по абсолютному значению высоты и диаметра исходного образца. Само отношение H_0/D_0 не определяет программу нагружения. При $H_0/D_0 = 1$, программы нагружения будут различными, в зависимости от абсолютного значения H_0 и D_0 (см. рисунок 2.4 – программа для образца 11,8/11,8 и 10/10).

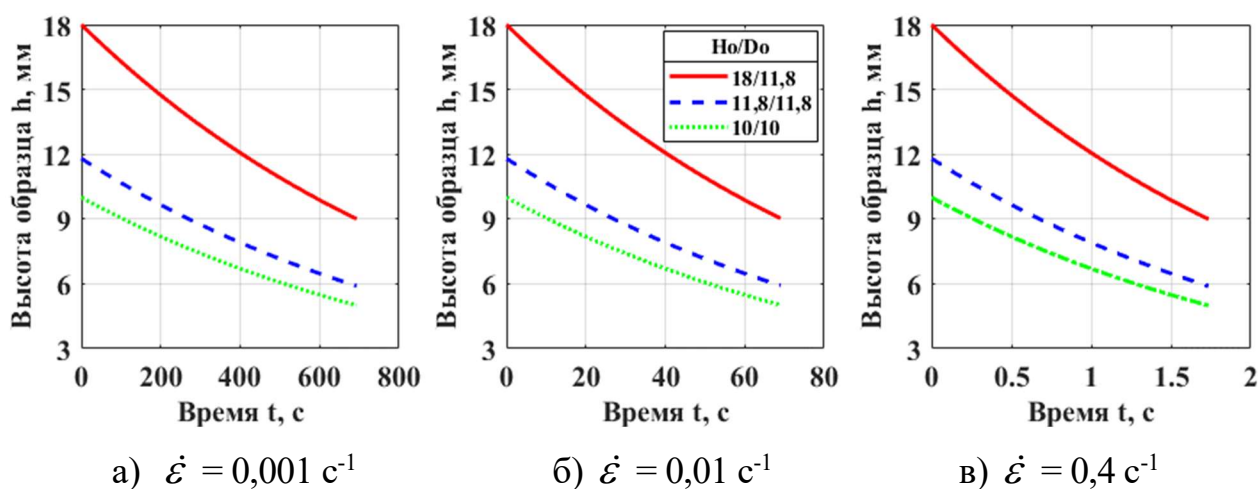


Рисунок 2.4 – Программы нагружения при постоянной скорости деформации и различных размерах исходного образца

Выбор диапазона значений скорости деформации обусловлен характерными значениями номинальной скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{НОМ}}$ при выполнении обработки давлением (объёмной штамповки) на гидравлических и механических прессах [1, 13, 27, 30, 32, 33, 36], а также характерными значениями $\dot{\varepsilon}_i^{\text{НОМ}}$ принятыми при проведение лабораторных исследований сопротивления деформации [78, 80, 81, 98-103]. На основе анализа характеристик

материала, а также испытательных машин (см. таблицу 2.4), значения скорости деформации для проведения испытания выбираются следующие: $0,001 \text{ с}^{-1}$, $0,01 \text{ с}^{-1}$ и $0,4 \text{ с}^{-1}$.

В случае перехода от универсальной испытательной машины LFM на машину другого производителя, например компании Instron, MTS, Tinius Olsen и др., расчетные формулы (2.3)-(2.5) остаются справедливыми, но к профилю программы нагружения могут быть добавлены дополнительные участки, учитывающие особенности испытательной машины. Так, например, для обеспечения испытания на сжатие цилиндрического образца с постоянной скоростью деформации $0,1 \text{ с}^{-1}$ на машине Instron VHS400kN, требуется добавить дополнительно два участка [85]. Начальный участок добавляется для обеспечения ускорения траверсы и достижения требуемой скорости деформации к начальному моменту сжатия образца; конечный участок (после профиля нагружения) – позволяет выполнить замедление и остановку траверсы.

2.3. Методика экспериментального исследования технологических свойств сплава

Сжатие каждого образца выполняется на 50% от его исходной высоты. Технологическая смазка не используется; влияние контактного трения на сопротивление деформации учитывается на этапе обработки результатов натурного эксперимента. Условия сжатия образцов описаны в работе [118], перечислим их кратко: «Сжатие образцов проводится в условиях близких к изотермическим: температура нагрева ($T_{0\text{обр}}$) исходного образца равна температуре нагрева инструмента; в процессе сжатия температура инструмента ($T_{\text{инстр}}$) поддерживается равной температуре $T_{0\text{обр}}$, температура окружающей среды – равна температуре $T_{\text{инстр}}$.». В данной диссертации применяется алгоритм проведения исследований по определению сопротивления деформации сплавов системы Al-Mg в зависимости от различного сочетания температуры и скорости деформации, аналогичный тому, что представлен в работе [107, 108].

1. Образцы для испытаний получают точением с последующим шлифованием торцев из прессованного прутка. Размеры образцов представлены в разделе 2.1.2. Отклонение от номинального размера по высоте образцов не превышает $\pm 0,05$ мм.

2. Деформирование образцов выполняется при постоянной скорости деформации. Для этого расчет программы нагружения выполняется по формулам (2.3)-(2.5) на этапе подготовки исходных данных.

3. Рабочий инструмент нагревается с помощью печи электросопротивления, установленной на машину LFM-50. Нагрев инструмента без образца проводится в течение 1-1,5 часа; с образцом – в течение не более 20 мин. Для контроля температуры применяется термопара тип К, введенной в рабочую зону нагревательного устройства через его стенку. Точность измерения значения температуры ± 3 °С.

4. После достижения заданной температуры нагрева выполняется рабочий ход в соответствии с заданной программой испытания. При выполнении рабочего хода подвижная траверса перемещается сверху вниз; нижняя траверса – неподвижна.

5. Управляющая программа, установленная на компьютере испытательной машины, выполняет запись значений перемещения подвижной траверсы, времени и силы деформирования. Полученные данные используются для расчета экспериментального значения сопротивления деформации и значения накопленной (логарифмической) деформации, а также для построения изотермических кривых текучести исследуемых сплавов аналогично тому, как это рекомендовано в работе [107].

На рисунке 2.5 показана схема проведения натурного эксперимента. Аналогичная методика проведения натурного эксперимента была принята в работе [104].



Рисунок 2.5 – Последовательность проведения экспериментов

2.4. Методика проведения металлографии

В пластической деформации структура алюминиевого сплава изменяется [80, 84, 94-97, 103]. Эволюция структуры зависит от температуры металла в процессе обработки, скорости и величины деформации. Учитывая сильную взаимосвязь между структурным состоянием металла и эксплуатационными свойствами, указанные параметры должны учитываться при выборе режимов обработки давлением.

Металлография алюминиевых сплавов АМг2, АМг3, АМг5, АМг6 проводилась с целью решения двух задач:

- 1) качественная оценка микроструктуры образцов исследуемых сплавов, подвергнутых пластической деформации при различных сочетаниях температуры T , скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i$ и степени деформации ε_i ;
- 2) проверка правильности расчета изотермических кривых текучести, представленных в разделе 2.5.

Микрошлифы изготавливались путем резки исходных образцов вдоль направления деформации (рисунок 2.6). Металлографические исследования осуществляли на бинокулярном микроскопе “Olympus Delta” с увеличением $\times 25$,

$\times 100$, $\times 500$, $\times 1000$, а также на сканирующем (растровом) электронном микроскопе Jeol JSM-5600 с увеличением $\times 2500$ (рисунок 2.7).



Рисунок 2.6 – Внешний вид исследуемых образцов

Микроструктуру исследовали в поляризованном свете на шлифах, подвергнутых электролитической полировке. Шлифы изготавливались из образцов (см. рисунок 2.6) исследуемых сплавов до («0») и после («1»-«12») их деформирования в различных температурно-скоростных условиях.



микроскоп “Olympus Delta”



Микроскоп Jeol JSM-5600

Рисунок 2.7 – Оборудование для металлографии

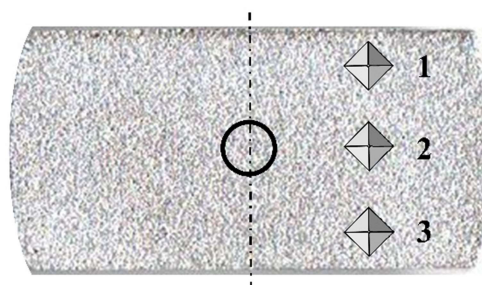


Рисунок 2.8 – Схема с указанием зон для замеров твердости

Анализ микротвердости сплава после деформации может дать представление о его механических свойствах и помочь в понимании того, какой эффект оказывают на него пластическая деформация. Были проведены замеры

микротвердости в меридиональном сечении на 13-ти фрагментах образцов из сплавов АМг5 и АМг6, подвергнутых сжатию между плоскими плитами с различной скоростью деформации и при различной температуре (см. раздел 2.2.2). Исследование замеров микротвердости сплава АМг6 проводилось на микрошлифах в 3-х зонах согласно схеме, приведенной на рисунке 2.8. Замеры микротвердости (HV, кгс/мм²) проводились на микротвердомере Leica МНТ10 (см. рисунок 2.7) при нагрузке 100 граммов [105]. Схема замера микротвердости показана на рисунке 2.8.

2.5. Методика определения изотермической кривой текучести

Изотермические кривые текучести исследуемых сплавов могут быть построена на основе экспериментальных данных, полученных в результате проведения экспериментов по методике, изложенной в разделе 2.2.-2.3. Последовательность построения изотермической кривой текучести включает следующие этапы [106, 107] и схематично показана на рисунке 2.9.

1. Построить индикаторные диаграммы - «сила деформирования» – «перемещение траверсы» во всем исследованном диапазоне температур и скоростей деформации.

2. Выполнить расчет значений напряжения σ_i и деформации ε_i по известным формулам:

$$\sigma_i = \frac{P_i}{F_i}, \quad \varepsilon_i = \ln \frac{H_i}{H_0}, \quad (2.6)$$

где P_i – измеренное значение силы деформирования; H_i – высота образца, соответствующая значению площади его поперечного сечения F_i при P_i ; H_0 – высота образца перед началом испытания (исходная высота).

3. Скорректировать экспериментальные кривые текучести с учетом номинальной скорости деформации в каждом испытании. Значение скорости деформации определяется по формуле, рассмотренной в работе [90]:

$$\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксн}} = \frac{\partial \varepsilon_i}{\partial t} = \frac{\partial \left(\ln \frac{H_i}{H_0} \right)}{\partial t}, \quad (2.7)$$

Для учета влияния отклонения текущего значения скорости деформации от его номинального значения $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$ выполняется пересчет напряжения по формуле, рекомендованной в работе [107]:

$$\sigma_i' = \sigma_i \left(\frac{\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксн}}}{\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}} \right)^{k_c}, \quad (2.8)$$

где σ_i' - значение сопротивления деформации, соответствующее экспериментальному значению скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{эксн}}$; σ_i - значение сопротивления деформации, соответствующее номинальному значению скорости $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$; k_c - значение показателя скоростной чувствительности металла.

4. Испытание на сжатие проводилось без смазки, соответственно экспериментальные кривые текучести должны быть скорректированы с учетом влияния контактного трения на сопротивление деформации [87]:

$$\sigma_i^{\text{эксн}} = \frac{\sigma_i'}{A}, A = 1 + \frac{2m}{3\sqrt{3}} \frac{r_0}{h_0} e^{-1,5\varepsilon_i}, \quad (2.9)$$

где $\sigma_i^{\text{эксн}}$ - напряжение текучести, скорректированное на величину его изменения из-за действия контактного трения; h_0 , r_0 - высота и радиус исходного (недеформированного) образца; m - фактор трения.

5. Определить изменение температуры ΔT материала в процессе его пластической деформации. Расчет значения ΔT может быть выполнен с применением уравнения известного из теории ОМД [90]:

$$\Delta T(\varepsilon) = \frac{\eta}{\rho C_p} \int_0^\varepsilon \sigma_i d\varepsilon, \quad (2.10)$$

где ρ - удельный вес материала; ε - накопленная деформация; C_p - теплоемкость; σ_i - напряжение текучести, соответствующее номинальному значению скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i^{\text{ном}}$; η - эффективность деформационного нагрева, предполагаем равной 1.

При расчете величины ΔT приняты следующие значения для удельного веса и теплоемкости сплава АМгб: $\rho = 2650 \text{ кг/м}^3$, для температуры $T = 300 \text{ }^\circ\text{C}$ C_p

= 922 Дж/(кг×°С), для температуры $T = 400$ °С $C_p = 950$ Дж/(кг×°С), для температуры $T = 450$ °С $C_p = 964$ Дж/(кг×°С);

6. Определить истинное значение температуры образца при его пластическом деформировании с учетом полученного значения ΔT :

$$T_i = T_0 + \Delta T(\varepsilon) \quad (2.11)$$

где T_0 – температура образца перед проведением испытания.

7. Выполнить корректировку значения величины напряжения текучести с учетом истинной температуры нагрева материала образца - расчет изотермической кривой текучести. Для корректировки значения напряжения текучести используется закон Курнакова С.Н., записанный в виде [108]:

$$\sigma_i = \sigma_0 e^{\alpha(T_i - T_0)}, \quad (2.12)$$

где σ_i – напряжение текучести при температуре T_i ; σ_0 – напряжение текучести при температуре T_0 ; α – температурный коэффициент; T_i , T_0 – температура нагрева образца;

На завершающем этапе обработки результатов натурных испытаний выполняется вычислительный эксперимент, соответствующий натурным испытаниям. Вычислительный эксперимент выполняется с применением конечно-элементного ПО QForm и основан на методике постановки обратной задачи [89, 107, 108].

Вычислительный эксперимент основывается на итерационном подходе. Конечная цель вычислений – достижение заданной точности при расчете силы деформирования. Расчетные значения силы сравниваются с их экспериментальными значениями во всех экспериментах, выполненных в исследуемом диапазоне температур и скоростей деформации. Вычислительный эксперимент позволяет учесть факторы, которые не учитываются при обработке данных, полученных из натурального эксперимента. В связи с этим его включение в методику эксперимента является необходимым.

Для корректного воспроизведения эксперимента в ПО QForm, как, впрочем, и в любой САЕ-системе, моделирующей операции ОМД, необходимо задать правильно начальные условия расчета и данные о сопротивлении

деформации материала заготовки, что позволит получить адекватную расчетную модель. Вычислительный эксперимент необходим для воспроизводства натурного эксперимента – испытания на сжатие цилиндрических образцов.

Критерий оценки точности вычислительного эксперимента, ранее рассмотренный в работах [85, 119], для каждого сочетания температурно-скоростных параметров, при которых проведено сжатие в натурном эксперименте:

$$\delta = \left| \frac{P_{FEM} - P_{эксн}}{P_{эксн}} \times 100\% \right| \leq 2,5\%, \quad (2.13)$$

где δ – относительная погрешность измерений; P_{FEM} – сила деформирования по результатам вычислительного эксперимента; $P_{эксн}$ – сила деформирования, измеренная в натурном эксперименте.



Рисунок 2.9 - Схема построения изотермической кривой текучести сплавов [85]

В соответствии с принятой схемой (см. рисунок 2.9) при достижении заданной точности расчета (см. условие (2.13)) завершается определение изотермической кривой текучести исследуемого сплава для заданных температурно-скоростных условий деформации.

2.6. Результаты натуральных экспериментов

Кривые текучести сплава АМгб (рисунок 2.10), для образцов с разным соотношением k при разных скоростях деформации, мало отличаются друг от друга по уровню сопротивления деформации и характеру его изменения. Для образца с $k=H_0/D_0 = 1,5$ есть небольшие отличия (рисунок 2.10б). Они связаны с появлением трещины на поверхности образца при значении накопленной деформации около 0,51. Трещина появляется на боковой поверхности образца при его сжатии со скоростью $0,001 \text{ с}^{-1}$. Характер распространения трещины примерно соответствует углу 45° к продольной оси образца. Для образца с $k=H_0/D_0 = 1$ разрушения при его сжатии не наблюдается.

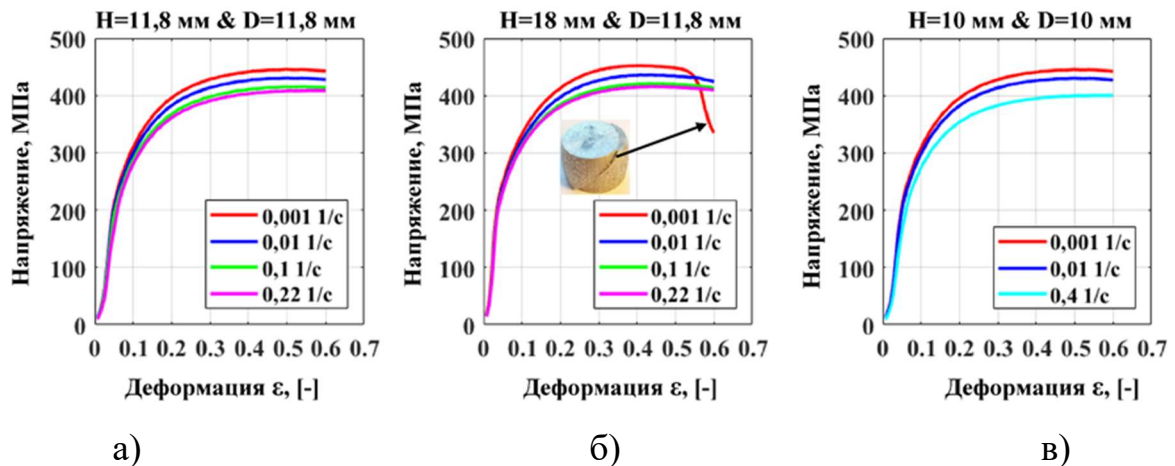


























































Рисунок 2.10 –Экспериментальные кривые текучести сплава АМгб

Учитывая вышесказанное, для получения экспериментальных кривых текучести алюминиевых сплавов АМг2, АМг3, АМг5 и АМгб принимаем следующие условия:

- размеры исходных цилиндрических образцов: диаметр 10 мм, высота 10 мм, $k = 1,0$;
- температура сжатия цилиндрических образцов постоянная в пределах одного испытания и равная одному из значений: 20°C ; 300°C ; 400°C ; или 450°C ;

- сжатие образцов выполнялось в изотермических условиях без применения смазки;
- скорость деформации при сжатии цилиндрических образцов постоянная в пределах одного испытания и равная одному из значений: $0,001 \text{ с}^{-1}$, $0,01 \text{ с}^{-1}$ и $0,4 \text{ с}^{-1}$.

На рисунках 2.11 и 2.12 показаны образцы исследуемых сплавов после их сжатия в вышеописанных условиях. Так как по условию натурального эксперимента смазка не используется, наблюдается небольшое искажение боковой поверхности образцов.

Высота <i>h</i> , мм		Скорость деформации $\dot{\epsilon}$, с^{-1}					
		АМг6			АМг2		
		0,001	0,01	0,4	0,001	0,01	0,4
Температура <i>T</i> , °С	20	6,73 	6,99 	6,64 	-	-	-
		6,78 	6,74 	6,59 	6,54 	6,69 	6,49 
		6,66 	6,83 	6,54 	6,65 	6,79 	6,45 
	300	5,75 	5,96 	5,60 	6,09 	6,32 	5,96 
		5,73 	5,81 	5,74 	6,12 	6,22 	6,08 
	400	5,27 	5,56 	5,29 	5,89 	5,87 	5,64 
		5,26 	5,51 	5,31 	5,85 	5,66 	5,64 
	450	5,22 	5,37 	5,21 	5,33 	5,78 	5,62 
		5,24 	5,55 	5,10 	5,41 	5,75 	5,39 
		5,27 	5,33 	5,21 	-	5,66 	5,51 




Рисунок 2.11 – Внешний вид образцов сплава АМг2 и АМг6 после деформации в заданных температурно-скоростных условиях деформирования

Высота <i>h</i> , мм		Скорость деформации $\dot{\epsilon}$, с ⁻¹					
		АМг3			АМг5		
		0,001	0,01	0,4	0,001	0,01	0,4
Температура <i>T</i> , °С	20	6,38	6,27	6,46	6,67	6,66	6,59
		6,16	6,69	6,42	6,70	6,74	6,57
	300	5,33	5,73	5,89	5,84	5,97	5,95
		5,39	6,42	5,67	5,81	6,35	5,75
	400	5,08	5,52	5,41	5,32	5,60	5,80
		5,21	5,54	5,49	5,33	5,89	5,55
		5,38	5,56	5,37	5,90	5,73	5,39
	450	5,12	5,84	5,51	5,65	5,59	5,88
		5,14	5,78	5,37	5,38	5,77	5,98
		5,26	5,62	5,87	6,28	6,18	6,15

The photograph shows the physical samples corresponding to the data in the table. Each sample is a small, cylindrical metal piece. The numbers on the samples correspond to the values in the table. The samples are arranged in a grid, with rows corresponding to temperature (20, 300, 400, 450 °C) and columns corresponding to strain rate (0,001, 0,01, 0,4 s⁻¹) and alloy (AMg3, AMg5). A green ruler is placed at the bottom of the samples for scale.

Рисунок 2.12 – Внешний вид образцов сплава АМг3 и АМг5 после деформации в заданных температурно-скоростных условиях деформирования

Полученные результаты натурных испытаний позволяют перейти к построению изотермических кривых текучести в соответствии с методикой, изложенной в разделе 2.5, и установлению функциональных зависимостей для описания сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg (АМг2, АМг3, АМг5, АМг6) от температурно-скоростных параметров и процентного содержания магния для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$, области значений температуры $20-450^\circ\text{C}$ и области значений процентного содержания магния от 2 до 6.

Выводы по главе 2

1. Представлены характеристики исследуемых материалов: сплавы системы Al-Mg (АМг2, АМг3, АМг5, АМг6), их химический состав, основные физико-механические свойства. Приведены данные по выбору размеров образцов, применяемому аналитическому оборудованию для выполнения физико-химических методов исследования и испытательному оборудованию для исследования реологических (технологических) свойств, а также температурно-скоростным условиям проведения натурных экспериментов.

2. Представлена методика экспериментального исследования технологических свойств сплавов, включающая проведение испытания на сжатие цилиндрических образцов, предварительную обработку результатов экспериментов и построение изотермических кривых текучести; приведены результаты испытаний направленных на выбор размеров образцов. Установлено, что для натурных испытаний подходят образцы с отношением $H_0/D_0 = 1$.

3. Методика по п.2 апробирована на образцах алюминиевых сплавов АМг2, АМг3, АМг5 и АМг6 в диапазоне температур от 20 до 450°C и скоростей деформации от $0,001$ до $0,4 \text{ с}^{-1}$. Полученные результаты будут применены для построения изотермических кривых текучести в соответствии с методикой по п.2, изложенной в разделе 2.5, и установлению функциональных зависимостей для описания сопротивления деформации.

ГЛАВА 3. СОСТАВЛЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПОСТОЯННОЙ СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ

3.1. Изотермические кривые текучести сплава АМгб

3.1.1. Расчетные кривые текучести сплава АМгб при постоянной скорости деформации

По результатам испытаний на сжатие образцов сплава АМгб получены индикаторные диаграммы - «сила деформирования» – «перемещение траверсы испытательной машины» (рисунок 3.1). При температуре горячей деформации сплав разупрочняется и упрочнение металла практически не происходит; сила деформирования значительно уменьшается с 60 до 5 кН.

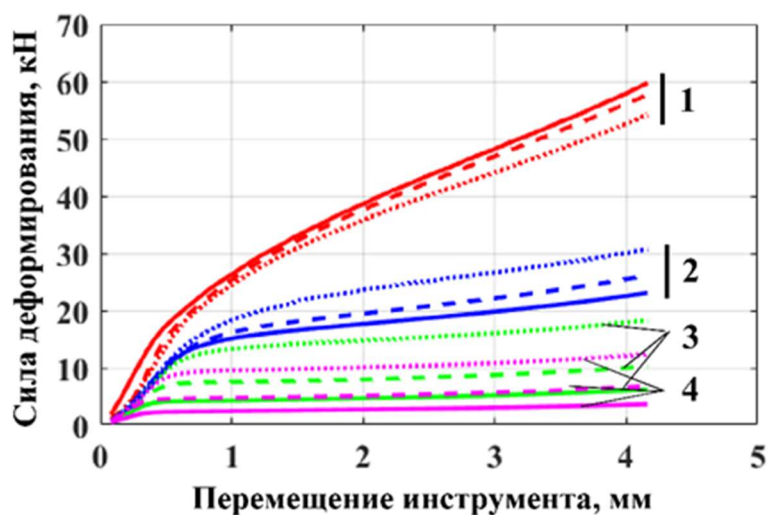
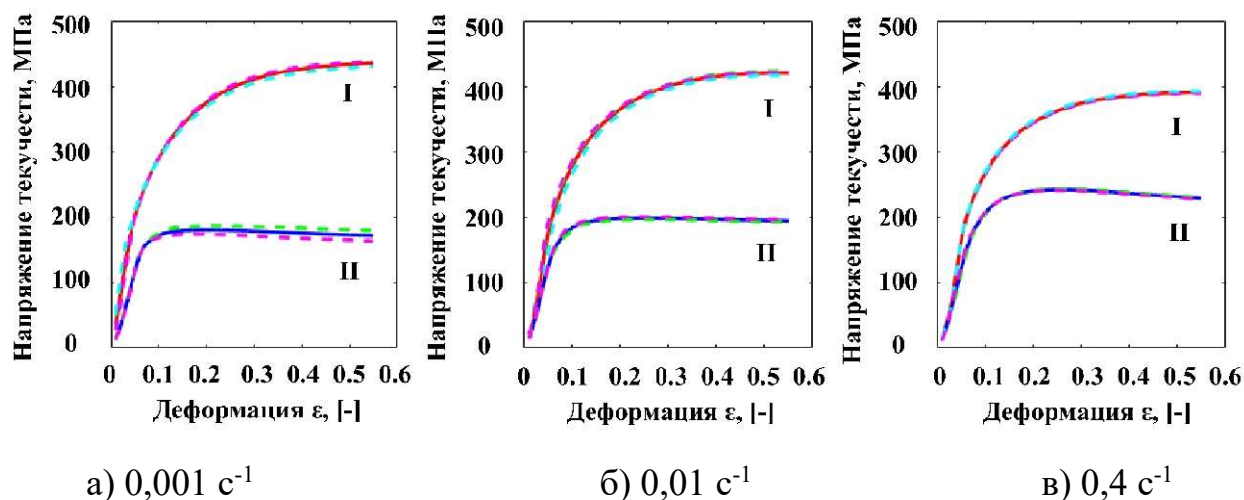


Рисунок 3.1 - Индикаторные диаграммы, полученные при сжатии цилиндрических образцов сплава АМгб: 1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C,

— 0,001 с⁻¹; — — — 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹

Расчет экспериментального значения напряжения текучести σ_i и накопленной (логарифмической) деформации ε_i выполнен с применением уравнений (2.6). На рисунке 3.2 и 3.3 показаны экспериментальные кривые текучести сплава АМгб в координатах «напряжение текучести» – «накопленная

деформация», полученные обработкой индикаторных диаграмм с применением формулы (2.6).



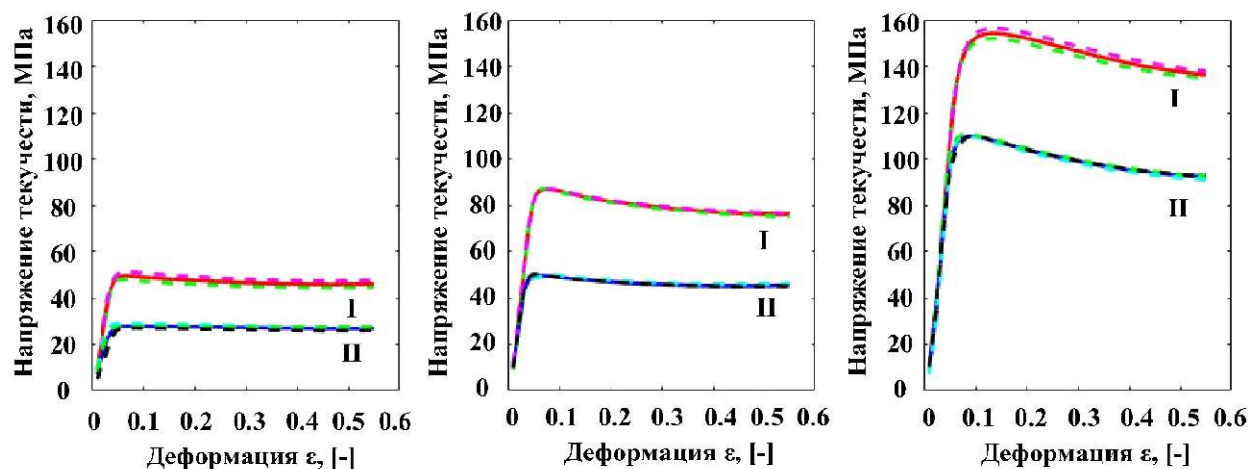
(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,
I – 20 градусов, II – 300 градусов)

Рисунок 3.2 – Экспериментальные кривые текучести сплава АМгб при температурах 20, 300 °С

Для холодной деформации характерно упрочнение деформируемого материала, что отражается на кривых текучести, соответствующих температуре 20 °С. Кривые текучести при этой температуре для каждого из исследуемых сплавов, представляют собой восходящую кривую с уменьшающейся интенсивностью роста напряжения текучести. При полугорячей деформации (300 °С) упрочнение материала наблюдается в диапазоне значений деформации от 0 до 0,1 (см. рисунок 3.2). При деформации более 0,1 напряжение текучести повышается не значительно; на сопротивление деформации влияет значение скорости деформации: увеличение скорости с $0,001 \text{ c}^{-1}$ до $0,4 \text{ c}^{-1}$ приводит к увеличению напряжения текучести. Характер кривой указывает на развивающееся в материале деформационное старение.

На рисунке 3.3 показаны экспериментальные кривые текучести сплава АМгб при температуре 400 С и 450 С. Анализ кривых текучести показывает, что повышение температуры приводит к еще большему снижению сопротивления деформации. При температуре 450 С снижение напряжения составляет около 4

раз при скорости $0,001 \text{ с}^{-1}$ и около 2 раз при скорости $0,4 \text{ с}^{-1}$ в сравнении с сопротивлением деформации при температуре $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$.



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$

б) $0,01 \text{ с}^{-1}$

в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,
I – $400 \text{ }^{\circ}\text{C}$, II – $450 \text{ }^{\circ}\text{C}$)

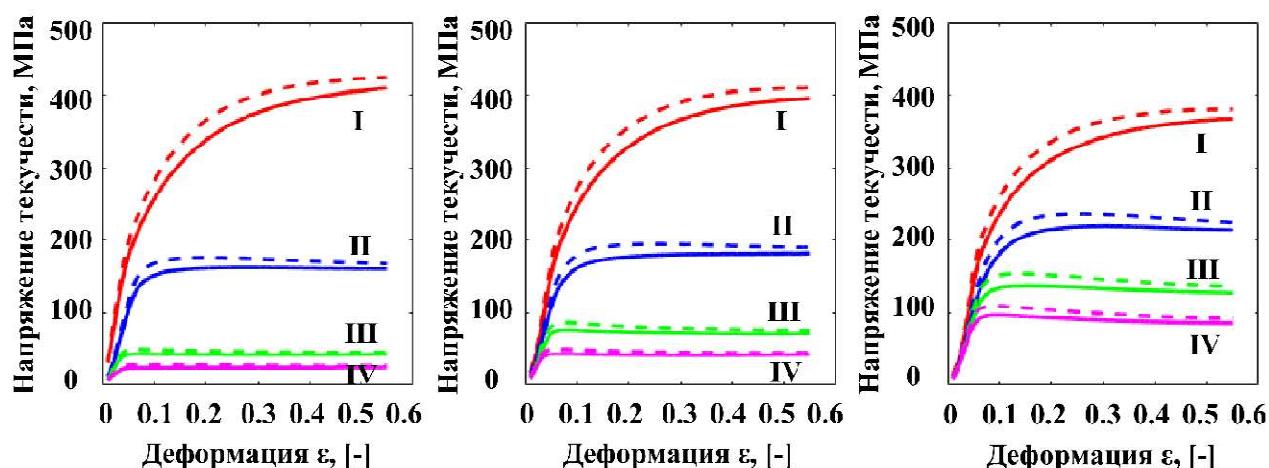
Рисунок 3.3 – Экспериментальные кривые текучести сплава АМг6 при температурах $400, 450 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Характер кривых текучести (см. рисунок 3.3) указывает на то, что при температуре выше $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$ в материале развиваются процессы разупрочнения. Подобное изменение напряжения текучести является характерным для многих металлических материалов, деформируемых пластически при температурах горячей штамповки и различных значениях скорости деформации. Сплав АМг6 не является исключением. Аналогичные изменения напряжения текучести наблюдаются у сплавов АМг2, АМг3, АМг5 (см. Приложение 2). В полученных экспериментальных данных отсутствуют выбросы; данные могут быть использованы для обработки в соответствии с методикой, изложенной в разделе 2.5.

В Приложении 2 показаны индикаторные диаграммы и экспериментальные кривые текучести сплавов АМг2, АМг3 и АМг5, полученные при тех же условиях, что и кривые текучести сплава АМг6.

Изотермические кривые текучести сплава АМгб приведены на рисунке 3.4. Данные кривые рассчитаны в соответствии с методикой построения изотермической кривой (см. раздел 2.5) без учета проведения вычислительного эксперимента на заключительном этапе обработки (см. рисунок 2.9).

Полученные изотермические кривые текучести сплава АМгб при горячей деформации показывают максимальное напряжение текучести. Положение максимума зависит от величины скорости деформации. Практически при всех температурных и скоростных режимах деформации после максимума кривые имеют достаточно продолжительный участок, соответствующий установившемуся течению материала. Для сплава АМгб это участок начинается, когда деформация достигает значения 0,05-0,1. Его смещение в сторону меньших значений деформации наблюдается по мере увеличения температуры и/или уменьшения скорости деформации (рисунок 3.4).



а) 0,001 с⁻¹

б) 0,01 с⁻¹

в) 0,4 с⁻¹

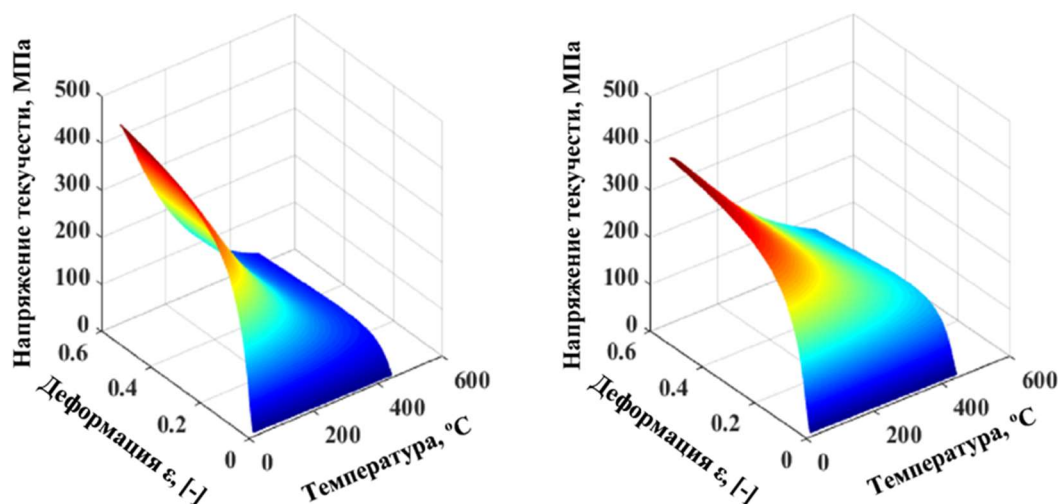
(--- экспериментальная кривая, — изотермическая кривая без проверки вычислительным экспериментом (без учета КЭМ),

I – 20 °С, II – 300 °С, III – 400 °С, IV – 450 °С)

Рисунок 3.4 - Сравнение экспериментальных и изотермических кривых текучести при сжатии образцов сплава АМгб

В трехмерном пространстве кривые текучести, показанные на рисунке 3.4, могут быть визуализированы поверхностью, положение которой в текущий момент

времени t_i определяется тремя параметрами - ε_i , $\dot{\varepsilon}_i$, T_i . При этом скорость деформации имеет фиксированное значение. В качестве примера, для скорости деформации $0,001 \text{ с}^{-1}$ и $0,4 \text{ с}^{-1}$ на рисунке 3.5 показана поверхность для напряжения текучести сплава АМг6. Аналогичный результат был получен в работе [118] для сплава АМг5.



а) скорость деформации $0,001 \text{ с}^{-1}$ б) скорость деформации $0,4 \text{ с}^{-1}$

Рисунок 3.5 – Поверхность, визуализирующая напряжение текучести

3.1.2. Изотермические кривые на основе вычислительного эксперимента (с учетом конечно-элементного моделирования)

Проверка корректности расчета изотермических кривых текучести сплава АМг6 (см. рисунок 3.4) выполнена с применением вычислительного эксперимента. Вычислительный эксперимент выполняется на основе компьютерного конечно-элементного моделирования (КЭМ) в ПО QForm. Далее будем называть такие кривые – изотермическими кривыми с КЭМ.

Основные положения ПО QForm подробно изложены в работе [70]. Вычислительный эксперимент заключается в моделировании испытания цилиндрического образца сжатием. В качестве исходных кривых текучести заданы изотермические кривые текучести, рассчитанные по данным натурного эксперимента (см. рисунок 3.4).

На рисунке 3.6 показаны результаты вычислительного эксперимента при температуре 450°C. Аналогично тому, как это сделано в работе [108] на графиках показано: 1) сравнение значения силы деформирования в натурном и вычислительном эксперименте; 2) относительная погрешность расчета силы деформирования; 3) результаты корреляционного анализа значений силы деформирования $P_{\text{деф}}$ в натурном и вычислительном эксперименте. В общем, отклонение расчетных индикаторных диаграмм от экспериментальных диаграмм не превышает $\pm 2\%$, что соответствует условию (2.13). В Приложении 2 представлены результаты вычислительных экспериментов для сплава АМг2, АМг3, АМг5, АМг6.

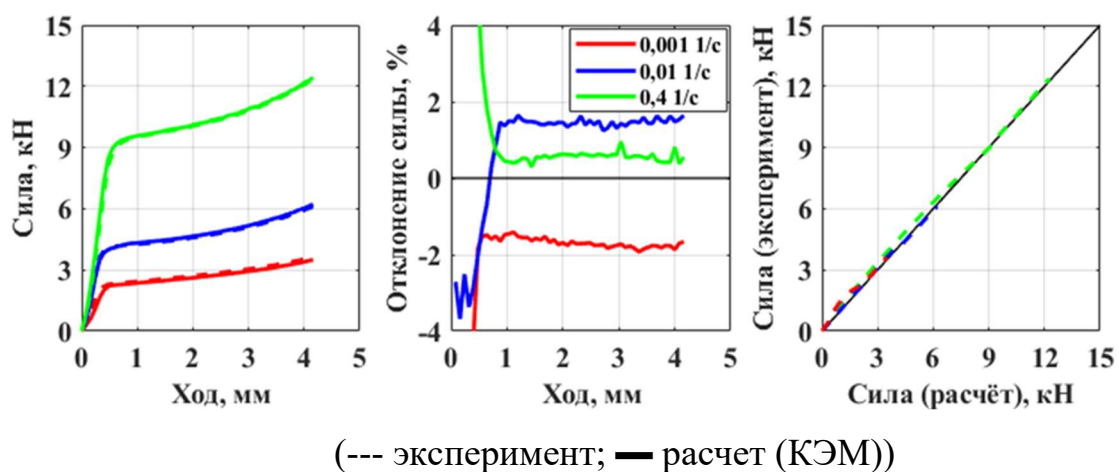


Рисунок 3.6 – Результаты вычислительного эксперимента для сплава АМг6 в ПО QForm при температуре 450 °C

Вычислительный эксперимент позволяет проверить качество обработки результатов натурных испытаний (см. рисунок 3.6). В случае, если расхождение между расчетным значением силы и её экспериментальным значением превышает минимально допустимое, необходимо повторно пересчитать модель материала для минимизации расхождения. Повторный расчет выполняется до тех пор, пока не будет выполнено условие (2.13) – подробнее о методике обработки результатов можно найти информацию в работе [85] и в разделе 2.5 данной диссертационной работы.

При достижении заданной точности расчета (см. условие (2.13)) завершается этап определения изотермической кривой текучести сплава (см.

рисунок 2.9) для исследуемого диапазона температур и скоростей деформации. Полученные изотермические кривые текучести (рисунок 3.7), также как это принималось в работе [118, 122], используются в качестве данных для определения в явном виде математической модели сплава АМг6 для температур 20–450 °С и диапазона скоростей деформации 0,001–0,4 с⁻¹.

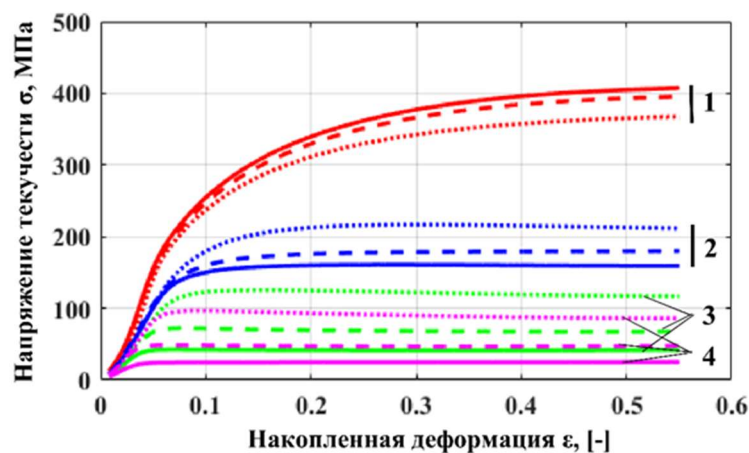


Рисунок 3.7 – Изотермические кривые с учетом КЭМ: 1 - 20°C; 2 - 300°C;
3 - 400°C; 4 - 450°C,
—— 0,001 с⁻¹; — — - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹

При температуре 20 °С проявляется anomальное изменение напряжения текучести при изменении скорости деформации (см. рисунок 3.7). Возможно, что anomальное изменение напряжения текучести связано с проявлением эффекта Портевена—Ле Шателье, описание которого приведено в разделе 2.2.2. Данная гипотеза требует дополнительной проверки, основанной на проведении микроструктурного анализа образцов исследуемых сплавов после пластической деформации. Результаты анализа рассматриваются в разделе 3.3.

3.2. Выбор математической функции для описания сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg

Полученные изотермические кривые текучести (см. рисунок 3.7 и Приложение 2) обеспечивают достаточную сходимость результатов

моделирования с натурным экспериментом и могут быть рекомендованы к применению при моделировании технологических процессов объемной штамповки в условиях холодной, полугорячей и горячей деформации, в том числе изотермической деформации полых осесимметричных изделий из сплавов системы Al-Mg с процентным содержанием магния от 2 до 6. Полученные кривые интерпретируются в табличном виде и могут быть заданы таблично в расчетных программах. Однако функциональные зависимости (математические модели), описывающие взаимосвязь сопротивления деформированию (напряжения текучести) сплавов от температурно-скоростных параметров, являются более универсальным и удобным способом задания напряжения текучести, чем таблично заданные либо графически представленные кривые. Так, например, в компьютерных программах, промежуточные значения напряжения текучести определяются по алгоритму линейной интерполяции значений. Результат интерполяции очень чувствителен к количеству кривых заданных таблично, что отмечалось авторами работы [108].

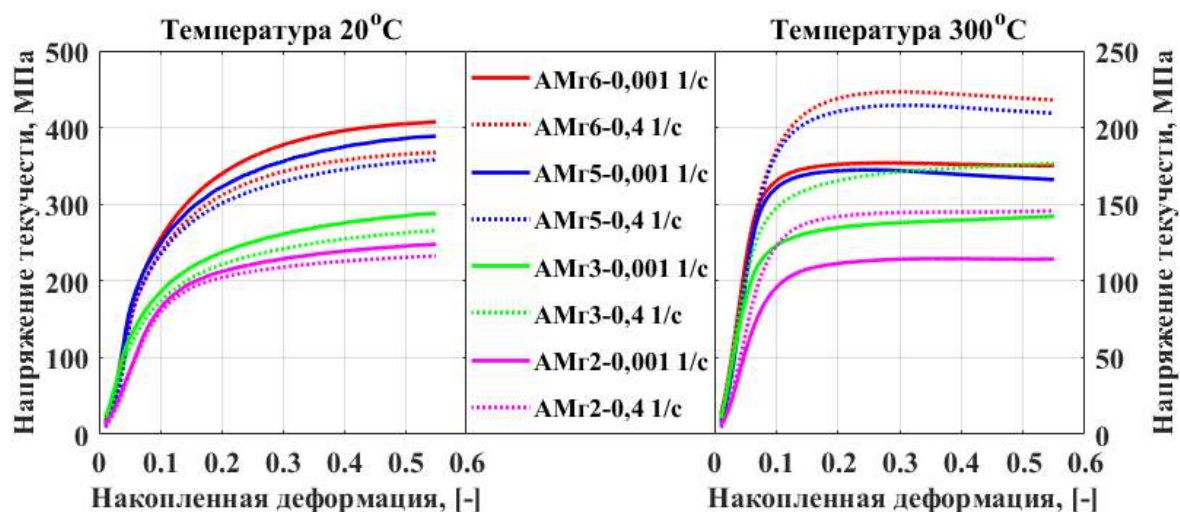
При определении математической модели напряжения текучести сплавов для её последующего применения в программах компьютерного имитационного моделирования часто применяют математическую зависимость, предложенную Хензелем – Шпиттелем (формула 1.2). В этой модели девять неизвестных коэффициентов; модель представляет собой функцию трёх переменных: температуры, деформации и скорости деформации.

Выбор данной модели обусловлен тем, что она получила достаточное распространение при решении задач объемной штамповки и благодаря большому набору коэффициентов, позволяет достаточно точно описывать форму кривых текучести при различных условиях деформации. Применение модели в расчетных системах предполагает, что на каждом шаге расчета по времени определяется текущее значение напряжения текучести. Время является независимым параметром; шаг приращения времени мал в сравнении с временем всего процесса деформирования в моделируемой операции обработки давлением.

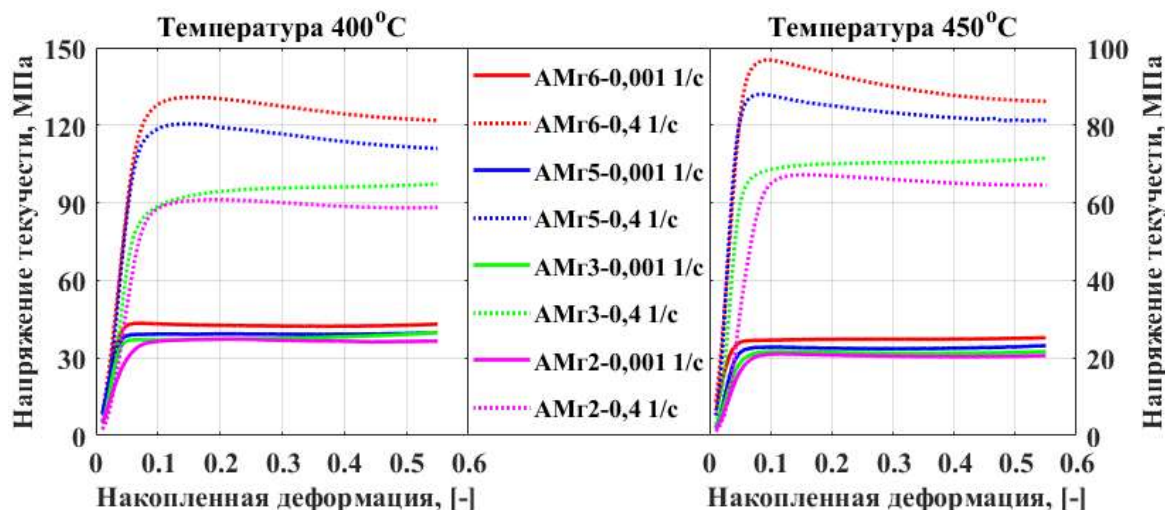
Особенностями формулы (1.2) являются: 1) возможность описания любого

характера изменения напряжения текучести в зависимости от сочетания трёх аргументов, что позволяет описать изменение σ_i за счет упрочнения материала либо упрочнения-разупрочнения материала; 2) функция (1.2) имеет два экстремума. Вторая особенность накладывает некоторые ограничения на выбор области определения для каждого из аргументов в формуле так, чтобы обеспечить адекватное описание поведения пластически деформируемого материала.

Первый экстремум функции совпадает с её перегибом и проявляется не у всех материалов либо не при любом сочетании аргументов. В частности, для рассматриваемых в данной работе материалов – алюминиевых сплавов системы Al-Mg – в диапазоне значений деформации от 0 до 0,55 имеется перегиб при температуре пластической деформации выше 300 °С (рисунок 3.8).



а) изотермические кривые с учетом КЭМ при температуре холодной и полугорячей деформации



б) изотермические кривые с учетом КЭМ при температуре горячей деформации

Рисунок 3.8 – Кривые текучести сплавов системы Al-Mg

Рассматривая процесс пластической деформации материала в очаге деформации, значение накопленной деформации в материальной точке может быть более 0,55. При значении накопленной деформации более 1 на кривой текучести, описываемой моделью (1.2), появляется второй экстремум – минимум (рисунок 3.9) [109]. При последующем увеличении накопленной деформации наблюдается монотонное увеличение сопротивления деформации, что нарушает известные представления о сопротивлении деформации.

Исходя из особенностей формулы (1.2) могут быть сформулированы ограничения и рекомендации о применении модели сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg, применяемой для компьютерного имитационного моделирования процессов обработки давлением, например, исследуемого процесса комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с развитым фланцем в изотермических условиях.

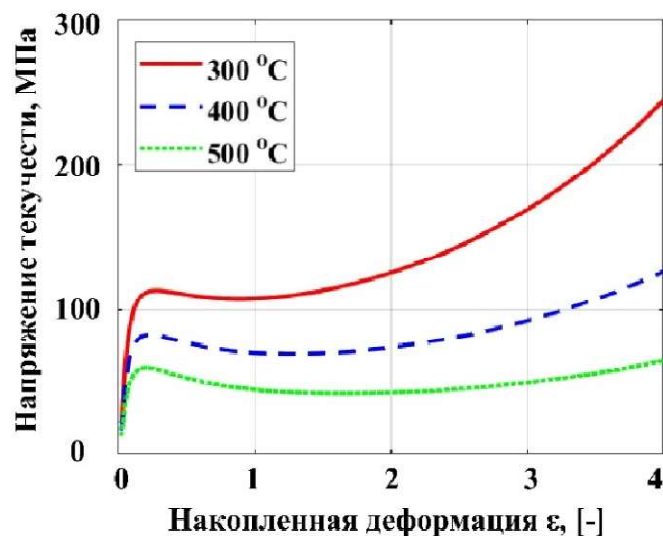


Рисунок 3.9 – Кривые текучести сплава АМг2 при скорости деформации $0,1 \text{ с}^{-1}$, построенные с применением модели (1.2)

3.3. Анализ микроструктуры сплавов до и после деформации

Образцы сплава АМг6 деформируются в широком температурно-скоростном диапазоне по аналогии с тем, что выполнено для сплава АМг5 [118].

В связи с этим выполнено исследование микроструктуры сплава АМгб до (рисунок 3.10) и после (рисунок 3.11) его пластической деформации. На рисунке 3.11 показаны результаты металлографических исследований. Полученные микроструктуры отражают изменения, происходящие в деформируемом материале при различном сочетании значений температуры и скорости деформации.

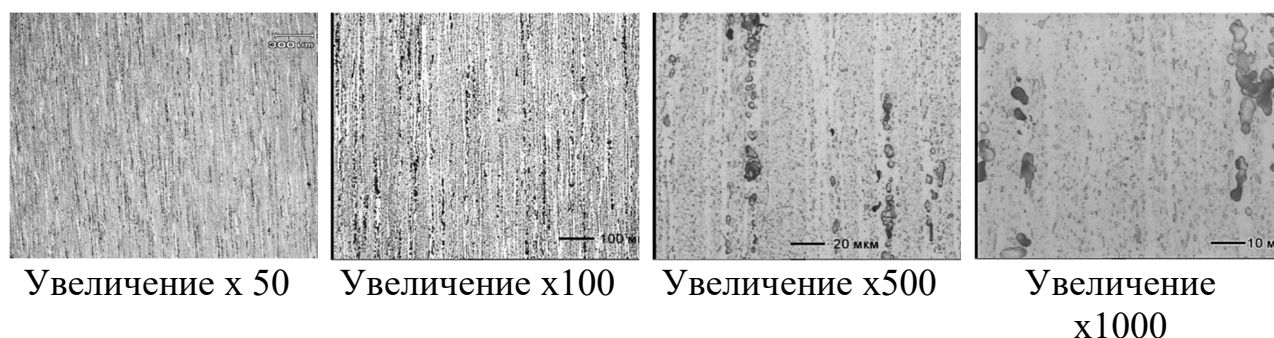


Рисунок 3.10 - Структура исходного образца (центральная часть образца)

В исходном, недеформированном состоянии (см. рисунок 3.10), сплав АМгб имеет характерную для прессованного материала макро- и микроструктуру [110-112]. Микроструктура материала не рекристаллизованная, однородная с выраженной текстурой деформации; ориентация волокон соответствует направлению деформирования исходного прутка, из которого были изготовлены заготовки для испытаний.

Если микроструктура исходного образца (см. рисунок 3.10) имеет по всему сечению мелкодисперсное строение с наличием фазовых составляющих, ориентированных вдоль направления деформирования исходного прутка, то структура после деформации характеризуется наличием зерен, вытянутых вдоль направления деформации (см. рисунок 3.11). Структура материала образцов полосчатая, имеет вид деформированной; линии деформации идут от торца к торцу. Наблюдаются α -зерна, которые вытянуты и имеются строчки интерметаллидных включений.

Наиболее существенное влияние на структуру (см. рисунок 3.11) оказывает температура. Повышение температуры с 20 до 450°C приводит к выделению фаз

вдоль линий течения металла. Влияние скорости деформации заметно при температурах выше 400 °С (400 и 450°С). Это может быть связано с происходящими процессами рекристаллизации при высоких температурах деформации. В центральной части образцов сохранилась текстура исходного состояния материала, а на периферийной части образцов - линии течения изогнуты.

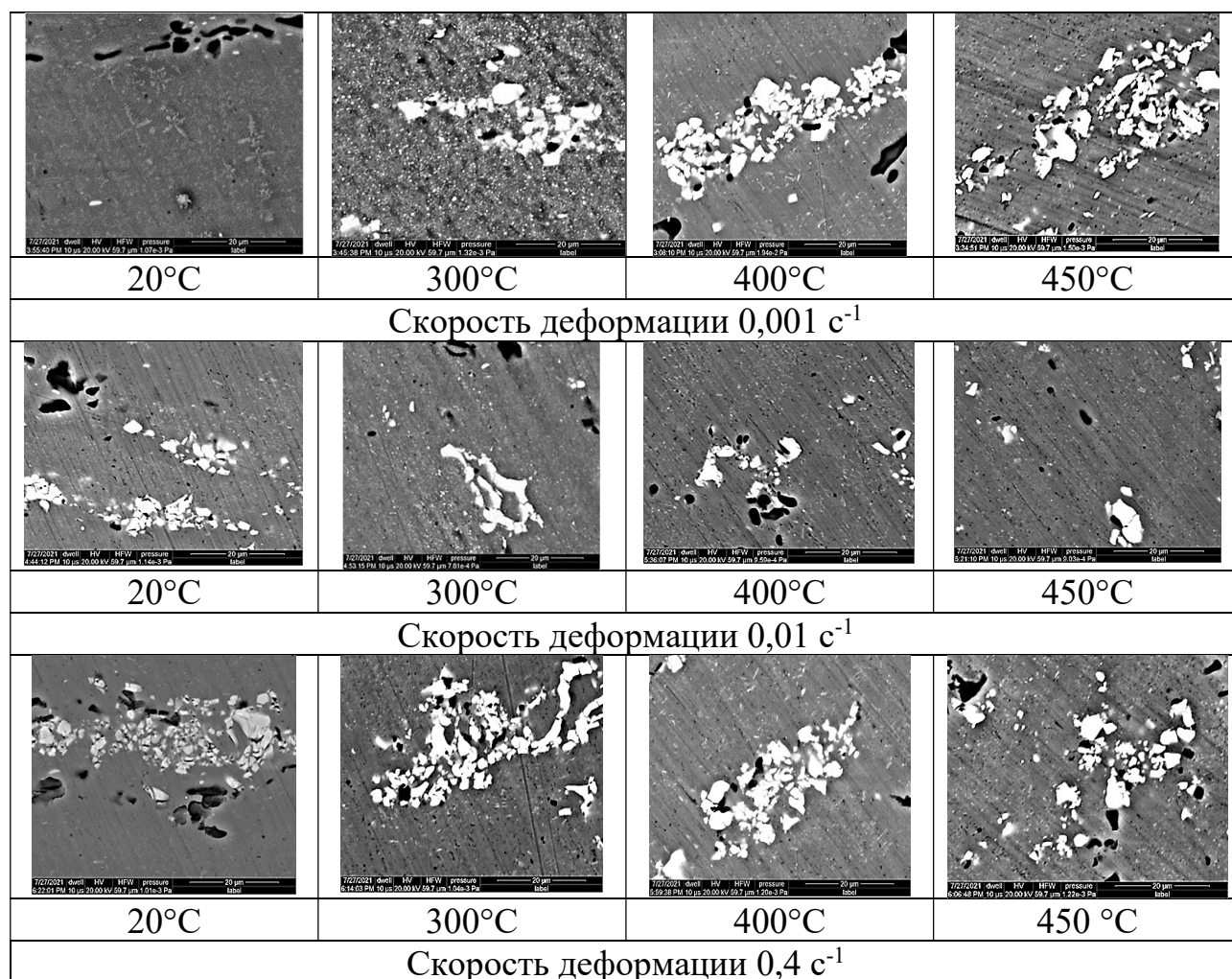


Рисунок 3.11 – Изменение микроструктуры в образцах сплава АМгб после деформации сжатием (центральная часть образца), увеличение x2500

После деформации образцов при различных температурах меняется микротвердость металла. Это может быть связано с упрочнением-разупрочнением сплава, а также с изменением размера зерен материала. Снижение микротвердости может указывать на снижение сопротивления деформации и наоборот.

Анализ микротвердости сжатых образцов при температуре 20°C показывает, что увеличением скорости деформации на два порядка, с значения 0,001 до значения 0,4 с⁻¹ приводит к увеличению сопротивления деформации материала, т.е. к упрочнению сплава (до 14%). Однако данная зависимость уменьшается до 6% при повышении температуры до 450 °С. Деформация металла при 300 °С также приводит к повышению микротвердости - упрочнению материала, но с меньшей интенсивностью. При температуре от 300 °С начинается активизация процессов разупрочнения в сплаве АМг6; при 450 °С - микротвердость практически равна микротвердости исходного материала. Аналогичный характер изменения микротвердости был получен в работе [118] для сплава АМг5. Микротвердость сплава АМг6 находится в диапазоне от 80 до 130 единиц по шкале Виккерса. Результаты измерения микротвердости представлены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 –Результаты замеров микротвердости (HV, кгс/мм²) образцов

Температура деформации, °С	Скорость деформации	АМг5	АМг6		
			Зона 1	Зона 2	Зона 3
Исходный образец без осадки		94-100			
20	0,001	128-131	112,0	131,5	109,0
	0,01	117-120	112,0	124,0	116,0
	0,4	112-116	-	-	-
300	0,001	108-110	106,0	100,0	107,5
	0,01	105-108	98,0	111,5	94,0
	0,4	100-103	99,0	105,0	95,5
400	0,001	100-102	84,5	92,0	83,5
	0,01	90-94	80,5	95,0	84,5
	0,4	89-91	92,0	97,5	96,0
450	0,001	95-97	81,0	86,0	90,0
	0,01	93-96	91,5	92,5	89,0
	0,4	88-93	91,5	102,5	94,0

3.4. Математическая модель сопротивления деформации сплавов системы Al-Mg в широком диапазоне деформации, скорости деформации и температуры

3.4.1. Особенности составления математической модели материала

В области температур, не значительно превышающих температуру 20 °С проявляется отрицательная чувствительность напряжения текучести к скорости деформации вследствие ДДС; объяснение данного эффект приведено в разделе 2.2.2. При холодной деформации рекристаллизация и разупрочнение отсутствуют, происходит только упрочнение. Поэтому влияние скорости деформации на сопротивление деформации в большинстве случаев невелико.

При температурах полугорячей и горячей деформации влияние скорости деформации на сопротивление деформированию становится более ярко выраженным. Напряжение текучести повышается примерно на 15 МПа при повышении скорости деформации в 10 раз.

Значения неизвестных коэффициентов, входящих в формулу (1.2), определяют расчетным путем, решая задачу оптимизации. Задача оптимизации решается методом Левенберга-Маркарда [113] в программе MATLAB. В MATLAB метод реализован в виде стандартной функции «lsqcurvefit» и может быть применен в пользовательской подпрограмме [106]. Суть метода заключается в том, что при решении системы уравнений находят такие коэффициенты аппроксимирующей функции, при которых квадрат суммы остатков значений функции и экспериментальных данных будет наименьшим.

Точность аппроксимирующей функции оценивается по значению коэффициента детерминации (R^2). Коэффициент R^2 показывает, насколько условная дисперсия аппроксимирующей функции отличается от дисперсии исходных значений, и находится по формуле:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (\sigma_i - \sigma'_i)^2}{\sum_{i=1}^n (\sigma_i - \overline{\sigma_i})^2}, \quad (3.1)$$

где σ_i - напряжение текучести, соответствующее изотермической кривой; σ'_i - напряжение текучести, соответствующее значению аппроксимирующей функции; $\overline{\sigma_i}$ - среднее напряжение текучести, соответствующее изотермической кривой.

3.4.2. Математическая модель сопротивления деформации

На основе полученных и обработанных данных (см. рисунок 3.7 и Приложение 2), можно сделать вывод, что для сплава АМгб скоростное упрочнение возрастает с увеличением температуры испытаний. Поведение сплава АМгб аналогично поведению сплава АМг5, описанному в работе [118]. При температуре 300 °С и значении деформации 0,5 напряжение текучести сплава АМгб увеличивается в 1,32 раза (с 159 до 211 МПа) при повышении скорости деформации с 0,001 до 0,4 с⁻¹, а при температуре 450 °С – в 3,44 раза (с 25 до 86 МПа). С повышением температуры испытания и снижением значения $\dot{\epsilon}_i$, сила деформирования уменьшается; форма индикаторной диаграммы сплава АМгб изменяется (см. рисунок 3.1). При температуре выше 300 °С в сплаве АМгб развиваются процессы разупрочнения, приводящие к рекристаллизации материала. Аналогичный результат наблюдается и для сплава АМг5 [118].

Коэффициенты математической модели сопротивления деформации, устанавливающей взаимосвязь между напряжением текучести σ_i и термомеханическими параметрами (деформация, скорость деформации и температура), были определены и их значения представлены в таблице 3.2.

Точность математической модели оценивали по значению коэффициента детерминации R^2 , а взаимосвязь между расчетным значением напряжения текучести и его экспериментальным значением – на основе корреляционного анализа (рисунок 3.12).

Полученные результаты показывают, что модель сопротивления деформации сплава АМгб при температурах, соответствующих холодной и

теплой деформации (диапазон температур 20-300 °С), температурах горячей деформации (диапазон температур 400-450 °С), а также для всего диапазона возможных значений температуры пластической деформации – от 20 до 450 °С обеспечивает достаточно высокое значение коэффициента детерминации R^2 (таблицу 3.3).

Таблица 3.2 - Найденные коэффициенты математической модели сопротивления деформации исследуемых сплавов

Сплавы		m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	m_8	m_9
АМг2	20 – 300 °С	207,151	$9,17 \cdot 10^{-5}$	-0,2871	-0,0068	-0,0749	-0,0027	0,5663	0,00013	-0,0723
	400 – 450 °С	9,205	-0,0096	0,4819	0,0232	-0,0187	-0,0087	0,5091	0,0003	1,2909
	20 – 450 °С	87,5833	-0,0028	-0,2997	-0,0263	-0,0782	-0,0025	0,6516	0,0003	0,2032
АМг3	20 – 300 °С	303,034	0	0,0497	-0,0139	-0,0366	-0,0026	0,1587	0,0002	-0,0283
	400 – 450 °С	15,602	-0,0006	0,0408	0,1527	-0,006	-0,0022	0,7994	0	0,3494
	20 – 450 °С	112,246	-0,0032	0,0112	-0,0354	-0,0376	-0,0026	0,2675	0,0003	0,266
АМг5	20 – 300 °С	296,745	-0,0005	-0,117	-0,0171	-0,0583	-0,0034	0,4309	0,0002	0,0107
	400 – 450 °С	8,824	-0,0032	0,0056	0,2151	-0,0092	-0,0015	0,4587	-0,0001	0,6609
	20 – 450 °С	184,237	-0,0026	-0,1056	-0,0242	-0,0551	-0,0034	0,4393	0,0003	0,1728
АМг6	20 - 300 °С	539,102	0,0005	0,0224	-0,0194	-0,0486	-0,0035	0,0903	0,0002	-0,1003
	400 - 450 °С	10,985	-0,0071	0,0231	0,3916	-0,0139	-0,005	1,3005	-0,0005	0,9406
	20 - 450 °С	265,284	-0,0022	0,0436	-0,024	-0,0454	-0,0036	0,0985	0,0003	0,1397

Таблица 3.3 – Проверка коэффициента детерминации

Сплавы	АМг2	АМг3	АМг5	АМг6
R^2	0,947	0,923	0,937	0,955

Математическая модель сопротивления деформации (см. формулу (1.2) и таблицу (3.2)) определенная в явном виде для сплавов АМг2, АМг3, АМг5, АМг6 может быть применена для компьютерного имитационного моделирования процессов обработки давлением данных сплавов, например, комбинированного выдавливания в изотермических условиях полых осесимметричных изделий с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части и при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85.

Максимальное значение деформации ε_{\max} из области определения модели зависит от температуры (таблица 3.4). На основе расчета определяется область допустимых значений деформации, в пределах которых полученные модели обеспечивают достоверный результат.

В случае, если при выполнении компьютерного имитационного моделирования текущее значение деформации превышает максимальное значение из области определения (см. таблица 3.4), дальнейший расчет напряжения текучести производится с учетом экстраполяции либо по значению напряжения при ε_{\max} . Значение ε_{\max} определяется по данным таблицы 3.4.

Таблица 3.4 - Область допустимых значений накопленной деформации

Температура, °C	Максимальное значение накопленной деформации			
	АМг2	АМг3	АМг5	АМг6
20	0,95	1,06	1,22	1,51
100	1,11	1,42	1,79	2,69
300	1,26	2,50	2,85	3,24
400	1,45	3,55	3,73	3,93
450	1,63	4,17	4,10	4,47
500	2,03	5,05	4,66	5,18

Значения напряжения текучести деформации, рассчитанные по разработанной моделью, хорошо согласуются с экспериментальными результатами. На рисунке 3.13 показаны типовые результаты проверки для сплава АМг6 при температуре деформирования 450 °C: а) сравнение кривых текучести; б) относительная погрешность измерений; в) корреляция между экспериментальным и расчетным значением напряжений текучести сплава АМг6. Подобные данные получены и для остальных исследованных температур T_i , а также для сплавов АМг2, АМг3, АМг5 (см. Приложении 2).

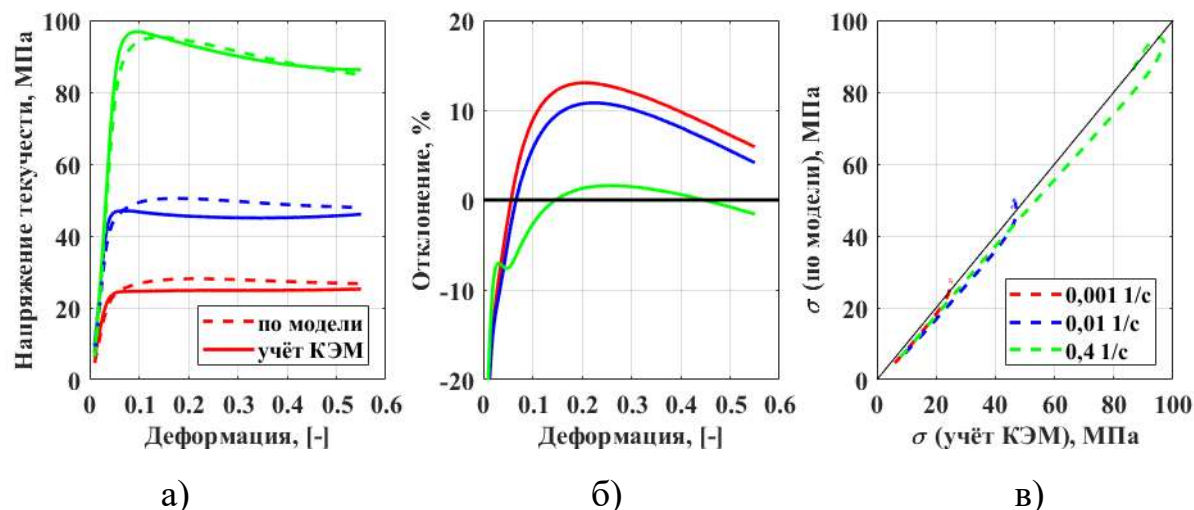


Рисунок 3.12 – Сравнение расчетных кривых текучести, полученных по модели (формула (1.2), таблица 3.2), с изотермическими кривыми текучести, полученными экспериментально с учетом результатов вычислительного эксперимента в ПО QForm (с учетом КЭМ)

3.5. Математическая модель, учитывающая влияние процентного содержания магния на напряжение текучести

Основным отличием химического состава сплавов АМг2, АМг3, АМг5 от сплава АМг6 является процентное содержание магния, которое сильно влияет на свойства материала. Увеличение процентного содержания магния с 2 до 6 в сплаве АМг существенно повышает твердость и сопротивление деформации. Как показывают результаты исследований, выполненных в данной диссертационной работе, увеличение содержания магния с 2 до 6 приводит к повышению напряжения текучести примерно на 150 МПа при температуре 20°C и на 5-30 МПа – в диапазоне температур от 400 до 450°C (рисунок 3.13). Особенностью алюминиево-магниевого сплава является термическая нестабильность при высоких температурах.

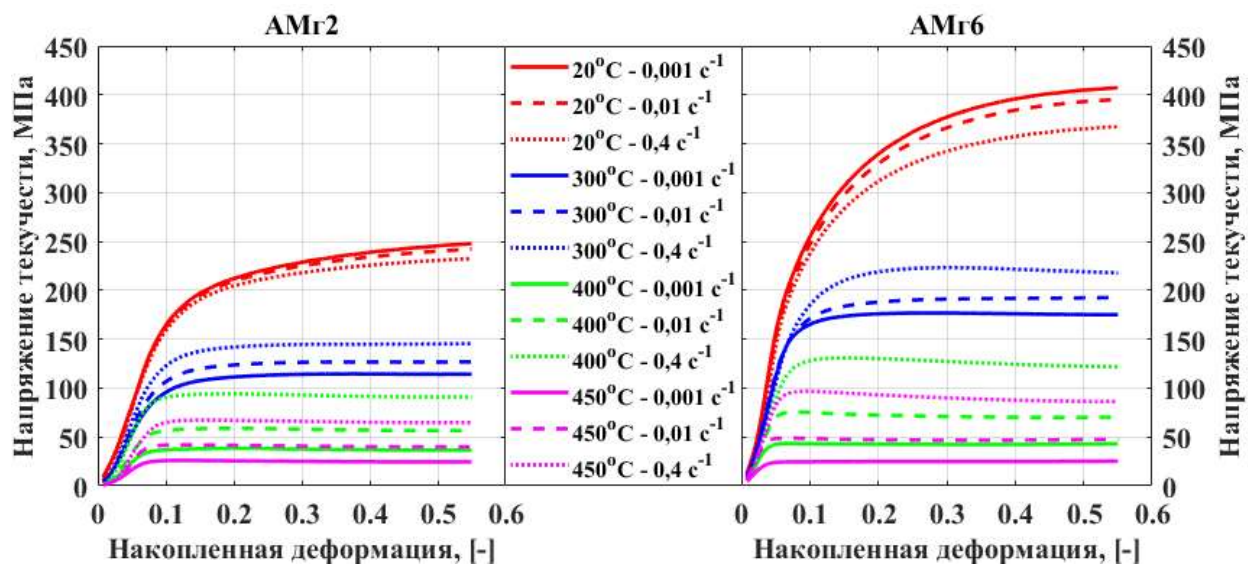


Рисунок 3.13 – Сравнение изотермических кривых текучести сплавов АМг2 и АМг6

При холодной деформации (20°C) происходит только упрочнение материала; при горячей и горячей изотермической деформации (400-450°C) – наряду с упрочнением, в металле интенсивно развиваются процессы разупрочнения. Взаимодействие процессов упрочнения и разупрочнения определяет поведение материала в процессе горячей деформации, существенно отражаясь на изменении сопротивления деформации и энергосиловых параметрах процесса деформирования алюминиевых сплавов системы Al-Mg.

Математическая модель сопротивления деформации, учитывающая влияние процентного содержания магния на напряжение текучести $\sigma_i = f(\dot{\varepsilon}_i, \varepsilon_i, T, Mg)$ имеет вид:

$$\sigma_i = K \cdot m_1 \cdot e^{m_2 T} \cdot \varepsilon_i^{m_3} \cdot \dot{\varepsilon}_i^{m_4} \cdot e^{m_5 / \varepsilon_i} \cdot (1 + \varepsilon_i)^{m_6 T} \cdot e^{m_7 \varepsilon_i} \cdot \dot{\varepsilon}_i^{m_8 T} \cdot T^{m_9}, \quad (3.2)$$

$$K = (a \cdot Mg^2 + b \cdot Mg + c) \cdot (d \cdot T + e), \quad (3.3)$$

где $m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_6, m_7, m_8, m_9, a, b, c, d, e$ – коэффициенты; σ_i – интенсивность напряжения; $\dot{\varepsilon}_i$ – скорость деформации; ε_i – истинная (накопленная) деформация; T – температура; Mg – содержание магния (мас.%).

Коэффициенты математической модели, устанавливающие взаимосвязь между напряжением текучести σ_i , термомеханическими параметрами (деформация, скорость деформации и температура) и процентным содержанием магния в сплаве рассчитываются в программе MATLAB и представлены в таблице 3.5. Полученная модель (функциональная зависимость) позволяет определить напряженно-деформированное состояние конкретного сплава системы Al-Mg в требуемом широком диапазоне температур $T = 20\text{--}450\text{ }^{\circ}\text{C}$ и скоростей деформации $\dot{\varepsilon}_i = 0,001\text{--}0,4\text{ c}^{-1}$.

Таблица 3.5 – Найденные коэффициенты математической модели

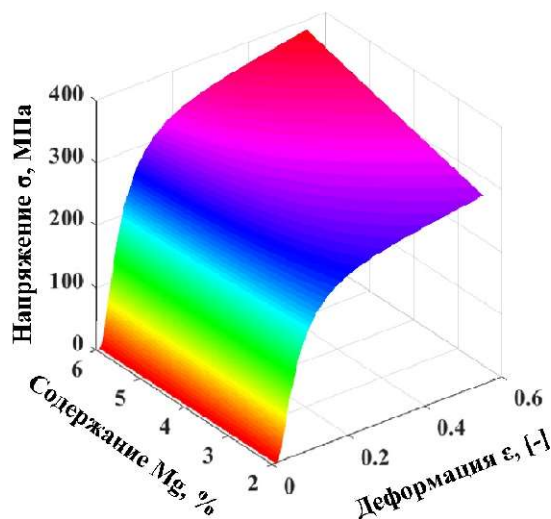
Коэффициенты	m1	m2	m3	m4	m5	m6	m7
Значение	121,53	-0,0021	-0,2812	-0,0148	-0,0771	-0,0025	0,6158
Коэффициенты	m8	m9	a	b	c	d	e
Значение	0,0003	0,1157	0,0007	0,0613	0,866	-0,0007	1,293

В трехмерном пространстве установленная функциональная зависимость для описания сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg (AMg2, AMg3, AMg5, AMg6) визуализируется поверхностью, положение которой в текущий момент времени t_i определяется четырьмя значениями - ε_i , $\dot{\varepsilon}_i$, T_i , Mg. В качестве примера на рисунке 3.14 для температур $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $430\text{ }^{\circ}\text{C}$ при скорости деформации $0,1\text{ c}^{-1}$ представлены поверхности напряжения текучести сплавов с процентным содержанием магния от 2 до 6.

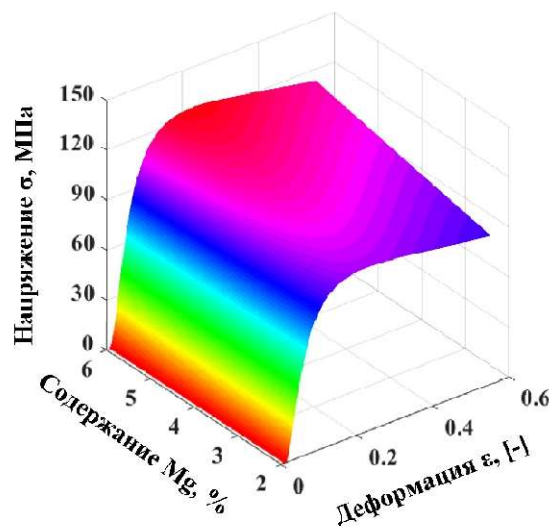
Коэффициент детерминации R^2 составляет 0,93, что позволяет описать 93% наблюдений натурального эксперимента. Область применения функциональных зависимостей (3.2)-(3.3) может быть связана с компьютерными программами для моделирования процессов пластического деформирования сплавов системы Al-Mg, что обеспечит:

- повышение точности результатов расчета формообразования с применением одной функциональной зависимости вместо четырех (для каждого сплава может быть одна зависимость (см. раздел 3.4.2));

– сокращение объема лабораторных исследований, проводимых с деформируемым материалом до его включения в базу данных расчетной программы за счет учета колебания процентного содержания магния в сплаве, который меняется от плавки к плавке.



а) температура $T=30\text{ }^{\circ}\text{C}$



б) температура $T=430\text{ }^{\circ}\text{C}$

Рисунок 3.14 – Зависимость напряжения текучести от содержания Mg и величины деформации при скорости деформации $0,1\text{ с}^{-1}$

Выводы по главе 3

1. Полученные изотермические кривые текучести сплава АМг6 оказывается достаточными для построения модели напряжения текучести в широком температурном диапазоне от 20 до 450 $^{\circ}\text{C}$ и диапазоне скоростей деформации от 0,001 до $0,4\text{ с}^{-1}$

2. Проведенное металлографическое исследование исходного сплава позволило установить, что макро- и микроструктура однородна, а наличие незначительного количества мелких полиэдрических зерен не влияет на механические и технологические свойства материала.

3. На основе выполненных экспериментальных исследований, представлены характеристики изучаемых материалов, сплавов системы Al-Mg, в

том числе, их химический состав и технологические свойства в температурно-скоростном диапазоне деформирования, характерном для холодной, теплой, полугорячей и горячей штамповки. Выявлено, что исследуемые сплавы в состоянии поставки (образцы вырезались из прутка, поставляемого по ГОСТ 21488-97; исходное состояние – прессованный пруток без термообработки), при температуре 20 °С, проявляют отрицательную чувствительность напряжения текучести к скорости деформации вследствие динамического деформационного старения.

4. Определена модель (функциональная зависимость), учитывающая влияние процентного содержания магния на напряжение текучести алюминиевых сплавов системы Al-Mg во всем диапазоне температур и скоростей деформации, характерном для технологических процессов их пластического деформирования. Полученная функциональная зависимость может быть применена при разработке базы данных деформируемых алюминиевых сплавов и включена в информационное обеспечение САЕ-программы для моделирования технологических процессов обработки давлением, например, программу QForm, DEFORM и т.п.

5. Особенность технологических свойств материалов в базе данных связана с тем, что данные получены с высокой точностью (до 5%) по единой методике и пригодны для последующего применения для компьютерного имитационного моделирования, например технологии горячей изотермической штамповки полых осесимметричных изделий с фланцем из алюминиевых сплавов. При этом могут быть использованы формулы (3.2)-(3.3) и данные представленные в таблице 3.5 либо формула (1.2) и данные представленные в таблице 3.2.

ГЛАВА 4. АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКЕ ПОЛЫХ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ФЛАНЦЕМ

4.1. Гипотезы, допущения

Результаты исследований представленные в главах 2 и 3 о влиянии температуры, скорости деформации, деформации и процентного содержания магния в сплавах системы Al-Mg на сопротивление деформации и микроструктуру, полученные на их основе функциональные зависимости для сопротивления деформирования создают методологическую базу при применении компьютерного моделирования для разработки модели технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации.

Предполагаем, что материал осесимметричного изделия несжимаемый, изотропный, реологическое поведение в температурно-скоростном интервале горячей изотермической штамповке подчиняется модели, определенной в разделе (3.3).

В начальный момент горячей изотермической штамповки полого осесимметричного изделия температурные условия в очаге деформации близки к изотермическим. В процессе штамповки температура заготовки отличается от температуры нагрева инструмента на величину приращения температуры из-за эффекта пластической деформации.

Анализ НДС выполняется на основе вычислительного эксперимента в ПО QForm. Для проверки результатов вычислительного эксперимента выполняется сравнительная оценка с результатами натурного эксперимента – опытной штамповки рассматриваемого изделия.

При выполнении вычислительных экспериментов, предполагаемых в данной главе, применяются три инструмента для визуализации дефектов типа «прострел» и «утяжина», о которых говорилось ранее в разделе 1.3, а именно: 1) лагранжевы линии или линии течения деформируемого материала вдоль оси

координат Z; 2) приповерхностные линии; 3) поле Гартфилда, рассчитываемое в системе QForm по результатам расчета растягивающих деформаций в направлении нормали к поверхности деформируемой заготовки.

Настройка значений поля Гартфилда должна проводиться на основании натурного эксперимента, который также запланирован в данной главе. Диагностика формирования и развития дефекта типа «утяжина» и «прострел» с применением поля Гартфилда возможна только на основе сопоставления результатов натурного эксперимента и выполненного расчета. Для однозначного определения типа дефекта, сформированного в натурном эксперименте, предполагается выполнить также металлографические исследования.

4.2. Построение плана эксперимента

4.2.1. Исходные, начальные и граничные условия вычислительного эксперимента

Имитационное моделирование проводится в специализированной компьютерной программе класса CAE – ПО QForm, основанной на теории течения. Особое внимание при постановке задачи о течение материала требуется обращать на задание свойств деформируемого материала – модель напряжения текучести; контактные граничные условия – закон или модель контактного трения.

Алгоритм постановки задачи о течении материала в формообразующем инструменте с применением ПО QForm включает в себя следующие действия:

- 1) выбор типа решаемой задачи – двумерная или трехмерная постановка краевой задачи обработки материалов давлением;
- 2) выбор типа моделируемой операции;
- 3) выбор геометрической модели, в которую включается модель заготовки и модель формообразующих инструментов;
- 4) задание модели напряжения текучести и физических свойств материала заготовки;

5) задание параметров формообразующего инструмента, например, характеристика материала инструмента, кинематика оборудования, контактные граничные условия и технологическая смазка, и т.п.;

6) задание условия окончания процесса формоизменения, например, конечное расстояние между формообразующими инструментами;

7) задание граничных условий, в том числе, температура окружающей среды;

8) задание параметров расчета, связанных с реализуемым в программе численным методом – методом конечных элементов;

9) задание трассируемых точек, в которых в процессе расчета отслеживаются параметры напряженно-деформируемого состояния (НДС);

10) выбор подпрограммы (по необходимости), в которой реализуется какая-либо пользовательская процедура, например задание пользовательской модели напряжения текучести.

В таблице 4.1 представлены исходные данные для постановки задачи в ПО QForm.

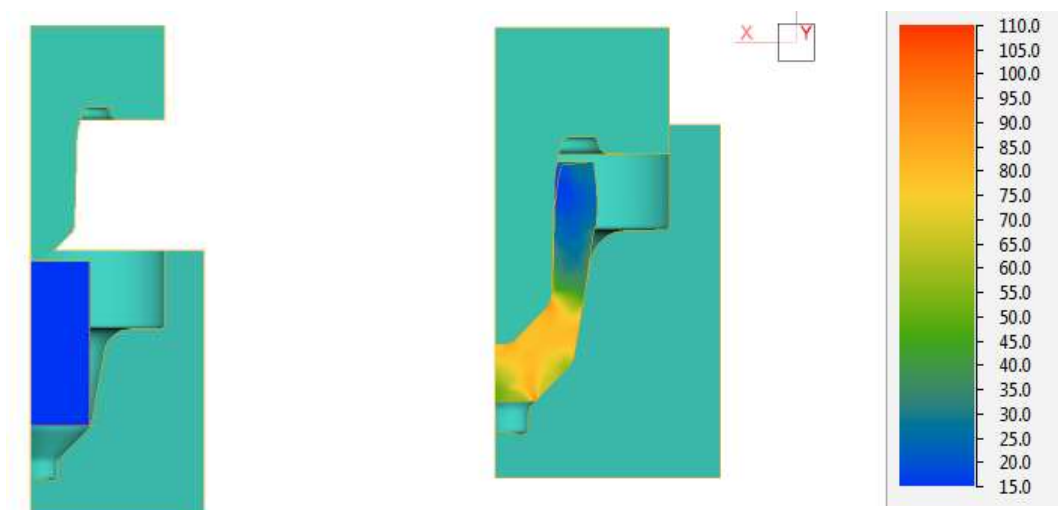
Таблица 4.1 - Исходные данные

№	Параметр	Показатель
1	Тип решаемой задачи	трехмерная (рассмотрена задача с двумя плоскостями симметрии и задача без плоскостей симметрии)
2	Тип операции	пластическая деформация
3	Дополнительный параметр операции	расчет с учетом тепловых процессов
4	Материал заготовки	алюминиевый сплав АМг6
5	Материал инструмента	теплостойкая сталь 5ХНМ
6	Технологическая смазка	синтетическое масло с графитом
7	Фактор трения	зависит от температуры в приконтактном слое и данные представлены в Таблице 4.3
8	Модель контактного трения	модель Леванова
9	Модель напряжения текучести	вязко-пластическое тело
10	Оборудование	пресс гидравлический, скорость рабочего хода 2 мм/с
11	Номинальная сила оборудования, МН	2,5
12	Температура окружающей среды, °С	430
13	Температура (начальная) инструмента, °С	430
14	Температура (начальная) заготовки, °С	430

Руководствуясь алгоритмом, представленным выше, выполнена постановка задачи в ПО QForm для анализа течения материала в формоизменяющем инструменте и определения параметров напряженно-деформированного состояния. При этом учитывали особенности горячей изотермической штамповки, тип применяемого оборудования, свойства материала заготовки.

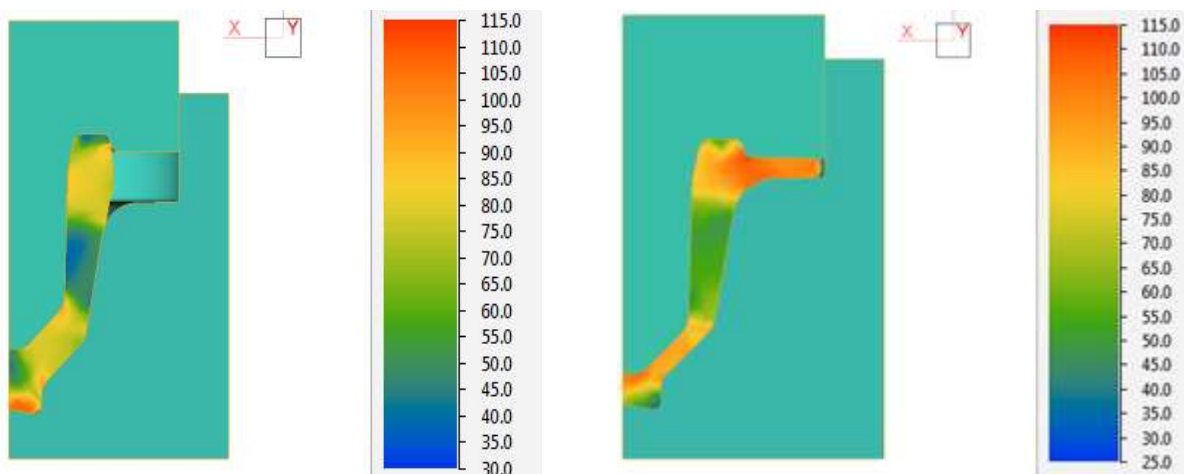
4.2.2. Течение материала в очаге деформации

На рисунке 4.1 приведены результаты моделирования в ПО QForm, иллюстрирующие течение материала в формообразующей полости (трехмерная постановка задачи с двумя плоскостями симметрии). Полость формируется двумя инструментами – пуансоном и матрицей. На рисунке 4.1б-4.1г показано распределение напряжений по сечению изделия, получаемого в результате горячей изотермической штамповки.



а) исходное положение заготовки в инструменте

б) обратное выдавливание и формирование вертикальной стенки изделия



в) заполнение нижней полости в матрице

г) конечная стадия формообразования изделия

Рисунок 4.1 – Моделирование изотермической штамповки полого осесимметричного изделия с фланцем в ПО QForm [115]

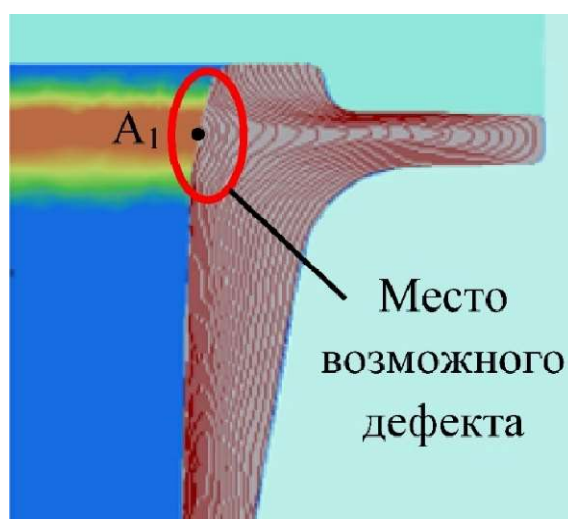
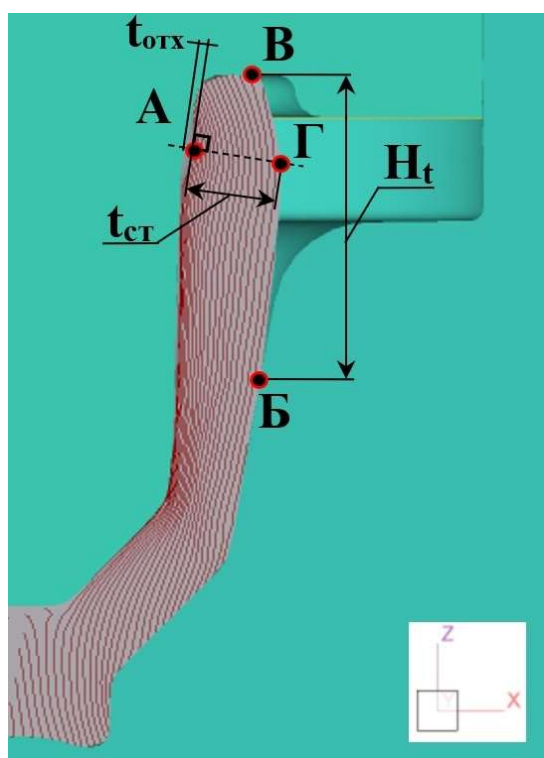
Очаг деформации постепенно распространяется по сечению изделия. Это приводит к проработке макроструктуры изделия и изменению картины распределения напряжения текучести по сечению (см. рисунки 4.1б-4.1г). В конце формоизменения (см. рисунок 4.1г) в сечении наблюдается формирование двух застойных зон: в донной части изделия и в средней части вертикальной стенки изделия. Их наличие не оказывает влияния на качество получаемого изделия. Однако форма донной части матрицы (см. рисунок 4.1г) может влиять на силу деформирования и стойкость нижней части формообразующей поверхности матрицы (стойкость инструмента в данной диссертационной работе не оценивается). При увеличении глубины полости в донной части изделия сила деформирования будет увеличиваться и заполнение полости будет затруднено.

Как следует из полученных результатов моделирования (см. рисунок 4.1), полость матрицы полностью заполняется; по полученному полю сопротивления деформации невозможно сделать вывод о дефектообразовании. Необходимо применение дополнительных инструментов программы QForm для диагностики и прогнозирования появления дефектов типа «утяжина» и/или «прострел». Дополнительные инструменты рассматривались в главе 1 (см. раздел 1.2 и выводы по главе 1) и в разделе 4.1.

На рисунке 4.2а показано расположение линий течения (волокон материала) в изделии в конечный момент формоизменения и область фланца, в

которой наблюдается их искажение. По распределению линий течения материала в очаге деформации в сочетании со значением поля Гартфилда (рисунок 4.2б, область «А₁») можно судить о возможном формировании дефекта типа «утяжина» и/или «прострел» в очаге деформации.

Таким образом, результаты компьютерного моделирования показывают принципиальную возможность изготовления полого осесимметричного изделия с фланцем из алюминиевого сплава АМгб за одну операцию. Существует также риск отхода материала от поверхности пуансона (см. рисунок 4.1б), что наблюдается в точке «А» (см. рисунок 4.2а). Следствием этого, может являться потеря устойчивости вертикальной стенки, определяемая относительным размером H_t/t_{ct} , формируемой при обратном выдавливании и формирование дефекта на внутренней поверхности фланца.



б) поле Гартфилда в области «А₁»

а) искажение макроструктуры и размеры стенки, характеризующие потерю устойчивости изделия в области фланца

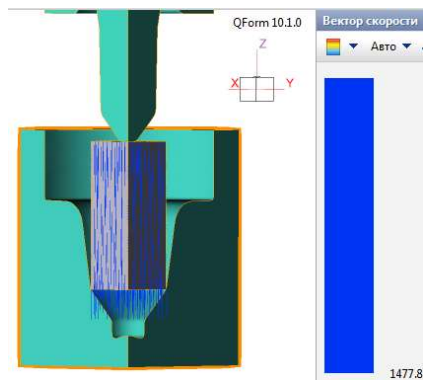
Рисунок 4.2 – Модель сечения исследуемого изделия в области возможного формирования дефекта (расчет в QForm; H_t – высота свободной стенки, t_{ct} – толщина стенки в месте наибольшего отхода металла в точке А при обратном выдавливании)

Основными параметрами [115], влияющими на образование исследуемых дефектов, являются толщина фланца (h_f), толщина вертикальной стенки ($t_{ст}$), высота свободной стенки (H_t), радиусы закругления в области, прилегающей к фланцу изделия, а также фактор трения (m) технологической смазки, температура (начальная) нагрева заготовки и инструмента под горячую изотермическую штамповку.

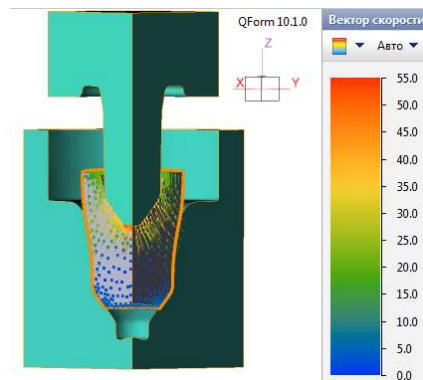
На рисунке 4.2а отмечены четыре характерные точки. В точке А наблюдается максимальный отход ($t_{отх}$) металла от формообразующей поверхности пуансона. Толщина стенки $t_{ст}$ измеряется между точкой А и Г по нормали к поверхности в месте максимального отхода. Точки Б и В определяют значение высота свободной стенки H_t . Значения параметров H_t и $t_{ст}$ будут определены далее из натурных и вычислительных экспериментов. В таблице 4.4 приводится относительный параметр $H_t/t_{ст}$ рассчитанный на основе значений H_t и $t_{ст}$. Параметр $H_t/t_{ст}$ характеризует возможную потерю устойчивости стенки заготовки в конце этапа обратного выдавливания (см. рисунки 4.5б, 4.6б, 4.8в) при условии, что металла в заготовке достаточно для начала радиального выдавливания фланца.

4.2.3. Этапы формообразования в очаге деформации

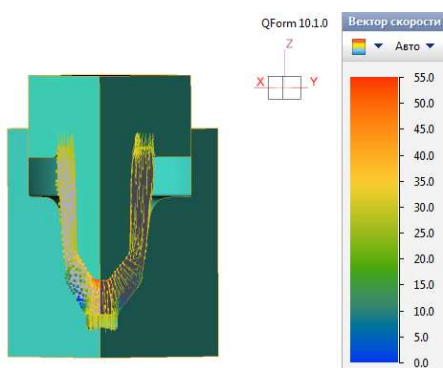
Предварительные результаты расчета показывают, что течение материала в очаге деформации происходит за счет комбинированного процесса: сжатия (рисунок 4.3а), прямого выдавливания (рисунок 4.3б, г, д), обратного выдавливания (рисунок 4.3б, в) и поперечного (радиального) выдавливания (рисунок 4.3е, ж). Постановка задачи – трехмерная, с применением плоскостей симметрии; моделируется течение металла в одной четвертой части заготовки. Такой подход позволяет качественно оценить течение металла, однако не позволяет качественно и количественно прогнозировать дефектообразование.



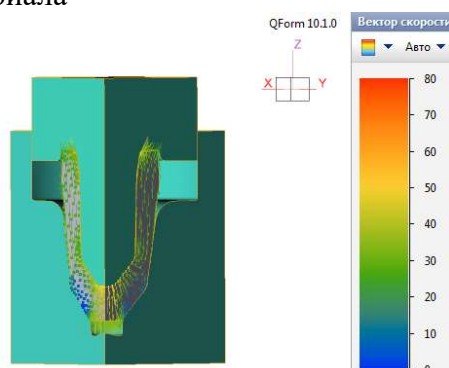
а) исходное положение заготовки и инструмента (3D-постановка задачи плоскостями симметрии)



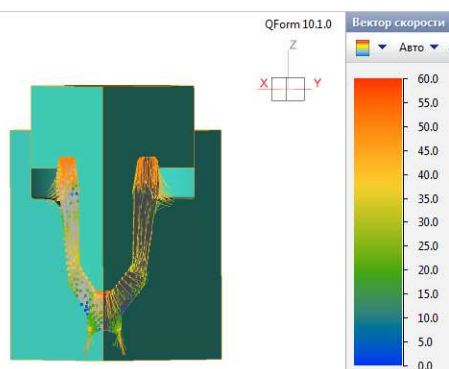
б) прямое выдавливание и начало формирования вертикальной стенки изделия за счет обратного выдавливания материала



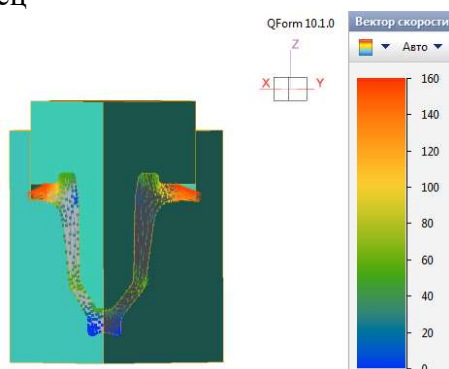
в) завершение обратного выдавливания, при котором материал набирается в вертикальную стенку



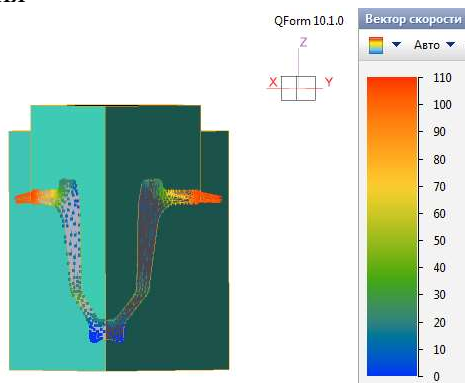
г) начало прямого выдавливания в нижнюю часть и радиального выдавливания в фланец



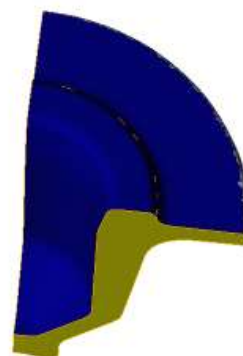
д) окончание прямого выдавливания и завершение оформления нижней части изделия



е) интенсивное течение материала за счет радиального выдавливания и оформление фланца изделия



ж) окончание радиального выдавливания и завершение оформления фланца изделия



з) контактная поверхность (синяя) отштампованного изделия

Рисунок 4.3 – Течение материала в очаге деформации

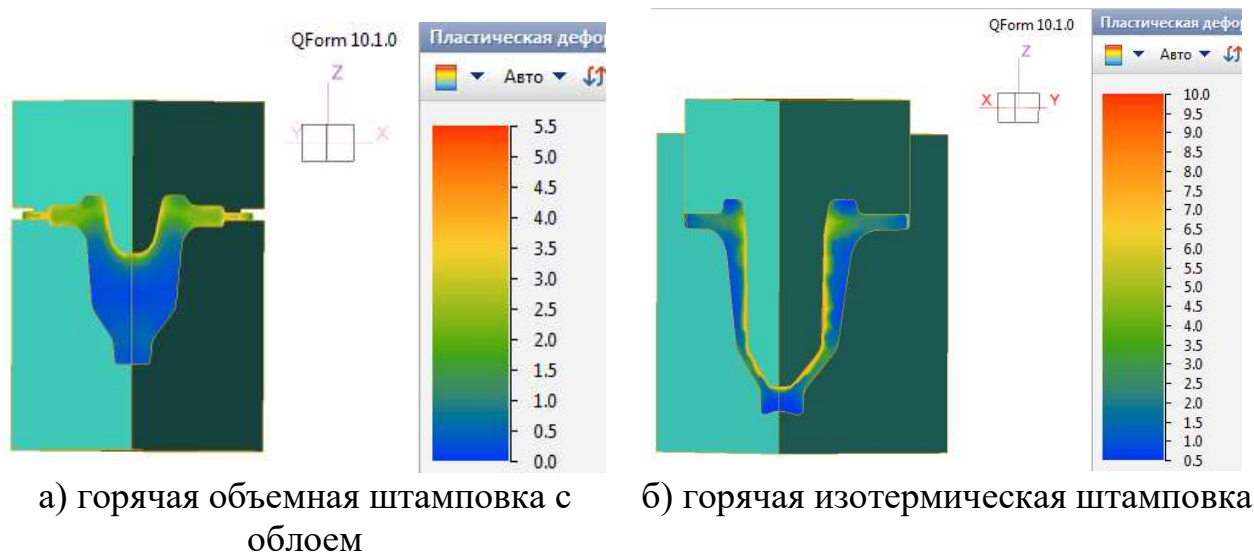


Рисунок 4.4 – Распределение накопленной деформации в момент окончания радиального выдавливания и оформления фланца изделия (трехмерная постановка задачи с двумя плоскостями симметрии)

Поэтому на втором этапе, что отражено далее, а также в разделе 4.4, моделирование проводится в трехмерной постановке, для полной заготовки без введения плоскостей симметрии.

Максимальное значение интенсивности (накопленной) деформации на каждом из выделенных этапов колеблется от 2,5 до 8,87. Проработка структуры получаемого штампованного изделия сильно отличается при применении рассматриваемых технологий обработки (горячая объемной штамповка и горячая изотермическая штамповка) (рисунок 4.4).

При горячей объемной штамповке распределение накопленной деформации в очаге деформации показывает, что нижняя часть изделия практически не деформируется; течение материала наблюдается в верхней части изделия. Материал скользит по поверхности верхнего подвижного инструмента и следствием этого является заполнение полости матрицы, в которой оформляется фланец. Максимальное значение накопленной деформации – 5,0. Эти значения достигаются, соответственно, в области мостика облойной канавки (см. рисунок 4.4а).

Глубина центральной полости не значительная (см. рисунок 4.4а) и горячей объемной штамповке реализуется, как правило, за два-три перехода.

Обратное выдавливание, во время которого формируется центральная полость, практически отсутствует, что приводит к отсутствию и риска утяжинообразования. Однако, КИМ обеспечивается низкий, что отмечалось в разделе об актуальности данной диссертационной работы.

При горячей изотермической штамповке, выполняемой за один переход, характер распределения деформации (см. рисунок 4.4б), а также характер искажения линий (см. рисунок 4.2) показывают на возможный риск образования дефектов на внутренней поверхностях фланца. В следующих разделах исследуем данный процесс более детально на основе натурного и вычислительного экспериментов. Выделим некоторые особенности штамповки перед составлением плана эксперимента.

На рисунке 4.5 для трехмерной постановки задачи без плоскостей симметрии показаны этапы течения металла, обеспечивающие формирование штампованного изделия, и результаты расчета поля вектора скорости течения в очаге деформации при моделировании течения металла в процессе горячей изотермической штамповки.

Результаты, показанные на рисунке 4.5 дополняют данные, представленные на рисунке 4.1, и позволяют понять картину течения деформируемого металла и выбрать варианты для проведения натурного эксперимента, который должен быть направлен на получение опытных образцов исследуемого штампованного изделия, соответствующих разным значениям параметров, влияющих на образование дефекта в области «А₁» (см. рисунок 4.2).

На рисунке 4.6 показано изменение плотности сетки конечных элементов, что позволяет моделировать неравномерность течения материала и, как следствие, дефектообразование. Скорость деформации в различных точках области, в которой формируется дефект, претерпевает изменение; в некоторых случаях – существенные (рисунке 4.7), в зависимости от положения трассируемых точек по высоте выделенной области и по отношению к границам разрыва скорости I и II (см. рисунок 4.7).

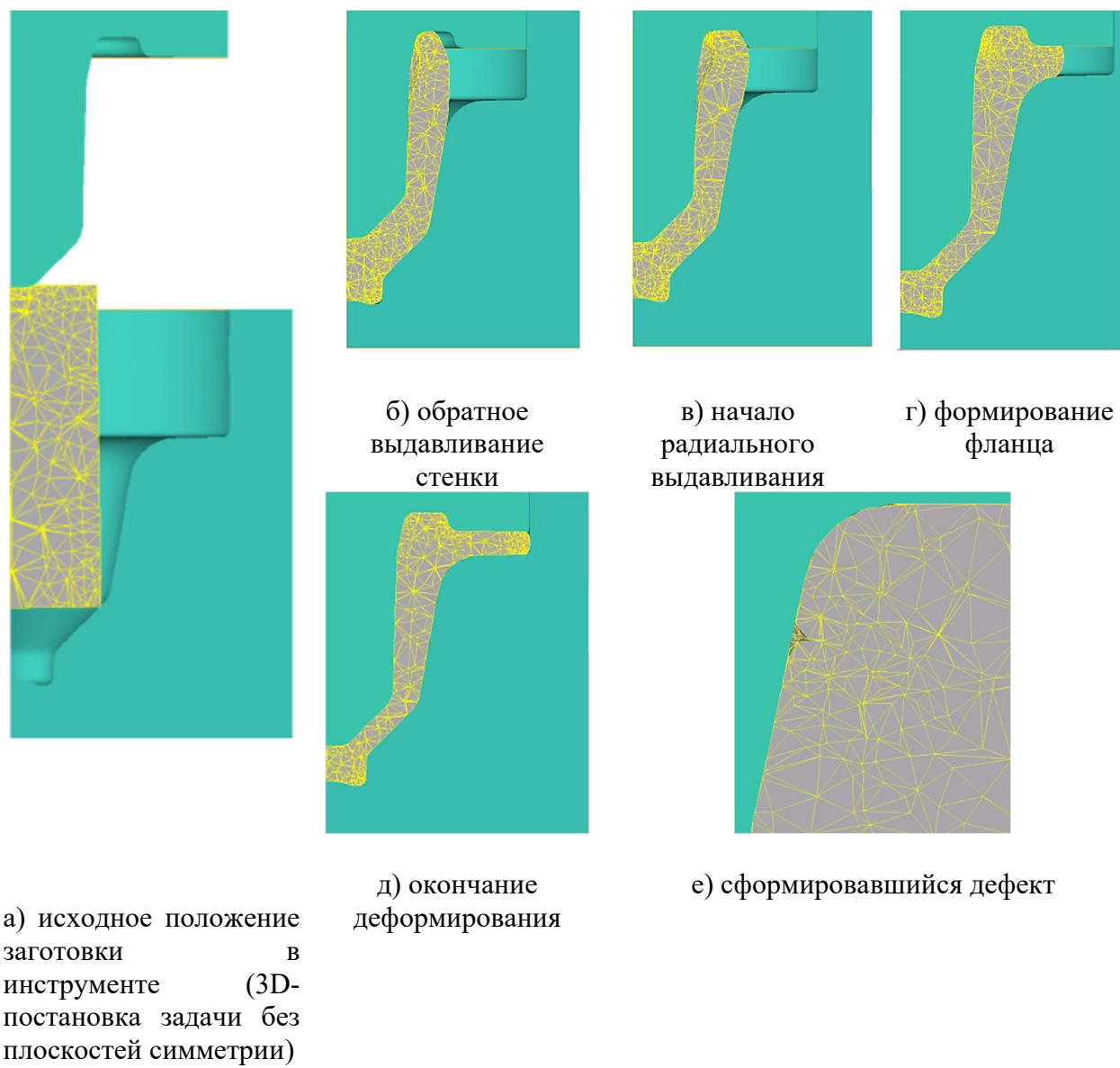


Рисунок 4.5 – Течение материала в очаге деформации и формирование дефекта

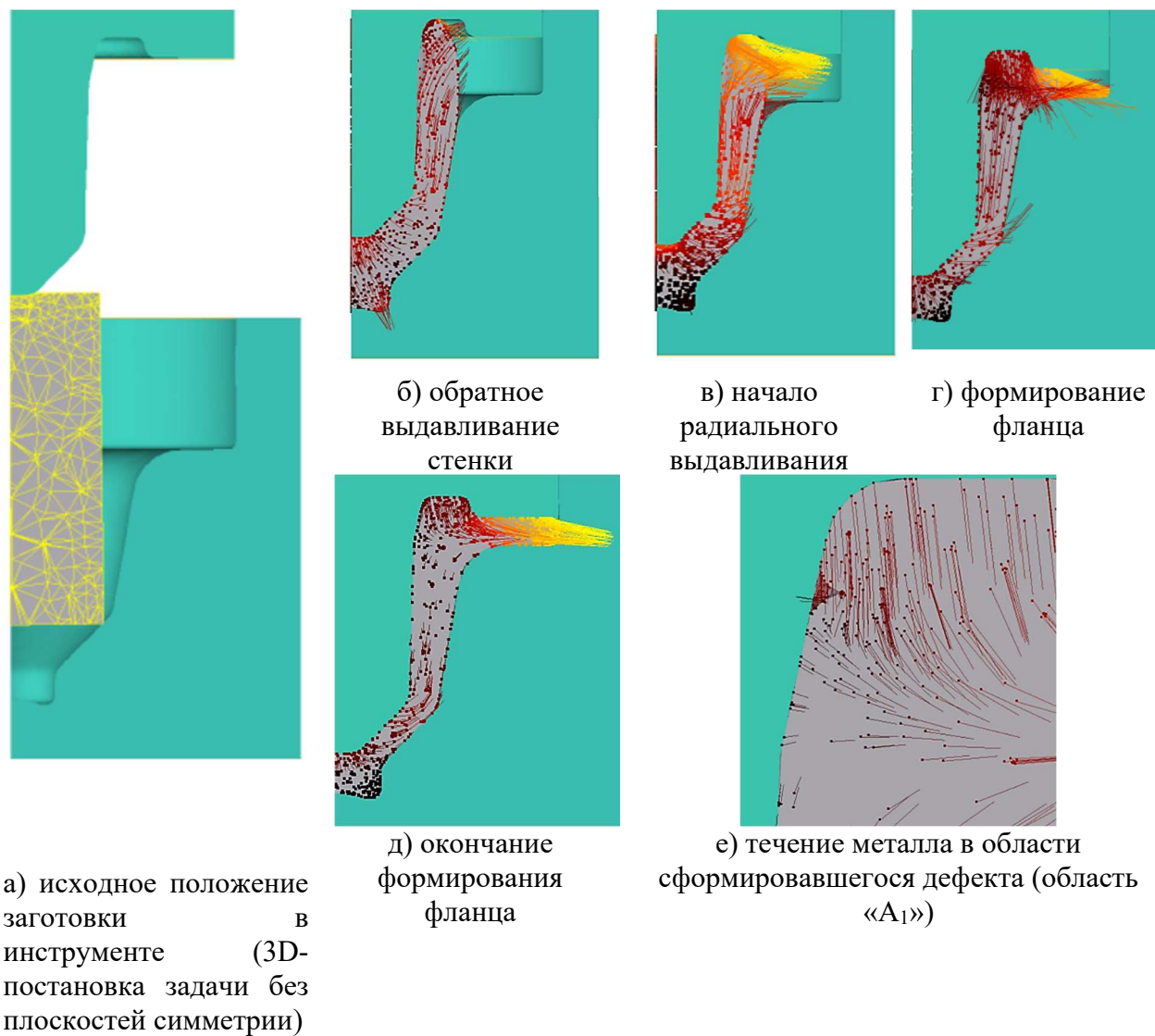
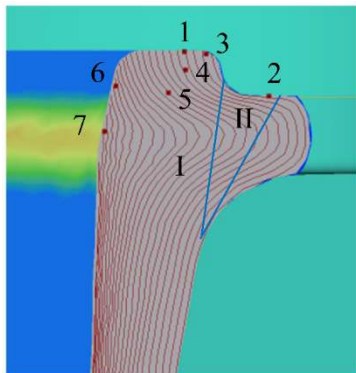
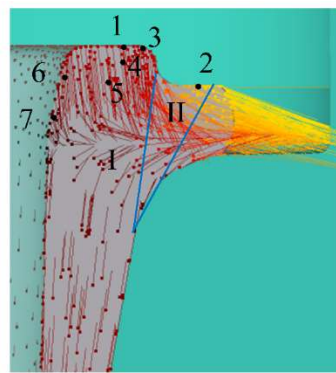


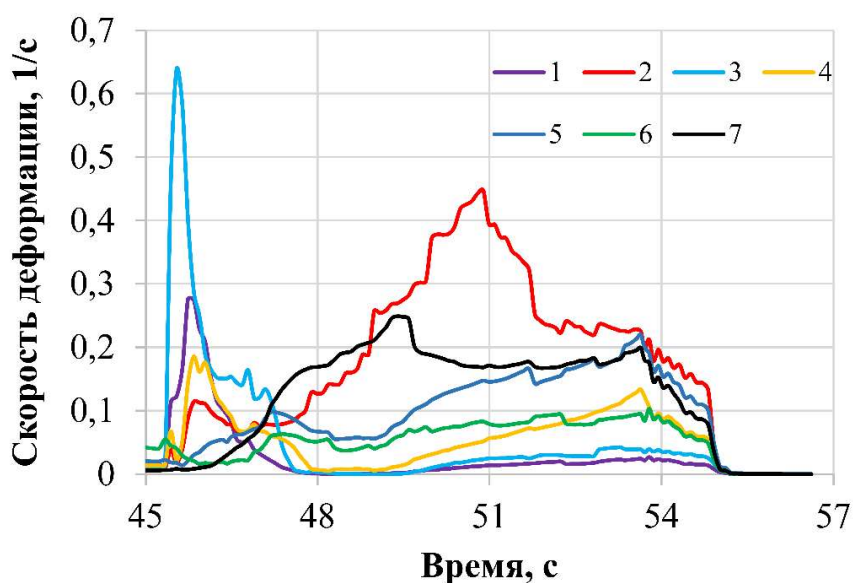
Рисунок 4.6 – Поле вектора скорости течения металла в очаге деформации



а) начало течения материала в фланцевую часть поковки



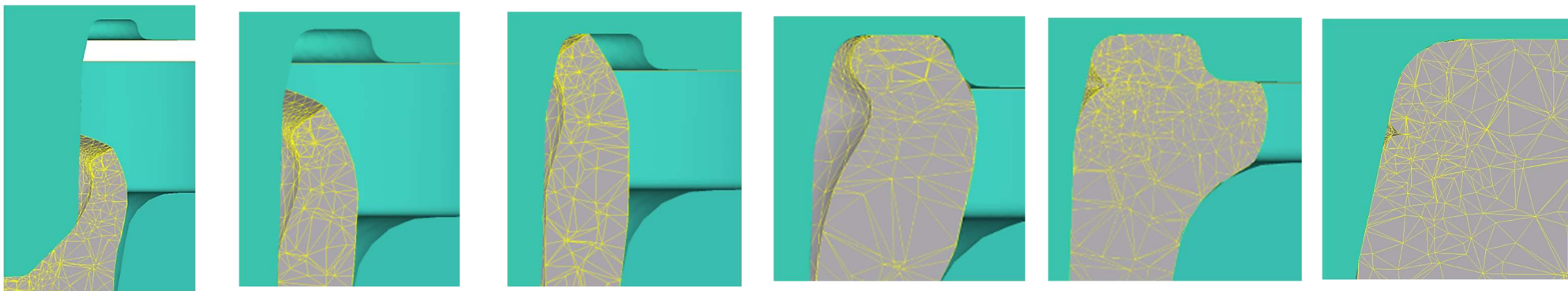
б) начало течения материала в фланцевую часть поковки



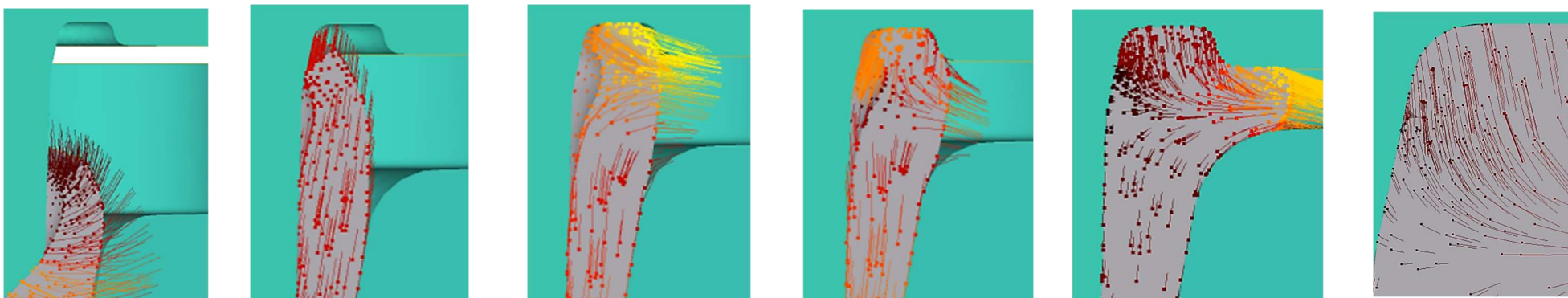
в) распределение скорости деформации в трассируемых точках вблизи первой границы разрыва скорости

Рисунок 4.7 – Изменение скорости деформации при прохождении материальных точек через границы разрыва скоростей

В приконтактном слое (точки 1,2,3 – см. рисунок 4.7а, в), при перетекании деформируемого материала через радиус закругления скорость деформации в трассируемой точке изменяется в пределах одного порядка до $0,1-0,65 \text{ с}^{-1}$ (см. рисунок 4.7в). При переходе материальной точки 2 через первую границу I разрыва (точки 2 – см. рисунок 4.7а) скорость деформации в ней увеличивается скачкообразно примерно в 4 раза и принимает значение около $0,4 \text{ с}^{-1}$; наибольшее значение скорости деформации наблюдается в точке 3.



изменение плотности сетки конечных элементов при моделировании



а) формирование стенки за счет обратного выдавливания

б) отход внутренней поверхности полости от пуансона

в) начало радиального выдавливания металла в фланец и отход внутренней поверхности полости от пуансона

г) радиальное выдавливание металла в фланец и начало возврата металла к пуансону

д) формирование дефекта при течении металла в фланец

е) течение металла в области сформировавшегося дефекта (область «А₁»)

Рисунок 4.8 – Поле вектора скорости течения металла в очаге деформации

В точках 4 и 5, удаленных от приконтактного слоя, скачкообразное изменение скорости деформации также наблюдается, но имеет существенно меньшее значение и можно допустить, что в этих точках металла практически стоит на месте. В точках 6 и 7 (см. рисунок 4.7в) материал начинает ускоряться, что, по всей видимости и приводит к отходу деформируемого металла от поверхности пуансона. За увеличением скорости деформации следует резкое ее уменьшение, что приводит к искажению внутренней поверхности стенки. Дальнейшее смещение деформируемого материала может приводить к формированию дефекта из-за сформировавшейся неравномерности течения металла. Положение точки 7 достигается практически максимальное значение поля Гартфилда (см. рисунок 4.7а) и наличие мертвой зоны (см. рисунок 4.7б).

Рассмотрим этапы формирования дефекта (рисунок 4.8), полученные на основе компьютерного моделирования трехмерной задачи о течении металла без учета симметрии. Отход от поверхности пуансона наблюдается с момента начала обратного выдавливания (рисунок 4.8а). По мере увеличения высоты стенки H_t (см. рисунки 4.8б) величина отхода не уменьшается, а, наоборот, при касании формообразующей поверхности пуансона, увеличивается – деформируемый металл в стенке начинается скользить по формообразующей поверхности пуансона (см. рисунок 4.8в). Начиная с момента касания, часть металла в стенке возвращается обратно к поверхности пуансона (см. рисунок 4.8г) и прилегает к ней, а часть металла начинает смещаться в зазор, формируемый между пуансоном и матрицей (см. рисунок 4.8д). В этом зазоре формируется фланец. Интенсивное течение металла в фланец может приводить к формированию дефекта типа «утяжина» и «прострел» (см. рисунок 4.8е).

Таким образом, результаты компьютерного моделирования показывают, что горячая изотермическая штамповка обеспечивает проработку структуры штампуемого изделия (см. рисунок 4.3 и 4.4). В то же время, при формировании фланца наблюдается неравномерность поля скорости деформации (см. рисунок 4.7), что приводит к потере устойчивости стенки, формируемой при обратном выдавливании (см. рисунок 4.5, 4.6, 4.8). Потеря устойчивости стенки приводит к формированию дефекта типа «утяжина» и/или «прострел». Как отмечалось в

разделе 4.2.2, на величину дефекта оказывают влияние толщина вертикальной стенки, зависящая от геометрического профиля формообразующей полости инструмента (пуансона и матрицы), объема металла, а, значит, размеров исходной заготовки, а также условий деформирования: температуры заготовки, температуры инструмента, скорости деформирования, фактора трения технологической смазки. Перейдем к составлению плана натурального и вычислительного эксперимента, направленного на моделирование образования дефекта и установление функциональных зависимостей для параметров, влияющих на его появление: отношение размеров исходной заготовки H_0/D_0 , отношение высоты стенки к её толщине $H/t_{\text{ст}}$ (см. рисунок 4.2а), фактор трения смазки, ход пуансона. Температурные условия выполнения горячей изотермической штамповки представлены в таблице 4.1.

4.2.4. План натурального и вычислительного экспериментов

Предварительные результаты имитационного компьютерного моделирования, представленные в разделе 4.2.2 и 4.2.3, показали возможность изготовления из алюминиевого сплава АМг6 полого осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85. Учитывая выделенные в заключении раздела 4.2.3 параметры составим план эксперимента. В таблице 4.2 представлены варианты заготовок для проведения экспериментов.

Изготовлено 25 цилиндрических заготовок из сплава АМг6 с размерами и условиями, представленными в таблице 4.2. Для заготовки размером $H_0 \times D_0 = 92 \times 65$ мм эксперимент проводится с целью поэтапного изучения течения металла для того, чтобы получить экспериментальные данные для проверки предварительных расчетов (см. рисунки 4.3 и 4.5).

Таблица 4.2 – План экспериментов

№	Кол-во заготовок	Т = 430 °С, v = 2 мм/с, P _{макс} = 2,5 МН							
		H ₀ , мм	D ₀ , мм	H ₀ /D ₀	Объём, мм ³	Ход пуансона, мм	Толщина фланца, h _ф , мм	Высота кольца, h _к , мм	Время процесса t _ш , с
1	1	92	65	1,42	305284	68	48	41	34
2	1	92	65	1,42	305284	91	25	18	45,5
3	1	92	65	1,42	305284	95	21	14	47,5
4	1	92	65	1,42	305284	98	18	11	49
5	1	92	65	1,42	305284	104	12	5	52
6	1	92	65	1,42	305284	107	9	2	53,5
7	3	92	65	1,42	305284	109	7	0	54,5
8	2	92	60	1,53	260124	106	7	0	53
9	2	92	55	1,67	218576	102	7	0	51
10	2	92	50	1,84	180642	99	7	0	49,5
11	1	109	60	1,82	308190	109	21	14	54,5
12	1	109	60	1,82	308190	123	7	0	61,5
13	1	109	50	2,18	214021	115	10	3	57,5
14	1	109	50	2,18	214021	118	7	0	59
15	1	130	50	2,6	255254	133	13	6	66,5
16	1	130	50	2,6	255254	139	7	0	69,5
17	1	150	50	3	294524	147	18	11	73,5
18	1	150	50	3	294524	159	7	0	79,5
19	1	46	92	0,5	305790	102	19	12	51
20	1	46	92	0,5	305790	114	7	0	57

Заготовки №1-№18 устанавливают в матрицу так, как показано на рисунке 4.5а. Устойчивость заготовки обеспечивается в начальный момент деформирования сжатием за счет формирования конической поверхности. Заготовки №19 и №20 – короткие и устанавливаются в верхнюю часть матрицы. Их расположение определяется точностью позиционирования относительно центра матрицы.

Увеличение отношения H₀/D₀ (заготовки №13-№18) повышает риск потери продольной устойчивости заготовки; эти заготовки предназначены для моделирования потери устойчивости стенки штампуемого изделия. При деформировании заготовки №17-№18 в матрице для изотермической штамповки

выполнен предварительный набор материала для предотвращения продольной потери устойчивости (рисунок 4.9в).

На рисунке 4.9 показаны области вырезки макрошлифов для металлографии из полученных опытных образцов, изготовленных по плану эксперимента (см. таблица 4.2).

При подготовке макрошлифов, каждую из отштампованных заготовок разрезали пополам и плоскость реза шлифовали до зеркальной поверхности. Каждая деталь шлифуется с 5 ступенями, соответствующими 5 значениям шероховатости диска: 120, 240, 600, 1200, 2400. Макроструктура деформируемого материала выявлялась за счет травления подготовленных шлифов раствором реактива Такера (30мл HF, 32мл HNO₃, 84мл HCl, 54мл H₂O). Данный реактив дает лучшие результаты при макротравлении, чем при микротравлении. Изучение макроструктуры выполнено на стереомикроскопе Stemi 508. Данные о макрошлифах показаны в Приложении 3.

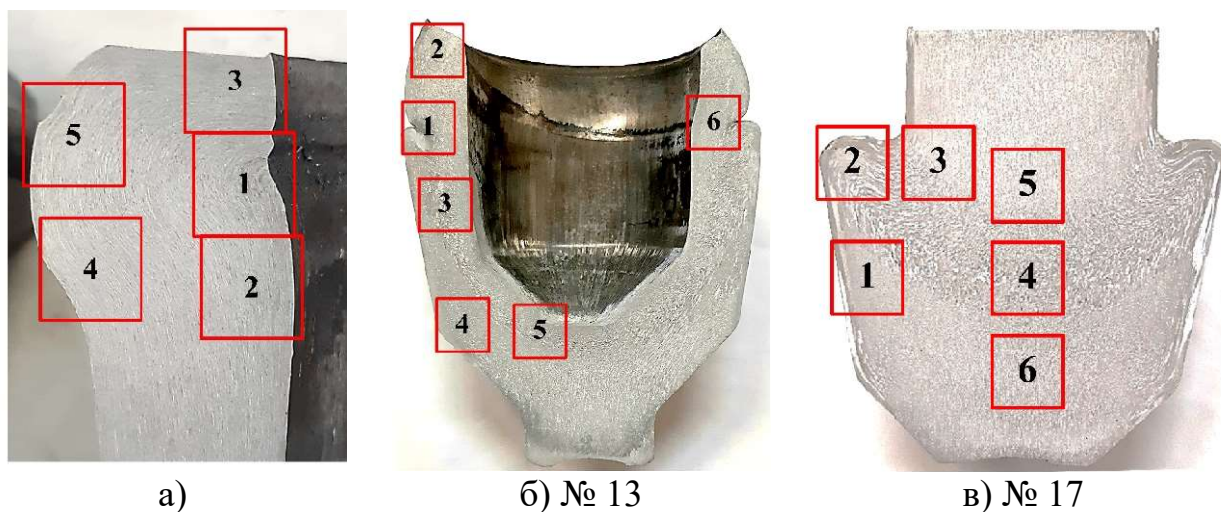


Рисунок 4.9 – Схема вырезки областей для фотографии

4.3. Исследование течения материала на основе лабораторного эксперимента

4.3.1. Материал, инструмент, оборудования

Подготовленные заготовки из материала АМгб подвергались деформированию при температуре 430 °С в изотермических условиях. На рисунке 4.10 приведена схема экспериментальной оснастки для постановки натурного эксперимента; внешний вид полученных опытных образцов показан на рисунке 4.11. Изотермические условия обеспечиваются конструкцией экспериментальной оснастки; температура заготовки, штампа и окружающей среды поддерживаются на уровне $430\text{ °С} \pm 5\text{ °С}$.

Для исследования были выбраны два смазочных материала [28, 114]: 1) смазка на основе индустриального масла (ИМ+Г); 2) смазка на основе синтетического масла (СМ+Г). Обе смазки содержат частицы коллоидного графита в качестве компонентов смазки. В обоих случаях размер частиц коллоидного графита был менее 15 мкм. Значения факторов трения каждой смазки представлены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Зависимость трения от температуры [28, 114]

Температура, °С	ИМ+Г	СМ+Г
200	0,194	0,249
300	0,180	0,235
390	0,151	0,186
430	0,132	0,154
450	0,122	0,136
470	0,111	0,116

Эксперименты проводились на гидравлическом прессе максимальной силой ($P_{\text{макс}}$) 2,5 МН (250 тс). Номинальная скорость деформирования (v) равна 2 мм/с.

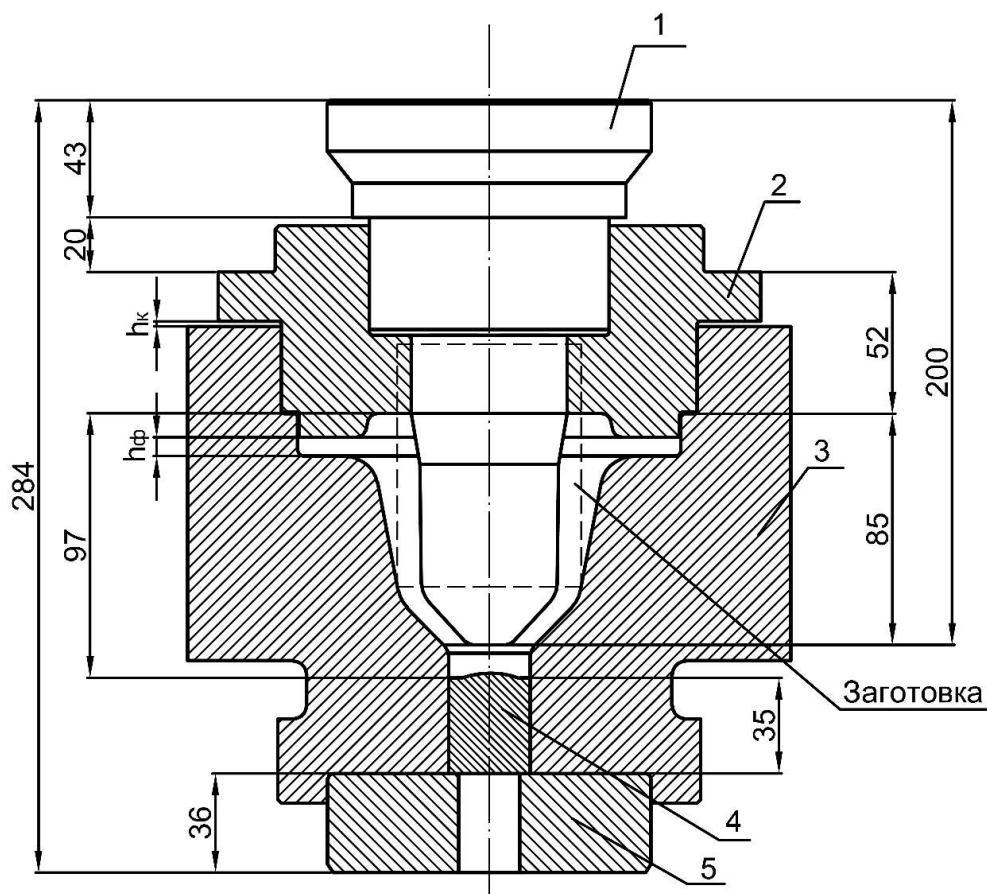


Рисунок 4.10 – Схема экспериментальной оснастки (нагревательный элемент - индуктор, не показан): 1-пуансон; 2-пуансон-съемник; 3-матрица; 4-выталкиватель; 5-подкладная плита; h_{ϕ} – толщина фланца; h_k – высота подкладного кольца, обеспечивающего зазор между пуансоном-съемником и матрицей

4.3.2. Результаты натурного эксперимента

На рисунке 4.11 показаны полученные опытные образцы, из которых изготавливали макрошлифы. Визуальным осмотром и по макрошлифам определялись те варианты штамповки, в результате выполнения которой формировался дефект.

Опытные образцы из заготовки размером $H_0 \times D_0 = 92 \times 65$ мм после штамповки получаются без дефектов. Для заготовки с соотношением $k = H_0/D_0 > 1,5$ есть вероятность возникновения дефекта типа «утяжина»; особенно это проявляется для заготовки с размером $H_0 \times D_0 = 150 \times 50$ мм, для которой наблюдается потеря продольной устойчивости в стенке формируемой при обратном выдавливании (см. рисунки 4.5б, 4.6б, 4.8а). Формируется высокая

стенка, которая в конце обратного выдавливания при контакте с пуансоном в точке В (см. рисунок 4.2а) начинает двигаться вниз совместно с пуансоном. Это движение сопровождается началом радиального выдавливания, отходом металла в точке А (см. рисунок 4.2а) – потерей устойчивости. Для заготовки с $H_0 \times D_0 = 150 \times 50 \text{ мм}$ ($H_0/D_0 = 3$) наблюдается еще одна потеря продольной устойчивости – в начале рабочего хода пуансона до начала обратного выдавливания. Более подробно этот эффект рассматривается в разделе 4.4.3. Для того, чтобы его избежать и выполнить обратное выдавливание и, далее, радиальное выдавливание, на исходной заготовке было получено утолщение (см. Приложение 5). Утолщение формировалось в начале рабочего хода с применением подкладного инструмента. После оформления утолщения подкладной инструмент удалялся из экспериментальной оснастки и рабочий ход продолжали для обеспечения обратного и радиального выдавливания. Это обеспечило получение полого осесимметричного изделия с фланцем из заготовки с $H_0/D_0 = 3$ за один рабочий ход (см. рисунок 4.11г; № 17 и №18).

Можно сделать вывод, что чем выше параметр k , тем больше соотношение $H_t/t_{\text{ст}}$ и выше вероятность формирования дефекта (см. рисунок 4.2, 4.8 и 4.11в, г). При этом уменьшение толщины стенки t приводит к повышению риска потери устойчивости.

Таким образом, полученные в натурном эксперименте результаты позволяют перейти к вычислительному эксперименту и разработке компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации и позволяющей оценить энергосиловые параметры, напряженно-деформированное состояние в очаге деформации, распределение компонентов скорости деформации и спрогнозировать образование дефектов типа «утяжина» и «прострел».



а) $H_0=92$ и $D_0=65$ (№ 1-7)



б) $H_0=92$ и $D_0=60/55/50$ (№ 8-10)



в) $H_0=109$ и $D_0=60/50$ (№ 11-14)



г) $H_0=130/150$ и $D_0=50$ (№ 15-18)



д) $H_0=46$ и $D_0=92$ (№ 19-20)

Рисунок 4.11 – Результаты натурного эксперимента (опытной штамповки)

4.4. Исследование течения материала на основе вычислительного эксперимента

4.4.1. Постановка задачи об исследовании течения материала

Разработка компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации, выполняется в следующей последовательности:

1) проведение с применением программы QForm компьютерного моделирования трех калибровочных задач:

- о сжатии цилиндрической заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$ в инструменте, показанном на рисунке 4.10;

- о сжатии цилиндрической заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 > 2,5$ в инструменте, показанном на рисунке 4.10;

- об обратном выдавливании заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$ в инструменте, показанном на рисунке 4.10;

2) анализ результатов моделирования калибровочных задачи и их сопоставление с результатами натурного эксперимента;

3) компьютерное моделирование с применением программы QForm задачи о комбинированном выдавливании полых осесимметричных изделий с фланцем и анализ течения материала при комбинированном выдавливании, в том числе с применением инструментов программы QForm, применяемых для прогнозирования и визуализации дефектов: приповерхностные линии, линии течения и поле Гартфилда;

4) систематизация результатов расчетов и получение функциональных зависимостей между параметром (значением поля Гартфилда), характеризующим потерю устойчивости (образование дефекта типа «прострел») заготовки сплава системы Al-Mg, и параметрами, характеризующими исследуемый процесс деформирования: геометрические размеры исходной

заготовки, геометрические размеры стенки выдавливаемой детали (рисунок 4.2а), рабочий ход пуансона, а также условия контактного трения.

Поле Гартфилда рассматривается в сочетании с искажением линий течения и приповерхностных линий, о которых говорилось в разделе 1.3. На рисунке 4.2 показана область (область «А₁»), в которой анализируется течение металла по искажению трассируемых линий и рассчитываются значения поля Гартфилда. Принятие решения об адекватности компьютерной модели основывается на сравнении геометрических размеров деформированной заготовки в вычислительном и натурном экспериментах, а также на сравнении результатах металлографии.

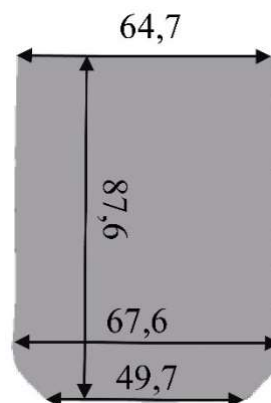
4.4.2. Моделирование сжатия заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$

Для моделирования сжатия выбрана заготовка размером: диаметр 64 мм и высота 92 мм. Величина хода пуансона составила 12 мм; остальные параметры процесса были следующие: температура нагрева заготовки и штампа (матрица, пуансон) – 430 °С; фактор трения смазки назначался равным 1,0; материал заготовки – сплав АМгб; модель материала – см. таблицу 3.3 (диапазон температур 400-450 °С).

На рисунке 4.12 показана деформированная заготовка после натурального эксперимента и после вычислительного эксперимента.



а) натуральный эксперимент



б) вычислительный эксперимент

Рисунок 4.12 – Сравнение компьютерного и натурального экспериментов

Диаметр заготовки в месте контакта с пуансоном увеличился до 64,5; а в центре наблюдается существенное увеличение - до 66,2 мм. Отклонение размеров по высоте и диаметру детали между вычислительным и фактическим результатом составляет 0,23% и 0,29% соответственно.

4.4.3. Моделирование сжатия заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 > 2,5$

Для моделирования сжатия выбрана заготовка размером: диаметр 50 мм и высота 150 мм ($k > 2,5$). Величина хода пуансона составила 15 мм; остальные параметры процесса были следующие: температура нагрева заготовки и штампа (матрица, пуансон) – 430 °С; фактор трения смазки назначался равным 1,0; материал заготовки – сплав АМгб; модель материала – см. таблицу 3.3 (диапазон температур 400-450 °С).

В результате моделирования наблюдалась потеря продольной устойчивости заготовки (рисунок 4.13). Сжатие выполнялось в матрице (см. рисунок 4.10); верхний инструмент имел форму плоской плиты. Деформированная заготовка показана на рисунке 4.13. На заготовке отчетливо виден изгиб вдоль её вертикальной оси.

Деформированная заготовка измерялась оптическим 3D-сканером RangeVision (точность калибровки сканера, оборудованного 3-х мегапиксельными оптическими камерами, составляет 0,1 пикселя, что обеспечивается точность воспроизводства 3D-точки равную 0,04 мм); сравнение размеров натурного и вычислительного экспериментов выполнено с применением программы GOM Inspect. Карта отклонения размеров заготовки показана на рисунке 4.14.



а) натурный эксперимент



б) вычислительный эксперимент

Рисунок 4.13 – Сравнение вычислительного и натурального экспериментов

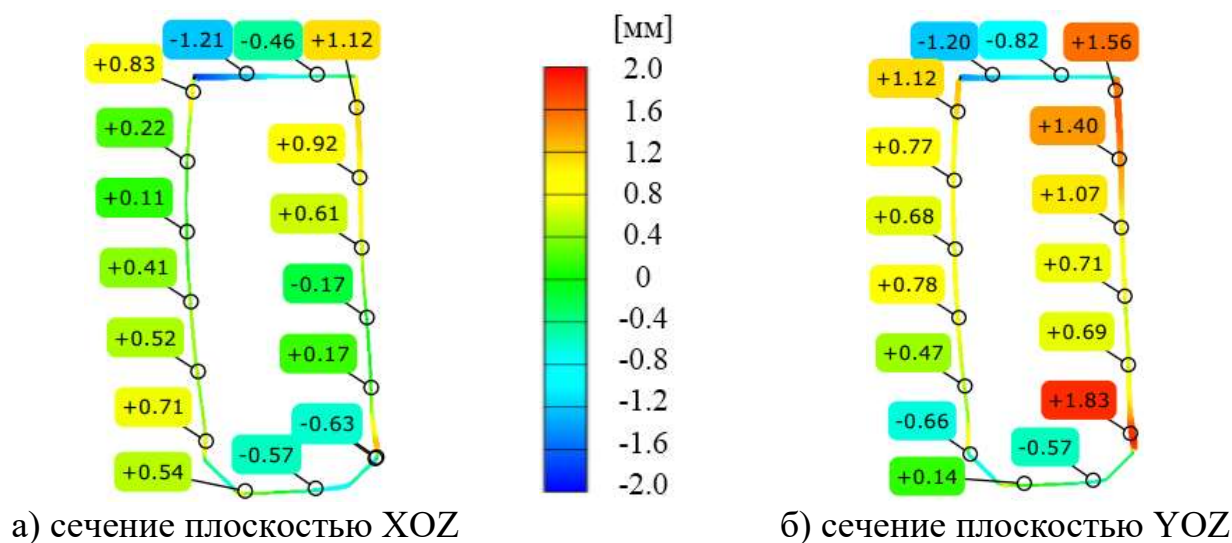


Рисунок 4.14 – Карта отклонения размеров заготовки

Сравнение полученных результатов показывает хорошую вычислительного эксперимента с натурным экспериментом: абсолютная точность моделирование составляет 1,16 %. Максимальное отклонение размера модели, полученной при выполнении расчета, от размера модели натурной заготовки составляет 1,98 мм или 3,9 %.

Для двух сечения плоскостью XOZ и YOZ отклонение поверхности показаны на рисунке 4.14. На верхней и нижней частях изделия, где оно соприкасается с матрицей, наблюдается самое большое отклонение. Это можно объяснить различной температурой заготовки, которая изменяется за счет теплообмена между заготовкой и инструментом.

4.4.4. Моделирование обратного выдавливания заготовки с соотношением исходных размеров $H_0/D_0 \leq 2,5$

Для моделирования третьей калибровочной задачи выбраны заготовки №1, №2, №3 – одинакового размера: диаметр 65 мм и высота 92 мм ($k < 2,5$). Величина хода пуансона составила 68, 91 и 95 мм, соответственно; остальные параметры процесса были следующие: температура нагрева заготовки и штампа (матрица, пуансон) – 430 °C; фактор трения смазки назначался равным 0,154; материал заготовки – сплав АМгб; модель материала – см. таблицу 3.3 (диапазон температур 400-450 °C).

На рисунке 4.15 показаны результаты натурального и вычислительного экспериментов. Полученные результаты показали хорошую сходимость – отклонение составляет менее 2%. В качестве критерия оценки принимали сходство по геометрическим размерам экспериментального и расчетного опытного образца.

При обратном выдавливании металл выдавливается из-под пуансона, который перемещается сверху вниз, и поднимается в направлении обратном его движению. В результате толщина донной части уменьшается, а высота H_t (см. рисунок 4.2а) формируемой стенки увеличивается (см. рисунки 4.5б, 4.8а,б, 4.11а). Причем, если рассматривать напряженное состояние (см. рисунок 4.1б,в), сопротивление деформированию под пуансоном в среднем в 4-6 раз выше, чем в формируемой стенке. Стенка поднимается свободно вверх – является жесткой зоной, в которой напряжение текучести не изменяется (см. рисунок 4.1б).

На рисунке 4.15 (верхний ряд, макроструктура по результатам металлографии) показано наличие интенсивного течения металла при обратном выдавливании вдоль формообразующей поверхности пуансона, формирующего в исходной цилиндрической заготовке центральную полость. Линии течения, которые были использованы при компьютерном моделировании (нижний ряд, макроструктура по результатам расчета), сгущаются вдоль контактной поверхности пуансона, что соответствует с экспериментальными наблюдениями. Также из представленных макроструктур видно, что по мере увеличения высоты стенки и достижения её максимального значения, начинается формироваться утолщение. Этот процесс сопровождается отходом металла от поверхности пуансона. Данный результат наблюдается как в эксперименте, так и в расчете.

Для заготовок №2, №11, №13, №17 (рисунок 4.16) получены результаты аналогичные вышеописанным (см. рисунок 4.15) и хорошее совпадение вычислительного эксперимента с натурным экспериментом. Для заготовки №19, учитывая, что в исходном положении она располагается в верхней части матрицы, в области фланца, вместо обратного выдавливания формообразование начинается с вытяжки (см. рисунок 4.16а). В процессе вытяжки пуансон формирует центральную полость и вытягивает стенку на глубину, определяемую ходом инструмента. В случае заготовки №19 ход пуансона равен 102 мм. При такой величине хода пуансон не вытягивает металл на всю глубину формообразующей полости матрицы (рисунок 5.3в). При дальнейшем продолжении рабочего хода пуансона вытяжка продолжается и сопровождается радиальным выдавливанием металла в зазор между пуансоном и матрицей, а также непродолжительным обратным выдавливанием для оформления контура фланца (см. рисунок 5.3в).

На рисунке 4.16д показано сравнение макроструктуры в заготовке до начала обратного выдавливания. Из рисунка видно, что искажение линий течения в расчете и на опытном образцы подобны друг другу.

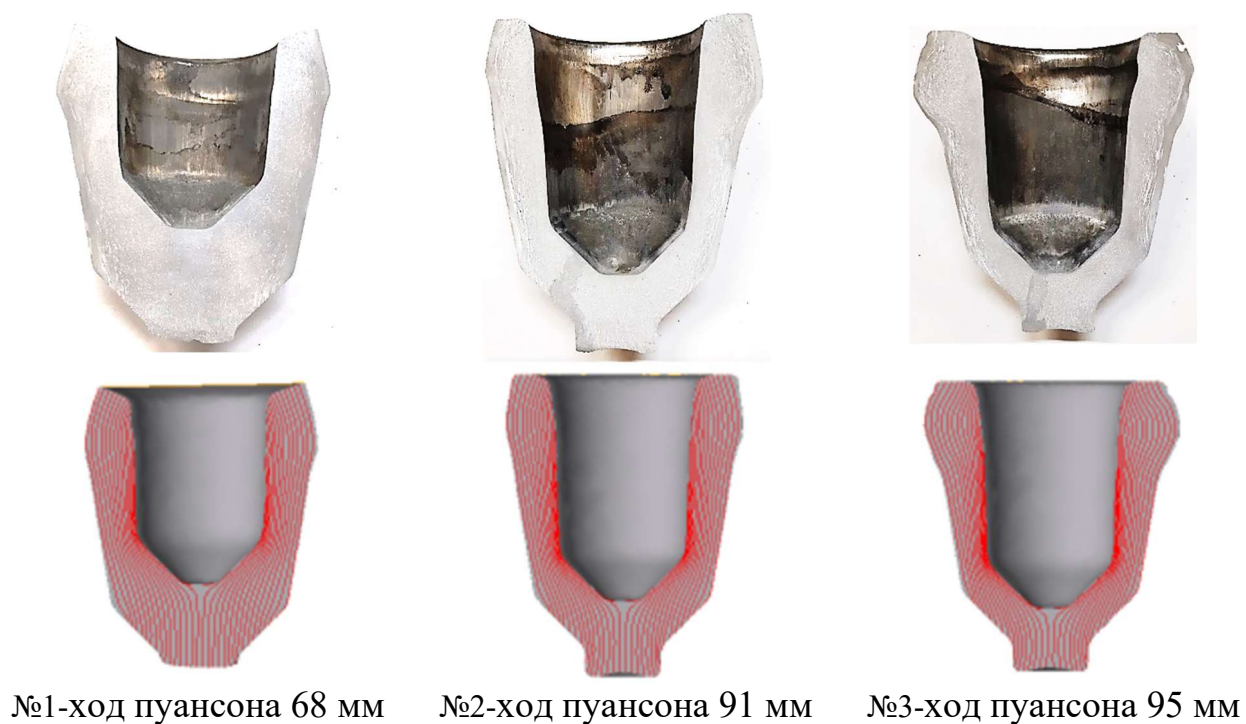


Рисунок 4.15 – Сравнение натурального и компьютерного экспериментов для заготовок №1 - №3

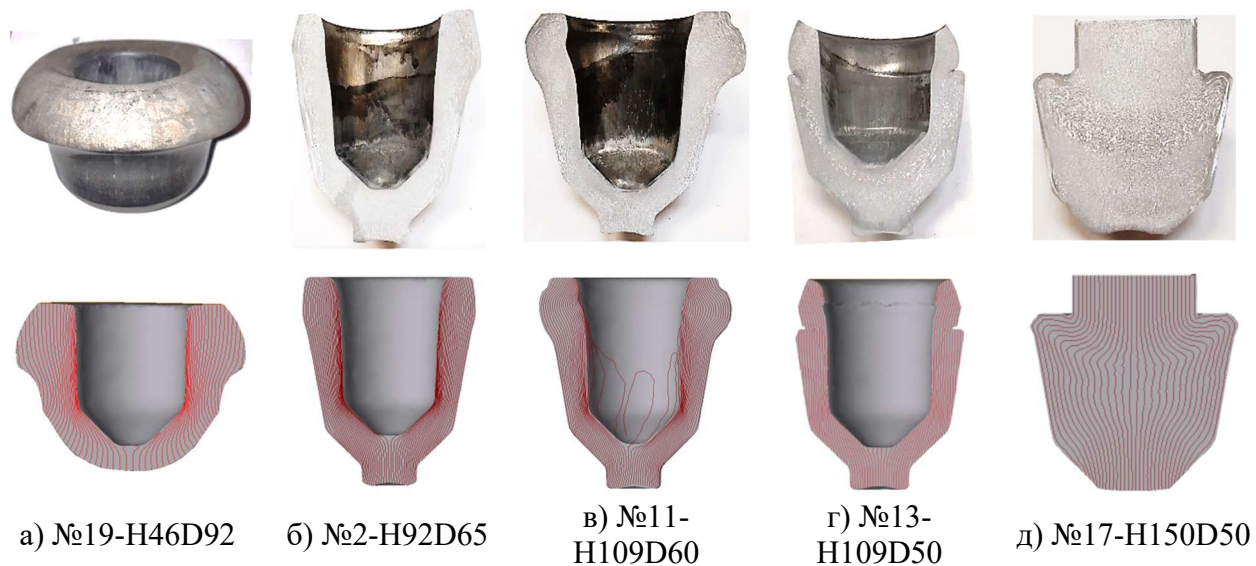


Рисунок 4.16 – Сравнение натурального и компьютерного экспериментов для заготовок №2, №11, №13, №17, №19

Для заготовок №11 и №13 на макроструктурах видны искажения контура внутренней поверхности и искажения линий течения в области утолщения, из которого радиальным выдавливанием формируется фланец. Образование дефекта здесь может быть связано с формированием высокой стенки, $H_0/t_{ст}$ равно 4,13 и 5,06, соответственно, а также достаточно большой неравномерности поля вектора скорости и скорости деформации.

Для оценки потери устойчивости в стенке выдавливаемой заготовки, а также для оценки вероятности формирования дефекта (утяжины и/или прострела), использовали приповерхностные линии в сочетании с расчетом значений поля Гартфилда. Первый параметр, влияние которого исследовалось, отношение размеров исходной заготовки (H_0/D_0). По плану натурного эксперимента значение H_0/D_0 изменялось от 0,5 до 3 (см. таблицу 4.2).

В разделе 1.3 приводится описание поля Гартфилда (Garthfield) с точки зрения алгоритма расчета в программе QForm. Значения поля Гартфилда определяется на основе данных, полученных в результате выполнения вычислительного эксперимента. Полученные значения визуализируют опасные области в очаге деформации и определяют условие появления утяжины либо прострела при изменении размеров исходной заготовки (см. рисунок 4.17), а также параметров, характеризующих течение деформируемого материала (рисунки 4.20, 4.22) и фактора трения технологической смазки (рисунок 4.21). Локализация значений поля Гартфилда сопоставляется по своему расположению с результатами натурного эксперимента (см. рисунки 4.6, 4.8, 4.15, 4.16; а также Приложение 4) – расположением отхода металла от формообразующей поверхности пуансона, а также дефектов типа «утяжина» и «прострел» на макроструктурах, полученных на металлографии.

При значении $H_0/D_0 \geq 1$ значение поля Гартфилда превышает значение 1 (рисунок 4.17), что может свидетельствовать о потере устойчивости в стенке выдавливаемой заготовки и вероятности формирования дефекта. Результаты натурных экспериментов и макроструктуры, полученные из опытных образцов, подтверждают выполненные расчеты (см. рисунки 4.15, 4.16 и Приложение 4)

При малых значениях H_0/D_0 вероятность образования дефекта практически отсутствует; значение поля Гартфилда принимает значения от 1,04 до 0,42. При этом, учитывая характер течения материала при формировании стенки (см. рисунок 4.8), деформируемый металл возвращается обратно к поверхности пуансона. Причина такого характера течения металла связана с изменением поля скорости деформации и уменьшением его неравномерности в области «А₁» (см. рисунки 4.2 и 4.7) при меньшем значении $H_t/t_{ст.}$

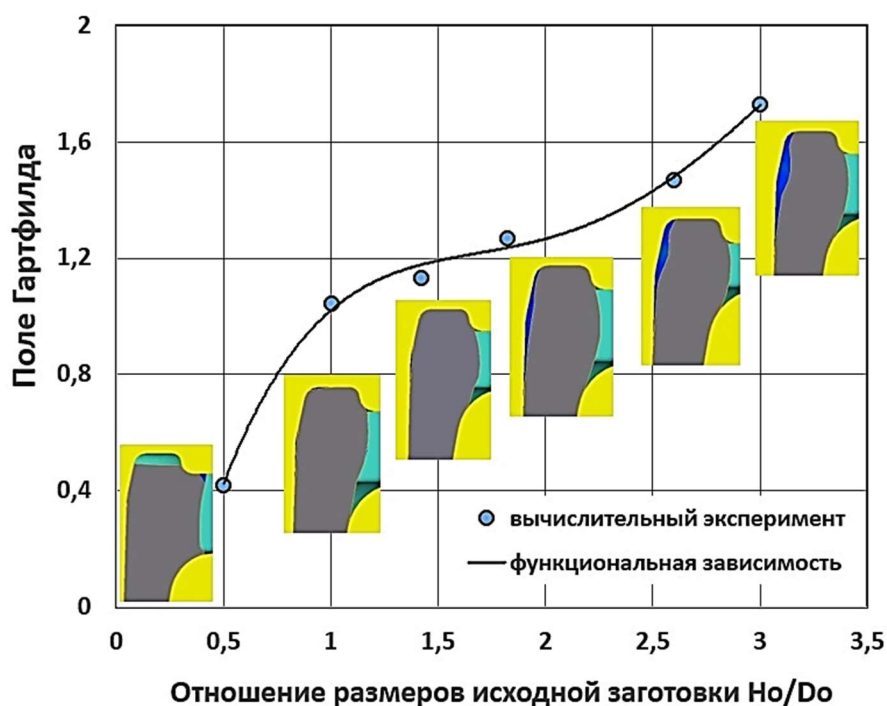


Рисунок 4.17 – Влияние размеров исходной заготовки (H_0/D_0) на значение поля Гартфилда

График, показанный на рисунке 4.17, может быть представлен в виде однопараметрической функциональной зависимости, определяющей значение поля Гартфилда (ПГ) от соотношения размеров исходной заготовки:

$$\begin{aligned} \text{ПГ}_{H_0/D_0} = & -0,096 \times (H_0/D_0)^4 + 0,9186 \times (H_0/D_0)^3 - 3,006 \times (H_0/D_0)^2 + \\ & 4,2734 \times (H_0/D_0) - 1,0697 \end{aligned} \quad (4.1)$$

где $\text{ПГ}_{H_0/D_0}$ – значение поля Гартфилда (Garthfield); H_0/D_0 - соотношение размеров исходной заготовки.

Достоверность аппроксимации полученных результатов оценивается по коэффициенту детерминации. В данном случае $R^2 = 0,9958$. Формула (4.1) описывает 99,58% результатов вычислительного эксперимента. Натурный эксперимент позволяет определить экспериментально области, в которых появляются дефекты типа «утяжина» и «прострел» (см. рисунки 4.9 и 4.11, а также Приложение 4).

Таким образом, при горячей изотермической штамповке полых осесимметричных деталей с развитым фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, процессом устойчивости заготовки при формировании фланца можно управлять за счет значения соотношения H_0/D_0 . При проектировании процесса горячей изотермической штамповки выбор размеров заготовки может быть основан на применении формулы (4.1).

4.4.5. Моделирование радиального выдавливания

Процесс радиального выдавливания для формирования фланца происходит после того, как деталь была заполнена в нижней части. Результаты показывают (рисунок 4.18), что компьютерная модель технологической операции комбинированного выдавливания, достаточно точно отражает процесс выдавливания, а также параметры материала, используемого для изготовления деталей.

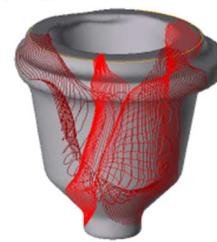
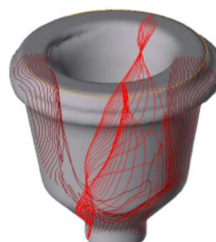
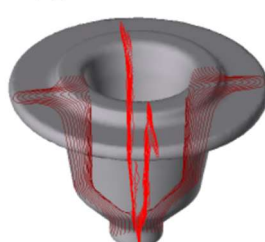
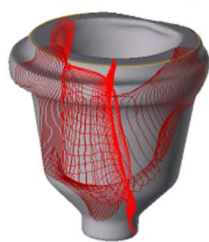
Анализ течения материала в очаге деформации показывает, что имеются застойные зоны, формируемые при переходе от прямого либо обратного выдавливания к радиальному. Наиболее отчетливо неоднородность структуры материала в сечении изделия проявляется в области перехода от вертикальной стенки к фланцу изделия. Здесь наблюдается сгущение линий, характерное для интенсивного течения деформируемого материала.

Макроструктура, полученная металлографией, для опытных образцов показанных на рисунке 4.18 сопоставлена с результатами расчетов

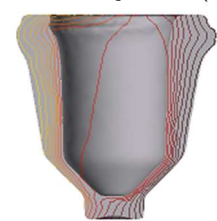
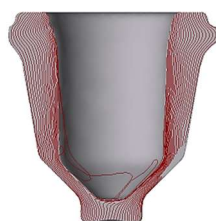
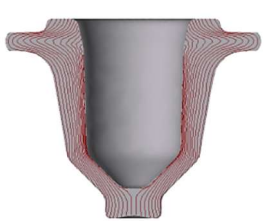
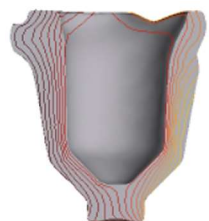
вычислительного эксперимента. Наблюдается хорошее соответствие между расчетом и натурным экспериментом по всему плану натурального и вычислительного эксперимента (см. таблицу 4.2).



макроструктура заготовок по результатам металлографии



3D-вид отштампованных заготовок с линиями течения (расчет в QForm)



плоскость сечения отштампованных заготовок с линиями течения
(расчет в QForm)

а) №20-H46D92

а) №7-H92D65

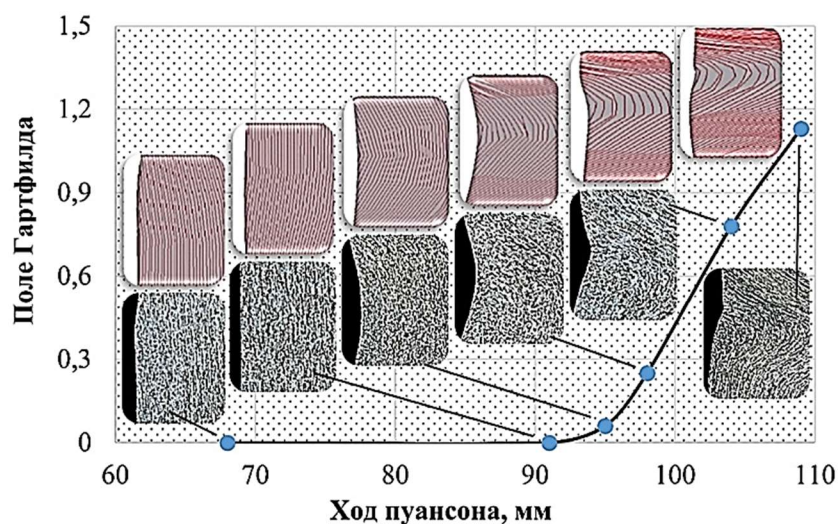
а) №9-H92D55

а) №16-H130D50

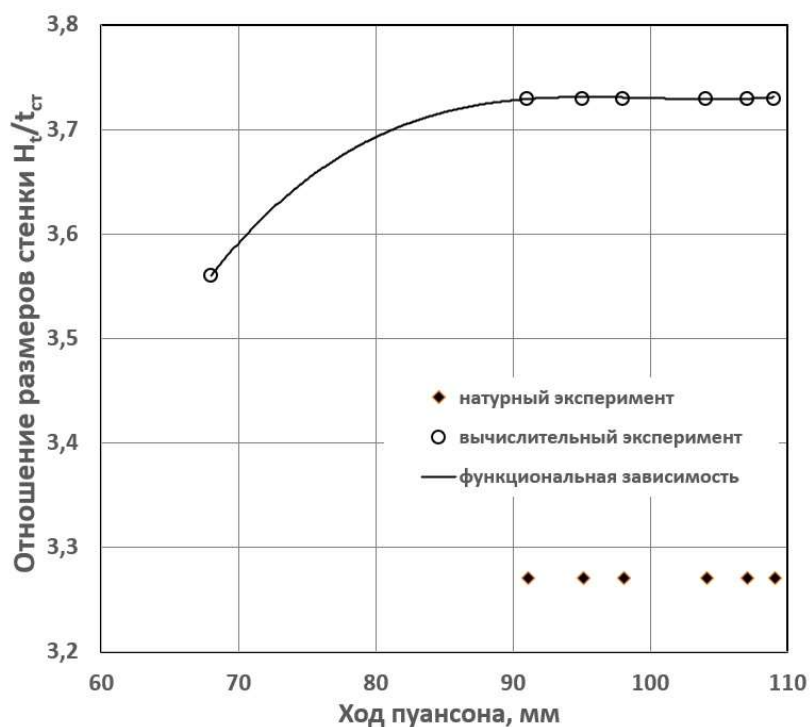
Рисунок 4.18 – Сравнение натурального и компьютерного экспериментов для заготовок №7, №9, №16, №20 на этапе радиального выдавливания

Сильное искажение трассируемых линий (линий течения; см. рисунок 4.18 средний ряд) при проведении вычислительного эксперимента в программе QForm приводит к тому, что в месте формирования дефекта типа «прострел» линии смещаются из плоскости сечения, в которой они были заданы в режиме пост-процессора для анализа результатов расчета. Для анализа искажения линий течения в плоскости сечения (см. рисунок 4.18 нижний ряд) в программе QForm был выполнен дополнительный расчет с применением подпрограммы Перемещение, включенной в библиотеку стандартных подпрограмм ПО QForm. Результат дополнительного расчета показан на рисунке 4.18 (нижний ряд).

Так, например, при увеличении величины рабочего хода значение поля Гартфилда увеличивается на этапе радиального выдавливания (рисунок 4.19). Этот процесс ранее был показан на рисунке 4.8 и заключается в появлении отхода металла из-за неравномерности распределения скорости деформации, формирования двух потоков металла и выравнивания значений поля скорости деформации (см. рисунок 4.7).



а) искажение макроструктуры по данным вычислительного эксперимента (верхний ряд) и металлографии



б) изменение параметра H_t/t_{ct}

Рисунок 4.19 – Развитие дефекта в зависимости от величины рабочего хода

По мере увеличения рабочего хода при соотношении $H_0/D_0 = 1,42$ материал заготовки постепенно отходит от поверхности пуансона. Отход материала сопровождается увеличением значения двух параметров: отношения размеров стенки $H_t/t_{ст}$ и поля Гартфилда. Значение параметра $H_t/t_{ст}$ увеличивается до значения хода $h_{п} = 91$ мм (см. рисунок 4.19б). При этом значение поля Гартфилда не превышает 0,06 (см. рисунок 4.19а). Сформированная обратным выдавливанием стенка касается поверхности пуансона в точке В (см. рисунок 4.2а); обратное выдавливание на этом завершается и начинается скольжение торца стенки вдоль горизонтальной поверхности пуансона (см. рисунки 4.5в, 4.8г), приводящее к потере устойчивости стенки и отходу металла от поверхности пуансона (см. рисунок 4.19а).

При дальнейшем увеличении хода, $h_{п} > 91$ мм, начинается радиальное выдавливание металла в область фланца (см. рисунки 4.5в, 4.8г), а также увеличение значений отхода металла и поля Гартфилда (см. рисунок 4.19а). Значение параметра $H_t/t_{ст}$ остается практически постоянным при $h_{п} > 91$ мм (см. рисунок 4.19б).

При значении хода пуансона равном 104 мм материал заготовки начинает останавливаться и постепенно возвращается обратно к поверхности пуансона (значение поля Гартфилда = 1,0). При ходе пуансона 109 мм фланец полностью оформляется и наблюдается минимальный отход материала в области возможного утяжинообразования; значение поля Гартфилда равно 1,13. Величина отхода не является критической, т.к. не превышает половины заданного припуска при проектировании штампованного изделия.

Графики, показанные на рисунке 4.19, могут быть представлены в виде функциональных зависимостей:

$$ПГ_{h_{п}} = 0,0017 \times h_{п}^2 - 0,2746 \times h_{п} + 10,758 \quad (4.2)$$

$$H_t/t_{ст} = 5E-06 \times h_{п}^3 - 0,0016 \times h_{п}^2 + 0,1646 \times h_{п} - 1,7386 \quad (4.2a)$$

где $ПГ_{hп}$ – значение поля Гартфилда; $h_{п}$ – ход пуансона, мм; $H_t/t_{ст}$ – соотношение размеров стенки, формируемой на этапе обратного выдавливания (см. рисунок 4.2а).

Достоверность аппроксимации для формулы (4.2) составляет $R^2 = 0,9906$; для формулы (4.2а) - $R^2 = 0,9998$. Формула (4.2) описывает 99,06% результатов вычислительного эксперимента.

4.4.6. Расчет поля Гартфилда

Для всех заготовок, включенных в план эксперимента (см. таблицу 4.2) выполнен расчет поля Гартфилда. Максимальные значения поля сведены в таблицу 4.4. В Приложении 4 представлено описание дефектов, формируемых в области «А₁» (см. рисунок 4.2б); в Приложении 5 показаны результаты расчета поля Гартфилда. По результатам расчетов в точке «А» определялись значения параметров НДС: деформации, скорости деформации, напряжения текучести и температуры (см. таблицу 4.4).

Анализ результатов показывает, что наиболее сильное влияние на значение поля Гартфилда оказывает скорость деформации. Температура в области возможного формирования дефекта не сильно изменяется для заготовок с различным соотношением H_0/D_0 – не более 12 °С по всему плану эксперимента, а, следовательно, не сильно изменяется и сопротивление деформированию (σ_i).

Взаимосвязь между полем Гартфилда и величиной $H_t/t_{ст}$ может быть выражена формулой:

$$ПГ_{H_t/t_{ст}} = 0,0589 \times (H_t/t_{ст})^3 - 0,5937 \times (H_t/t_{ст})^2 + 2,1227 \times (H_t/t_{ст}) - 1,506 \quad (4.3)$$

где $ПГ_{H_t/t_{ст}}$ – значение поля Гартфилда; $H_t/t_{ст}$ – соотношение размеров стенки, формируемой на этапе обратного выдавливания (см. рисунок 4.2а).

Таблица 4.4 – Параметры, оказывающие влияние на значение поля Гартфилда

№ заготовки	H_0/D_0	$H_t/t_{ст}$ (эксперимент)	$H_t/t_{ст}$ (расчет)	ε , [-]	Значение поля Гартфилда (ПГ)	T , °C	σ_i , МПа	$\dot{\varepsilon}$, 1/с	Значение поля Гартфилда (ПГ _{пс})	Относительная погрешность, %
1	1,42	<не определялось>	3,56	3,97	0	438,72	44,94	0,0125	0	0
2	1,42	3,27	3,73	3,99	0	438,73	38,55	0,0049	0	0
3	1,42	3,27	3,73	4,09	0,06	440,60	63,395	0,1323	0,05	16,67
4	1,42	3,27	3,73	4,34	0,25	443,55	73,98	0,236	0,21	16
5	1,42	3,27	3,73	4,97	0,78	444,18	67,95	0,189	0,65	16,67
6	1,42	3,27	3,73	5,23	0,99	445,85	65,90	0,179	0,82	17,17
7	1,42	3,27	3,73	5,4	1,13	446,10	55,72	0,091	1,01	10,62
8	1,53	<не определялось>	4,14	5,19	0,79	444,75	52,09	0,056	0,71	10,13
9	1,67	<не определялось>	4,52	3,60	0,53	447,61	63,72	0,15	0,38	28,3
10	1,84	<не определялось>	5,11	2,05	0,007	450,91	71,43	0,23	0,005	28,57
11	1,82	3,87	4,13	2,55	0,46	442,35	62,59	0,14	0,41	10,87
12	1,82	3,87	4,13	5,52	1,27	444,28	57,26	0,11	1,15	9,45
13	2,18	5,33	5,06	2,71	0,46	442,81	57,19	0,09	0,32	30,43
14	2,18	5,33	5,06	3,28	0,65	447,43	65,70	0,19	0,41	36,92
15	2,6	<не определялось>	4,99	3,66	0,68	445,21	71,41	0,22	0,48	29,41
16	2,6	<не определялось>	4,99	5,88	1,47	445,89	64,76	0,17	0,93	36,73
17	3,0	<не определялось>	4,78	3,78	0,52	445,23	65,73	0,18	0,44	15,38
18	3,0	<не определялось>	4,78	6,57	1,73	447,19	54,66	0,086	1,44	16,76
19	0,5	1,29	1,36	2,20	0	437,34	46,57	0,007	0	0
20	0,5	1,29	1,36	2,61	0,42	439,91	62,5	0,11	0,34	19,05

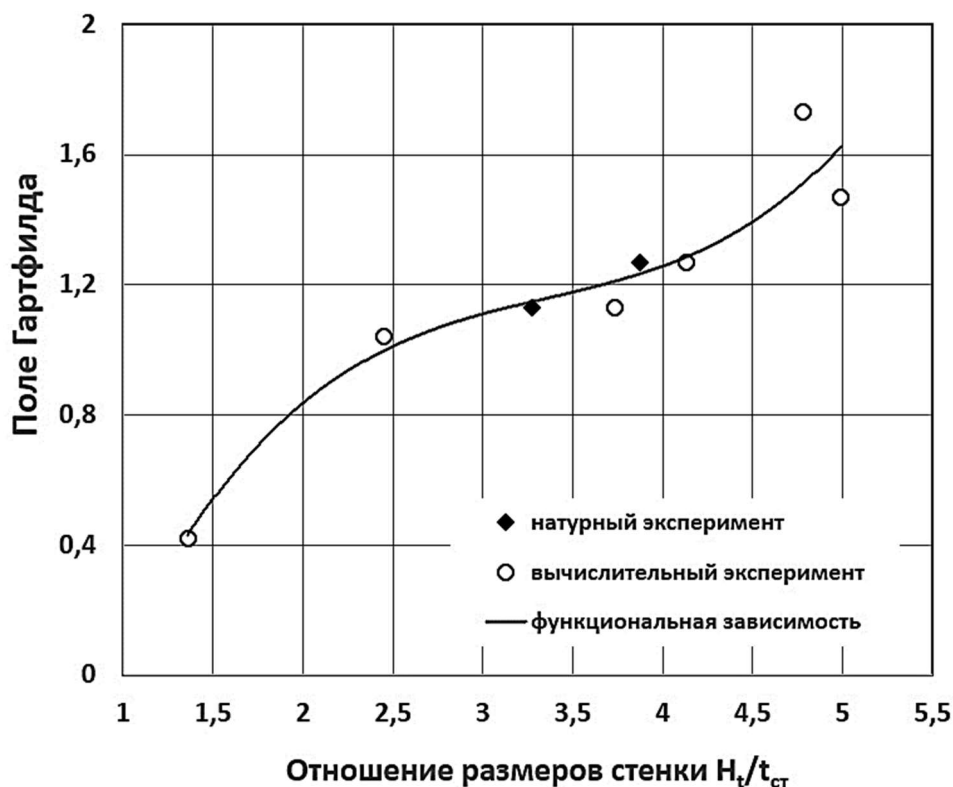


Рисунок 4.20 – Влияние толщины стенки на образование дефекта

Достоверность аппроксимации составляет $R^2 = 0,9192$. Формула (4.3) описывает 91,92% результатов вычислительного эксперимента; может быть представлена графически (рисунок 4.20).

Таким образом, зная H_0/D_0 и задавая ход пуансона и соотношение $H_t/t_{ст}$ по формулам (4.1) – (4.3) можно спрогнозировать значение поля Гартфилда, а значит и вероятность образования дефекта в полом осесимметричном изделии с фланцем, являющимся предметом исследования данной диссертационной работы. В дополнение к установленным функциональным зависимостям определим еще одну - взаимосвязь значения поля Гартфилда от фактора трения, которую можно было бы использовать не только для прогнозирования значения поля Гартфилда, но и в качестве технологического требования при разработке новой технологической смазки. Для этого выполним анализ течения материала с применением разработанной компьютерной модели технологической операции комбинированного выдавливания.

4.5. Анализ течения материала при образовании дефекта типа утяжина

Фактор трения играет здесь важную роль, так как он влияет на значение силы деформирования. Как показывают расчеты, при увеличении значения фактора трения значение поля Гартфилда увеличивается (рисунок 4.21). При выполнении расчетов для получения графика, показанного на рисунке 4.21, учитывалось, что вдоль контактных поверхностей деформируемого металла заготовки с пуансоном и с матрицей её температура не остается постоянной несмотря на изотермические условия деформирования. Для учета этого эффекта в расчетах при описании граничных контактных условий задавали фактор трения как функцию температуры; данные, учитывающие температурную зависимость фактора трения, представлены в таблице 4.3.

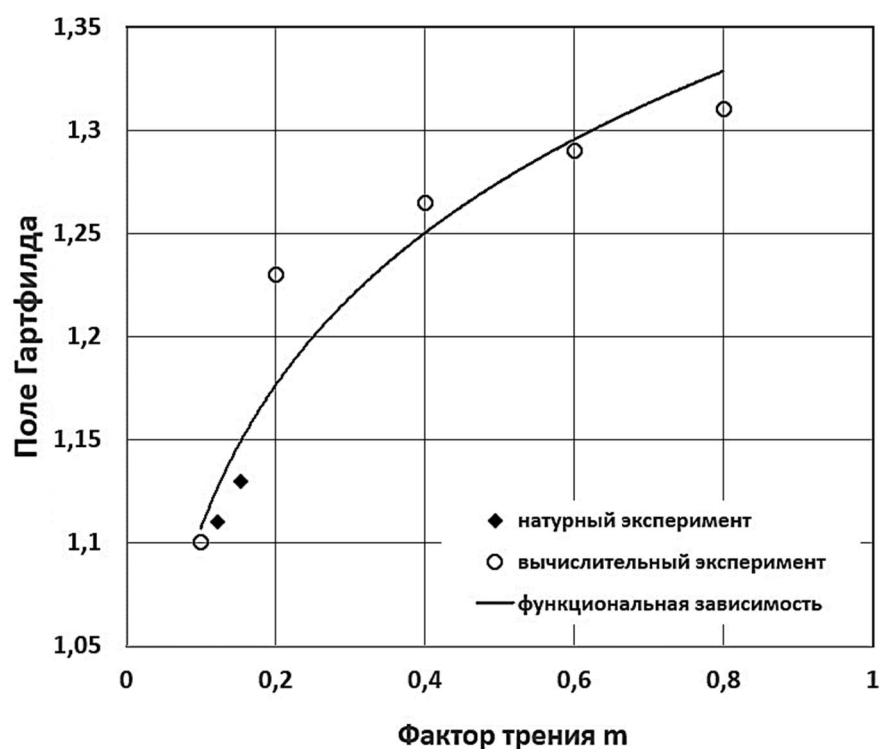


Рисунок 4.21 – Влияние фактора трения на образование дефекта

При увеличении значения фактора трения (см. рисунок 4.21) увеличивается контактное трение на формообразующей поверхности пуансона и

фланцевой части матрицы и, как следствие, увеличивается значение силы деформирования, уменьшается скорость скольжения деформируемого материала вдоль этих поверхностей, а также снижается скорость деформации в фланцевой части. Это приводит к увеличению значения показателя Гартфилда (до 1,3 и более) и, соответственно, на этапе радиального выдавливания фланца к формированию застойных зон в приконтактном слое и в области «А₁» (см. рисунок 4.2б), неравномерности распределения скоростей деформации и повышению риска дефектообразования на внутренней поверхности в области фланца.

С уменьшением фактора трения менее 0,2 усиливается скольжение деформируемого металла по поверхности контакта с пуансоном и матрицей, и величина дефекта становится меньше либо дефект становится не значительным.

Из графика, показанного на рисунке 4.21, следует, что для получения штампованных изделий хорошего качества (без утяжины и/или прострела) необходимо использовать технологическую смазку, которая обеспечивает фактор трения в диапазоне значений от 0,1 до 0,2. Выполнение данного требования предполагает подбор соответствующей технологической смазки.

Взаимосвязь между полем Гартфилда и фактора трения m может быть выражена формулой:

$$ПГ_m = 1,3549 \times m^{0,0878} \quad (4.4)$$

где $ПГ_m$ – значение поля Гартфилда; m – фактор трения, входящий в модель трения, предложенную А.Н.Левановым и применяемую в программе QForm.

Достоверность аппроксимации составляет $R^2 = 0,9134$. Формула (4.4) описывает 91,34% результатов вычислительного эксперимента.

Анализируя полученные функциональные зависимости для поля Гартфилда и учитывая результаты экспериментов (см. таблицу 4.2), обобщим результаты. На рисунке 4.22 показаны результаты обобщения. Возможны два случая:

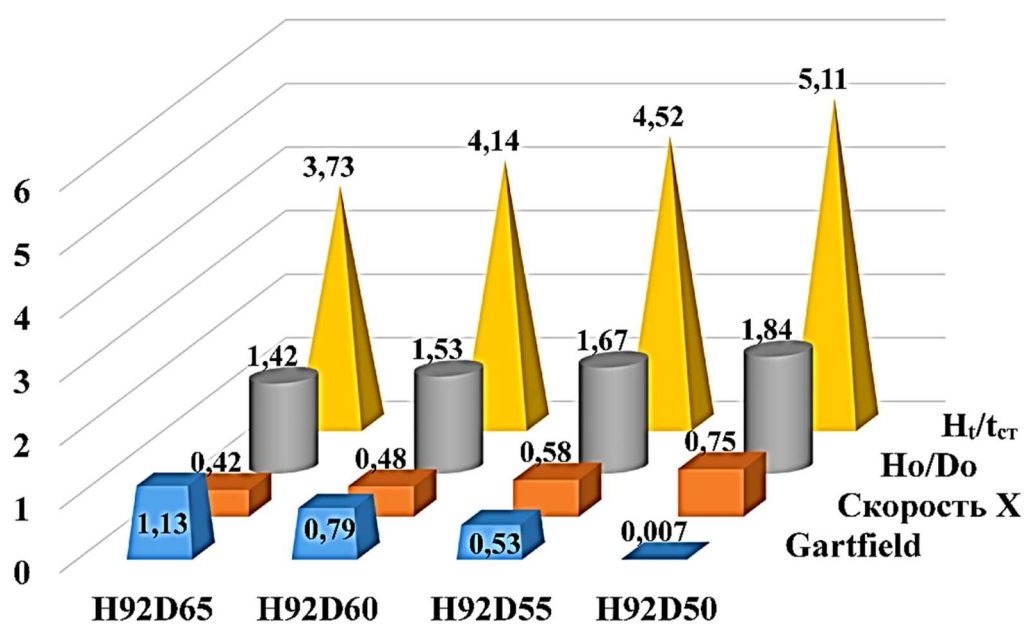
1) при проектировании технологического процесса заготовка подбирается исходя из постоянства объема, при этом у неё изменяется либо какой-то один размер, либо оба размера (см. рисунок 4.22а);

2) размеры заготовки подбираются с учетом сохранения её объема, переходя от одного диаметра прутка к другому (см. рисунок 4.22б).

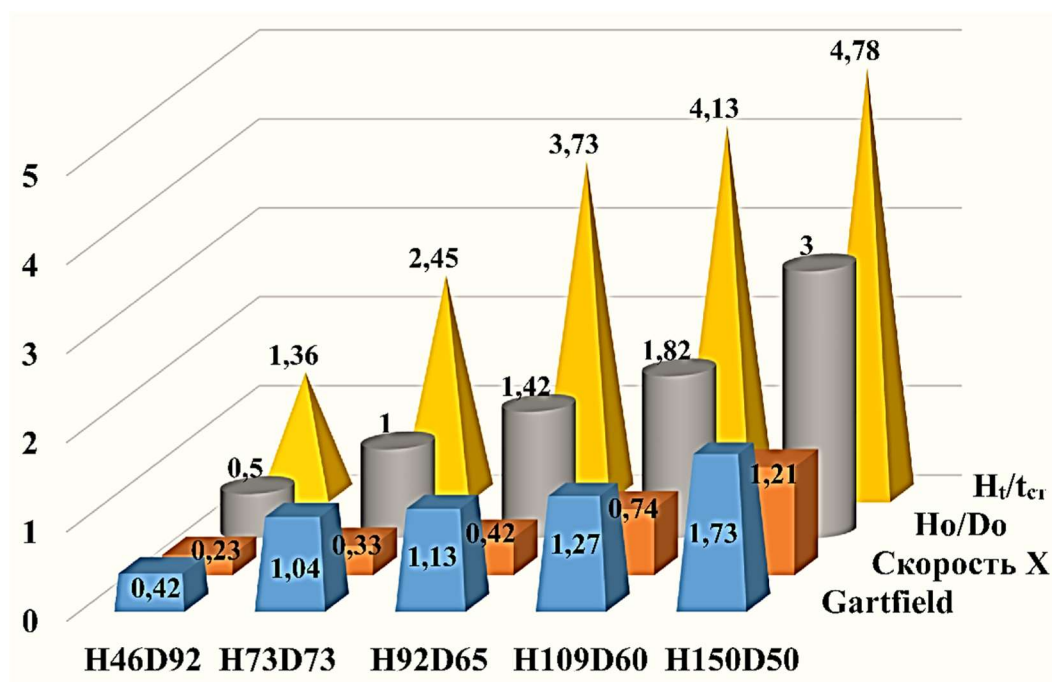
В первом случае уменьшение диаметра исходной заготовки приводит к тому, что при каком-то значении H_0/D_0 материала становится недостаточно для заполнения формообразующей полости штампа и, соответственно, получения годного штампованного изделия. При этом возможно, что параметры, от которых зависит получение годного штампованного изделия, достигают значений, противоречащих друг другу. Так, например, значение поля Гартфилда равно 0,007 при значении $H_t/t_{ст}$ равном 5,11 (см. рисунок 4.22а). Казалось бы, при таком значении стенки должна сформироваться утяжина. Однако утяжина не формируется по причине отсутствия металла в области фланца для его последующего радиального выдавливания. Объем заготовки меньше, чем необходим для заполнения формообразующей полости инструмента.

При увеличении поля Гартфилда (см. рисунок 4.22а) значение скорости в направлении оси X увеличивается, что показывает на неравномерность поля скорости течения и скорости деформации. Как следствие, формирование как минимум отхода материала, как максимум дефекта. Однако по результатам натурных экспериментов для заготовки с $H_0/D_0 = 1,42$ сформированная утяжина меньше, чем половина припуска на механическую обработку, определяемого при проектировании чертежа поковки с учетом известных из практики изотермической штамповки рекомендаций.

Во втором случае (см. рисунок 4.22б) увеличение значения H_0/D_0 приводит к увеличению поля Гартфилда до 1,73. При этом значении формируется утяжина в области фланца, что подтверждается результатами натурных и вычислительных экспериментов (см. рисунок 4.11г и 4.17).



а) исходная заготовка постоянной высоты и переменного диаметра



б) исходная заготовка переменной высоты и диаметра

Рисунок 4.22 – Взаимосвязь между полем Гартфилда и параметрами, характеризующими течение материала в зоне формирования фланца

Таким образом, полученные функциональные зависимости (4.1)-(4.4) в сочетании с диаграммами, показанными на рисунке 4.22, могут быть использованы при проектировании технологического процесса комбинированного выдавливания из сплава АМг6 полых осесимметричных изделий с развитым фланцем (диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85) в изотермических условиях. Допускается замена материала в пределах группы алюминиевых сплавов системы Al-Mg с процентным содержанием магния от 2 до 6.

4.6. Особенности расчета поля Гартфилда при анализе дефектообразования

Расчет поля Гартфилда и трассировка линий течения доступны в ПО QForm при постановке исследуемой задачи (см. раздел 4.1) как в трехмерной постановке с двумя плоскостями симметрии, так и в трехмерной постановке без плоскостей симметрии. Во втором случае вводятся плоскости сечения, в которых в режиме пост-процессора анализируется форма линий течения (например, см. рисунки 4.15, 4.16, 4.18).

Сравнительный расчет поля Гартфилда для двух постановок трехмерной задачи показывает, что введение плоскостей симметрии приводит к занижению значений примерно на 10-37% (см. таблицу 4.4). Так, например, в случае комбинированного выдавливания заготовки №18 (см. данные о заготовке в таблице 4.2. и 4.4) максимальное значение поля Гартфилда для задачи с двумя плоскостями симметрии составляет 1,43955 (рисунок 4.23а); для задачи без плоскостей симметрии – 1,73261 (рисунок 4.23а), т.е. на 16,81% меньше.

Занижение значения поля Гартфилда связано с тем, что при расчете задачи с плоскостями симметрии, исходная заготовка может быть расположена соосно с инструментом (матрицей и пуансоном) без отклонения от его продольной оси (ось Z). В случае моделирования той же самой задачи без учета плоскостей симметрии оказывается возможным смоделировать отклонение заготовки от

продольной оси инструмента. Это приводит к меньшей локализации растягивающих деформаций в области «А₁» (см. рисунок 4.2б) и, как следствие, к меньшему значению поля Гартфилда.

Результаты представленные в главе 4 получены из решения трехмерной задачи без плоскостей симметрии. Исключение составляют результаты, показанные на рисунке 4.1, 4.3, 4.4. Для процесса, исследуемого в данной диссертационной работе, занижение значения поля Гартфилда при трехмерном моделировании с плоскостями симметрии не оказывает существенного влияния на прогнозирование дефектообразования.

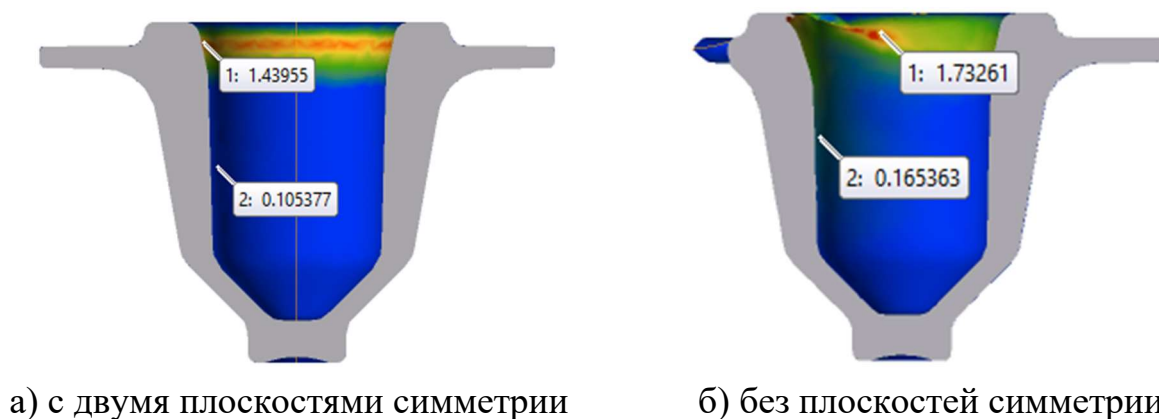


Рисунок 4.23 – Поле Гартфилда для трехмерной постановки задачи при моделировании комбинированного выдавливания заготовки №18

Выводы по главе 4

1. Проведено экспериментальное исследование образования утяжины в процессе комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем. Полученные результаты экспериментов позволили выполнить решение трех калибровочных задач (сжатие заготовки, сжатие заготовки с отношением $H_0/D_0 \geq 2,5$, обратное выдавливание). Решение задач выполнено численно, с применением компьютерного имитационного моделирования; сравнение с натурным экспериментом показало хорошее совпадение результатов.

2. Выполнен вычислительный эксперимент, воспроизводящий натурные эксперименты, связанные с комбинированным выдавливанием в условиях горячей

изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем. В каждом расчетном случае рассчитано поле Гартфилда для оценки утяжинообразования. Полученные результаты позволили выявить параметры, влияющие на появление утяжины (см. рисунки 4.21 и 4.22).

3. На основе обобщения результатов экспериментов (натурных и вычислительных) разработаны функциональные зависимости (регрессионные, однопараметрические), описывающие взаимосвязь между параметром, характеризующим потерю устойчивости заготовки при её комбинированном выдавливании в изотермических условиях (полем Гартфилда) и параметрами, характеризующими геометрию заготовки, геометрию стенки выдавливаемого полуфабриката, а также условия контактного трения и ход пуансона. Зависимости представлены формулами (4.1)-(4.4).

4. Достоверность полученных функциональных зависимостей оценивается коэффициентом детерминации R^2 , определяющим долю дисперсии зависимой переменной (поле Гартфилда), объясняемой полученной моделью (см. формулы (4.1)-(4.4)).

5. Для полученных функциональных зависимостей (4.1)-(4.4) коэффициент R^2 составляет от 0,9958, 0,9906, 0,9192 и 0,9134, соответственно. Полученные значения R^2 указывают на высокую сходимость расчетных значений, объясняемых функциональными зависимостями, и значениями натурного и вычислительного экспериментов.

6. Функциональные зависимости (4.1)-(4.4) могут быть применены для прогнозирования дефектообразования и разработки режимов комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, позволяющие управлять устойчивостью течения материала в стенке заготовки при её формообразовании.

ГЛАВА 5. ПРИМЕНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИИ ГОРЯЧЕЙ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКИ ПОЛЫХ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ФЛАНЦЕМ

5.1. Порядок разработки технологического процесса изотермической штамповки

Порядок разработки технологического процесса горячей изотермической штамповки полых осесимметричных изделий с фланцем методом комбинированного выдавливания из алюминиевых сплавов определяется рекомендациями, приведенными в работах [1, 27, 30] и состоит из следующих этапов:

- 1) составление чертежа поковки по чертежу детали;
- 2) определение размеров заготовки;
- 3) определение технологической силы и схемы штампа.

Описанный порядок разработки допускает и предполагает:

1) штамповка выполняется за одну операцию в штампе для выдавливания, принципиальная схема которого показана на рисунке 4.7;

2) способ получения заготовки, форма, размеры и подготовка её поверхности, а также выбор типа оборудования определяются техническими возможностями производства (штамповка из заготовки с соотношением размеров $H_0/D_0 \geq 2,5$ не рассматривается по причине полученных результатов – см. рисунке 4.17);

3) режим термической обработки предопределен материалом изделия (алюминиевый сплав системы Al-Mg – в работе изучено сопротивление деформированию сплавов AMg2, AMg3, AMg5, AMg6).

Полученные в диссертационной работе (см. главы 2-4) результаты позволяют предложить рекомендации по совершенствованию проектирования технологического процесса горячей изотермической штамповки поковки, показанной на рисунке 4.2. Технологический процесс реализуется на универсальном гидравлическом прессе с применением специализированного

штампа [37] за одну операцию. Рекомендации, представленные в разделах 5.3-5.5 могут быть распространены к штампованным изделиям (см. рисунок 4.2) с характерными размерами и формой:

1) осесимметричное изделие с центральной полостью и фланцем (фланец может отсутствовать);

2) диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85мм.

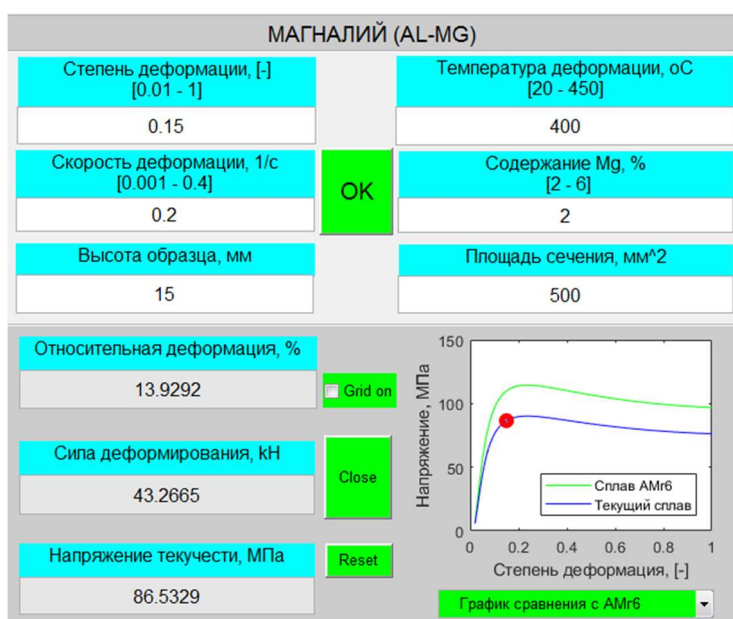
3) материал изделия – алюминиевый сплав системы Al-Mg, с процентным содержанием магния от 2 до 6%, для которого получена обобщенная реологическая зависимость между сопротивлением деформированию и параметрами: процентное содержание магния, температура, скорость деформации и величина деформации (см. главу 3, формулы (3.2)-(3.3)).

5.2. Рекомендации по расчету сопротивления деформации сплава системы Al-Mg

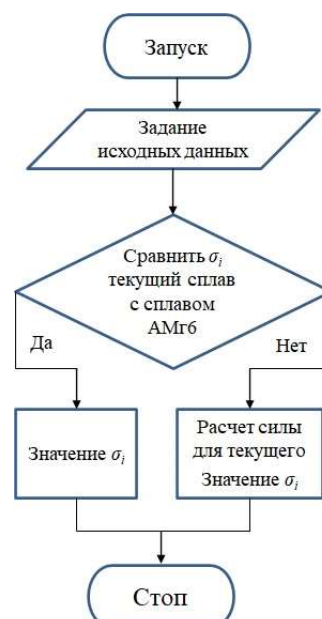
На этапе разработки технологического процесса горячей изотермической штамповки изделий из алюминиевого сплава системы Al-Mg, технолог определяет расчетным путём требуемое значение деформирующей силы. Для расчета силы необходимо знать значение напряжения текучести пластически деформируемого материала при заданных либо требуемых значениях температуры деформирования, величины деформации и скорости деформации. Это оказывается возможным благодаря наличию математической модели деформируемого материала (см. таблицы 3.4 и 3.5; формулы (3.2)-(3.3)). В разработанную программу [123] интегрированы данные о математических моделях сплавов AMg2, AMg3, AMg5, AMg6, что позволяет прогнозировать значение напряжения текучести при заданных температурно-скоростных условиях деформации в диапазоне температуры от 20 до 450 °C и диапазоне скорости деформации от 0,001 до 0,4 с⁻¹.

Прогнозирование значения силы деформирования выполняется с применением составленной программы. При разработке программы использовалась программная среда Matlab.

Значение напряжения текучести определяется при фиксированных значениях деформации, скорости деформации, температуры и процентного содержания магния в сплаве системы Al-Mg по формулам (1.2) или (3.2)-(3.3) с учетом значений коэффициентов (см. таблицы 3.4 и 3.5). Фиксированные значения параметров вводятся пользователем через специально разработанный интерфейс программы (рисунок 5.1).



а) интерфейс пользователя



б) алгоритм программы

Рисунок 5.1 – Программа для прогнозирования напряжения текучести алюминиевых сплавов системы Al-Mg [130]

При заданном пользователем значении площади поперечного сечения рассчитывается сила деформирования по формуле:

$$P_i = \sigma_i \cdot F_i \quad (5.1)$$

где P_i – текущее значение (прогнозируемое) силы деформирования; F_i – значение площади поперечного сечения образца, соответствующее значению P_i .

Интерфейс пользователя (см. рисунок 5.1) состоит из двух блоков. Первый блок включает поля для ввода данных о температурно-скоростных условиях

деформирования, а также о деформируемой заготовке. Второй блок представляет собой не редактируемые поля, в которых выводятся данные о результатах расчета, в том числе график зависимости входных и выходных параметров. Программное обеспечение помогает пользователю (технологу) на этапе разработки технологического процесса оценить (предварительно) значение силы. Предварительная оценка, конечно же требует последующего уточнения, например, за счет проведения более длительного компьютерного имитационного моделирования. Таким образом, технологу остается выбрать кузнечно-прессовое оборудование с учетом расчетного значения силы и необходимого запаса по силе, например, учитываемого при выполнении объемной штамповки на механическом прессе.

5.3. Рекомендации по разработке технологического процесса изотермической штамповки из заготовки с $1 < H_0/D_0 \leq 2$

На основе диаграмм, показанных на рисунок 4.22 и с учетом значения поля Гартфилда выбираем такое соотношение H_0/D_0 , которое обеспечивает:

- 1) получение бездефектной поковки (не имеющей утяжины и/или прострела в области фланца – см. рисунок 4.2);
- 2) получение поковки с минимально допустимой утяжиной и/или прострелом.

Второе условие выполняется в случае, если величина дефекта (протяженность) не превышает на поковке половины припуска под механическую обработку.

Диапазон значений H_0/D_0 от 1 до 1,5 соответствует вышеперечисленным условиям. При этом значение поля Гартфилда принимает значения не превышающие 1,04-1,13; в целом, формообразование осуществляется за счет комбинированного выдавливания, а заполнение фланца – радиального выдавливания (рисунок 5.2).

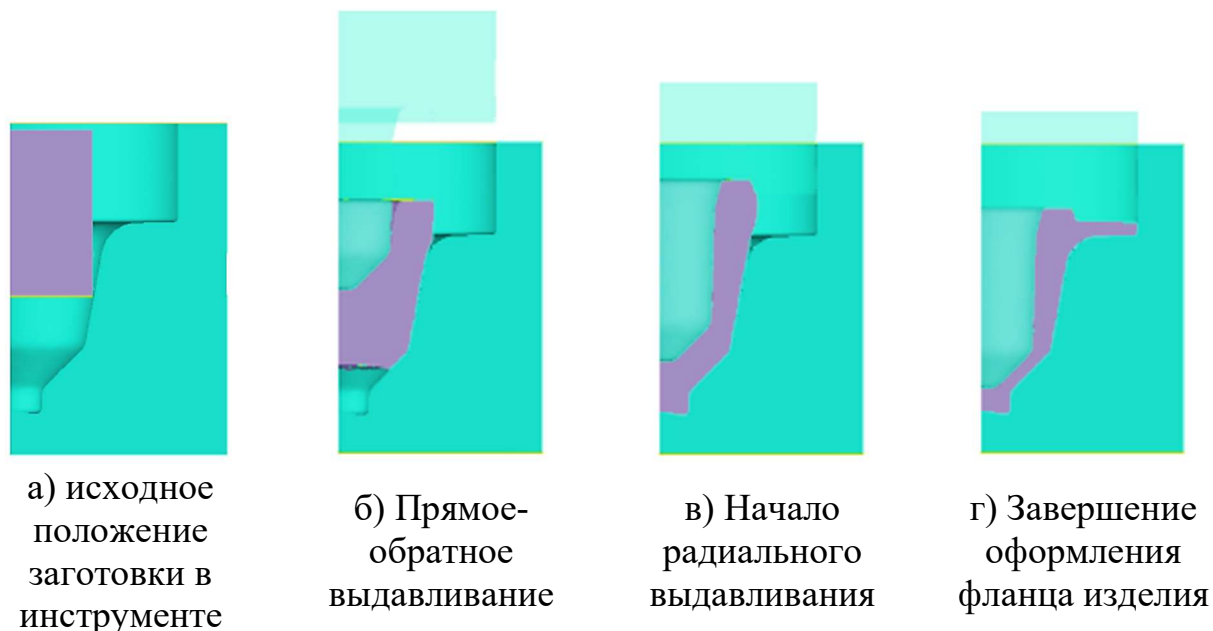


Рисунок 5.2 – Стадии формирования поковки при комбинированном выдавливании из заготовки $1 < H_0/D_0 \leq 2$

5.4. Рекомендации по разработке технологического процесса изотермической штамповки из заготовки с $H_0/D_0 < 1$

На основе диаграмм, показанных на рисунок 4.22, при значении $H_0/D_0 < 1$ рациональный режим горячей изотермической штамповки, обеспечивающий получение поковки без утяжины/прострела или с минимально допустимым дефектом, удаляемым в последующем на механической обработке, соответствует значению поля Гартфилда равного 0,42. В этом случае реализуется схема вытяжки в изотермических условиях, о которой подробно описано в работе [64]. Исходная заготовка располагается в верхней части штампа и деформируемый материал только в конце рабочего хода заполняет нижнюю часть штамп (рисунок 5.3). Для сравнения, при комбинированном выдавливании (см. рисунок 5.2) нижняя часть штампа заполняется во время всего процесса; фланец – в конце рабочего хода.

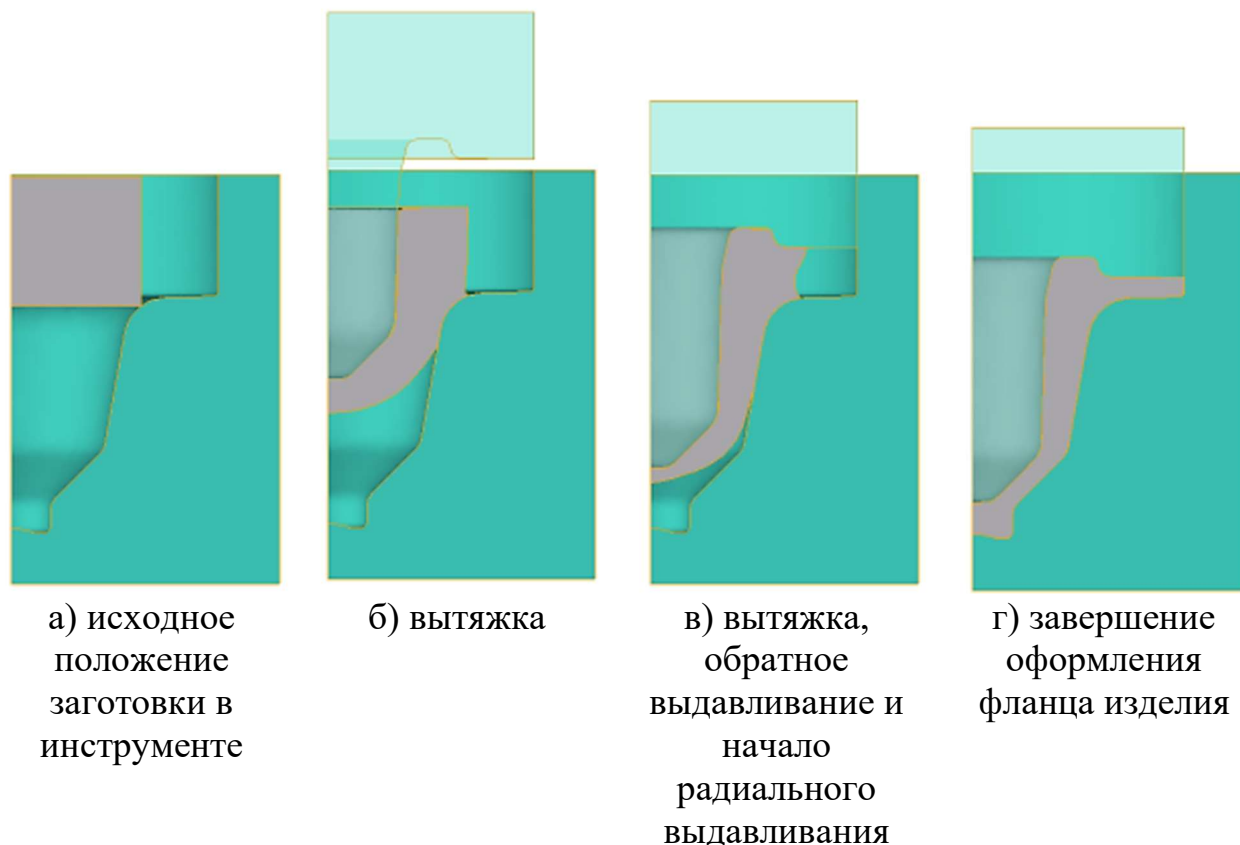


Рисунок 5.3 – Стадии формирования поковки при комбинированном выдавливании из заготовки $H_0/D_0 \leq 1$

При горячей изотермической штамповке из заготовки с размерами H_0/D_0 от 0,5 до 1,0, поле Гартфилда принимает максимальное значение не превышающее 0,42-1,03; в целом, формообразование осуществляется за счет вытяжки, а заполнение фланца – радиального выдавливания (рисунок 5.3).

5.5. Прогнозирование дефектообразования с применением поля Гартфилда

Функциональные зависимости (4.1)-(4.4) позволяют определить значение поля Гартфилда для задаваемых технологом значений параметров: H_0/D_0 , $H_t/t_{ст}$, ход пуансона ($h_{п}$) и/или фактор трения (m). Результаты натурных экспериментов (см. таблица 4.4; заготовки №1-№18) позволяют выделить граничные значения поля Гартфилда, при которых наблюдается формирование утяжины, прострела либо отхода металла от поверхности пуансона. Сопоставление расчетных

значений с граничными значениями позволяет прогнозировать дефектообразование в проектируемой технологической операции комбинированного выдавливания полых осесимметричных изделий с фланцем диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, реализуемой в условиях горячей изотермической деформации.

Граничные значения поля Гартфилда (ПГ), определенные по данным таблицы 4.4 и Приложения 4:

1) образование отхода металла от поверхности пуансона: при значении $ПГ \leq 0,4$;

2) формирование утяжины: при значении $0,4 < ПГ < 1,0$

3) формирование прострела: при значении $ПГ > 1,0$.

На рисунке 5.4 показан алгоритм прогнозирования дефектообразования. Данный алгоритм может быть применен для расчета значений ПГ для полых осесимметричных изделий с фланцем из алюминиевых сплавов АМгб, а также иных сплавов системы Al-Mg с процентным содержанием магния от 2 до 6. Форма штампованного изделия должна быть аналогична форме изделия показанного на рисунке 1.2в, учитывая допустимое соотношение размеров, ранее приведенное в Введении данной диссертационной работы: диаметр фланца составляет 1,5-2 диаметра центральной части изделия и отношение диаметра фланца к его толщине - не более 85.

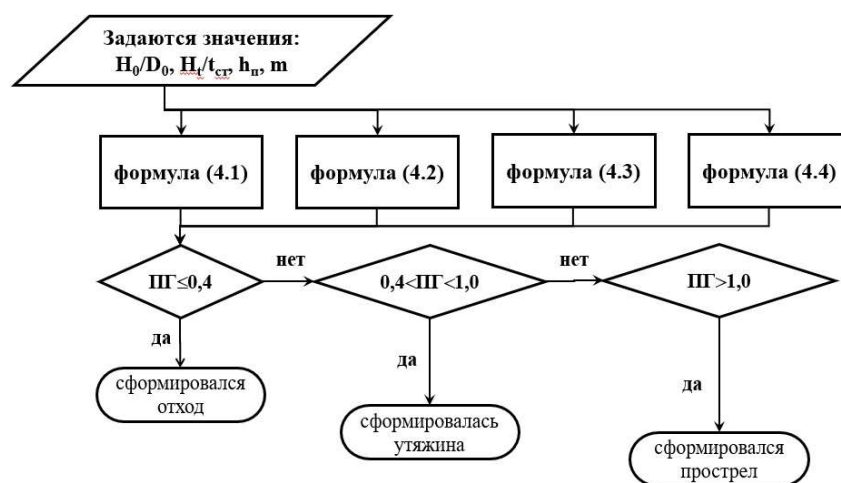


Рисунок 5.4 – Алгоритм прогнозирования дефектообразования

Выводы по главе 5

1. Интегрированные в программу для прогнозирования силы деформирования математические модели сплавов системы Al-Mg получены на основе экспериментальных данных; адекватность моделей проверена путем сравнения результатов расчета напряжения текучести с экспериментальными данными. Найденное значение напряжения текучести применяется для расчета значения силы деформирования заготовок в процессе холодной, полугорячей либо горячей штамповки алюминиевых сплавов системы Al-Mg с процентным содержанием магния от 2 до 6.

2. Разработаны рекомендации для проектирования технологического процесса горячей изотермической штамповки осесимметричных изделий с развитым фланцем из алюминиевых сплавов из заготовки с размером $1 < H_0/D_0 \leq 2$ и с размером $H_0/D_0 < 1$.

3. Разработаны научно-обоснованные режимы комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, позволяющие управлять устойчивостью заготовки при её комбинированном выдавливании. Выбор режима основан на алгоритме прогнозирования дефектообразования. Алгоритм учитывает полученные в главе 4 функциональные зависимости (4.1)-(4.4).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Диссертация является научно-квалификационной работой, в которой содержится решение **задачи**, имеющей существенное значение для теории и практики комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации – повышение качества полых осесимметричных изделий с фланцем, связанное с снижением риска образования дефекта типа «утяжина» и/или «прострел» посредством совершенствования технологии штамповки за счет управления устойчивостью заготовок при их комбинированном выдавливании в изотермических условиях. В процессе теоретических и экспериментальных исследований получены **следующие основные результаты и сделаны выводы:**

1. Впервые установлены функциональные зависимости для описания сопротивления деформированию алюминиевых сплавов системы Al-Mg (AMg2, AMg3, AMg5, AMg6) от температурно-скоростных параметров и процентного содержания магния для области значений скорости деформации $0,001-0,4 \text{ с}^{-1}$, области значений температуры $20-450^\circ\text{C}$ и области значений процентного содержания магния от 2 до 6, полученные на основе проведения физического (натурного) и последующего математического (вычислительного) экспериментов с применением программ MATLAB и QForm. Натурные эксперименты выполнены на универсальных испытательных машинах. Зависимости представлены в виде изотермических кривых текучести и реологических уравнений с рассчитанными значениями коэффициентов. Установленные функциональные зависимости имеют высокую адекватность, оцениваемую значением коэффициента детерминации $R^2 = (0,923 \div 0,955)$. Полученные зависимости могут быть рекомендованы для использования в структуре базы данных расчетных программ, применяемых при решении прикладных задач для компьютерного моделирования процессов ОМД.

2. Проведено экспериментальное исследование особенностей течения материала при формировании фланца, т.е. в зоне, в которой возможен отход материала от поверхности формообразующего инструмента и образование дефекта типа «утяжина» и/или «прострел». Получены макроструктуры образцов, соответствующие различным условиям комбинированного выдавливания, характер которых подтверждает особенности течения материала: отход материала от поверхности формообразующего инструмента, формирование дефектов типа «утяжина» и «прострел» в области фланца.

3. На основе обобщения результатов экспериментов впервые разработаны функциональные зависимости, описывающие взаимосвязь между параметром (значением поля Гартфилда), характеризующим потерю устойчивости заготовки при её комбинированном выдавливании в изотермических условиях (полем Гартфилда) и параметрами, характеризующими геометрию заготовки, геометрию стенки выдавливаемого полуфабриката, а также условия контактного трения. Полученные зависимости могут быть использованы для выбора рациональных режимов деформирования алюминиевых сплавов системы Al-Mg при решении прикладных задач о течении материала при комбинированном выдавливании в изотермических условиях полых осесимметричных изделий с фланцем.

4. Установлены научно-обоснованные режимы комбинированного выдавливания в условиях горячей изотермической деформации осесимметричного изделия с фланцем, диаметр которого в 1,5-2 раза больше диаметра его центральной части, при этом отношение диаметра фланца к его толщине не более 85, позволяющие управлять устойчивостью заготовки, в том числе, при соотношении размеров исходной заготовки H_0/D_0 от 0,5 до 2,0. В случае $H_0/D_0 = 0,5$ и $H_0/D_0 = 1,42$ штамповка получается либо бездефектной, либо с минимальным отходом материала от пуансона, не влияющим на качество. Прогнозирование дефектообразования основано на алгоритме, учитывающим полученные функциональные зависимости для значения поля Гартфилда.

5. Предложены рекомендации для проектирования технологии горячей изотермической штамповки осесимметричных изделий с развитым фланцем из алюминиевых сплавов, основанные на применении на этапе подготовки производства программного обеспечения, новизна которого подтверждена свидетельством о государственной регистрации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фиглин, С. З. Изотермическое деформирование металлов / С. З. Фиглин, В.В. Бойцов, Ю.Г. Калпин, Ю.И. Каплин // М.: Машиностроение, 1978. – 239 с.
2. Галкин, В.И. Повышение качества штампованных поковок типа "фланец" из алюминиево-магниевых сплавов с использованием одноручевой штамповки в открытых и закрытых штампах / В.И. Галкин, П.А. Головкин // Цветные металлы – 2003. – № 5. – С. 70-76.
3. Бойцов, В.В. Штамповка высоконагретым инструментом. / В.В.Бойцов, В.П. Балакин. М.: Машиностроение, 1981. 52 с.
4. Биба, Н.В. Разработка малоотходной технологии изотермической штамповки деталей из алюминиевых сплавов с применением конечно-элементного моделирования / Н.В.Биба, С.А.Стебунов, П.А.Петров, В.И.Перфилов. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением – 2002. – № 11. – С. 37.
5. Алиев, И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания / И.С. Алиев. // Кузнечно-штамповочное производство. 1990 – № 2. – С. 7.
6. Алиев, И.С. Совершенствование процессов точной объемной штамповки выдавливанием / И.С. Алиев, К.Д. Махмудов, Г.А. Гамзатов, К.Крюгер. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2020. – № 9. – С. 10-23.
7. Артес, А.Э. Штамп для горячего комбинированного выдавливания цилиндрического полого изделия с фланцем на гидравлическом прессе двойного действия / А.Э.Артес, А.Г.Дудкинский, А.С.Поваров // Патент на полезную модель RU 164760 U1, 10.09.2016. Заявка № 2015154248/02 от 17.12.2015
8. Вайсбурд, Р.А. Исследование условий образования утяжины и расчет ее формы при выдавливании материала в щелевую полость. / Р.А.Вайсбурд, А.С. Партин. // Известия вузов. Машиностроение. 1999. – № 1. – С. 30-34.
9. Вигдорчик, С.Ю. Расчет конечного формоизменения и математического моделирования кинематики в нестационарных процессах обработки металлов

давлением. / С.Ю.Вигдорчик, Р.А. Вайсбурд // Известия вузов. Черная металлургия. – 1973 – № 8, – 80.

10. Воронцов, А.Л. Комбинированное выдавливание стаканов с коническим дном. актуальность исследования / А.Л.Воронцов, Д.А. Лебедева // Справочник. Инженерный журнал. 2021. – №S5. – С. 2-6.

11. Тарновский, И.Я. Теория обработки металлов давлением / И.Я.Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго; под ред. И.Я. Тарновского. - М.: Металлургия, 1963. – 672 с.

12. Гун, Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением (теория пластичности): учебник для вузов под ред. П.И. Полухина. / Г.Я. Гун. М.: Металлургия, 1980. 456 с.

13. Калпин, Ю.Г. Разработка обобщенной теории и технологии объемной изотермической штамповки. Диссертация на соиск. ученой степени докт. техн. наук. / Ю.Г.Калпин. М.: 1986.

14. Перфилов, В.И. Способ горячей штамповки полых изделий. Петров П.А., Перфилов В.И. Патент на изобретение RU 2262408 С1, 20.10.2005. Заявка № 2004114912/02 от 18.05.2004

15. Каплунов, Б.Г. Развитие теории и технологий процессов горячей объемной штамповки на основе моделирования напряженно-деформированного состояния. Дисс. докт. техн. наук. / Б.Г.Каплунов – Челябинск: Южно-Уральский государственный университет, 1998. – 293 с.

16. Рябичева, Л.А. Разработка научных основ горячей и полугорячей штамповки поковок с заданными механическими свойствами. Дисс. докт. техн. наук. / Л.А. Рябичева – Донецк: Донецкий государственный технический университет. 1997 – 476 с.

17. Совершенствование методов разработки технологических процессов и инструмента для штамповки тонкостенных оребренных поковок на основе графо-аналитического компьютерного моделирования. Дисс. докт. техн. наук. / К.Н. Соломонов – М.: Московский государственный институт стали и сплавов (технологическом университете). – 2004. – 426 с.

18. Сосенушкин, Е.Н. Механика выдавливания алюминиевого сплава при штамповке поковки с продольными ребрами. / Е.Н.Сосенушкин, В.А.Кадымов, Е.А.Яновская, Т.В. Гуреева // Цветные металлы. – 2019. – № 3. – С. 69-75.
19. Томленов, А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М. : Металлургия, 1972. – 408 с
20. Джонсон, В. Механика процесса выдавливания металла. / Джонсон В., Кудо Х. М.: Металлургия, 1965. – 174 с.
21. Петров П.А. Моделирование процессов изотермической штамповки алюминиевых и магниевых сплавов. / П.А. Петров // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. – № 12. – С. 29-36.
22. Басюк, Т.С. Оптимизация режимов изотермической штамповки деталей из малопластичных сплавов на основе разработки критерия пластичности для горячей деформации. Диссертация на соискание ученой степени канд. тех. наук. / Т.С. Басюк. М.: МАМИ, – 1990. – 121 с.
23. Багмет, М. Н. Изотермическое и сверхпластичное деформирование при горячей объемной штамповке жаропрочных сплавов / М.Н. Багмет, И. А. Жданов, С.К. Колтун, В. Н. Фандеев // Технология производства двигателя внутреннего сгорания 1/2004. – с. 126–128.
24. Кокорин, В.Н. Специальные способы обработки металлов давлением / В.Н. Кокорин, Ю.А. Титов, В.Н. Таловеров, Л.В. Федорова; Ульяновский государственный технический университет. – Ульяновск: Ульяновский государственный технический университет, 2006. – 36 с.
25. Громов, В.В. Поддержание равномерной температуры деформации электроконтактным нагревом при осуществлении изотермической штамповки / В.В. Громов // Металлообработка. – 2010. – №4(58). – С. 18-22.
26. Капитаненко, Д.В. Деформирующее оборудование для изотермической штамповки (часть 1) / Д.В. Капитаненко, Б.Р. Некрасов, И.А. Изаков, Е.С.Чеботарева // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2021. – № 10. – С. 12-20.
27. Фиглин, С.З. Горячая штамповка и прессование титановых сплавов. / С.З. Фиглин, В.В. Бойцов, Ю.Г.Калпин. М.: Машиностроение, – 1975. – 285 с.

28. Петров П.А. Исследование контактного трения при горячей изотермической штамповке сплава АМгб. / П.А.Петров, К.Е.Потапенко, И.В. Пеньков, В.И.Воронков. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2012. – № 2. – С. 16-19.

29. Petrov, P.A. Generalized approach to the choice of lubricant for hot isothermal forging of aluminium alloys. / P.A. Petrov // Computer Methods in Materials Science, – Vol.7, – 2007, – No.2, – pp.106-111.

30. РТМ 1.4.1644-86. Изотермическая объемная штамповка алюминиевых и магниевых сплавов. – М.: НИАТ, 1987. – 134 с.

31. Патент № 2478017 С2 Российская Федерация, МПК В21К 21/08, В21J 13/02. Способ изготовления деталей типа «Стакан с фланцем»: № 2011124121/02: заявл. 15.06.2011 : опубл. 27.03.2013 / А.Э. Артес, Е.Н. Сосенушкин, В.В. Третьюхин, М.В. Бильчук; заявитель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования Московский государственный технологический университет "СТАНКИН".

32. Калпин, Ю.Г. Изотермическая штамповка поршней из сплава АЛ25. / Ю.Г. Калпин, Г.Б. Гершман, В.А. Кобяков, Я.И. Шерман, А.Н.Бурхина. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 1979. – № 2. – С. 12–14.

33. Семенов, Е.И. Ковка и штамповка. Справочник в 4-х т. Т. 2. Горячая штамповка / Под ред. Е. И. Семенова [и др.]. – М.: Машиностроение, 1986. – 592 с.

34. Yang, D. Y. Design of processes and products through simulation of three-dimensional extrusion / D. Y. Yang, K.J. Kim // J Mater Process Technol. – 2007. – Nr 191. – P. 2–6.

35. Горохов, Ю.В. Компьютерное моделирование процессов горячей объемной штамповки алюминиевых сплавов / Ю.В. Горохов, И.Л. Константинов // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2017. – № 11–1. – С. 101–109.

36. Нестеров, В.С. Точная объемная изотермическая штамповка алюминиевых и магниевых сплавов. / В.С.Нестеров, Л.Ф. Еманов, В.Е. Кропинов, И.Ю.Шичков. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 1989. – № 5. – с. 17-19.

37. Перфилов В.И., Петров П.А. Двухпозиционный штамп для изготовления изотермической штамповки. Патент на полезную модель RU 45659 U 1, 27.05.2005. Заявка № 2004136045/22 от 09.12.2004

38. Изаков, И.А. Нагревательные установки для изотермического деформирования. Часть 1. Типы установок. / И.А. Изаков, Д.В. Капитаненко, С.А. Сидоров, Е.С.Чеботарева // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2019. – № 3. – с. 23-32.

39. Патент № 2475329 С1 Российская Федерация, МПК В21J 13/02, В21К 29/00. Штамповый блок для изотермического деформирования: № 2011135861/02: заявл. 29.08.2011: опубл. 20.02.2013 / И.А. Шур, Ю.С. Коротин, К.С. Иванов [и др.]; заявитель Открытое акционерное общество "Всероссийский институт легких сплавов" (ОАО "ВИЛС").

40. Вайсбурд, Р.А. Исследование условий образования утяжины и расчет ее формы при выдавливании материала в щелевую полость / Р.А. Вайсбурд, А.С. Партин // Известия вузов. Машиностроение. 1999. -№ 1. - С. 30-34.

41. Каплунов, Б.Г. Определение условий возникновения и устранения угловой утяжины / Б.Г. Каплунов, В.И. Одинокоев // Известия вузов. Черная металлургия - 1983, 5, 63.

42. Бильчук, М.В. Прогнозирование образования поверхностных дефектов фланцевой части поковок при горячей объемной штамповке / М.В. Бильчук, Е.Н. Сосенушкин // Вестник МГТУ "Станкин". – 2012. – № 4(23). – С. 44-48.

43. Petrov, P. Prevention of lap formation in near net shape isothermal forging technology of part of irregular shape made of aluminium alloy A92618 / P. Petrov, V. Perfilov, S. Stebunov // Journal of Materials Processing Technology. – 2006. – Vol. 177, No. 1-3. – P. 218-223. – DOI 10.1016/j.jmatprotec.2006.03.206.

44. **Фам, В.Н.** Анализ течения материала на границе разрыва скоростей при выдавливании полых осесимметричных изделий с фланцем / П.А. Петров,

В.Н. Фам, И.А Бурлаков // Третья международная научно-техническая конференция. «Павловские чтения». Сборник материалов. – М: ИМЕТ РАН, 2021, с. 78-79.

45. Алиева, Л.И. Силовые параметры комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева, К.В Гончарук // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 1 (40). – С.18–22.

46. Трусова, Е.А. Обратное выдавливание при различных условиях деформирования: Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.03.05/ Е.А. Трусова. / ТулГУ-М., 2002. –147 с.

47. Nikolay Biba. Closed die forging preform shape design using isothermal surfaces method / Nikolay Biba, Andrey Vlasov, Dmitry Krivenko, Alexey Duzhev, Sergey Stebunov // 23rd International Conference on Material Forming (ESAFORM 2020). Procedia Manufacturing 47 (2020) 268–273.

48. Алиева, Л.И. Прогнозирование дефектообразования при комбинированном выдавливании в разъемных матрицах. / Л.И.Алиева, И.С. Алиев, П.Б. Абхари, К.В.Гончарук // Известия ТулГУ. Технические науки. - 2014. - Вып. 10. Ч. 1., - р. 63÷67.

49. Александров, А.А. Холодное поперечно-прямое выдавливание стакана с коническим дном. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.05 / А. А. Александров. – Омск. – 2005. – 171 с.

50. **Фам, В.Н.** Моделирование технологического процесса изотермической штамповки полых изделий с фланцем / **В.Н. Фам**, П.А. Петров // Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности: Материалы Международной научно-технической конференции молодых ученых, Могилев, 28–29 октября 2021 года / Редколлегия: М.Е. Лустенков (гл. ред.) [и др.]. – 2021. – С. 63.

51. Tomasz, Milek. Effect of Workpiece Slenderness on the Numerical Flow Lines Distribution in the Cross-Section of a Circular-Symmetric Part Hot Die Forged with a Hammer. / M.Tomasz // Advances in Science and Technology Research Journal 2022, 16(6), 108–117.

52. Ишимов, А.С. Совершенствование методики описания реологических свойств стали и ее применение при моделировании горячей штамповки прямоугольных головок путевых шурупов с целью повышения их качества. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.05 / А.С. Ишимов. – Магнитогорск. – 2017. – 147 с.

53. Zhang, Y. Flow lines control of disk structure with complex shape in isothermal precision forging./ Y. Zhang, D. Shan, F. Xu // J. Mater. Process. Technol., 209 (2009) 745-753.

54. Shan, D. Research on local loading method for an aluminium-alloy hatch with cross ribs and thin webs./ D.Shan, W.Xu, Ch.Si, Y.Lu. // J. Mater. Process. Technol., 187-188 (2007) 480-485.

55. Kim, Y.H. An analysis of the forging processes for 6061 aluminum-alloy wheels. / Y.H. Kim, T.K. Ryou, H.J. Choi, B.B.Hwang // J. Mater. Process. Technol., 123 (2002) 270-276.

56. Вайсбурд, Р.А. Условие образования утяжины при обратном выдавливании и расчет ее формы. / Р.А. Вайсбурд, А.С.Партин // Известия вузов. Цветная металлургия. - 1999. - № 5. -С. 51-54.

57. Вайсбурд, Р.А. Исследование условий образования утяжины при закрытой прошивке и определение ее формы. / Р.А. Вайсбурд, А.С.Партин // Кузнечно-штамповочное производство. - 2000. - № 2. - С. 17-19.

58. Никитина, О.А. Разработка методики проектирования процесса штамповки алюминиевых панелей с односторонним оребрением на вертикальных гидравлических прессах. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.05 / О.А.Никитина. – М.: МИСиС – 2005. – 161 с.

59. Алиева, Л.И. Формообразование детали в процессе комбинированного радиально-обратного выдавливания. / Л.И. Алиева, Я.Г. Жбанков, Н.С. Грудкина //Сб. научных трудов: Обработка металлов давлением. - ДГМА.-2010.-С. 16-19.

60. Рябичева, Л.А. Моделирование радиально-прямого выдавливания поковки со сферической полостью и буртом Известия ТулГУ. / Л.А. Рябичева, Ю.Н. Никитин // Технические науки. - 2019. - Вып. 5, - стр. 197-203.

61. Алиева, Л.И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания. / Л.И. Алиева // Вестник Херсонского национального технического университета. Инженерные науки. 2016. – № 4 (59). – С.18–27.

62. Воронцов, А.Л. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением: учебное пособие: в 2 т. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. - Т. 2. – 441 с.

63. Бовтало, Я.Н. Прогнозирование возникновения дефекта – утяжины металла при комбинированном прямом, радиальном и обратном выдавливании детали типа «втулка с фланцем». / Я.Н. Бовтало // Известия ТулГУ. Технические науки.- 2010. Вып. 4. Ч. 2- с. 64–68.

64. Галкин, В.И. Об оценке возможностей и перспектив конечно-элементного анализа процессов обработки металлов давлением / В.И. Галкин // Технология легких сплавов – 2012. – № 2. – С. 9-21.

65. Hossein, J. Analysis of Deformation Behavior in Backward–Radial–Forward Extrusion Process / J. Hossein, S. Barzegar, A.Babaei // Transactions of the Indian Institute of Metals 68(2). April 2015.

66. Яковлев, С.С. Условие потери устойчивости стенки трубной заготовки из анизотропного материала. / С.С. Яковлев, Д.В.Дудка // Известия ТулГУ. Технические науки. 2011. – Вып. 1 – с.14-21.

67. Партин А.С. Система создания алгоритмов проектирования процессов обработки давлением и исследование условий образования дефектов при выдавливании. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.05 / А.С. Партин. – Екатеринбург. – 2000. – 169 с.

68. Иванов, К.М. Механика процессов обработки давлением: учебное пособие / К.М. Иванов, Н.И. Нестеров, Д.В. Усманов; Балт. гос. техн. ун-т. - СПб., 2012.- 299 с.

69. Бильчук, М.В. Повышение эффективности изготовления поковок сложной формы на основе совершенствования процессов горячей объемной штамповки в разъемных матрицах. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.02.09 / М.В.Бильчук. – Москва. – 2013. – 94 с.

70. Конечно-элементное моделирование технологических процессовковки и объемной штамповки: учебное пособие / [А.В.Власов и др.]; под ред. А.В.Власова. – М.: Издательство МГТУ им Н.Э.Баумана, 2019. – 383 с.

71. Бильчук М.В. Математическое моделирование при разработке ресурсосберегающей технологии штамповки деталей типа фланцев// Обработка металлов давлением: сборник научных трудов XIII Международной научно-технической конференции «Новые наукоемкие технологии, оборудование и оснастка для обработки металлов давлением». - Краматорск: ДГМА, 2010. - №1 (22). - С. 55- 59.

72. Lee, Y.S. The forming characteristics of radial-forward extrusion / Y.S. Lee, S.K. Hwang, Y.S. Chang, B.B.Hwang // Journal of Materials Processing Technology. – 2001. – №113. – P.136–140.

73. Галкин, В.И. Моделирование и оценка причин возникновения дефектов в процессе изотермической штамповки оребранных панелей из алюминиевых сплавов. / В.И. Галкин, А.Р. Палтиеич, А.Е.Шелест // Вестник МАИ. – 2017. – Т. 24. № 3. – С. 170-178.

74. Жаров М.В., Исследование характера течения металла при изотермической штамповке оребранных панелей из алюминиевых сплавов и разработка технологического процесса их производства. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.05 / М.В.Жаров. – Москва. – 2006. – 170 с.

75. Тищук, Л.И. Разработка методики проектирования процессов пластического формоизменения металлических плоских заготовок на основе компьютерного и физического моделирования. Диссертация на соискание ученой степени канд. тех. наук. / Л.И.Тищук. М.: МИСиС – 2018. – 179 с.

76. Шкира, А.В. Совершенствование технологических процессов штамповки деталей с фланцем и отростком на основе применения способов комбинированного выдавливания. Диссертация на соискание учёной степени кандидата технических наук, 05.03.05 / А.В. Шкира. – Краматорск. – 2016. – 246 с.

77. Shan, D. B. Study on isothermal precision forging technology for a cylindrical aluminium-alloy housing / D.B. Shan, Z. Wang, Y. Lu, K.M.Xue // Journal of Materials Processing Technology 72 (1997) 403–406.

78. Смирнов, О.М. Реологические модели как основной элемент моделирования процессов обработки металлов давлением / О.М.Смирнов, С.А.Тулупов, М.А.Цепин, Н.Л.Лисунец, В.В.Бегнарский, Чыонг Ан Нгуен// Вестник МГТУ им. Г.И.Носова. 2008. №3. С. 45 – 52.

79. Abbod, M. F. Evolutionary computing for metals properties modelling / M.F. Abbod, M. Mahfouf, D.A. Linkens, C.M.Sellars // Materials Science Forum, 2007.

80. Abbod, M.F. Validation and generalization of hybrid models for flow stress and recrystallization behaviour of aluminium-magnesium alloys. / M.F. Abbod, C.M. Sellars, D.A. Linkens, Q. Zhu, M.Mahfoul // Mat.Sci.Eng., Part A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing., A395 (2005) 35-46

81. Зюзин В.И., Бровман М.Я., Мельников А.Ф. Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. М.: изд-во «Металлургия», 1964.

82. Фридляндер И.Н. Высокопрочные деформируемые алюминиевые сплавы. М.: Оборонгиз, - 1960. – 290 с.

83. Характеристика материала АМг6. [электронное издание] URL: http://www.splav-kharkov.com/mat_start.php?name_id=1433 (дата обращения: 16.01.2023).

84. Xu, S. Effect of dynamic strain aging on the microstructure and mechanical properties of a reactor pressure vessel steel / S. Xu, X., Wu E. Han, W. Ke // Materials Science and Engineering. A. 2014. V. 596. P. 25-31.

85. **Фам, В.Н.** Моделирование программ монотонного нагружения с постоянной скоростью деформации на современной испытательной машине / П.А. Петров, **В.Н. Фам**, Б.Ю. Сапрыкин, Удай Шенкер Диксит // Технология легких сплавов. – 2021. – № 3. – С. 45-52. – DOI 10.24412/0321-4664-2021-3-45-52.

86. **Fam, V.N.** Improvement of the reliability and efficiency of measurements of the deformation parameters of aluminum alloys using a universal testing machine /

P.A. Petrov, **V.N. Fam**, I.A. Burlakov [et al.] // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2022. – Vol. 51. – No 3. – P. 277-285. – DOI 10.3103/S105261882202011X.

87. Charpentier, P.L. Characterization and Modelling of High Temperature Flow Behavior of Aluminum Alloy 2024. / P.L. Charpentier, B.C. Stone, S.C. Ernst, J.R. Thomas // Met.Trans. A. 1986. V. 17. P. 2227.

88. Ebrahimi, R. A new method for evaluation of friction in bulk metal forming. / R. Ebrahimi, A. Najafizadeh // J Mater Process Technol. 2004. V. 152 (2). P. 136.

89. Szeliga, D. Inverse analysis for identification of rheological and friction models in metal forming. / D.Szeliga, J.Gawad, M.Pietrzyk. // Computer methods in applied mechanics and engineering. 2006. V. 195. P. 6778

90. **Фам, В.Н.** Построение кривых текучести алюминиевых сплавов системы Al-Mg на основе натурного и вычислительного экспериментов / П.А. Петров, **В.Н.Фам**, Ву Чонг Бач [и др.] // Технология металлов. – 2022. – № 5. – С. 42-51. – DOI 10.31044/1684-2499-2022-0-5-42-51.58

91. Бергеман, Г.В. Экспериментальное исследование сопротивления деформации сталей и определение параметров упрочнения-разупрочнения при горячей обработке давлением / Г.В. Бергеман, С.Ф. Соколов, В.В. Андреев // Обработка материалов давлением. 2015. № 2 (41).

92. Erpalov, M. V. Examination of hardening curves definition methods in torsion test / M.V. Erpalov, E.A. Kungurov //Solid state Phenomena, vol. 284, Trans Tech Publications, Ltd., Oct. 2018, pp. 598–604. Crossref, doi:10.4028/www.scientific.net/ssp.284.598.

93. Bodunrin, M.O. Flow stress prediction using hyperbolic-sine Arrhenius constants optimised by simple generalised reduced gradient refinement. / M.O. Bodunrin // Journal of Materials Research and Technology. 2020. V. 9. Iss. 2. P. 2376.

94. Чурюмов, А.Ю. Расчет предела текучести и деформационного упрочнения алюминиевых сплавов по параметрам структуры: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.16.01 / А.Ю. Чурюмов– Москва, 2008. – 141 с.

95. Лебедин, М.А. Динамический механизм температурной зависимости эффекта Портевена–Ле Шателье. / М.А. Лебедин, Л.Р. Дунин-Барковский // Физика твердого тела, 1998, том 40, № 3.
96. Benallal, A. Effects of strain rate on the characteristics of PLC deformation bands for AA5083-H116 aluminium alloy / A. Benallal, T. Berstad, T. Børvik, O.S. Hopperstad, R. Nogueira de Codes //Philosophical Magazine Vol. 88, Nos. 28–29, 1–11 October 2008, 3311–3338.
97. Mogucheva, A. The Portevin–Le Chatelier effect in an Al-Mg alloy / A. Mogucheva, M. Saenko, R. Kaibyshev //AIP Conference Proceedings 1783, 020156 (2016).
98. Кроха В.А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации /В.А. Кроха. М.: Машиностроение, 1968. – 131 с.
99. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов /Л.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М.Галкин. М.: Металлургия, 1983. – 352 с.
100. Микляев П.Г. Механические свойства легких сплавов при температурах и скоростях обработки давлением: справочник /П.Г. Микляев. М.: Металлургия, 1994. – 288 с.
101. Буркин С.П. Сопротивление деформации сплавов Al и Mg: справочное пособие /С.П. Буркин, Н.А. Бабайлов, Б.В. Овсянников. Екатеринбург: УрФУ, 2010. 344 с.
102. Atlas of stress-strain curves. 2nd ed. By Y.Tamarin. OH.: ASM International. 2002 - 816 p.
103. Корягин, Ю.Д. Разупрочнение нагартованного сплава АМг6 при скоростном нагреве в интервале температур 100...300°С / Ю.Д. Корягин // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Металлургия. – 2012. – № 15(274). – С. 108-111.
104. Ву Чонг Бач. Совершенствование технологии изготовления осесимметричных тонкостенных изделий на основе применения метода интенсивной пластической деформации. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, 05.02.09 / Ву Чонг Бач. – Москва. – 2021. – 134 с.

105. Петров, А.Н. Эволюция микроструктуры технического титана ВТ1-0 при интенсивной пластической деформации / А.Н. Петров, И.А. Бурлаков, Ч. Б. Ву, Б.А. Логинов // Цветные металлы, 2019. - №. 6. - С. 71-77.

106. **Фам, В.Н.** Программа для построения "изотермической" кривой текучести и расчета коэффициентов математической модели сопротивления деформации. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2021664070 от 14.09.2021 Петров П.А., **В.Н. Фам**.

107. Петров П.А. Методика исследования сопротивления деформации при двухэтапном монотонном нагружении. / П.А. Петров // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2019. – № 5. – С. 157-174.

108. Потапенко, К.Е. Определение модели сопротивления деформации по изотермическим кривым текучести. / К.Е. Потапенко, В.И. Воронков, П.А. Петров // Заготовительные производства в машиностроении. – 2013. – № 8. – С. 32-38.

109. **Фам, В.Н.** Выбор математической функции для описания сопротивления деформации алюминиевых сплавов системы Al-Mg / П.А. Петров, **В.Н. Фам** // Автоматизированное проектирование в машиностроении. – 2022. – № 12. – С. 25-28. – DOI 10.26160/2309-8864-2022-12-25-28.

110. Razali, M.K. A new approach of predicting dynamic recrystallization using directly a flow stress model and its application to medium Mn steel. / M.K. Razali, M.S. Joun // Journal of Materials Research and Technology Volume 11, March–April 2021, Pages 1881-1894.

111. Xue, Li. New approach for modeling flow stress of aluminum alloy 6A10 considering temperature variation. / Li Xue, Wu Lai, Chen Jun, Zhang Hong // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. Volume 20, Issue 8, August 2010, Pages 1482-1487.

112. Xiao, H. Flow stress correction for hot compression of titanium alloys considering temperature gradient induced heterogeneous deformation. / H.Xiao, X.G. Fan, M. Zhan, B.C. Liu, Z.Q. Zhang // Journal of Materials Processing Tech., Volume 288, February 2021, 116868.

113. Marquardt, D. An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters. / D.Marquardt // Journal for the Society of Industrial and Applied Mathematics, 11 (1963) 431-441.

114. Петров, П.А. Исследование трения при горячей изотермической деформации алюминиевого сплава АМг6 / П.А. Петров, М.А. Петров, В.И.Перфилов // Кузнечно-штамповочное производство. М.: 2004, №3, с. 15–17.

115. **Фам, В.Н.** Моделирование горячей изотермической штамповки полых осесимметричных изделий с фланцем / **В.Н. Фам**, П.А. Петров // XXXIII Международная инновационная конференция молодых ученых и студентов по проблемам машиноведения (МИКМУС - 2021) : Труды конференции, Москва, 30 ноября – 02 2021 года. – Москва: Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, 2021. – С. 82-88.

116. **Fam, V.N.** Study of the Temperature and Strain Rate Effects on the Structure of Materials in Metal Formation of Nonferrous Hybrid Blanks / P. A. Petrov, I. A. Burlakov, **V.N. Fam**, K. T. Nguyen, P. T. D. Vo, and R. Yu. Sukhorukov. // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2022. – Vol. 51. – No 6. – P. 582-589.

117. **Фам, В.Н.** Построение кривых текучести сплава АМг6 с применением метода постановки обратной задачи / **В.Н. Фам**, П.А. Петров // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2021. – № 4(75). – С. 104-109.

118. **Фам, В.Н.** Построение кривых текучести алюминиевого сплава АМг5 на основе натурного и вычислительного экспериментов / П.А. Петров, **В.Н. Фам**, И.А. Бурлаков [и др.] // Технология легких сплавов. – 2022. – № 2. – С. 65-74. – DOI 10.24412/0321-4664-2022-2-65-74.

119. **Фам, В.Н.** Повышение надежности и эффективности измерений параметров деформации алюминиевых сплавов на универсальной испытательной машине / П.А. Петров, **В.Н. Фам**, И.А. Бурлаков [и др.] // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2022. – № 3. – С. 102-112. – DOI 10.31857/S0235711922020110.

120. **Фам, В.Н.** Исследование влияния температурно-скоростных режимов деформации на структуру материалов в процессе формообразования гибридных заготовок из цветных сплавов / П.А. Петров, И.А. Бурлаков, **В.Н. Фам** [и др.] // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2022. – № 6. – С. 104-112. – DOI 10.31857/S0235711922050121.

121. **Фам, В.Н.** Напряжения текучести и изменение структуры при пластической деформации заготовок из порошкового алюминиевого сплава RS-356 / П.А. Петров, Ф.Т.Д. Во, **В.Н. Фам** [и др.] // Технология легких сплавов. – 2022. – № 4. – С. 7-15.

122. **Фам, В.Н.** Построение кривых текучести алюминиевого сплава RS356 на основе натурного и вычислительного эксперимента / П.А. Петров, И.А. Бурлаков, **В.Н. Фам** [и др.] // Технология легких сплавов. – 2023. – № 1. – С. 63-69.

123. **Fam, V.N.** Plotting of Yield Curves for Al–Mg Aluminum Alloys Using Full-Scale and Computational Experiments / P.A. Petrov, **V.N. Fam**, T.B. Vu [et al.] // Russian Metallurgy (Metally) - Vol. 2022, No. 13. - P. 1781-1788.

124. **Fam, V.N.** Improvement of the Reliability and Efficiency of Measurements of the Deformation Parameters of Aluminum Alloys Using a Universal Testing Machine / P.A. Petrov, **V.N. Fam**, I.A. Burlakov [et al.] // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2022. – Vol. 51. – No 3. – P. 277-285. – DOI 10.3103/S105261882202011X.

125. **Фам, В.Н.** Формообразование гибридных заготовок из алюминиевых сплавов осадкой с кручением / П.А. Петров, **В.Н. Фам**, И.А. Бурлаков, Х.Т. Нгуен // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2023. – № 3. – С. 105-111.

126. **Фам, В.Н.** Исследование сопротивления деформации алюминиевого сплава RS-356 (ALSI7MG) после селективного лазерного сплавления. / П.А. Петров, **В.Н. Фам** // Всероссийская научно-техническая конференция студентов и аспирантов «Современные технологии обработки металлов и средства их автоматизации» (12 октября 2021 г.): сборник тезисов. Тула: Изд-во ТулГУ, 2021. с. 39-40.

127. **Фам, В.Н.** Кривые текучести сплава АМгЗ для имитационного моделирования горячей изотермической штамповки. / **В.Н. Фам**, П.А. Петров // Научно-техническая конференция «Современные тенденции развития

инструментальных систем и металлообрабатывающих комплексов». сборник трудов / под редакцией В.А. Лебедева; Донской государственный технический университет. – Ростов-на-Дону: ДГТУ, 2022. – С. 398.

128. **Фам, В.Н.** Прогнозирование значения силы деформирования на этапе разработки технологического процесса штамповки / **В.Н. Фам**, П.А. Петров // Научная инициатива иностранных студентов и аспирантов: Сборник докладов II Международной научно-практической конференции, Томск, 26–28 апреля 2022 года. – Томск: Национальный исследовательский Томский политехнический университет, 2022. – С. 587-591.

129. **Фам, В.Н.** Программа для прогнозирования напряжения текучести алюминиевых сплавов системы Al-Mg. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2022615932 от 15.04.2022 Петров П.А., **В.Н. Фам**.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ «Программа для построения изотермической кривой текучести и расчета коэффициентов математической модели сопротивления деформации»

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2021664799

Программа для построения «изотермической» кривой
текучести и расчета коэффициентов математической
модели сопротивления деформации

Правообладатель: *Федеральное государственное автономное
образовательное учреждение высшего образования
«Московский политехнический университет»
(Московский Политех) (RU)*

Авторы: *Петров Павел Александрович (RU), Фам Ван Нгок
(VN)*

Заявка № 2021664070

Дата поступления 08 сентября 2021 г.

Дата государственной регистрации

в Реестре программ для ЭВМ 14 сентября 2021 г.



Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Г.П. Ильин

**Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ
«Программа для прогнозирования напряжения текучести алюминиевых
сплавов системы Al-Mg»**

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО
о государственной регистрации программы для ЭВМ
№ 2022616617

**Программа для прогнозирования напряжения текучести
алюминиевых сплавов системы Al-Mg**

Правообладатель: *Федеральное государственное автономное
образовательное учреждение высшего образования
«Московский политехнический университет»
(Московский Политех) (RU)*

Авторы: *Петров Павел Александрович (RU), Фам Ван Нгок
(VN)*



Заявка № **2022615932**
Дата поступления **07 апреля 2022 г.**
Дата государственной регистрации
в Реестре программ для ЭВМ **15 апреля 2022 г.**

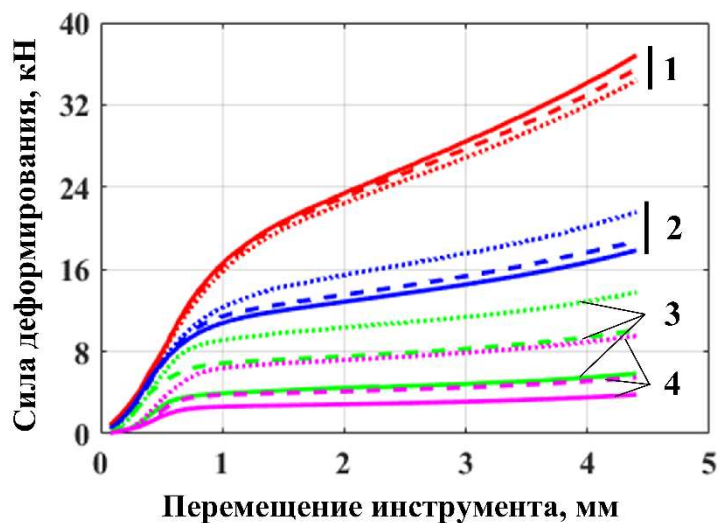
*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 65b500077b214c18702a94edbd24145d5c7
Владимир Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 26.05.2022 по 26.05.2023

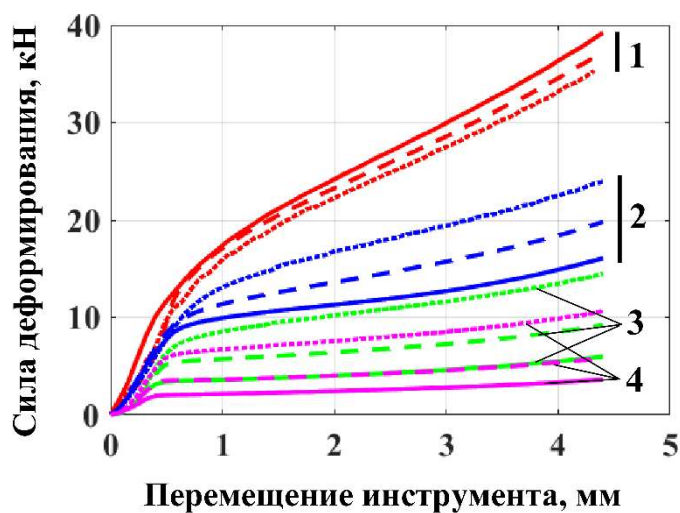
Ю.С. Зубов

ПРИЛОЖЕНИЕ 2

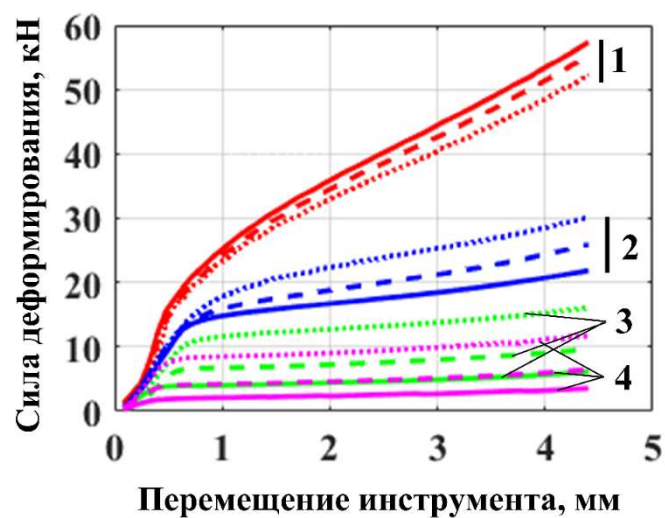
Индикаторные диаграммы и экспериментальные кривые текучести сплавов АМг2, АМг3 и АМг5



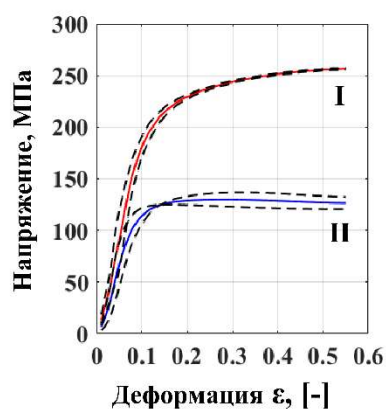
Индикаторные диаграммы, полученные при сжатии цилиндрических образцов
сплава АМг2: 1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C,
— - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹



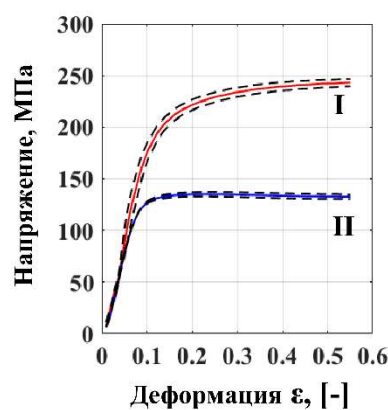
Индикаторные диаграммы, полученные при сжатии цилиндрических образцов
сплава АМг3: 1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C,
— - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹



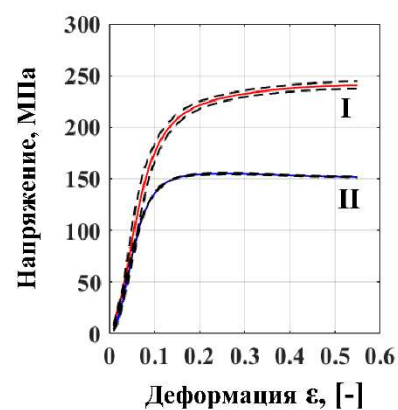
Индикаторные диаграммы, полученные при сжатии цилиндрических образцов сплава АМг5: 1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C,
 — - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹



а) 0,001 с⁻¹



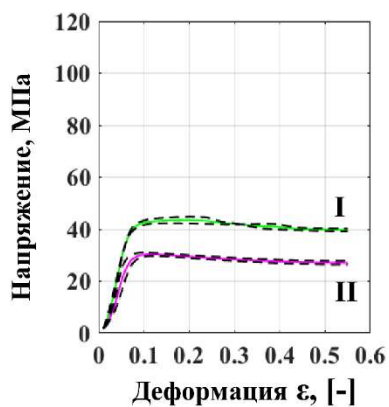
б) 0,01 с⁻¹



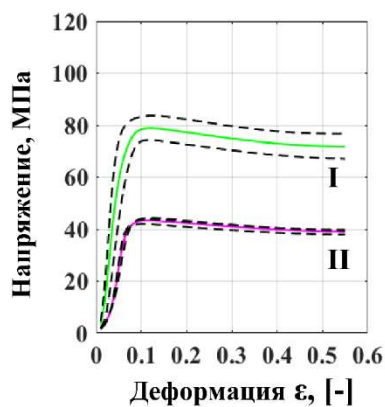
в) 0,4 с⁻¹

(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,
 I – 20 градусов, II – 300 градусов)

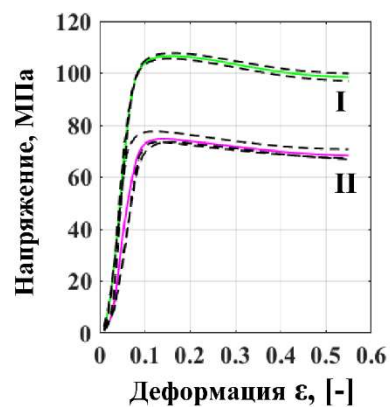
Экспериментальные кривые текучести сплава АМг2 при температурах 20 и 300 °С



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



б) $0,01 \text{ с}^{-1}$

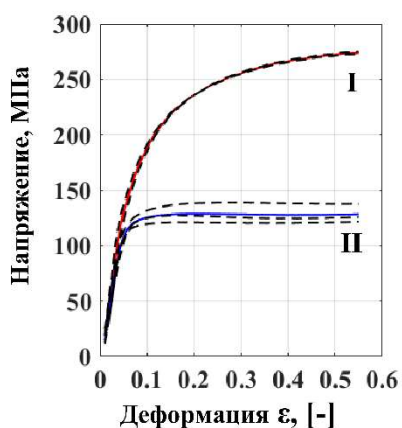


в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

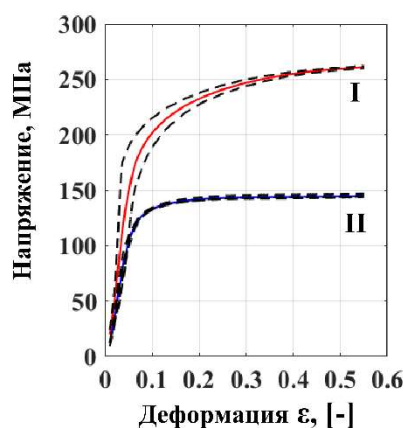
(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,

I – 400 градусов, II – 450 градусов)

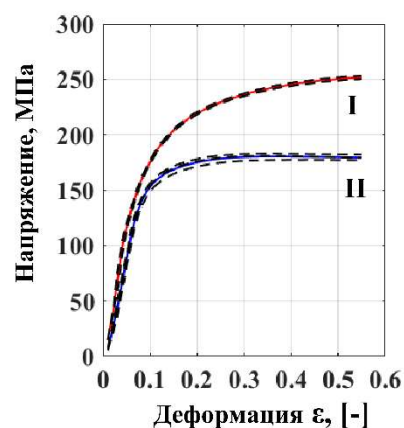
Экспериментальные кривые текучести сплава АМг2 при температурах 400 и 450 °С



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



б) $0,01 \text{ с}^{-1}$

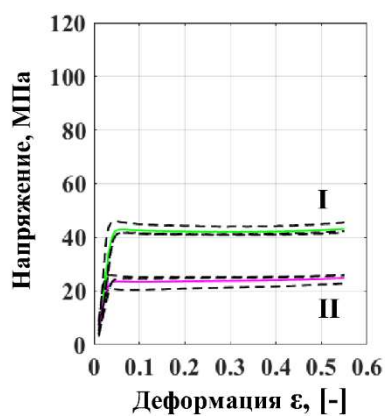


в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

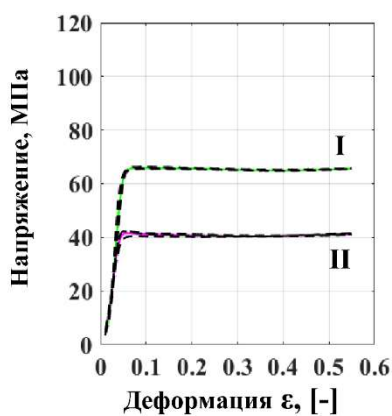
(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,

I – 20 градусов, II – 300 градусов)

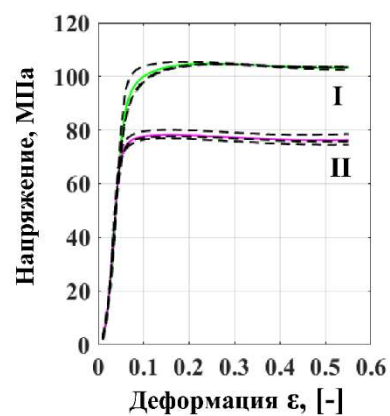
Экспериментальные кривые текучести сплава АМг3 при температурах 20 и 300 °С



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



б) $0,01 \text{ с}^{-1}$

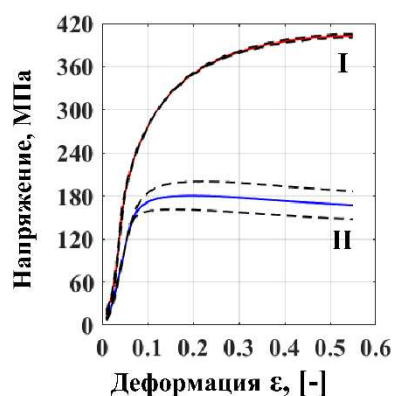


в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

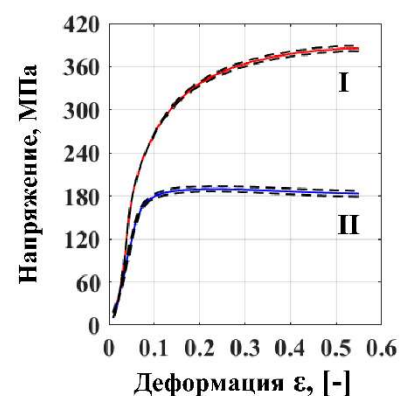
(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,

I – 400 градусов, II – 450 градусов)

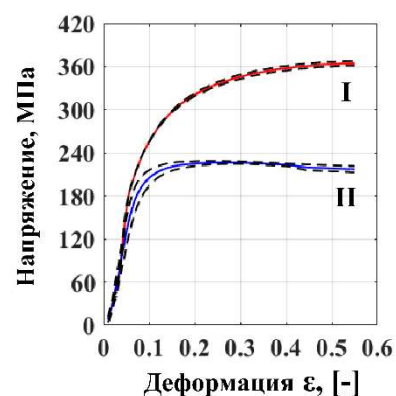
Экспериментальные кривые текучести сплава АМгЗ при температурах 400 и 450 °С



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



б) $0,01 \text{ с}^{-1}$

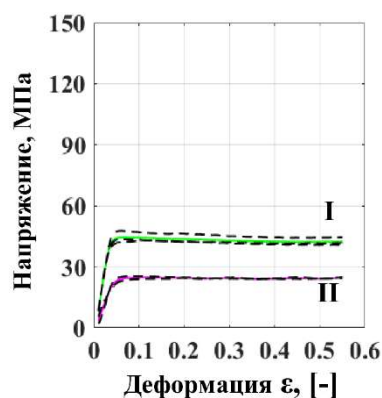


в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

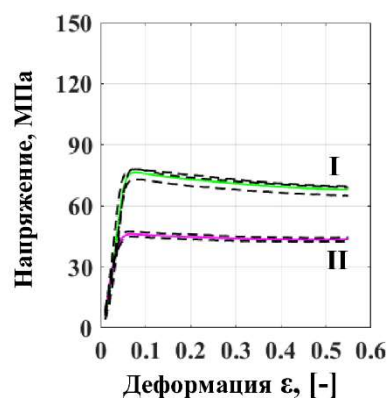
(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,

I – 20 градусов, II – 300 градусов)

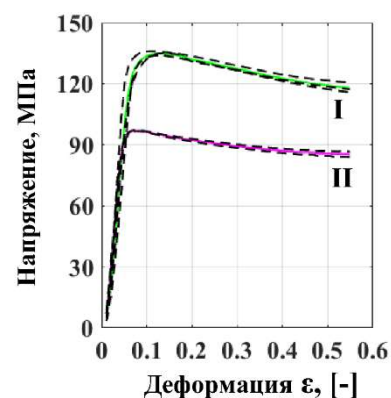
Экспериментальные кривые текучести сплава АМг5 при температурах 20 и 300 °С



а) $0,001 \text{ c}^{-1}$



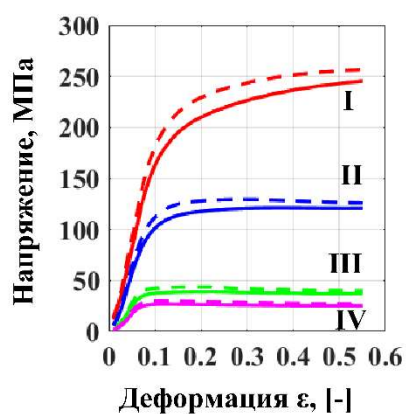
б) $0,01 \text{ c}^{-1}$



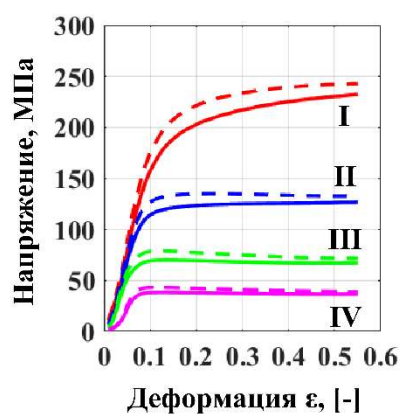
в) $0,4 \text{ c}^{-1}$

(---экспериментальные кривые, — средние экспериментальные кривые,
I – 400 градусов, II – 450 градусов)

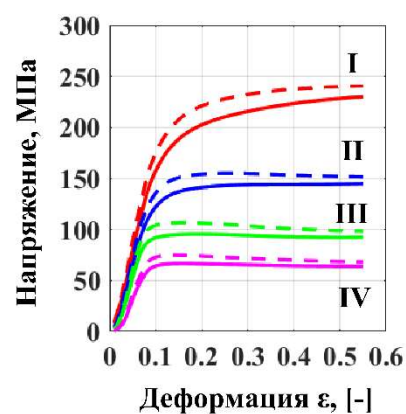
Экспериментальные кривые текучести сплава АМг5 при температурах 400 и
450 °С



а) $0,001 \text{ c}^{-1}$



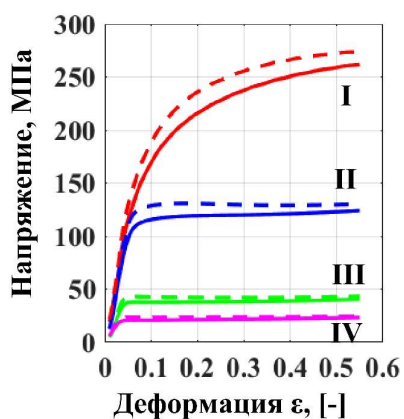
б) $0,01 \text{ c}^{-1}$



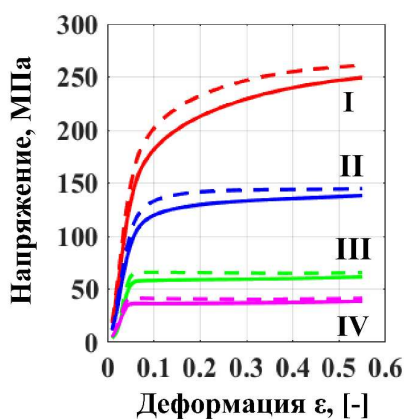
в) $0,4 \text{ c}^{-1}$

(--- экспериментальная кривая, — изотермическая кривая без проверки
вычислительным экспериментом (без учета КЭМ),
I – 20 °С, II – 300 °С, III – 400 °С, IV – 450 °С)

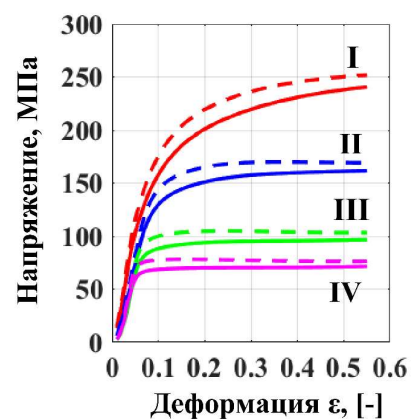
Сравнение экспериментальных и изотермических кривых текучести при
сжатии образцов сплава АМг2



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



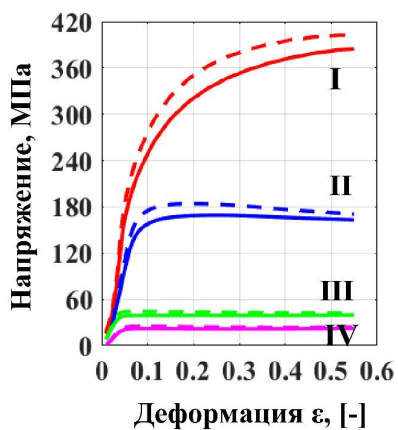
б) $0,01 \text{ с}^{-1}$



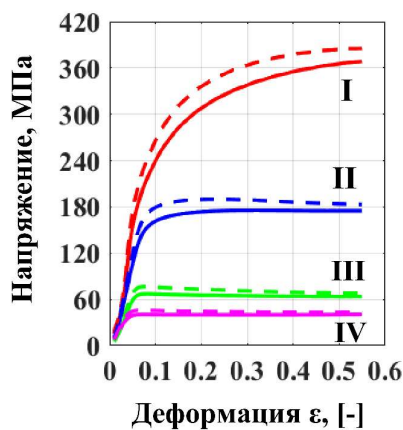
в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

(--- экспериментальная кривая, — изотермическая кривая без проверки
вычислительным экспериментом (без учета КЭМ),
I – 20°C , II – 300°C , III – 400°C , IV – 450°C)

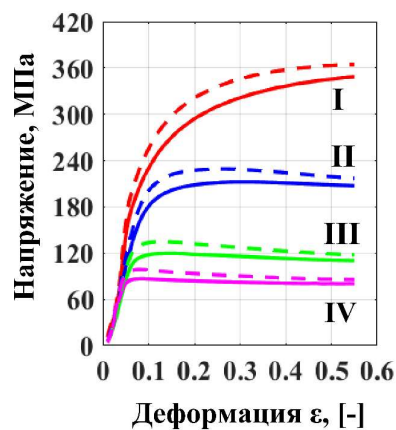
Сравнение экспериментальных и изотермических кривых текучести при
сжатии образцов сплава АМг3



а) $0,001 \text{ с}^{-1}$



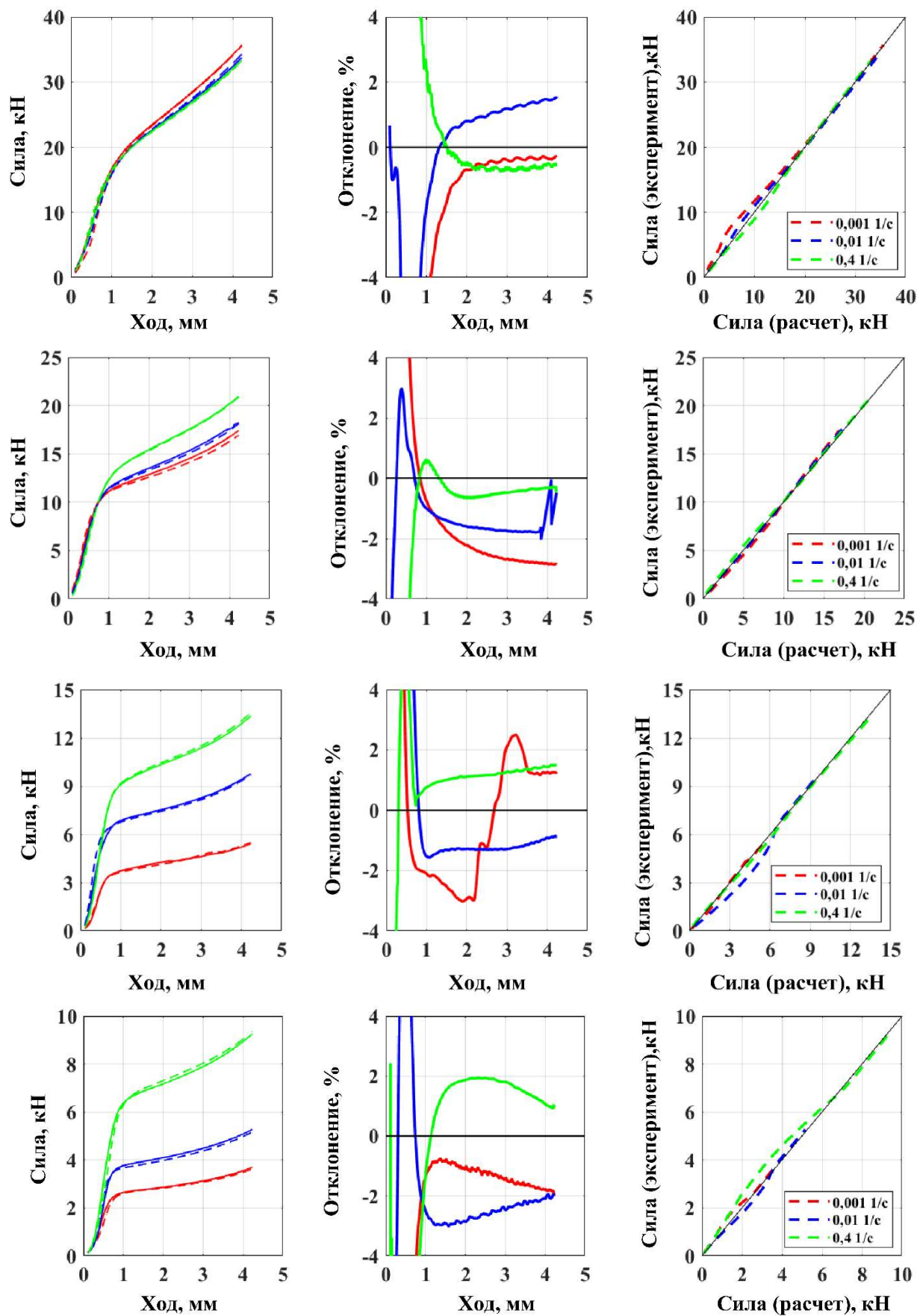
б) $0,01 \text{ с}^{-1}$



в) $0,4 \text{ с}^{-1}$

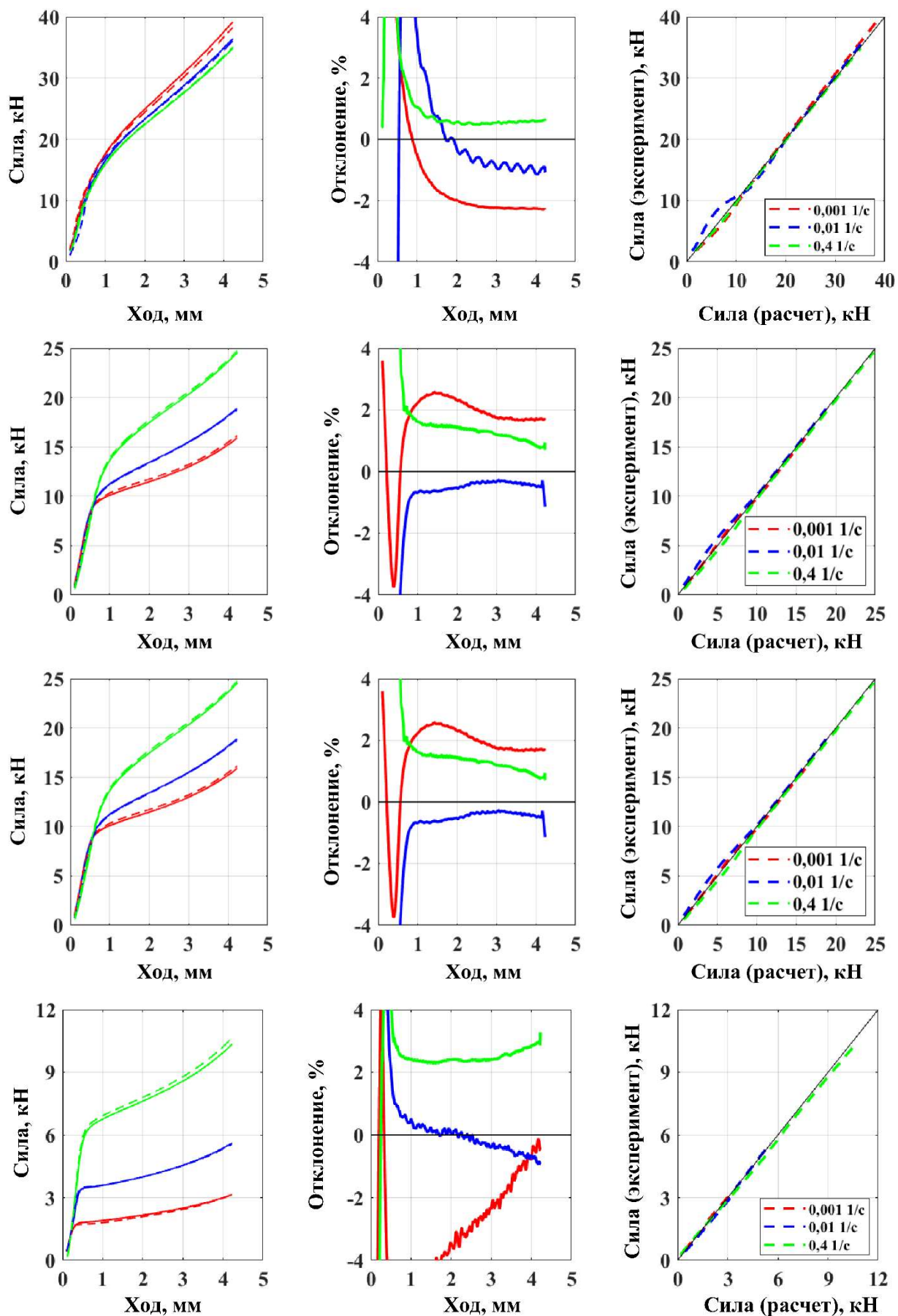
(--- экспериментальная кривая, — изотермическая кривая без проверки
вычислительным экспериментом (без учета КЭМ),
I – 20°C , II – 300°C , III – 400°C , IV – 450°C)

Сравнение экспериментальных и изотермических кривых текучести при
сжатии образцов сплава АМг5



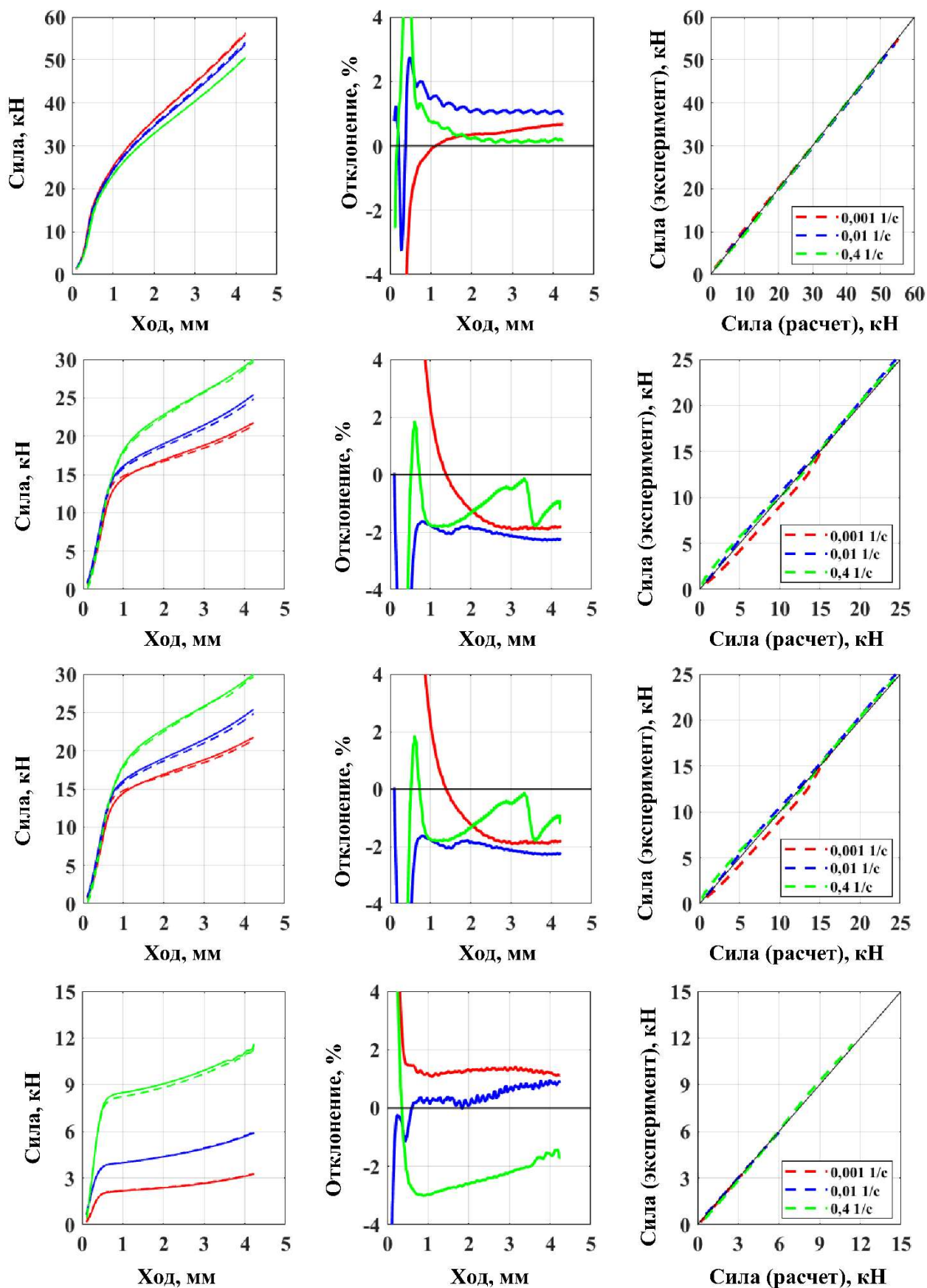
(--- эксперимент; — расчет (КЭМ))

Результаты вычислительного эксперимента для сплава АМг2 в ПО QForm при температуре 20 °С, 300 °С, 400 °С, 450 °С

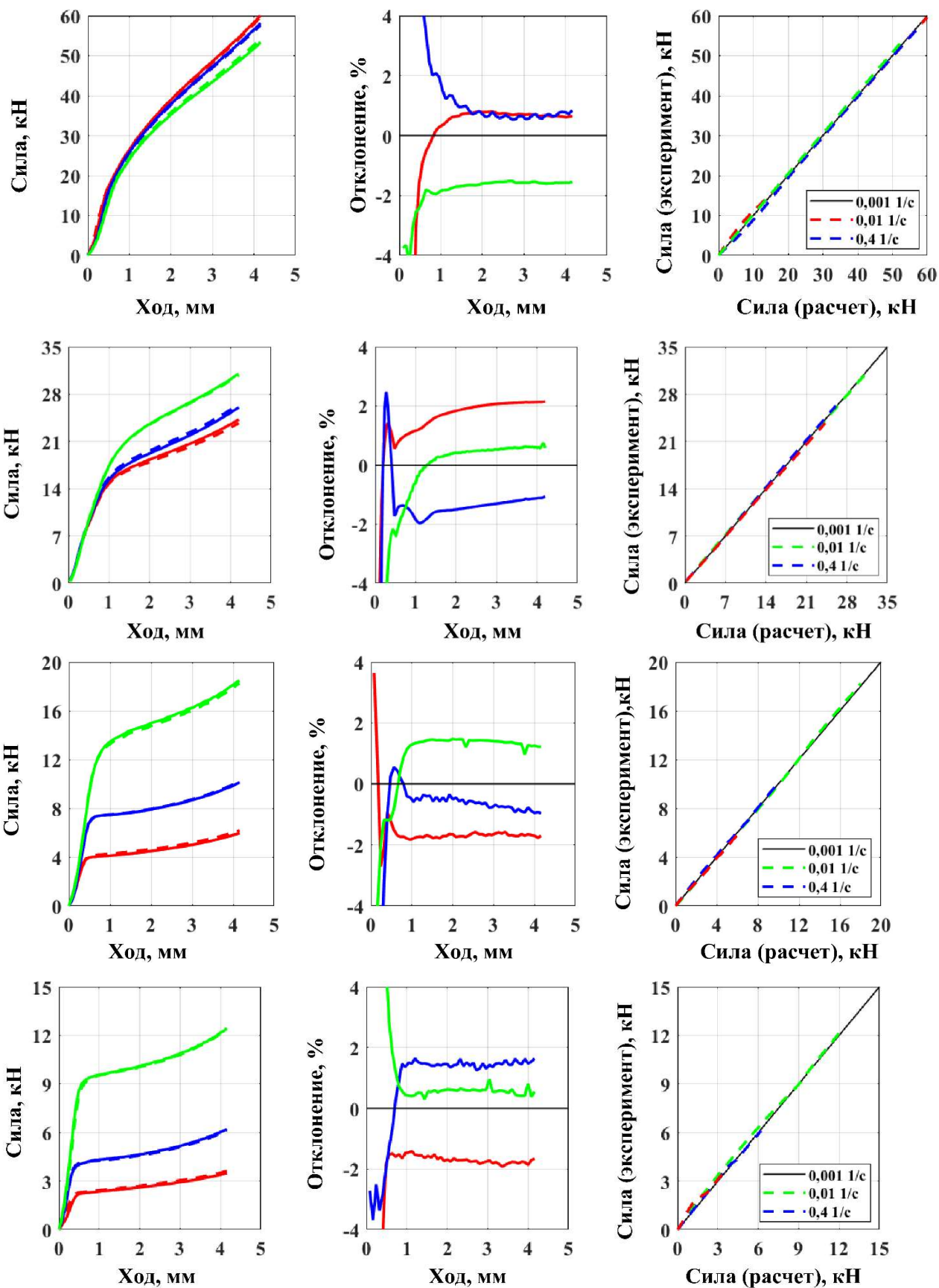


(--- эксперимент; — расчет (КЭМ))

Результаты вычислительного эксперимента для сплава АМгЗ в ПО QForm при
температуре 20 °С, 300 °С, 400 °С, 450 °С

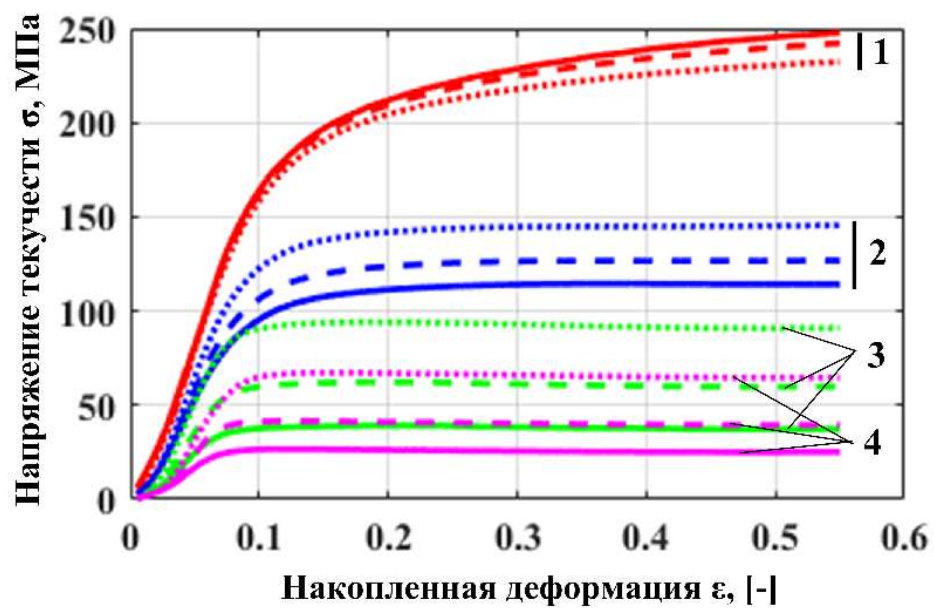


Результаты вычислительного эксперимента для сплава АМг5 в ПО QForm при температуре 20 °С, 300 °С, 400 °С, 450 °С



(--- эксперимент; — расчет (КЭМ))

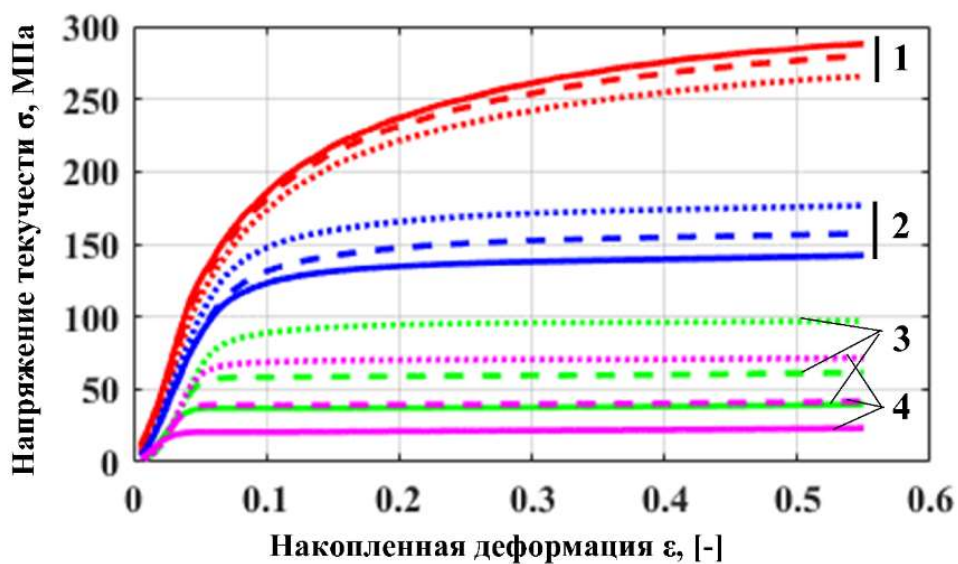
Результаты вычислительного эксперимента для сплава АМгб в ПО QForm при температуре 20 °С, 300 °С, 400 °С



Изотермические кривые текучести сплава АМг2 (после проведения вычислительного эксперимента):

1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C;

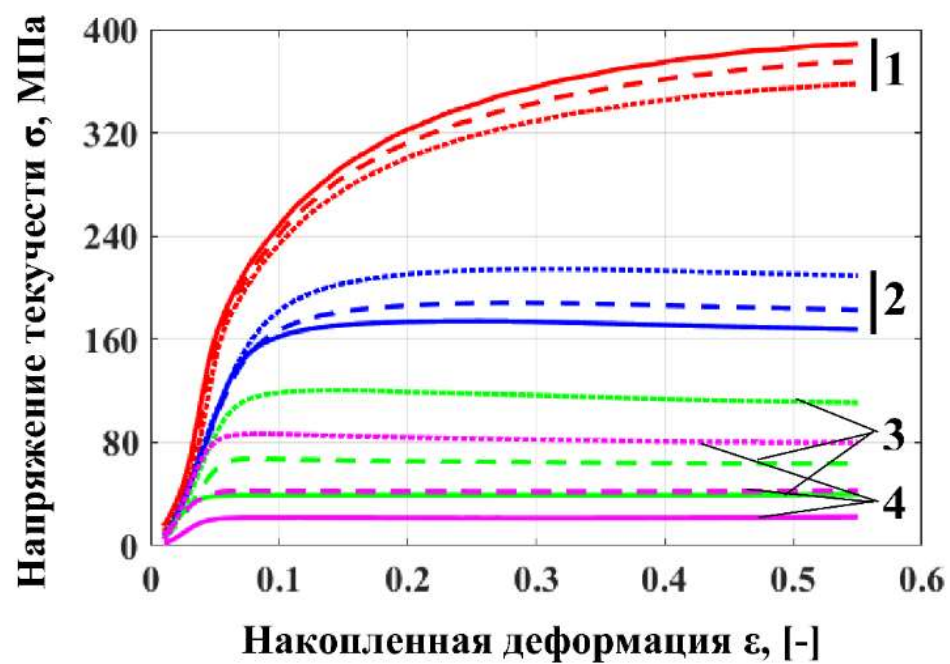
— - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹



Изотермические кривые текучести сплава АМг3 (после проведения вычислительного эксперимента):

1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C;

— - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹

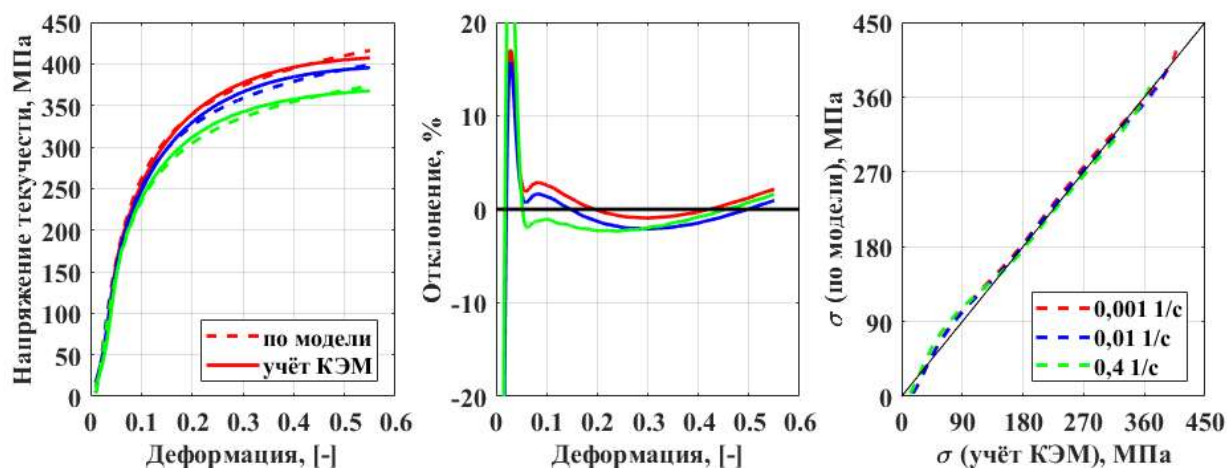


Изотермические кривые текучести сплава АМг5 (после проведения вычислительного эксперимента):

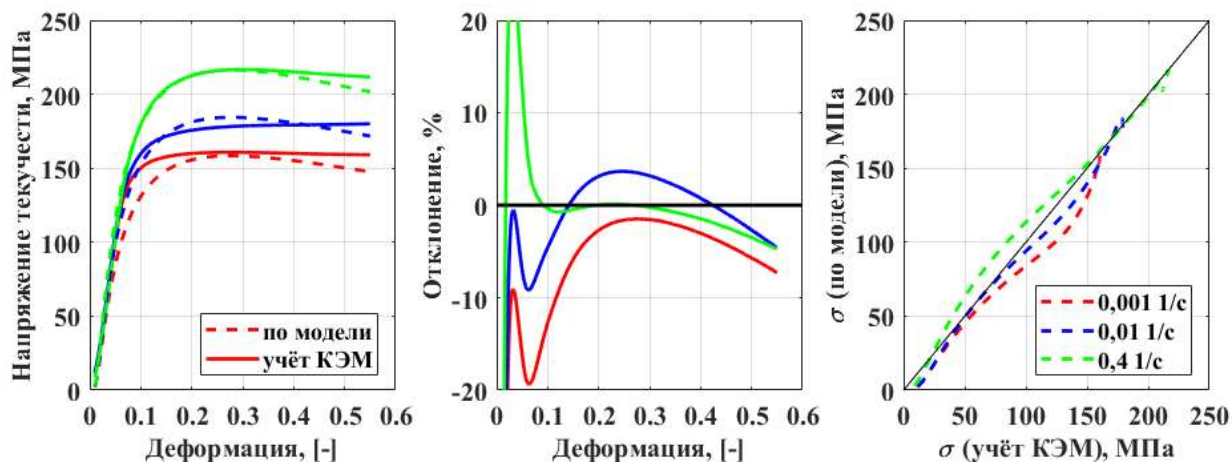
1 - 20°C; 2 - 300°C; 3 - 400°C; 4 - 450°C;

— - 0,001 с⁻¹; - - - 0,01 с⁻¹; - 0,4 с⁻¹

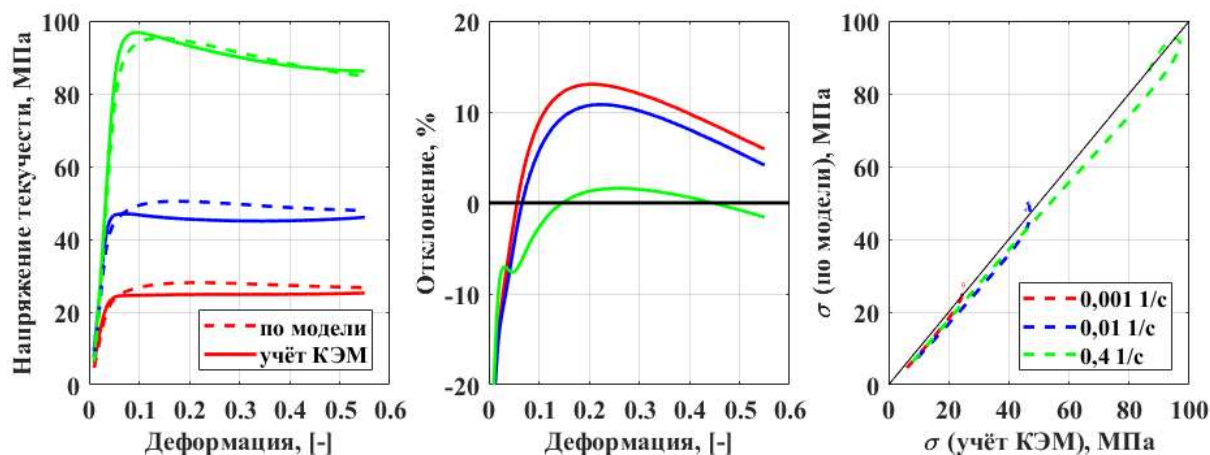
**Сравнение расчетных кривых текучести, полученных по модели
(формула (1.2), таблица 3.2), с изотермическими кривыми текучести,
полученными экспериментально с учетом результатов вычислительного
эксперимента в ПО QForm (с учетом КЭМ)**



а) температура 20 °С, сплав АМг6

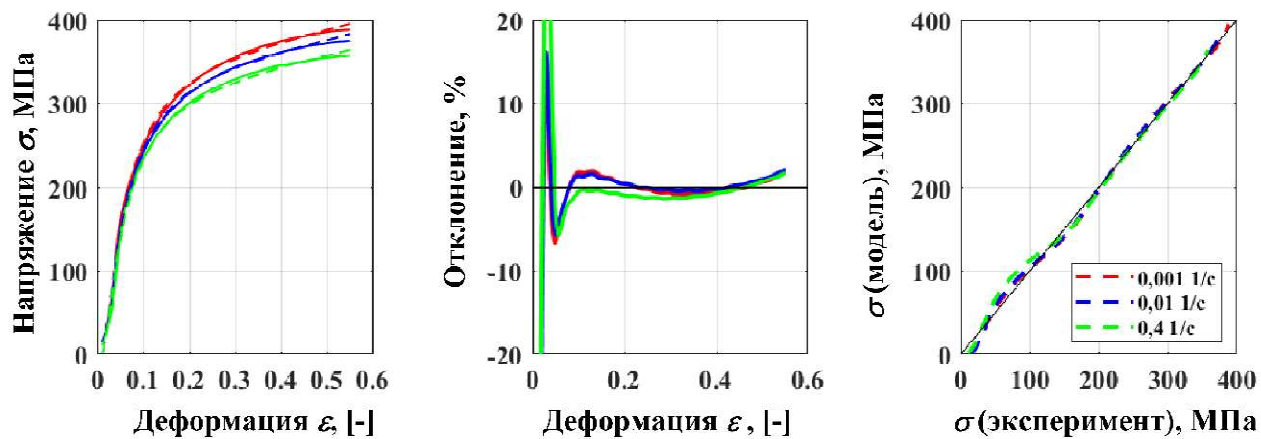


б) температура 300 °С, сплав АМг6

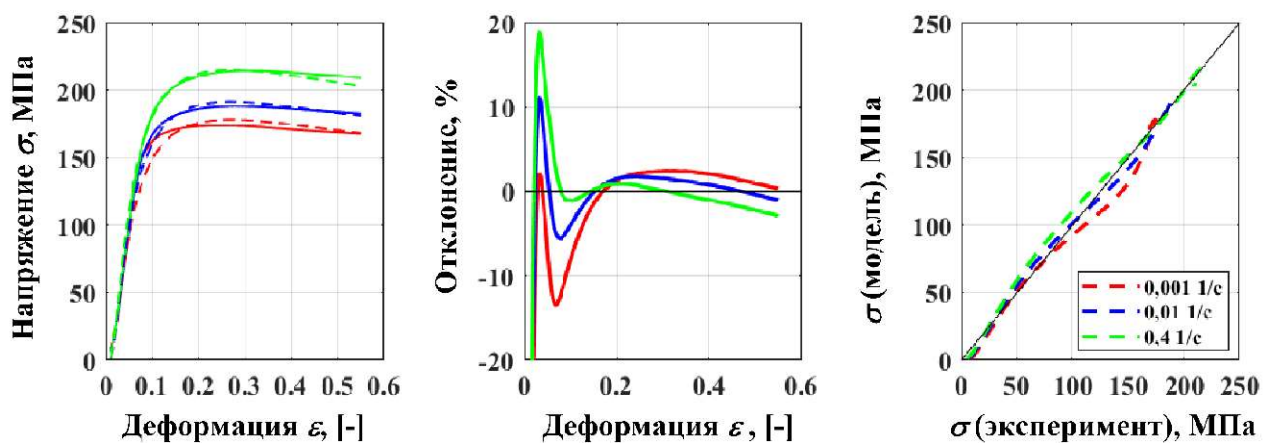


в) температура 400 °С, сплав АМг6

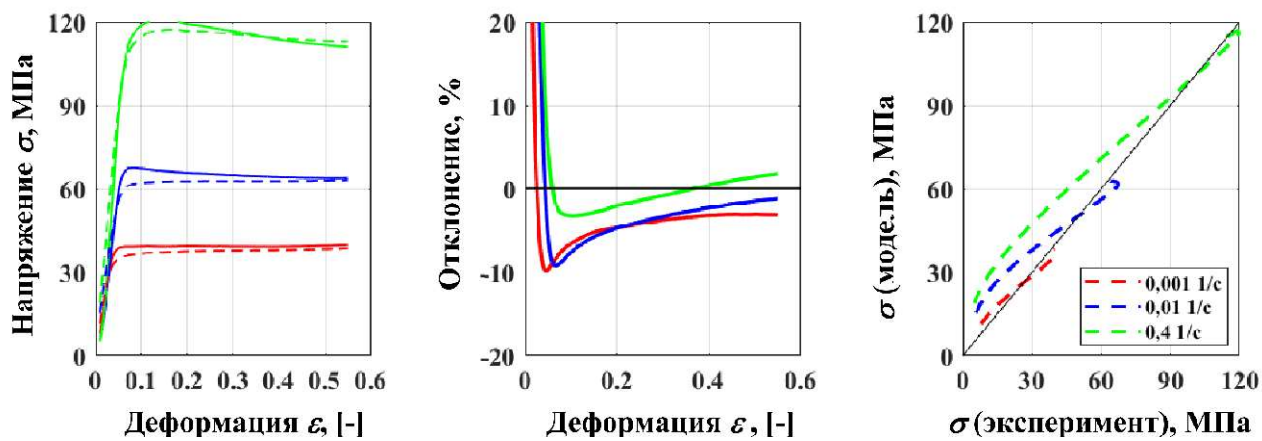
алюминиевый сплав АМг5



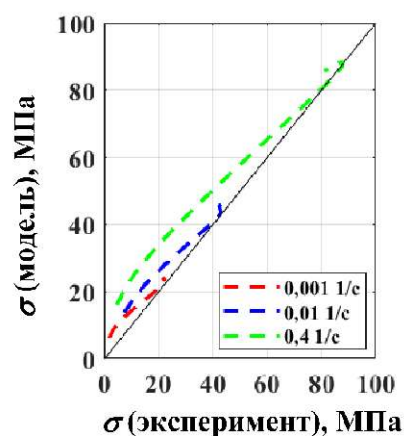
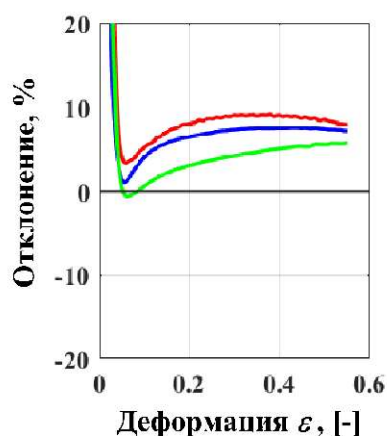
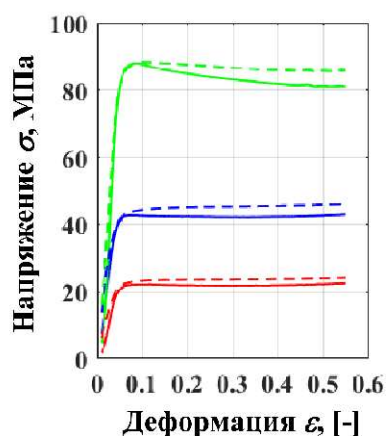
а) температура 20 °С



б) температура 300 °С

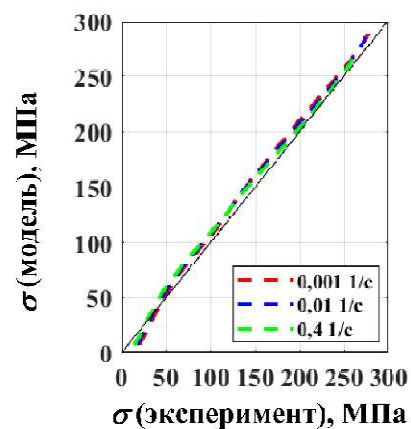
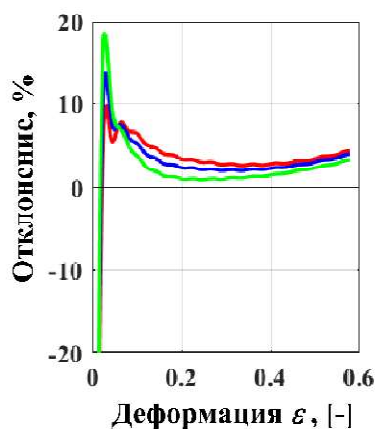
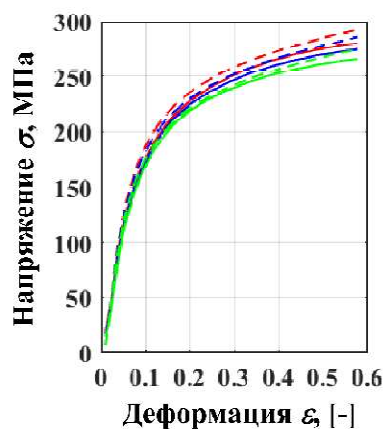


в) температура 400 °С

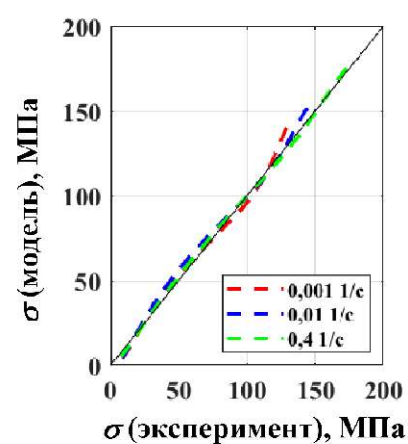
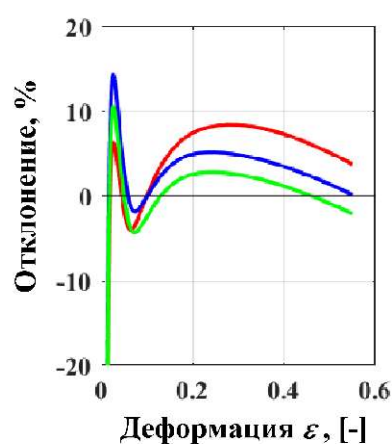
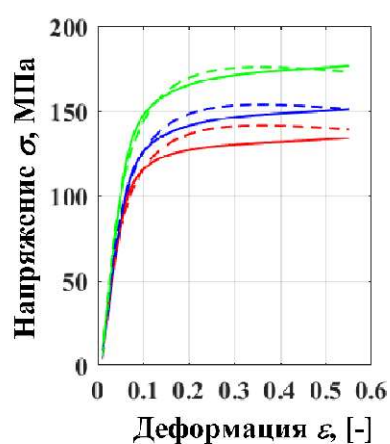


г) температура 450 °C

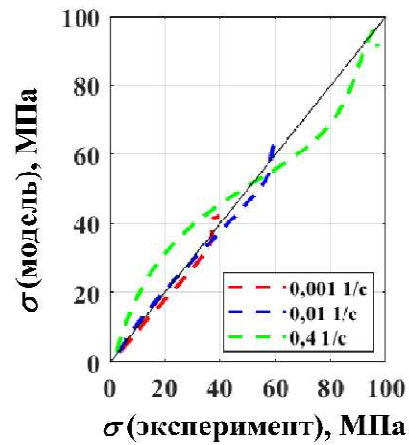
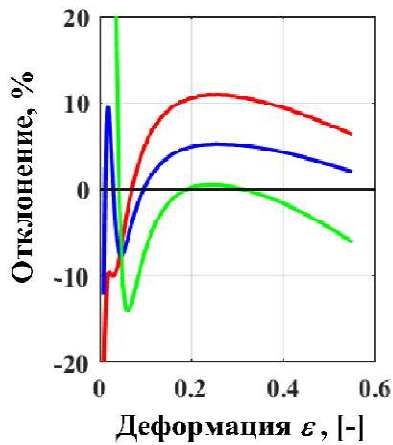
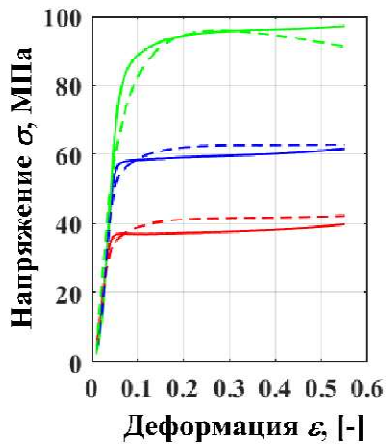
алюминиевый сплав АМгЗ



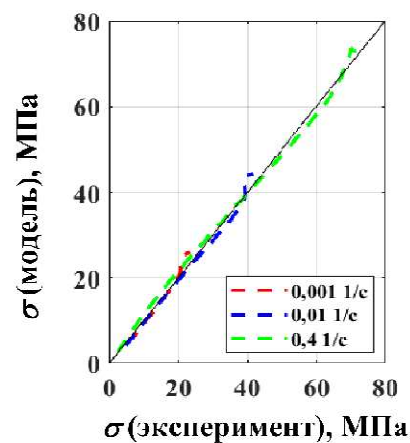
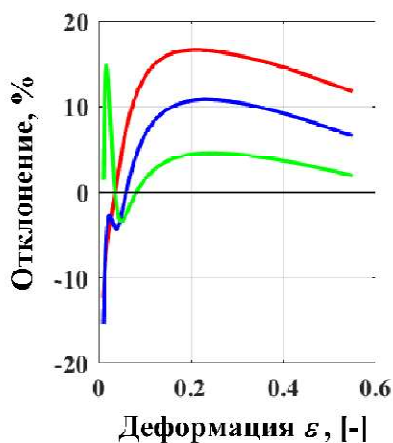
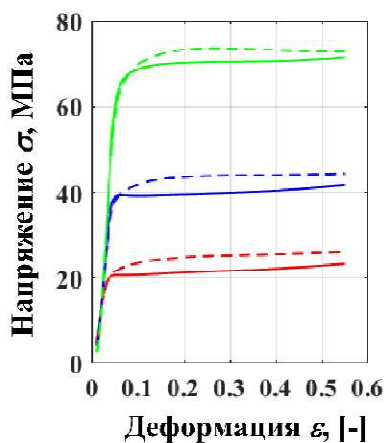
а) температура 20 °C



б) температура 300 °C

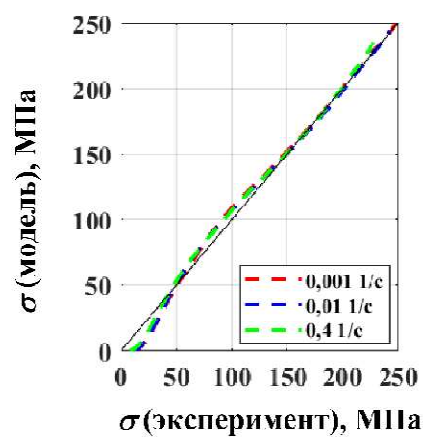
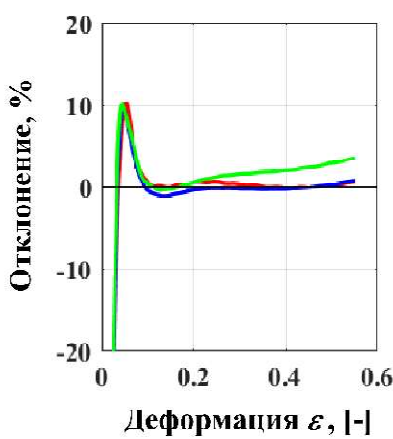
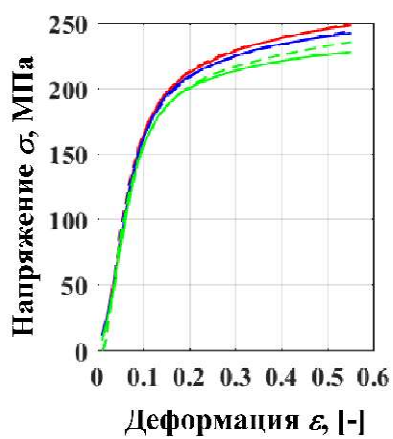


в) температура 400 °С

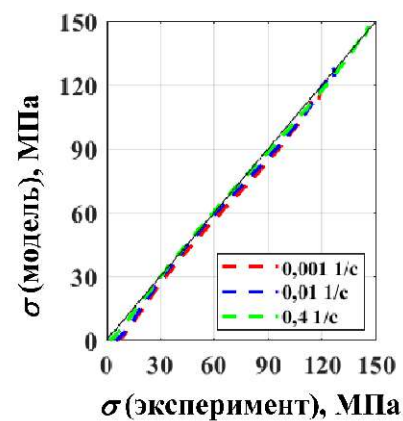
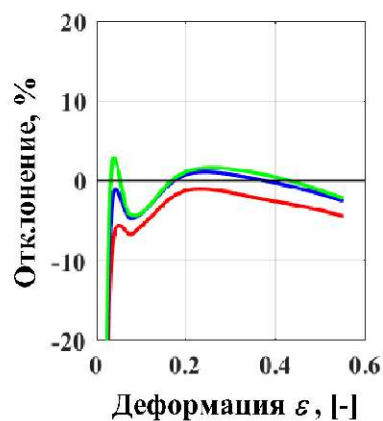
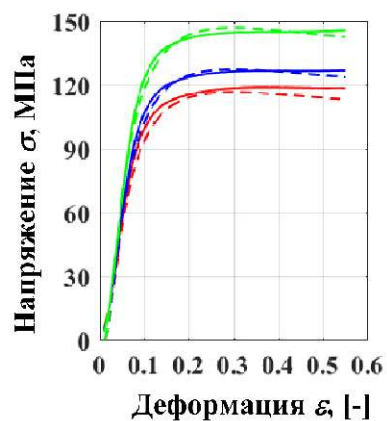


г) температура 450 °С

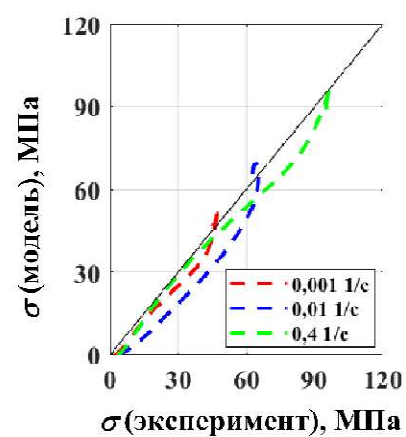
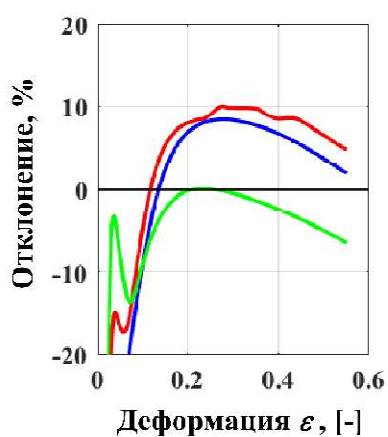
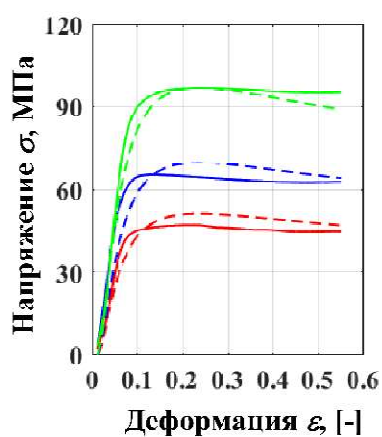
алюминиевый сплав АМг2



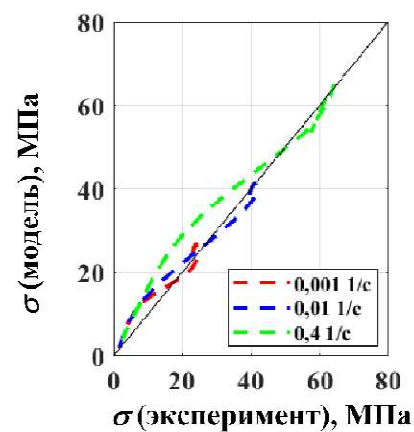
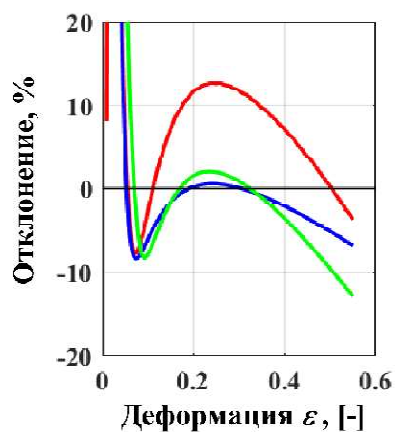
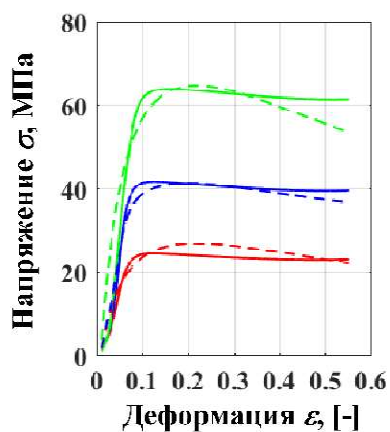
а) температура 20 °С



б) температура 300 °С



в) температура 400 °С



г) температура 450 °С

ПРИЛОЖЕНИЕ 3

Внедрение результатов научной работы

1. В учебный процесс Московский политехнический университет.
2. В учебный процесс Института машиностроения Вьетнамского Морского университета.
3. В исследовательский процесс Механического научно-исследовательского института (Вьетнам).

МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ
ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
«МОСКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»
(МОСКОВСКИЙ ПОЛИТЕХ)

УТВЕРЖДАЮ

АКТ

№ 02-02/22
Машовский П.И.
(место составления)

Проректор по научной работе
д.т.н., профессор

А.А. Громов
«28» февраля 2022 г.
(подпись)

О внедрении в учебный процесс университета результатов диссертационной работы «Совершенствование технологии изготовления полых осесимметричных изделий с фланцем методом комбинированного выдавливания в изотермических условиях», выполненной аспирантом кафедры «Обработка материалов давлением и аддитивные технологии» Фам Ван Нгок.

Мы, нижеподписавшиеся начальник учебно-методического управления, декан факультета машиностроение, заведующий кафедрой «Обработка материалов давлением и аддитивные технологии» составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы
(научно-исследовательской или диссертационной)

по теме «Совершенствование технологии изготовления полых осесимметричных изделий с фланцем методом комбинированного выдавливания в изотермических условиях» имеют теоретическое и практическое значение для учебного процесса и внедрены в учебный процесс Московского политехнического университета при обучении студентов направлений подготовки: 22.06.01 «Технологии материалов» (профиль «Обработка металлов давлением») в форме лекции и практической работы по теме «Методика подготовки данных для определения математической модели алюминиевых сплавов системы Al-Mg».
(направления подготовки: шифры и названия)

Кафедра, внедрившая результаты: «Обработка материалов давлением и аддитивные технологии».

Номер протокола и дата заседания кафедры, на котором рассмотрены результаты внедрения: протокол №6 от 27.01.2022.

Начало использования объекта внедрения: 28 февраля 2022 года.

Начальник учебно-методического
управления

Декан факультета,
внедривший разработку

Заведующий кафедрой

(личная подпись)

А.Б. Максимов

(личная подпись)

Е.В. Сафонов

(личная подпись)

П.А. Петров



TRƯỜNG ĐẠI HỌC HÀNG HẢI VIỆT NAM

Địa chỉ: 484 Lạch Tray, Kênh Dương, Lê Chân, TP Hải Phòng.

Điện thoại: (+84). 225. 3829 109 / 3735 931

Fax : (+84). 225. 3735 282 / 3625 175

Email: info@vimaru.edu.vn

CHỨNG NHẬN

(V/v sử dụng kết quả luận án tiến sĩ)

Công trình luận án của nghiên cứu sinh Phạm Văn Ngọc “Hoàn thiện công nghệ dập chi tiết rỗng, đối xứng trục có mặt bích bằng phương pháp ép trôi hỗn hợp trong điều kiện đẳng nhiệt” theo chuyên ngành “Gia công áp lực” đã thu được những kết quả sau:

1. Trình bày phương pháp nghiên cứu thực nghiệm tính chất công nghệ của hợp kim nhôm bằng phương pháp chôn và phương pháp xây dựng đường cong ứng suất đẳng nhiệt của vật liệu;
2. Xác định phương trình ảnh hưởng của tỷ lệ phần trăm Magiê đến ứng suất chảy và tính chất của hợp kim nhôm hệ Al-Mg;
3. Phát triển mô hình tính toán chế độ nhiệt, chế độ dập, cho phép dự báo sự mất ổn định của phôi và ngăn ngừa việc tạo thành nếp uốn tại thành vật dập thuộc khu vực mặt bích.

Các kết quả nghiên cứu của đề tài được sử dụng ở Viện nghiên cứu Cơ khí / Đại học Hàng hải Việt Nam để hoàn thiện công nghệ dập đẳng nhiệt nhằm chế tạo các chi tiết dạng rỗng, đối xứng trục và có mặt bích phát triển. Ngoài ra nó còn là cơ sở khoa học để nghiên cứu, xây dựng các chế độ dập thích hợp nhằm bảo đảm độ ổn định của phôi khi ép trôi hỗn hợp.

Hải Phòng, ngày 16 tháng 02 năm 2023



KT. HIỆU TRƯỞNG
PHÓ HIỆU TRƯỞNG

PGS. TS. Nguyễn Minh Đức

VIỆN NGHIÊN CỨU CƠ KHÍ

Địa chỉ: Số 4 Đường Phạm Văn Đồng, Phường Mai Dịch, Quận Cầu Giấy, Thành phố Hà Nội, Việt Nam

Điện thoại: +84.24.37647350/ 37644442 | Fax: +84.24.37649883

Email: narime@narime.gov.vn

CHỨNG NHẬN

(V/v sử dụng kết quả luận án tiến sĩ)

Công trình luận án của nghiên cứu sinh Phạm Văn Ngọc “Hoàn thiện công nghệ dập chi tiết rỗng, đối xứng trục có mặt bích bằng phương pháp ép trôi hỗn hợp trong điều kiện đẳng nhiệt” theo chuyên ngành “Gia công áp lực” đã thu được những kết quả sau:

1. Trình bày phương pháp nghiên cứu thực nghiệm tính chất công nghệ của hợp kim nhôm bằng phương pháp chôn và phương pháp xây dựng đường cong ứng suất đẳng nhiệt của vật liệu;
2. Xác định phương trình ảnh hưởng của tỷ lệ phần trăm Magiê đến ứng suất chảy và tính chất của hợp kim nhôm hệ Al-Mg;
3. Phát triển mô hình tính toán chế độ nhiệt, chế độ dập, cho phép dự báo sự mất ổn định của phôi và ngăn ngừa việc tạo thành nếp uốn tại thành vật dập thuộc khu vực mặt bích.

Các kết quả nghiên cứu của đề tài được sử dụng ở Viện nghiên cứu cơ khí để hoàn thiện công nghệ dập đẳng nhiệt nhằm chế tạo các chi tiết dạng rỗng, đối xứng trục và có mặt bích phát triển. Ngoài ra nó còn là cơ sở khoa học để nghiên cứu, xây dựng các chế độ dập thích hợp nhằm bảo đảm độ ổn định của phôi khi ép trôi hỗn hợp.


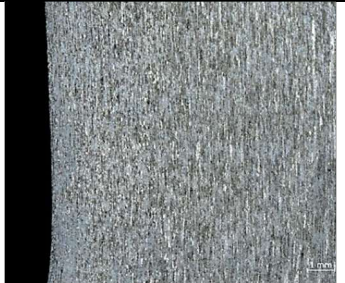

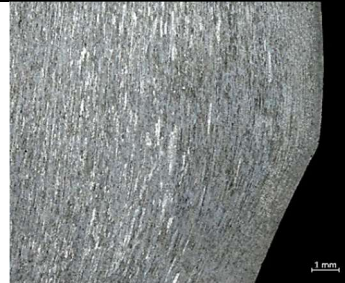



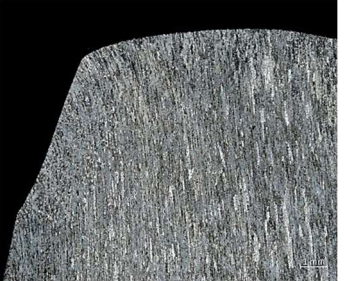
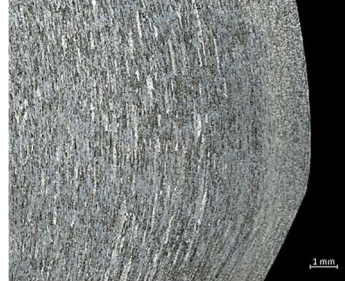

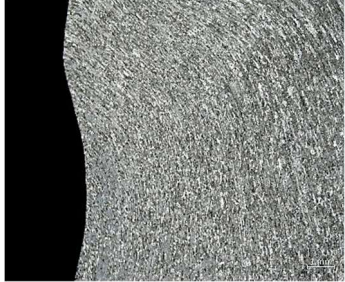
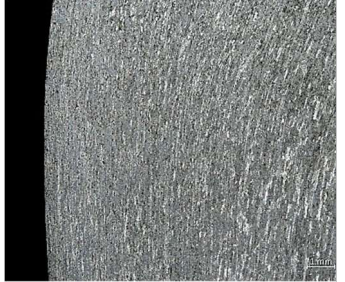
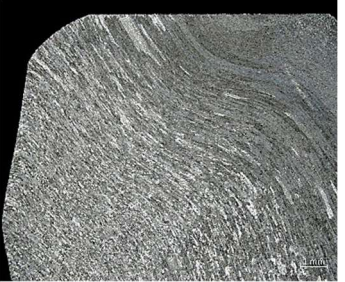
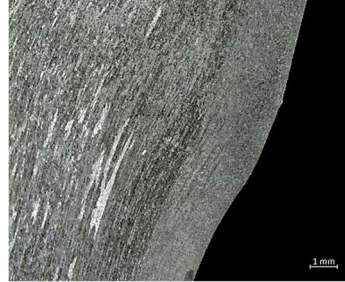
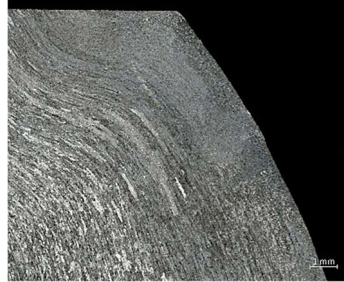
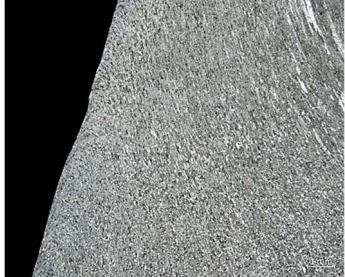
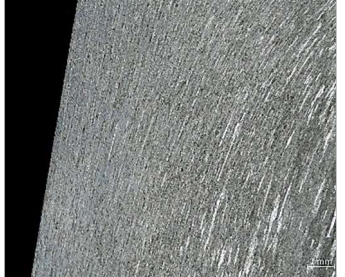
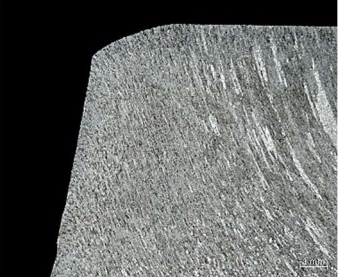
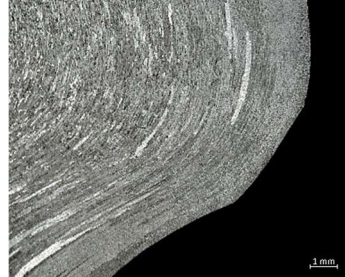
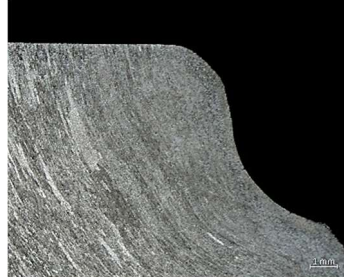
Hà Nội, ngày 15 tháng 02 năm 2023

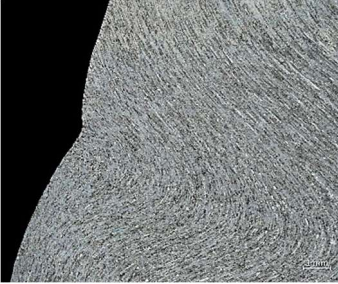
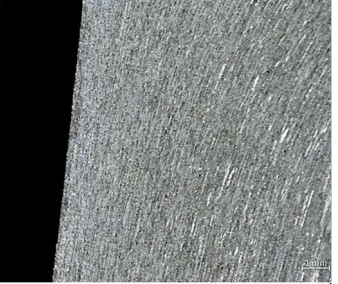
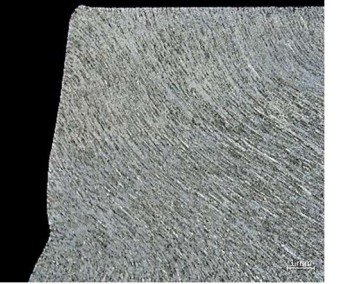
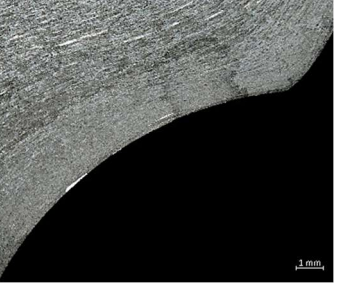
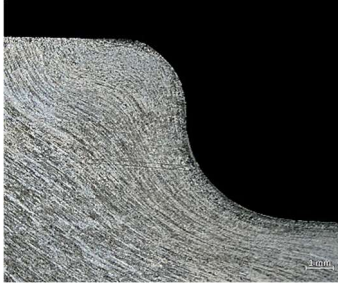
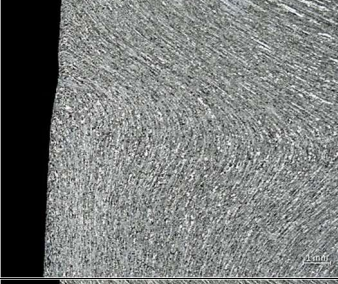

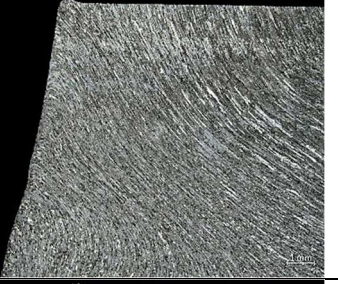
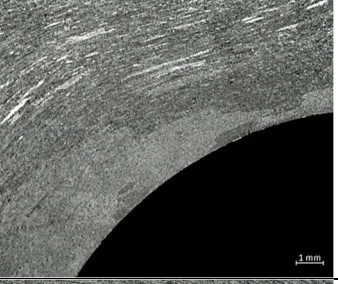
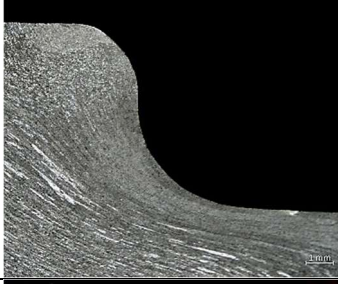

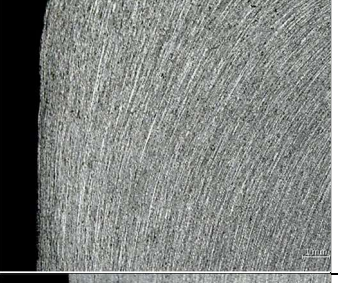
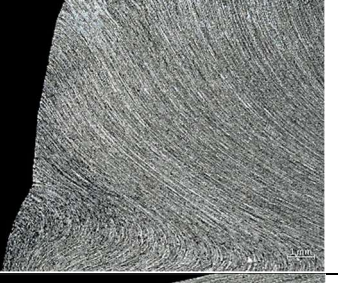
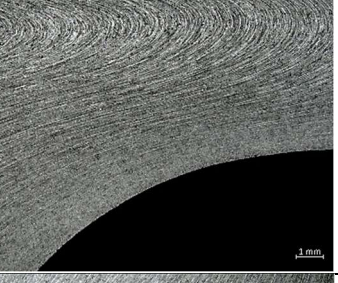
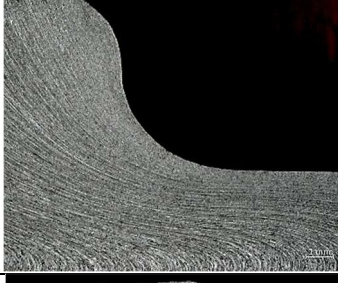
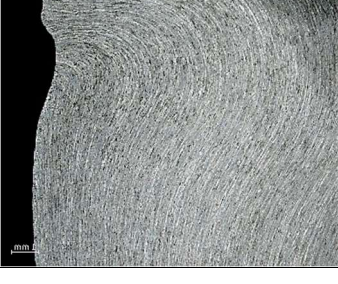
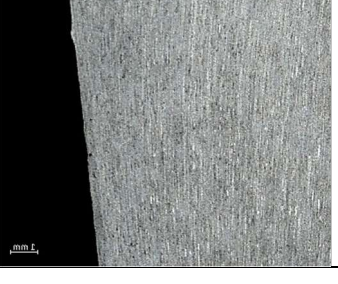



VIỆN TRƯỞNG

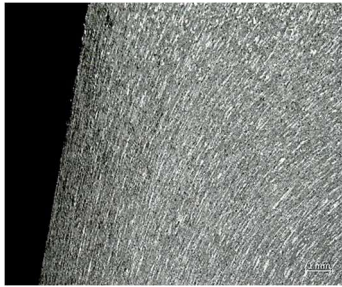
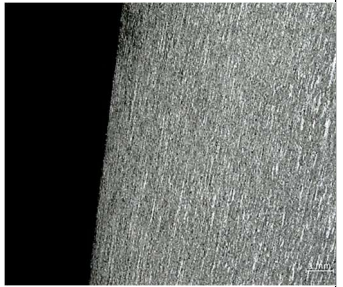
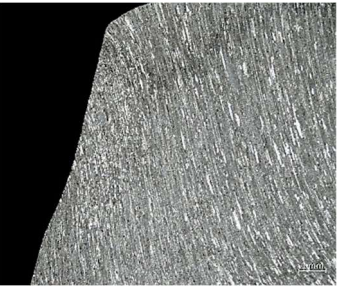
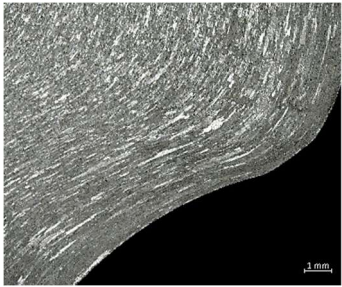
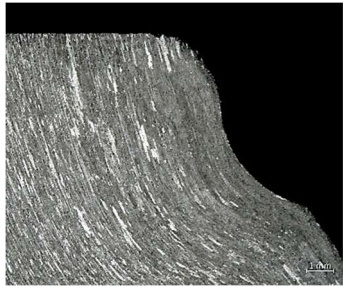
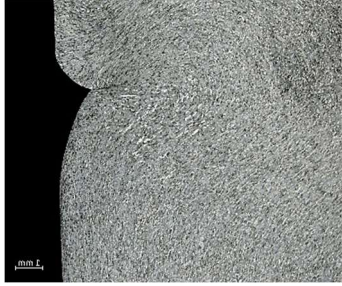
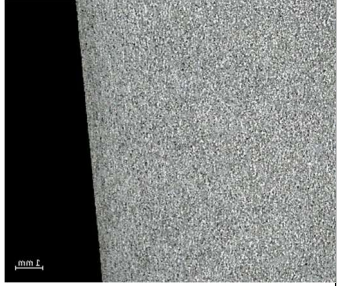
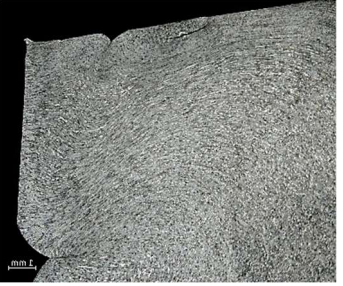


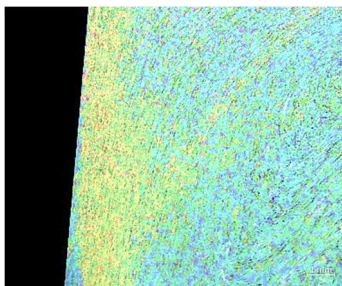
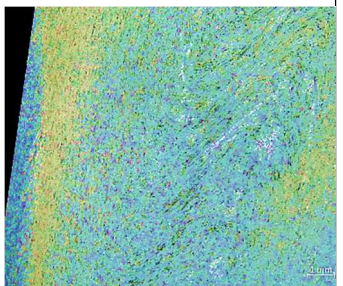
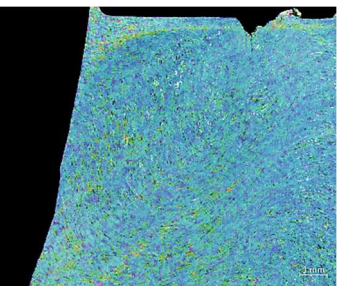
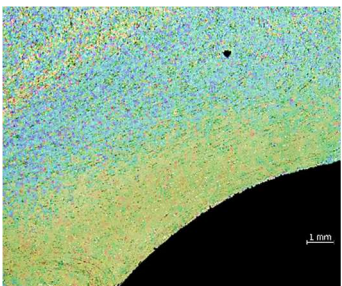
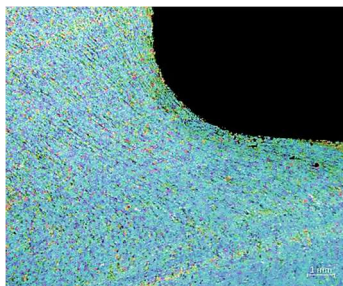


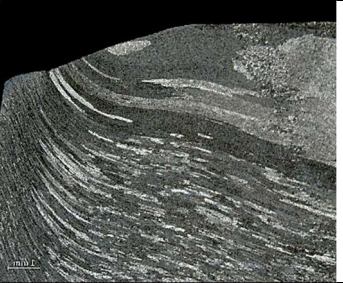
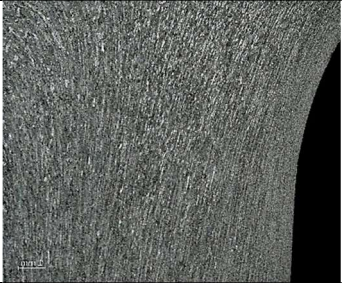

Phan Đăng Phong

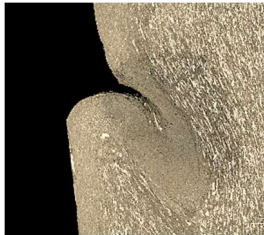

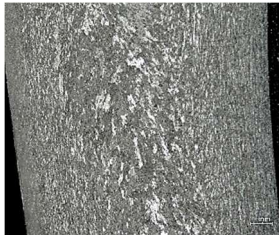
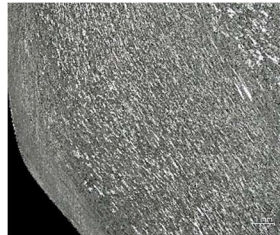
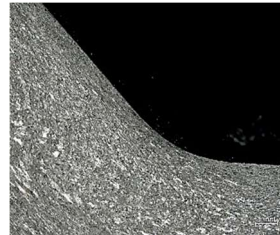
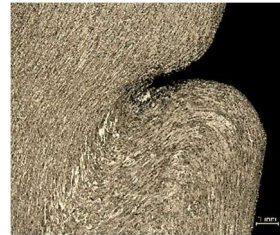
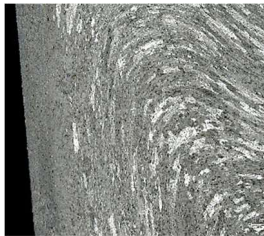
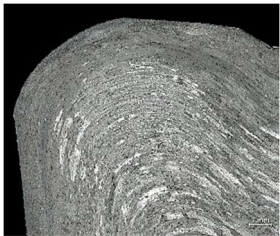
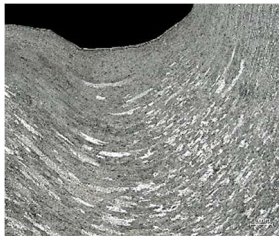



ПРИЛОЖЕНИЕ 4

РЕЗУЛЬТАТ МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКОГО АНАЛИЗА: ИССЛЕДОВАНИЕ МАКРОСТРУКТУРЫ

№ заготовки	Область 1	Область 2	Область 3	Область 4	Область 5
1					
2					
3					
4					

№ заготовки	Область 1	Область 2	Область 3	Область 4	Область 5
5					
6					
7					
9					

№ заготовки	Область 1	Область 2	Область 3	Область 4	Область 5
11					
16					
18					
20					

№ заготовки	Область 1	Область 2	Область 3	Область 4	Область 5	Область 6
13						
17						

ОПИСАНИЕ ДЕФЕКТОВ В ЗАГОТОВКАХ, ПОЛУЧЕННЫХ В НАТУРНЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАХ

№ заготовки	Описание дефекта*
1	характер распределения волокон в области «А ₁ » показывает, что течение металла не сопровождается отходом материала, формированием дефектов и отсутствуют признаки интенсивного течения металла
2	течение металла в области «А ₁ » начинает меняться – появляется небольшая неоднородность в распределении макроструктуры; наблюдается небольшое искажение волокон, расположенных вблизи области 2 и 4, свидетельствующие о наборе утолщения в месте, в котором будет формироваться фланец
3	металл из области «А ₁ » начинает выдавливаться в фланец; при этом наблюдается искажение волокон в приконтактном слое с верхним инструментом (пуансоном) и нижним инструментом (матрицей) – области 3 и 5 и область 4, соответственно; в области 1 наблюдается отхода металла от поверхности пуансона в направлении радиального течения металла; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла практически отсутствуют
4	металл из области «А ₁ » начинает выдавливаться в фланец; при этом наблюдается искажение волокон в приконтактном слое с верхним инструментом (пуансоном) и нижним инструментом (матрицей) – области 3 и 5 и область 4, соответственно; в области 1 наблюдается увеличение отхода металла от поверхности пуансона; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла практически отсутствуют
5	наблюдается сильное искажение волокон в области 3, 4 и 5, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 1 имеется небольшой отход металла от поверхности пуансона и искажение волокон, характерное для дефекта типа «утяжина», о чем отмечено в комментариях к рисунку 1.5б (см. раздел 1.2); в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла практически отсутствуют
6	искажение волокон в области 1, 3, 4 и 5 усиливается; в области 1 деформируемый металл возвращается к поверхности пуансона, отход металла исчезает – в области 1 и 3 продолжает формироваться утяжина, а также появляется застойная зона в том месте, где произошел возврат металла к поверхности пуансона; в области 4 и 5 наблюдается интенсивное течение металла в приконтактном слое; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла практически отсутствуют

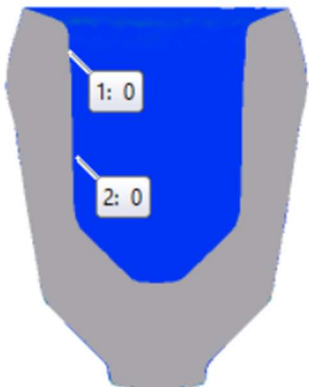
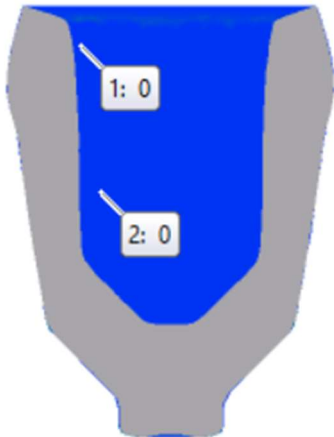
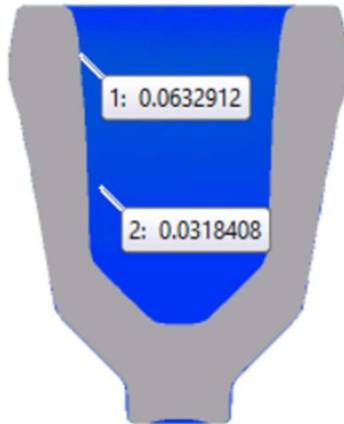
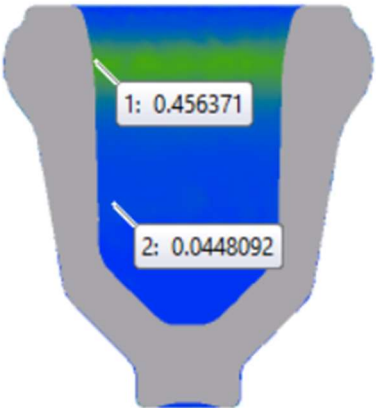
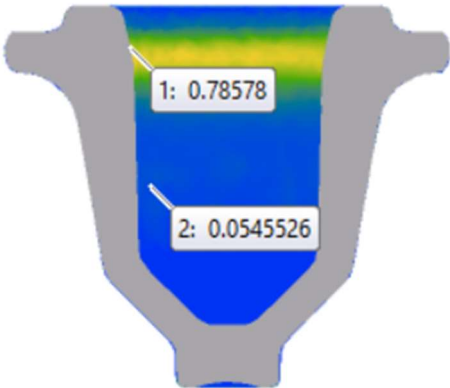
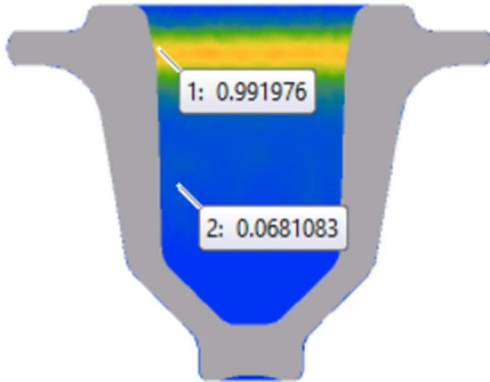
№ заготовки	Описание дефекта*
7	фланец сформировался; в области 3, 4 и 5 наблюдается сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 1 появляется небольшое искажение формы внутренней поверхности - отход металла от поверхности пуансона и искажение волокон, характерное для дефекта типа «прострел», о чем отмечено в комментариях к рисунку 1.5б (см. раздел 1.2), а также наличие застойной зоны, прилегающей к месту формирования отхода; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла отсутствуют
9	в области 3, 4 и 5 наблюдается сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 1 имеется отход металла от поверхности пуансона и искажение волокон, характерное для дефекта типа «утяжина», о чем отмечено в комментариях к рисунку 1.5б (см. раздел 1.2)
11	в области 4 и 5 наблюдается сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 4 наблюдается течение металла в направлении фланца; в области 1 имеется небольшой отход металла от поверхности пуансона и небольшое искажение волокон, характерное для начального этапа формирования дефекта типа «утяжина»; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла отсутствуют
16	фланец сформировался; в области 3, 4 и 5 наблюдается сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 1 появляется отход металла от поверхности пуансона, являющийся следствием сформированного дефекта типа «прострел»; в области 2, расположенной под областью 1 и соответствующей стенке, сформированной при обратном выдавливании, признаки дефектов и интенсивного течения металла отсутствуют
18	в области 4 и 5 наблюдается сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое; в области 1 и 2 наблюдается формирование застойной зоны, от которой начинается неравномерное течение металла, формирование дефекта типа «утяжина» и «прострел»
20	в области 1 и 2 наблюдается интенсивное течение металла, характерное для вытяжки (см. рисунки 5.3б,в, 4.16а); в области 3, 4 и 5 - сильное искажение волокон, характерное для интенсивного течения металла в приконтактном слое, характерное для радиального выдавливания (см. рисунки 5.3г и 4.18а); дефекты, связанные с неоднородностью течения металла, отсутствуют

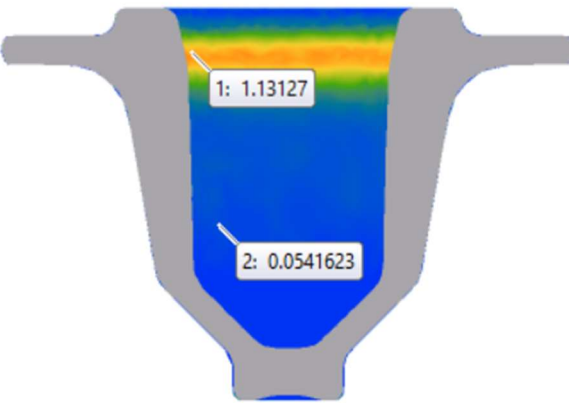
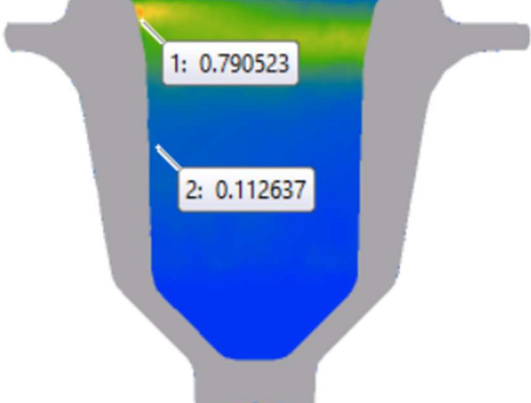
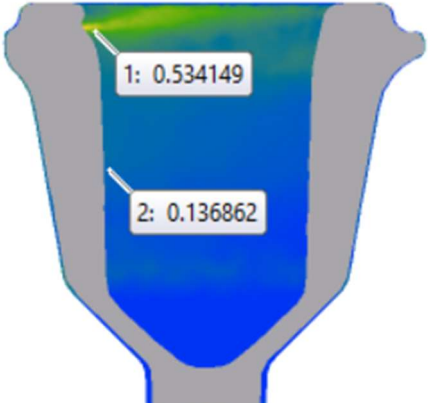
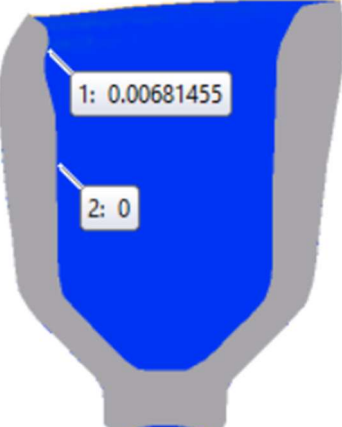
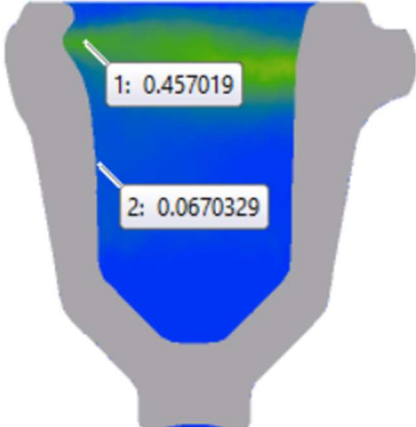
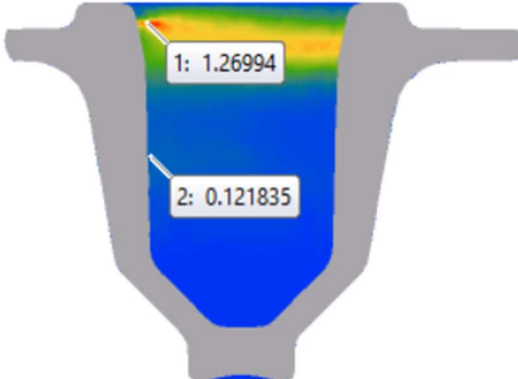
№ заготовки	Описание дефекта*
13	в области 1 и 6 наблюдается дефект типа «прострел» (однако он не является предметом исследования в данной диссертационной работы, т.к. сформирован на внешней поверхности штампованного изделия за пределами области «А», показанной на рисунке 4.2а); в области 3, 4 и 5 наблюдается интенсивное течение металла вследствие обратного выдавливания; в области 2 – формируется застойная зона, наличие которой характерно для торцевой части заготовки при обратном выдавливании; дефекты на внутренней поверхности штампованного изделия отсутствуют
17	в области 1, 2 и 3 наблюдается сильное искажение волокна, что соответствует свободному изменению формы заготовки при формировании утолщения; в области 4, 5 и 6 макроструктура деформируемого материала практически не отличается от исходной макроструктуры заготовки; полученная заготовка с утолщением (показана на рисунке 4.18д) используется для комбинированного выдавливания полого осесимметричного изделия с фланцем (при этом формирование утолщения и последующее комбинированное выдавливание осуществляется в течение одного и того же рабочего хода гидравлического пресса в изотермических условия - экспериментальная оснастка показана на рисунке 4.10); для формирования утолщения используется подкладной инструмент, который не показан на рисунке 4.10)

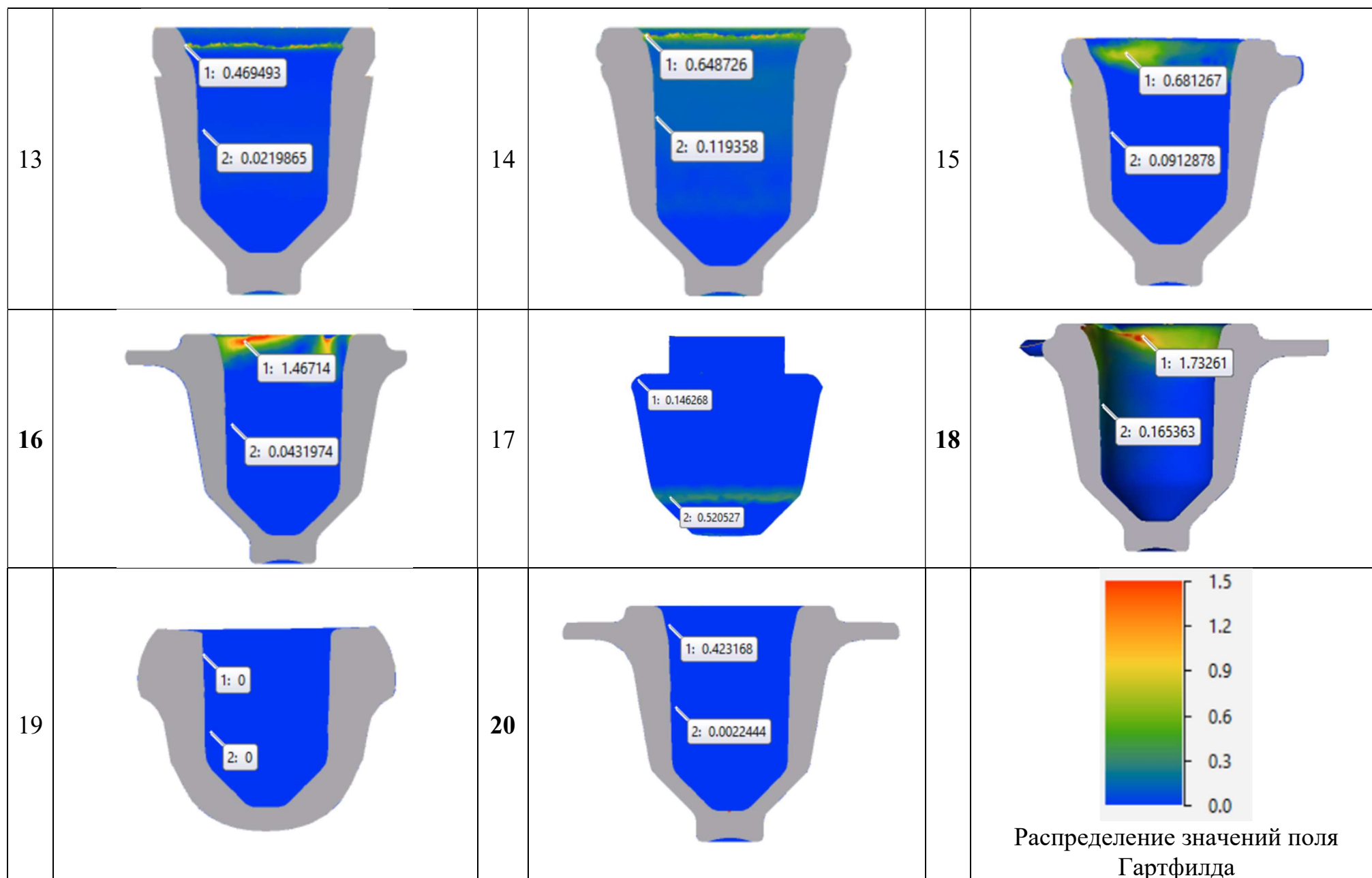
Примечание:

- 1) *описание дефекта выполняется по результату визуального осмотра отштампованной заготовки с применением экспериментальной оснастки (см. рисунок 4.10) и по результатам металлографического исследования (см. Приложение 4, таблица «РЕЗУЛЬТАТЫ МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКОГО АНАЛИЗА: ИССЛЕДОВАНИЕ МАКРОСТРУКТУРЫ»);
- 2) формирование дефектов исследуется в пределах точки А и в области «А₁» (см. рисунок 4.2);
- 3) схема вырезки образцов для металлографии показана на рисунке 4.9.

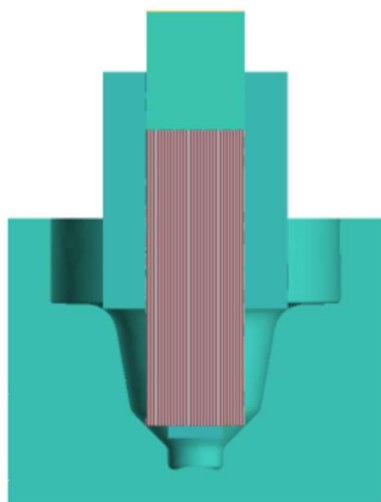
ПРИЛОЖЕНИЕ 5
РЕЗУЛЬТАТ РАСЧЕТА ПОЛЯ ГАРТФИЛДА

№	Поле Гартфилда в области «А ₁ »	№	Поле Гартфилда в области «А ₁ »	№	Поле Гартфилда в области «А ₁ »
1		2		3	
4		5		6	

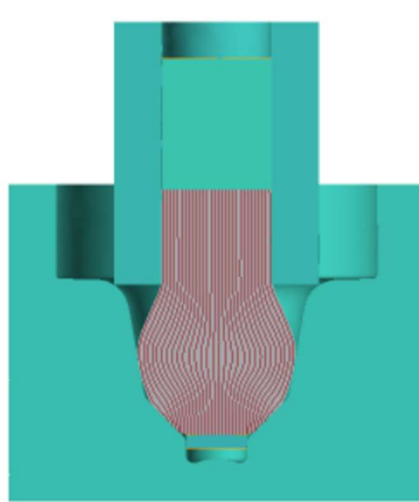
7		8		9	
10		11		12	



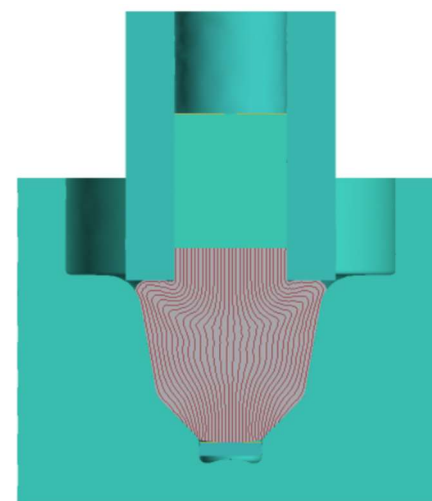
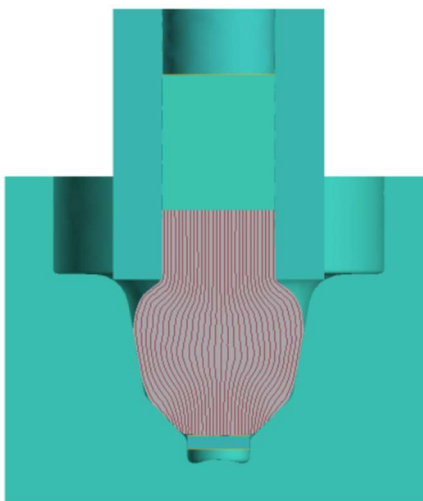
ЭТАПЫ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ МЕТАЛЛА ИЗ ЗАГОТОВКИ С $H_0/D_0=3$ ДО НАЧАЛА ОБРАТНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ



исходная заготовка $H_0/D_0=3$



набор утолщения под пуансоном за счет высадки



окончание формообразования – сформирована коническая форма для последующих этапов комбинированного выдавливания

Примечание:

- 1) Расположение области «А₁» показано на рисунке 4.2.
- 2) При комбинированном выдавливании из заготовки с $H_0/D_0=3$ будет происходить её потеря продольной устойчивости до начала обратного выдавливания (см. рисунок 4.13). Для того, чтобы избежать потерю устойчивости и выполнить обратное выдавливание и, далее, радиальное выдавливание, на исходной заготовке было получено утолщение. Утолщение формировалось в начале рабочего хода с применением подкладного инструмента. После оформления утолщения подкладной инструмент удалялся из экспериментальной оснастки и рабочий ход продолжали для обеспечения комбинированного выдавливания. Таким образом, обеспечивалось получение полого осесимметричного изделия с фланцем из заготовки с $H_0/D_0=3$ за один рабочий ход.