

**МОСКОВСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
ИМЕНИ Н.Э. БАУМАНА**

На правах рукописи

ЛАРИЧЕВ НИКОЛАЙ СЕРГЕЕВИЧ



**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОБРАЗОВАНИЯ
ПОРИСТОСТИ ПРИ ЗАТРУДНЕННОЙ УСАДКЕ
И РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ РАСЧЕТА ПИТАЮЩИХ СИСТЕМ
ФАСОННЫХ ОТЛИВОК**

Специальность 05.16.04. «Литейное производство»

Диссертация на соискание ученой
степени кандидата технических наук

Научный руководитель
д.т.н., Коротченко А.Ю.

Москва, 2018 г.

ВВЕДЕНИЕ.....	5
1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	9
1.1. КЛАССИФИКАЦИЯ И МЕТОДЫ КОНТРОЛЯ ВНУТРЕННИХ УСАДОЧНЫХ ДЕФЕКТОВ	9
1.2. ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ОБРАЗОВАНИЕ УСАДОЧНОЙ ПОРИСТОСТИ....	15
1.3. АНАЛИЗ МОДЕЛЕЙ ОБРАЗОВАНИЯ ПОРИСТОСТИ	18
1.4. АНАЛИЗ КРИТЕРИЕВ ОБРАЗОВАНИЯ УСАДОЧНОЙ ПОРИСТОСТИ.....	27
Выводы по главе 1	33
2. РАЗРАБОТКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ПОЛОЖЕНИЙ ВЛИЯНИЯ ЗАТРУДНЕННОЙ УСАДКИ НА ПРОЦЕСС ЗАТВЕРДЕВАНИЯ	35
2.1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПРОЦЕССОВ, ПРОИСХОДЯЩИХ ПРИ ЗАТВЕРДЕВАНИИ ОТ НДС	35
2.1.1. Постановка задачи.....	35
2.1.2. Влияние НДС на изменение доли твердой фазы	37
2.1.3. Влияние НДС на изменение скорости течения.....	45
2.1.4. Влияние НДС на потери давления в двухфазной зоне.....	52
2.2. КРИТЕРИАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ОБРАЗОВАНИЯ ПОРИСТОСТИ ПРИ ТОРМОЖЕНИИ СВОБОДНОЙ ЛИНЕЙНОЙ УСАДКИ	56
2.3. УТОЧНЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ОБРАЗОВАНИЯ ПОРИСТОСТИ С УЧЕТОМ НДС.....	58
2.3.1. Геометрия решаемой задачи	58
2.3.2. Модель материалов	58
2.3.3. Модели литейных процессов	60
2.3.4. Начальные условия	62
2.3.5. Алгоритм расчета.....	62
Выводы по главе 2	67
3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЗАТРУДНЕННОЙ УСАДКИ НА ОБРАЗОВАНИЕ ПОРИСТОСТИ	68

3.1.	РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА	68
3.1.1.	Постановка эксперимента	68
3.1.2.	Выбор материала проб.....	69
3.1.3.	Разработка геометрии проб.....	69
3.1.4.	Условия проведения исследования	74
3.1.5.	Методика определения пористости.....	75
3.2.	РЕЗУЛЬТАТЫ ОБРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТА	77
3.2.1.	Результаты определения усадочных дефектов в пробах на одноосную деформацию из сплава АК7ч	77
3.2.2.	Результаты определения усадочных дефектов в пробах на одноосную деформацию из стали 20ГЛ	79
3.2.3.	Результаты определения усадочных дефектов в пробах на двuosную деформацию из сплава АК7ч	83
	ВЫВОДЫ ПО ГЛАВЕ 3	89
4.	РАЗРАБОТКА ПРАКТИЧЕСКИХ РЕКОМЕНДАЦИЙ И МЕТОДИКИ ПОЛУЧЕНИЯ ПЛОТНЫХ ОТЛИВОК.....	90
4.1.	РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ПРИБЫЛЕЙ.....	90
4.1.1.	Проверка работы прибылей, рассчитанных по существующим методикам	90
4.1.2.	Разработка методик расчета прибылей.....	96
4.1.3.	Примеры расчетов.....	99
4.1.4.	Номограммы для выбора размеров прибылей	103
4.2.	РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЛОКАЛИЗОВАННОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПО НЕСКОЛЬКИМ ТЕПЛОВЫМ УЗЛАМ	107
4.2.1.	Методика расчета коэффициентов локализации деформации	107
4.2.2.	Метод распределения затрудненной усадки	113
4.2.3.	Расчет образования усадочных дефектов в отливке типа балка надрессорная	116

4.2.4.	Расчет образования усадочных дефектов в отливке типа рама боковая	120
	Выводы по главе 4	125
	Общие выводы	127
	Список сокращений и условных обозначений	129
	Список литературы.....	131

ВВЕДЕНИЕ

Служебные свойства отливки в той или иной степени формируются на всех этапах технологического цикла ее изготовления. Однако одним из наиболее важных для формирования свойств отливки является этап затвердевания залитого сплава в форму. На этот этап влияет большое количество факторов, таких как характер затвердевания расплава, физико-химическое взаимодействие отливки с формой, геометрические размеры отливки и формы, теплофизические свойства формовочных материалов. Создание математической модели, учитывающей многообразие факторов, связано с большими затруднениями.

На ряде этапов технологического процесса технолог имеет возможность контролировать свойства или вносить коррективы в ход процесса. Но при этом оказать непосредственное влияние на затвердевание он не может, и ему необходимы методики и модели, которые позволяют прогнозировать поведение расплава в форме и назначать параметры технологического процесса.

На служебные свойства отливок оказывают влияние большое количество факторов, среди которых можно выделить наличие внутренних несплошностей (поры, трещины). Для выявления причин образования этих дефектов в отливках и поиска средств их устранения литейщик-технолог использует программы компьютерного моделирования литейных процессов. Однако опыт применения специализированных пакетов программ свидетельствует о том, что проблему повышения плотности отливок не удается решить, применяя математические модели с заложенными в них модельными упрощениями. Причиной этого являются сделанные допущения о факторах, влияющих на процесс затвердевания отливки.

Факторов, влияющих на образование усадочной пористости и трещин в теле отливки, много, среди них недостаточное питание тепловых узлов, выделение газов из сплава во время затвердевания, размыв формы, замешивание шлака и т.д. Кроме отдельного влияния факторов нельзя не учитывать их взаимного действия и сочетания. В качестве примера, в ряде работ показано, что наличие в теле отливки пористости приводит к увеличению деформированного состояния отливки. В последнее время появился ряд работ, в которых говорится об обратном влиянии

на образование пористости – наличие затрудненной усадки, и что это влияние может быть значительным.

В современных расчетных методиках проектирования питающих систем отливок не учтено влияние затрудненной линейной усадки на образование внутренних несплошностей отливки. В результате, при отработке технологии на практике это может привести к появлению недопустимой усадочной пористости в условиях деформированного состояния отливки, которая может стать инициатором зарождения и развития горячих трещин.

Вопросами образования усадочных дефектов в разное время занимались П.Ф. Василевский, В.В. Назаратин, В.Г. Грузин, П.Н. Бидуля, П.Г. Новиков, В.В. Ширяев, В.Н. Савейко, Н.А. Трубицын, Б.Б. Гуляев, А.И. Вейник, Г.Ф. Баландин, А.А. Рыжиков, Ю.А. Нехендзи, А.П. Смирнов, В.И. Кащенко и др.

В связи с вышеизложенным, актуальна задача проверки и исследования влияния деформированного состояния отливки на образование усадочной пористости и разработка решений, обеспечивающих повышение плотности отливок.

Цель работы: Исследование влияния деформированного состояния отливки в процессе затвердевания на формирование усадочной пористости и разработка методов расчета питающих систем с целью повышения плотности отливок.

Основные положения, которые выносятся на защиту:

– учет выявленных в исследовании зависимостей между плоским деформированным состоянием и процессами, происходящими во время затвердевания, способствует установлению влияния фактора затрудненной усадки на процесс образования усадочной пористости;

– использование критерия образования усадочной пористости, разработанного на основе уточнения математической модели формирования усадочной пористости в условиях затруднения свободной линейной усадки, позволяет повысить точность прогноза появления усадочных дефектов в отливке;

– применение разработанной методики расчета питающих систем отливок с учетом затруднения свободной линейной усадки позволяет уменьшить количество усадочных дефектов в отливке и повысить качество отливок.

Научная новизна:

1. Впервые установлена взаимосвязь между плоским деформированным состоянием и фильтрационными процессами, происходящими во время затвердевания. Предложено уточнение математической модели образования усадочной пористости, учитывающее действие фактора затрудненной усадки.

2. Установлена зависимость величины пористости от степени затруднения свободной линейной усадки при затвердевании сплава в литейной форме.

3. Разработан критерий пористости, позволяющий прогнозировать возможность формирования усадочной пористости при изменении ее деформированного состояния.

Практическая значимость работы:

Разработана методика определения коэффициентов локализации деформации в тепловых узлах фасонных отливок. Использование данной методики позволяет повысить точность расчетов питающих систем для отливок с несколькими тепловыми узлами в зоне действия затрудненной усадки.

Разработана методика расчета питающих систем отливок с учетом влияния затрудненной усадки на образование пористости для фасонных отливок, применение которой дает возможность повысить качество отливок за счет уменьшения количества усадочных дефектов в отливке.

Разработаны номограммы для определения размеров прибылей при разных значениях коэффициента локализации деформации в тепловом узле, использование которых позволяет сократить трудоемкость расчета прибылей.

Внедрение результатов диссертационной работы на «Воронежском механическом заводе» – филиале АО «ГКНПЦ им. М.В. Хруничева» позволило уменьшить на 10% количество усадочных дефектов в телах стальных отливок корпусных деталей ЖРД, сократить на 12% материальные затраты на изготовление оболочковых форм и снизить на 7% трудоемкость пост-обработки отливок за счет исключения операций разделки отливок и последующей заварки.

Разработанные по результатам исследований математические модели и методические указания к практическим занятиям, используются в учебном процессе на кафедре «Литейные технологии» ФГБОУ ВПО МГТУ им. Н.Э. Баумана.

Диссертация состоит из введения, четырех глав, общих выводов.

В первой главе приведен литературный обзор моделей и критериев образования пористости. Дана классификация усадочных дефектов и анализ методов их контроля.

Во второй главе представлено теоретическое обоснование зависимостей процессов, происходящих при затвердевании, от деформированного состояния. Разработан критерий вклада деформации в образование пористости, учитывающий влияние затрудненной усадки. Приведена математическая модель образования пористости под действием затрудненной усадки.

В третьей главе изложено экспериментальное исследование влияния затрудненной деформации на образование пористости. Показана разработанная методика проведения эксперимента и результаты исследований.

В четвертой главе приведены скорректированная методика расчета прибылей и методика определения коэффициентов локализации деформации для фасонных отливок.

1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Классификация и методы контроля внутренних усадочных дефектов

Для анализа методов контроля внутренних дефектов в отливках, прежде всего, необходимо определиться с классификацией этих дефектов.

Наиболее часто используется классификация по размеру дефекта (поры, раковины) [1-7] или положению в отливки (рассеянная, осевая) [4, 7, 8]. При этом в классификациях отсутствуют четкие границы, по которым технолог мог бы однозначно отнести конкретный дефект к определенному типу.

Проблемы идентификации типа дефектов также имеются в терминологии, приведенной в отечественных государственных стандартах [1, 2]. При классификации усадочных дефектов по размеру в [1] различают раковины и пористость. Разница между ними заключается в том, что в первом случае дефект «в виде полости», во втором – «в виде скопления мелких пор». Таким образом, имеется явная тавтология «пористость – это поры», без уточнения, что же такое «поры».

В работе [3] Ю.Ф. Воронин делит усадочные дефекты на раковины и поры в соответствии с морфологией и местом расположения. Характерными признаками раковин являются шероховатость стенок дефектов и их расположение в зонах, затвердевающих в последнюю очередь. Пористость автор называет «скоплением мелких усадочных раковин». Важной отличительной особенностью пор является их расположение между ветвями растущих дендритов. Недостатком данных определений является отсутствие пояснений, что считать «мелким».

В [4] различие раковин и пористости производится по размеру («полости» и «мелкие полости» соответственно) и их положению относительно дендритов. Поверхность раковин имеет следы выхода дендритов, в то время как поры располагаются между сросшихся ветвей дендритов.

В зарубежных источниках [5, 6] дополнительно к раковинам, выделяют макро- и микропористость. Так, в работе [5] уточняется, что макропористость располагается около усадочных раковин. Микропористость имеет извилистый характер из-за влияния дендритного каркаса на конечную форму. Так же приводятся данные, что микропоры имеют размер от десятков до сотен микрометров.

При классификации дефектов по месту их образования [4, 7, 8] различают пористость на рассеянную, осевую и местную. Применение такой классификации с целью сравнения и анализа дефектов возможно только в рамках одного класса отливок, так как отличительными признаками являются геометрические характеристики отливки.

Рассмотрев применяемые классификации внутренних усадочных дефектов, для дальнейшего применения сформулируем следующую классификацию:

- 1) раковины – образуются в области, где нет связанного каркаса дендритов, вследствие понижения уровня зеркала расплава, что возможно при доле твердой фазы (f_s) меньше критической, соответствующей срастанию ветвей дендритов (f_s^{KOZ}). Деление на размеры отсутствует;
- 2) пористость – образуется в междендритных пространствах при недостаточном питании и наличии связанного каркаса дендритов ($f_s > f_s^{KOZ}$).

Для различия усадочных дефектов по размеру предлагаем связать их размеры с возможностями применяемых методов контроля.

В машиностроении для контроля усадочных дефектов в отливках применяются методы неразрушающего и разрушающего контроля (рис. 1.1). К первому типу относятся гидростатическое взвешивание [9], акустический метод [10, 11], рентгеноконтроль [11, 12]. Из методов разрушающего контроля необходимо выделить метод изготовления и анализа поверхности шлифов [13, 14, 15]. Промежуточным методом, который нельзя однозначно отнести ни к одному из двух видов контроля, является компьютерная томография [16].

Характеристика методов контроля приведена в таблице 1.1. Исходя из возможностей методов контроля, можно выделить три размерных уровня (рис. 1.2):

микроуровень (от 0,001 мм до 0,2 мм), средний уровень (от 0,2 до 1,0 мм) и макроуровень (свыше 1,0 мм).

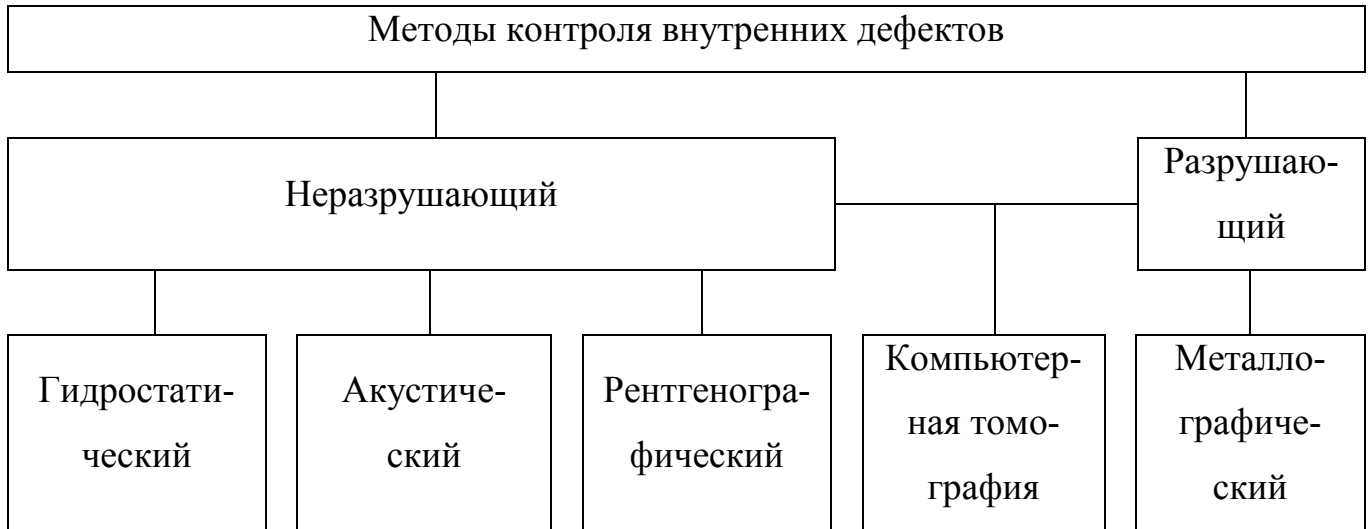


Рисунок – 1.1. Классификация методов контроля

Таблица 1.1 – Характеристика методов контроля внутренних дефектов

Метод контроля	Диапазон размеров дефекта, мм	Преимущества	Недостатки
Гидростатический	–	- Простота метода.	- отсутствие информации о типе и форме пористости.
Акустический	1,0 – 10,0	- Большая чувствительность; - Позволяет контролировать труднодоступные области.	- Высокие требования к качеству поверхности; - требования к структуре образца.
Рентгенографический	0,2 – 10,0	- Низкая трудоемкость; - Широкая доступность метода.	- Субъективный фактор при расшифровке снимков; - Возможность наложения дефектов.
Металлографический	0,001 – 1,0	- Определение характеристик структуры.	- Высокая трудоемкость; - Возможное искажение формы дефекта.
Компьютерная томография	0,001 – 0,2 (Разруш.)	- Возможность получить 3Д изображение дефектов, их внешний вид и расположения; - Полный количественный анализ.	- Высокая стоимость оборудования.
	0,2 – 10,0 (Не разруш.)		

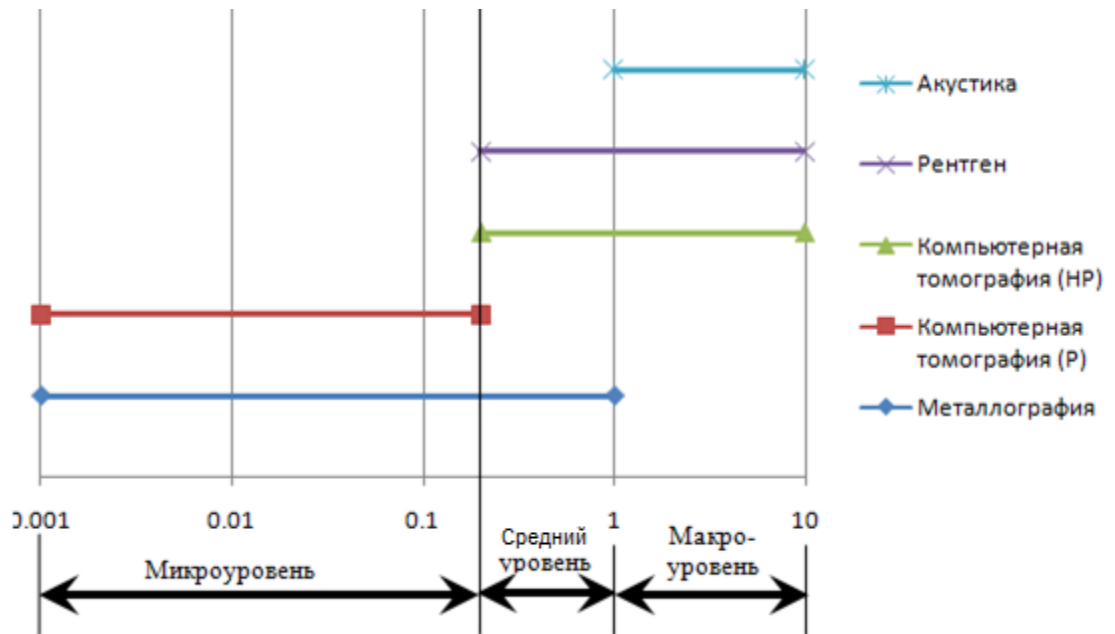


Рисунок 1.2 – Расположение методов контроля по размерным уровням

В соответствии с выделенными размерными уровнями, можно выделить следующие группы пористости:

1. Микропоры – размер дефектов меньше 0,2 мм. Для их определения необходимы методы разрушающего контроля;
2. Средние поры – размер дефектов от 0,2 мм до 1,0 мм. Определяются методами разрушающего и неразрушающего контроля с использованием небольшого увеличения ($5\times$).
3. Макропоры (или раковины) – размер дефектов свыше 1,0 мм. Для их обнаружения используются методы неразрушающего контроля.

Помимо размеров усадочных дефектов, контролируют их количественное содержание в исследуемом объекте. Для этого применяются следующие методики.

Первая, наиболее распространенная в отечественной промышленности, методика оценки пористости отливки заключается в определении допустимости наличия в исследуемой области конкретного дефекта с точки зрения служебных свойств отливки. Данная методика применима исключительно к контролю качества отливок на производстве.

Вторая методика оценки пористости в отливке заключается в определении балла пористости путем сравнения результатов исследований с эталонными об-

разцами. К примеру, к [12] прилагается альбом шкал рентгеновских эталонов пористости отливок, где в зависимости от сплава, толщины образца и характера распространения пористости определяется балл пористости по шкале от 1 до 5. Аналогично, при использовании [2] предполагается сравнение изготовленных металлографических шлифов с эталонами, или определение количества и размеров пор, для определения балла пористости. За рубежом аналогами отечественных стандартов являются ASTM Standard E446 [17], E186 [18] и E280 [19] для стальных отливок толщиной до двух, от двух до 4,5 и свыше 4,5 дюймов. В них усадочная пористость подразделяется на типы СА – отдельные поры, СВ – сгруппированная пористость; СС – рыхлоты. Для каждого типа пористости предусмотрены справочные рентгенограммы, по которым определяется уровень пористости по шкале от 1 до 5.

Для назначения уровня дефектности необходимо определить, к какому типу этот дефект относиться. Задача усложняется, когда на рентгене присутствуют несколько видов дефектов. После определения типа дефектов, инженер приступает к сравнению со справочными эталонами. Определение категории (усадочные дефекты, газовые дефекты, трещины) и типа дефектов производится визуальным сравнением с эталоном. Проведенные исследования [20] показывают, что при определении уровня пористости большое значение играет субъективный фактор, что сказывается на результатах обработки данных.

Для металлографических исследований, наибольшее распространение получила шкала ВИАМ [2]. В соответствии с количеством и размером пор, выделяют 5 баллов пористости. Так же можно распределить баллы пористости по размерным уровням (таблица 1.2). Отметим, что переход с микроуровня на средний соответствует не только увеличению размера пор, но и значительному ухудшению механических свойств отливок [21].

Таблица 1.2 – Соответствие баллов пористости размерным уровням и процентному содержанию пор в отливке

Размерный уровень	Балл пористости	Диаметр пор, мм	Количество пор	Предельный % пористости [22]
Микроуровень	1 – мелкая пористость	До 0,1	До 5	0,051
	2 – пониженная пористость	До 0,1 >> 0,2	До 8 >> 2	0,126
Средний уровень	3 – средняя пористость	До 0,3 >> 0,5	До 12 >> 3	1,44
	4 – повышенная пористость	До 0,5 >> 1,0	До 14 >> 6	7,45
Макроуровень	5 – высокая пористость	До 0,5 >> 1,0 Свыше 1,0	До 15 >> 8 >> 2	10,80

Третий подход заключается в оценке пористости через процентное содержание дефектов в отливке (процентная шкала). Так же предложены варианты перевода баллов пористости в проценты для определения степени годности отливки [22]. Исходя из анализа данных по методам контроля, можно отметить, что процентная шкала подходит для любого метода контроля. Оцифровка рентгенографических снимков или данные гидростатического взвешивания позволяют получить процентное содержание пористости в объеме, а обработка металлографических снимков – процентное содержание пористости в сечении.

Присутствие в отливке микропористости незначительно влияет на ее механические свойства. Это связано с тем, что поры имеют малый размер и изолированы друг от друга ветвями дендритов. Поэтому дополнительных мер по устранению микропористости не требуется.

Дефекты макроуровня вызывают катастрофическое падение механических свойств. Для их устранения применяют установку прибылей.

Как уже было сказано, средняя пористость способствует значительному ухудшению механических свойств. Исключение дефектов этого размерного уровня вызывает у технологов наибольшие трудности. В связи с этим требуется проведение дополнительные мероприятий по борьбе со средними порами.

Выводы по разделу:

1. В настоящее время в технической литературе не существует единой однозначной классификации усадочных дефектов отливок.
2. В результате выполнения анализа классификаций усадочных дефектов, методов их контроля и оценки, предложены три размерных уровня (микро-, средний и макро-), каждому из которых соответствуют дефекты определенного размера и методы их контроля.
3. Общим подходом к оценке пористости отливок для разных методов контроля является определение процента пористости.

1.2. Факторы, влияющие на образование усадочной пористости

Одним из основных движущих факторов образования пористости, является усадка сплава. В процессе затвердевания отливок из-за их разностенности и неравномерности теплоотвода формируются изолированные от питающих элементов области (так называемые тепловые узлы). В связи с уменьшением объема сплавов время охлаждения расплава и фазового перехода, в этих тепловых узлах формируются усадочные пористость или раковины.

Также на образование пористости значительное влияние оказывают технологические параметры процесса литья: температура заливки, применяемые формовочные материалы, способ подвода металла в форму [24, 25]. Выбор оптимального перегрева и подбор материала формы позволяют сократить величину пористости.

Другим фактором, влияющим на появления пористости в отливке, является химический состав сплава. В зависимости от содержания углерода в стали меняется ее коэффициент усадки (рис. 1.3). Поскольку пористость является прямым следствием усадки металла, то увеличение коэффициента усадки приведет к увеличению пористости. На приведенном в [23] графике видно, что коэффициент усадки стали резко повышается при содержании углерода выше 0,16%. Связано это с увеличением интервала затвердевания, наличием перетектической реакции и

перестроением кристаллической решетки. Так же важное значение играет характер затвердевания сплава [26].

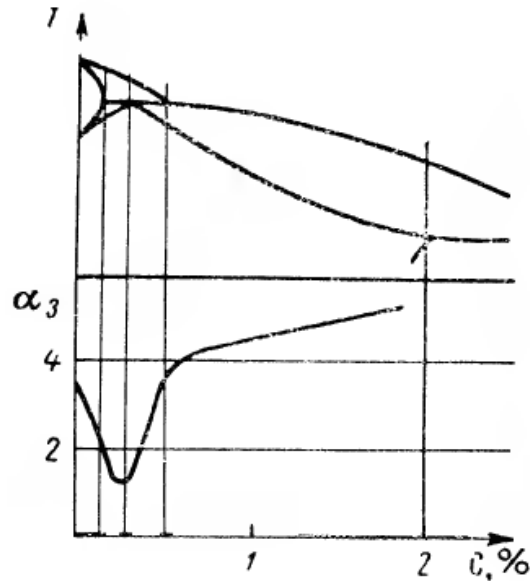


Рисунок 1.3 – Изменение коэффициента усадки в стальной части диаграммы железо-углерод в интервале температур ликвидус-солидус, по данным Б.Б. Гуляева [23].

Еще одним фактором является падение давления в двухфазной зоне вследствие фильтрации расплава через растущие ветви дендритов, в соответствии с уравнением Дарси [27]. Падение давления ниже критического значения, достаточного для преодоления сил поверхностного натяжения дефекта минимального размера, способно стать причиной образования и роста пор.

Также важным фактором является газонасыщенность расплава. В результате фазового перехода из жидкого состояния в твердое резко падает растворимость газов в сплаве. Излишки газов выделяются в расплав и способствуют росту пор. Этот фактор можно устранить проведением дегазации расплава [5].

Значительное влияние на рост и форму пористости оказывает дендритный каркас [3]. Поскольку пористость образуется между ветвями дендритов, то она будет повторять их форму. В связи с этим, поры чаще всего имеют извилистый характер.

Следующим фактором, оказывающим воздействие на образование пористости, является геометрия отливки. Б.Б. Гуляев в [23] показывает влияние толщины

и длины отливки на величину пористости. Так же пористость образуется в местах подвода металла в полость формы, что так же надо учитывать при проектировании литниково-питающих систем.

В последнее время появился ряд работ, посвященных горячим трещинам, в которых говорится о том, что падение давления в двухфазной зоне в результате усадки и деформации соразмерны [28, 29]. Таким образом, деформированное состояние отливки является еще одним фактором, влияющим на формирование усадочной пористости.

Примером влияния деформированного состояния отливки на образование пористости могут служить отливки с коробчатым сечением, которые в процессе затвердевания испытывают торможение свободной линейной усадки (ТСЛУ). Большое внимание сейчас приковано к изготовлению отливок железнодорожного назначения типа «Рама боковая» и «Балка надрессорная». В процессе затвердевания эти отливки усаживаются на стержни, оформляющие внутреннюю полость. В связи с переходом технологического процесса на ХТС стержни, имеющие меньшую податливость, в отливках происходит увеличение термических деформаций.

Для устранения усадочных дефектов рядом авторов предлагается использовать программы компьютерного моделирования литейных процессов [30-34]. В работах описывается опыт применения отечественных и иностранных программ на предприятиях российской промышленности.

Однако количество железнодорожных аварий продолжает с каждым годом расти. Если до 2005 года сход вагонов был единичным случаем, то начиная с 2006г. они приобрели массовый характер [16]. Статистика свидетельствует о том, что проблему повышения плотности отливок одним компьютерным моделированием решить не удастся, ввиду того, что в применяемых математических моделях, вероятно, не учтен один из факторов, оказывающих существенное влияние на образование пористости. Таким фактором может стать торможение свободной линейной усадки.

Аналогично группам пористости, перечисленные факторы, влияющие на появления внутренних усадочных дефектов, можно разделить по размерным уровням (таблица 1.3).

Таблица 1.3 – Распределение факторов образования пористости по размерным уровням

Уровень	Фактор	Математическое описание
Макроуровень	Теплофизическое взаимодействие отливки с формой	Уравнение теплопроводности
	Изменение доли твердой фазы	Положение сплава на диаграмме состояния и характер затвердевания
	Деформация	Уравнение деформированного состояния отливки
Средний уровень	Течение жидкости	Уравнение неразрывности
	Фильтрация расплава в двухфазной зоне	Уравнение сохранения момента движения – Дарси
	Диффузия газов	Уравнение сохранения концентрации газов
Микроуровень	Рост кристаллов и зерен	–

Выводы по разделу:

1. В результате анализа факторов образования пористости в отливке, показано, что деформированное состояние способно оказать значительное влияние на образование пористости.
2. Необходимо исследовать, учитывается ли этот фактор в применяемых математических моделях.

1.3. Анализ моделей образования пористости

На сегодняшний день одним из подходов к прогнозированию пористости в отливке является использование математических моделей образования пористости.

Математическая модель образования пористости представляет собой систему уравнений, описывающих процессы, формирования пористости. Необходимым условием для их реализации – создание программы моделирования.

Математические модели можно классифицировать по размерному уровню действующих факторов. Таким образом, выделим модели макро-, среднего и микроуровней.

Исторически первыми моделями образования пористости были модели макроуровня. В них учитываются теплоперенос (1.1), изменение доли твердой фазы от температуры (1.2) (в примере, линейная зависимость) и деформированное состояние отливки (1.3) (упруго-вязкая модель поведения расплава).

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = a_i \nabla \cdot (\nabla T_i) + \frac{L}{c_i} \frac{\partial f_s}{\partial t}; i = 1 \dots 4 \quad (1.1)$$

$$f_s(T) = \frac{T_L - T}{T_L - T_S} \quad (1.2)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_1} + \frac{\sigma}{E_2} \left(1 - e^{-\frac{E_2 t}{\eta}} \right) \quad (1.3)$$

где T – поле температур; t – время; a – коэффициент теплопроводности; L – скрытая теплота кристаллизации; c – удельная теплоёмкость; f_s – доля твердой фазы; $\bar{\rho}$ – усредненная плотность; $\bar{\rho V}$ – усредненная скорость течения расплава; T_S – температура солидуса; T_L – температура ликвидуса; σ – напряжения; E – модуль упругости, η – коэффициент вязкости; t – время деформирования.

Модели макроуровня являются наиболее простыми и у них отсутствуют жесткие требования по расчетной сетке. В этих моделях основное внимание уделяется решению тепловой задачи. Модели построены на представлении отливки в виде бесконечной плиты. Условием формирования пористости являются разнообразные эмпирические критерии в виде соотношений параметров затвердевания (скорость охлаждения, температурный градиент, скорости изотерм и т.д.). К моделям этого типа можно отнести модели Куманина, Вейника, Гуляева. Соответственно с названием уровня, данные модели способны прогнозировать появление макропористости (осевая).

И.Б. Куманин [35] предположил, что условием формирования усадочной пористости в отливке является смыкание двухфазных зон (изотерм ликвидуса) в центре отливки. А.И. Вейник [36] уточнил, что питание расплава прекращается при температуре, соответствующей окончанию фильтрации расплава, и может быть определена экспериментально. По модели Б.Б. Гуляева [23] осевая усадочная пористость образуется при выравнивании скорости усадочного перемещения жидкого металла со скоростью гидравлического движения расплава.

Отметим, что расчет деформаций производится после проведения теплового расчета и не влияет на результат последнего.

Недостатком данного типа моделей является то, что выведенные и отработанные на простейших отливках критерии образования пористости не учитывают реальной геометрии отливки и чувствительны к условиям литья, что требует введения дополнительных поправок. Так же, как было показано Г.Ф. Баландиным [37], из анализа моделей И.Б. Куманина и А.И. Вейника следует, что получение плотных отливок невозможно. Этот вывод касается только дефектов микроуровня и требует уточнения моделей образования пористости.

В моделях среднего уровня, к уже перечисленным добавляются следующие факторы: массоперенос (1.4), фильтрация жидкости в двухфазной зоне (уравнение сохранения момента движения – Дарси) (1.5); диффузия газов (уравнение сохранения концентрации газов) (1.6); давление в порах (1.7).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}) + \nabla \cdot (\bar{\rho} \bar{V}) = 0 \quad (1.4)$$

$$v_l f_l = -\frac{K}{\mu}(\nabla P - \rho g) \quad (1.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{C}\rho) + \nabla \cdot (C_l \rho_l v_l f_l) = 0 \quad (1.6)$$

$$P_p = P_{at.m} + P_{мет} + P_{нов} \quad (1.7)$$

где v_l – скорость фильтрации; f_l – доля жидко фазы; K – коэффициент проницаемости; μ – коэффициент динамической вязкости; P – давление в жидкости; ρ –

плотность; g – ускорение свободного падения; $\overline{C\rho}$ – усредненная концентрация растворенного вещества; C_l – концентрация растворенного вещества в жидкой фазе; P_p , $P_{атм}$, $P_{мет}$ и $P_{пов}$ – давление в поре, атмосферное, металлостатическое и поверхностного натяжения.

На сегодняшний день модели среднего уровня получили наибольшее распространение и реализованы в большинстве программ математического моделирования литейных процессов (ProCAST [38] и CapCast [39]).

Одним из первых рассмотрел влияние фильтрации на образование усадочной пористости М. Флемингс [27]. Для описания перепада давления в двухфазной зоне было использовано уравнение Дарси, соответствующее фильтрации жидкости через пористую среду. Для учета растворенных газов и перепада их растворимости при фазовом переходе, В.А. Журавлев включил в систему уравнений закон сохранения концентрации растворенных газов [40]. Тем самым, была получена математическая модель, учитывающая две основных движущих силы среднего уровня, способствующих образованию пористости: падение давления и выделение газа.

При анализе моделей среднего уровня был выписан общий вид уравнений, описывающих процесс затвердевания, представленные в (1.1) – (1.7). Однако исследователи, разрабатывая новые модели образования пористости, уточняют эти уравнения и предлагают учитывать влияние дополнительных параметров процесса затвердевания, или другие функциональные зависимости переменных.

Так, в уравнение неразрывности (1.4) в работах [5, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47] предлагается учитывать относительную долю пор при расчете усредненной плотности:

$$\overline{\rho} = f_s \rho_s + f_l \rho_l + f_p \rho_p \quad (1.8)$$

где f_s , f_l и f_p – относительная доля твердой, жидкой фаз и пористости; ρ_s , ρ_l , ρ_p – плотности твердой и жидкой фаз, и пористости.

Другие авторы [27, 48, 49, 50, 51, 52] не учитывают последнее слагаемое ввиду его малого значения (плотность газа) по сравнению с плотностью сплава.

В уравнении сохранения момента движения (1.5) большой вопрос вызывает определение значения коэффициента проницаемости K . М. Флемингс [27] предположил, что коэффициент проницаемости прямо пропорционален квадрату доли жидкой фазы.

$$K = \gamma f_l^2 \quad (1.9)$$

где γ – константа, которая зависит от структуры сплава; f_l – относительная доля жидкой фазы.

Однако позже большое распространение получила формула Карман-Козени [5, 42, 44, 47, 48, 49, 50, 52, 53]:

$$K = \frac{\lambda_2^2 (1 - f_s)^3}{180 f_s^2} \quad (1.10)$$

где λ_2 – расстояние между вторичными ветвями дендритов; f_s – относительная доля твердой фазы.

При этом в некоторых работах используются свои уникальные формулы для расчета коэффициента проницаемости. Примером может служить [41]:

$$K = 6 \cdot 10^{-4} \lambda_2^2 \frac{(f_l + f_a)^2 f_l}{(f_s + f_p)^2} \quad (1.11)$$

где λ_2 – расстояние между вторичными ветвями дендритов; f_l, f_s, f_p, f_a – относительные доли жидкой, твердой фаз, пор и воздуха.

Наибольшее совпадение во всех моделях имеет запись закона сохранения концентрации растворенного газа (1.6).

Давление в образующихся порах предлагается рассчитывать либо как сумму (1.7) отдельных давлений (атмосферного, металлостатического, поверхностного) [5, 43, 44, 46, 47, 53], либо через концентрацию растворенных газов по закону Сиверта [41, 42, 43, 46]:

$$P_p = \left(\frac{C_l}{K_l} \right)^2 \quad (1.12)$$

где P_p – давление в поре; C_l – концентрация растворенного вещества; K_l – коэффициент пропорциональности.

Так же в большинстве моделей среднего уровня поры принимаются сферической формы с диаметром, равным предопределенной доле от расстояния между вторичными осями дендритов. При этом можно выделить модели, в которых описывается рост пор [42, 47, 54, 55], позволяющие прогнозировать размер пор в результате затвердевания. Ли [6] показал, что поры могут быть большего размера и иметь несферическую форму, потому что рост пор зависит от скорости диффузии водорода в пору.

Важной частью любой модели является критерий образования пористости. В моделях среднего уровня учитывается один из двух видов критериев: превышение критического давления (1.13) или концентрации по закону Сиверта (1.14):

$$P_p \geq P_{ат.м} + P_{мет} + P_{нов} \quad (1.13)$$

$$C_l \geq K_l \sqrt{P_{ат.м} + P_{мет} + P_{нов}} \quad (1.14)$$

где P_p , $P_{ат.м}$, $P_{мет}$ и $P_{нов}$ – давление в поре, атмосферное, металлостатическое и поверхностного натяжения; C_l – концентрация растворенного вещества; K_l – коэффициент пропорциональности.

Несмотря на то, что в моделях среднего уровня учитываются структурные характеристики затвердевающего расплава, эти модели не способны в полной мере отразить влияние дендритного каркаса на конечную форму пористости. Эта задача была решена в моделях микроуровня [56, 57, 58, 59, 60, 61, 62, 63, 64, 65], в которых рост отдельных зерен и дендритов моделируется с учетом случайности, принимая во внимание скорость роста зерен. Рост пор моделируется с применением диффузионного равенства для газов.

На сегодняшний день модели микроуровня являются перспективным направлением развития методики прогнозирования образования пористости, однако для их получения требуется расчетная сетка с малым размером ячеек. Если моделям среднего уровня требуются расчетные сетки с размером ячейки 1-10 мм, то для моделей микроуровня необходима сетка 1-70 мкм, то есть на три порядка

меньше. В связи с этим, модели микроуровня используются для постмоделирования, используя данные, полученные на грубой сетке. Так же, в работе [60], модель роста зерен была использована для прогнозирования объема и размера пор при разных условиях расчета. В результате моделирования были получены выражения для максимального размера поры. Полученные регрессивные уравнения затем применялись для отливок, что позволило упростить применение модели для больших отливок.

Модели микроуровня отличаются своей сложностью, что ограничивает их реализацию в пакетах программ компьютерного моделирования.

К рассмотренным моделям образования пористости стоит добавить еще несколько модельных представлений, отличающихся от моделей тем, что в них дается лишь общее описание идеи и приблизительная оценка пористости.

Первым из них является разработка нового критерия образования горячих трещин [28]. В этой работе в уравнении неразрывности учтена одноосная деформация двухфазной зоны перпендикулярно первичным осям дендритов:

$$\frac{d}{dx}(v_l f_l) + (1 + \beta) f_s \varepsilon_y - v_T \beta \frac{df_s}{dx} = 0 \quad (1.15)$$

где v_l – скорость фильтрации; f_b, f_s – доли жидкой и твердой фаз; β – коэффициент объемной усадки; ε_y – скорость деформации перпендикулярно первичным осям дендритов; v_T – скорость затвердевания.

Далее это уравнение используется для определения перепада давления в двухфазной зоне. Для системы Al-Cu показано, что вклад деформации двухфазной зоны в падение давления имеет тот же порядок значений, что и вклад свободной усадки (рис. 1.4). Таким образом, в работе показана необходимость учета усадочных деформаций при прогнозировании образования пористости. Стоит заметить, что поскольку основной целью работы являлось прогнозирование горячих трещин, автор не предлагает модели образования пористости, в которой учитывалась бы деформация двухфазной зоны.

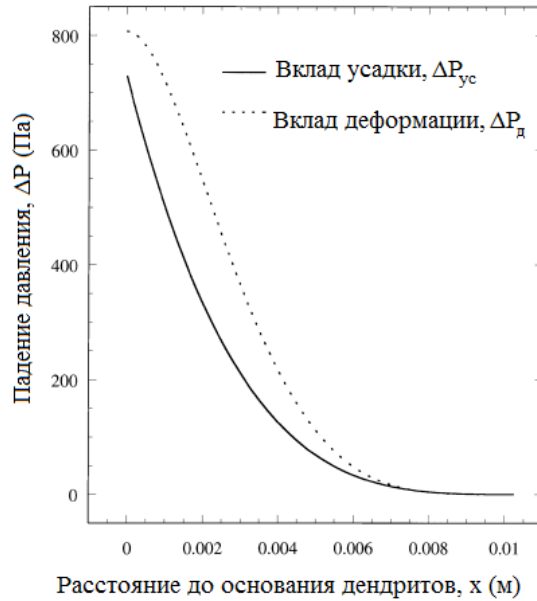


Рисунок 1.4 – Вклад усадки и деформации двухфазной зоны в падение давления [28].

Аналогично, Beckermann и Carlson [29], работая над критерием образования горячих трещин для пакета программ математического моделирования литейных процессов MAGMAsoft, предложили оценивать пористость, образующуюся в результате усадочных деформаций, в виде критерия PSD (porosity due to the solid deformation – пористость вследствие деформации твердой фазы):

$$PSD = f_p^s = \frac{1}{\rho_l} \int_{f_p^l > 0}^{T < T_s} [v_s \cdot \nabla(f_s \rho_s) + f_s \rho_s \cdot \nabla(v_s)] dt \quad (1.16)$$

где f_p^l, f_p^s – доли усадочной пористости, соответствующей усадке и вызванной деформацией; ρ_b, ρ_s – плотности жидкой и твердой фаз; T_s – температура солидуса; v_s – скорость твердой фазы; f_s – доля твердой фазы.

Данное исследование было выполнено для сталей. Предложенный критерий показал хорошее совпадение по местам образования горячих трещин, зародышами которых являлась пористость, возникшая в результате деформаций двухфазной зоны. При этом, так же как и в предыдущем случае, авторы не предлагают изменений в модель образования пористости, которая рассчитывается в тепловом модуле MAGMAsoft.

В следующей работе [66], посвященной деформации дендритного каркаса при затвердевании, показано влияние деформации двухфазной зоны на изменение

эффективной теплоемкости, гидравлической проницаемости и перепад давления в двухфазной зоне. Предложена поправка к критическому значению критерия пористости Нияма. При этом в работе имеется ряд неточностей, которые следует устранить для корректного описания математической модели образования пористости с учетом деформации. Также автор показывает влияние деформации двухфазной зоны на процесс фильтрации. Это позволяет предположить, что модель, в которой будет учитываться влияние деформированного состояния отливки на фильтрационные и тепловые процессы, будет относиться к среднему уровню.

Рассмотрим еще одно исследование, выполненное В.П. Монастырским для никелевых жаропрочных сплавов [67]. В этой работе представлена модель образования усадочных пор вследствие деформации междендритной жидкости. Автор предлагает рассматривать рост пор как процесс релаксации деформаций, возникших в расплаве в результате усадки. В.П. Монастырский делает предположение, что если при усадке не произошло образование пористости, то расплав продолжает занимать все пространство элементарной ячейки, тем самым находясь в растянутом состоянии. С другой стороны, этот эффект присутствует во всех отливках, затвердевающих в интервале температур, и не зависит от технологических параметров. Таким образом, для одного и того же сплава невозможно экспериментальное исследование этого фактора.

Выводы по разделу:

1. Предложено деление моделей по размерным уровням, аналогично группам пористости.
2. На сегодняшний день математическая модель образования пористости под действием деформации дендритного каркаса двухфазной зоны не сформулирована.
3. В приведенных модельных представлениях отсутствует взаимосвязь деформированного состояния отливки с количеством и формой усадочных дефектов.

1.4. Анализ критериев образования усадочной пористости

В предыдущем разделе был рассмотрен один из подходов к прогнозированию образования усадочной пористости в отливке путем использования математических моделей. Как уже отмечалось, недостатком этого подхода является его трудоемкость, связанная с разработкой пакета программ математического моделирования литейных процессов.

Второй подход к прогнозированию усадочной пористости заключается в использовании критериев образования пористости. Разработанные критерии позволяют оценить вероятность образования пористости либо непосредственно, либо путем их встраивания в имеющийся пакет программ математического моделирования.

Все критерии образования пористости можно условно разделить на два типа: эмпирические и проверочные.

Эмпирические критерии позволяют спроектировать конструкцию питающей системы отливки путем использования данных, полученных в ходе выполнения серии экспериментов. Значения этого типа критериев соответствуют длине бездефектной зоны отливки. В отечественной технической литературе [68, 69, 70] приведены значения отношений длин зон питания прибыли (ЗПП) и торца (ЗПТ) к толщине стенки для разных сплавов и вариантов геометрии отливки. Эти значения позволяют технологу определить места установки прибылей и рассчитать их количество. Аналогичные работы были проведены и за рубежом [24, 71]. Исследованы разные варианты установки прибылей, влияние формовочных смесей, температуры заливки, химического состава сплавов, и были получены зависимости отношений ЗПП и ЗПТ к толщине отливки (рис. 1.5).

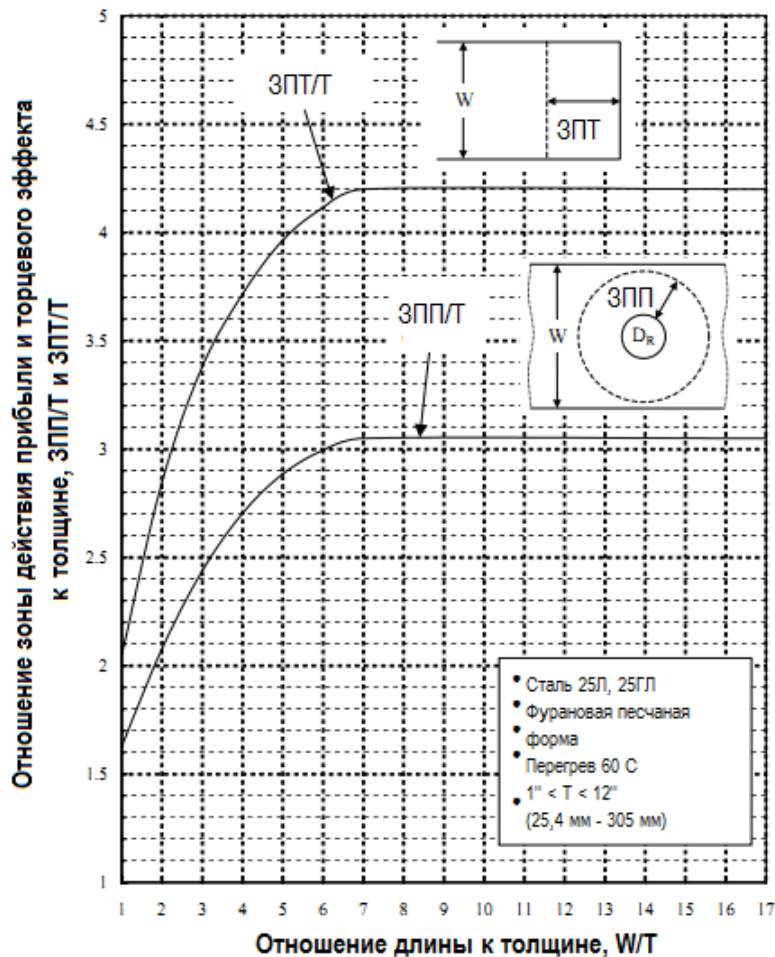


Рисунок 1.5 – Значение ЗПП/Т и ЗПТ/Т как функция от толщины и протяженности стенки.

Критерии первого типа предполагается использовать на предварительных этапах разработки питающих систем.

Критерии второго типа встраиваются в программу математического моделирования процессов затвердевания и позволяют проверить готовую геометрию отливки с питающей системой на наличие усадочной пористости. Критериями являются разнообразные соотношения параметров затвердевания (скорость охлаждения, температурный градиент, скорости изотерм и т.д.) в сравнении с их критическими значениями.

В работе [72] приводится сводная таблица по критериям образования пористости. Расширим ее, добавив неучтенные критерии (см. таблицу 1.4).

Таблица 1.4 – Критерии образования пористости

Автор	Год	Критерий	Сплав	Критическое значение
Bishop [73]	1951	G	Сталь	0,2–0,4 °С/см
Pellini [72]	1953	G	Сталь	Н/Д
Henzel и Keverian [72]	1965	f_s или f_l	Сталь	Н/Д
Piwonka и Flemings [72]	1966	ΔP	Al-сплавы	Н/Д
Irani [74]	1969	$\frac{t_b - t_a}{t_a}$	Al-сплавы	Н/Д
Berry [75]	1970	$\frac{v_T}{G}$	Al-Cu	Н/Д
Mallya [76]	1974	$\frac{v_T G}{t_3}$	Al-Cu	Н/Д
Davies [72]	1975	I	Сталь, чугун, Al- и Cu-сплавы	Н/Д
Русинов [77]	1980	$\frac{\Delta t}{\Delta l \cdot t_a}$	Сталь	$\frac{\Delta \tau}{(\Delta l \times \tau)} = 4,79 \times 10^{-6} \times \Pi^{-3,38} \times R^{-1,33} \times (1 \cdot 10^{-2} \text{H} + 7 \times 10^{-5} \text{H}^2 + 10^{-7} \text{H}^3)$
Голод [78]	1981	G	Сталь	Н/Д
Niyama [79]	1982	$G/(S)^{1/2}$	Сталь	1
Lee, Chang, Chieu [72]	1990	$Gt_3^{2/3}/V_T$	Al-сплавы	1-3
Suri [80]	1993	$\frac{\kappa \mu \Delta T}{\rho_l G v_T \beta D_0^2}$	Al-сплавы	$\% \Pi = 23,9 + 9,6 \times 10^{-6} \times (\text{FRN}) + 9,1 \times 10^{-13} \times (\text{FRN})^2$
Carlson [81]	2009	$\frac{G \lambda_2 \sqrt{\Delta P_{cr}}}{\sqrt{\mu \beta \Delta T S}}$	Сталь Al-сплавы	610 (0,01%) 137 (0,1%) 211 (0,01%) 23 (0,1%)
Коротченко [82]	2011	$\frac{\Delta L}{\sqrt{t_3}}$	Сталь	$0,00129(\Delta T)^{1/2}$
Поляков, Коротченко [66]	2011	$n \cdot Ni_{cr}$	Al-Cu	Н/Д
Поляков, Коротченко [83]	2013	$\frac{P_L - P_p + \frac{4\sigma}{f_l^* \lambda_2}}{\frac{\mu \beta \Delta T}{\lambda_2^2 Ni_{cr}^2} I(f_l^*)}$	Al-сплавы	1

где G и \bar{G} – температурный градиент и усредненный температурный градиент; f_s и f_l – относительная доля твердой и жидкой фаз; ΔP – перепад давления; t_a и t_b – время затвердевания питаемой и питающей частей отливки; v_T – скорость затвердевания; I – капиллярная длина; Δt – разница между временем затвердевания питающего и питаемого частей отливок; Δl – расстояние между затвердевающими питающим и питаемым частями отливок; S – скорость охлаждения; t_3 – время затвердевания; κ – геометрический фактор; μ – коэффициент динамической вязкости; ΔT – интервал затвердевания; ρ_l – плотность жидкой фазы; β – коэффициент объемной усадки; D_0 – диаметр равноосных кристаллов; λ_2 – расстояние между вторичными ветвями дендритов; ΔP_{cr} – критический перепад давления в двухфазной зоне; ΔL – длина двухфазной зоны; n – поправочный коэффициент на затрудненную усадку; Ni_{cr} – критическое значение критерия Нияма; P_L – давление в двухфазной зоне на ликвидусе; P_p – давление в поре; σ – поверхностное натяжение; $I(f_l)$ – сокращенное обозначение интеграла.

Классификация критериев пористости имеет особенность. Это связано с тем, что основная задача критериев пористости заключается в том, чтобы на самых простых моделях образования пористости (модели макроуровня) учесть процессы, происходящие в более сложных моделях (среднего уровня). Тем самым, снижается трудоемкость разработки программ математического моделирования литейных процессов. Как следует из анализа критериев пористости, все они ориентированы на встраивание в модели макроуровня. Входными данными чаще всего являются результаты решения задачи теплопереноса (скорость затвердевания, градиент температур). На основании этого, все критерии можно было бы отнести к макроуровню. Однако, как уже было сказано, в этих критериях неявно учтены процессы среднего уровня (фильтрация, перепад давления). Тем самым, при классификации критериев пористости их следует располагать не по размерным уровням, а между ними как переходное звено от простого к сложному.

Отметим, что поскольку модели микроуровня пока не получили распространения в программах математического моделирования литейных процессов из-за своей сложности, то критериев для перехода к ним пока тоже нет.

В работе [84] критерии пористости условно разделены на 4 группы, соответствующие способам литья. Выбор критерия пористости осуществляют путем определения группы с помощью полученных моделированием значений градиента температур и скорости затвердевания.

Следует отметить еще один немаловажный факт: размер прогнозируемой пористости чаще всего зависит от выбора критического значения критерия. Рассмотрим этот вопрос на примере критерия Нияма. В работе [24] говорится, что большое количество пользователей программ компьютерного моделирования используют критерий Нияма для предсказания микропористости, расположенной между ветвями дендритов. Как уже отмечалось, микропористости не определяется с помощью рентгена, хотя в [79] Нияма для контроля пористости использовал именно этот метод. Так же на приведенных в [79] фотографиях размер усадочной пористости порядка нескольких миллиметров в диаметре. В [85] Сигворт и Ванг провели проверку критерия Нияма и показали, что его можно использовать как для прогнозирования микропористости, с критическим значением критерия ниже заявленного в [79], так и для более крупных пор.

В работе [80] показано, что большинство критериев пористости можно привести к общему виду v_T^m/G^n . Пример приведен в таблице 1.5.

Таблица 1.5 – Приведение критериев пористости к общему виду

Критерий	Классический вид	Приведенный вид
Niyama	$G/(S)^{1/2}$	v_T/G
Lee	$Gt_3^{2/3}/v_T$	v_T^5/G
Suri	$\frac{\kappa\mu\Delta T}{\rho_l G v_T \beta D_0^2}$	$v_T^{-0,37}/G^{0,0052}$
Pellini	G	v_T^0/G^{-1}

где G – температурный градиент; S – скорость охлаждения; v_T – скорость затвердевания; t_3 – время затвердевания; κ – геометрический фактор; μ – коэффициент динамической вязкости; ΔT – интервал затвердевания; ρ_l – плотность жидкой фазы; β – коэффициент объемной усадки; D_0 – диаметр равноосных кристаллов.

Коротченко А.Ю. в работе [86] показал, что соотношение G^n/v_T^m так же является аналогом критерия перехода от одного типа структуры к другому. Так, со-

отношение G/v_T является критерием перехода от плоского фронта к ячеистой структуре, а $G/v_T^{1/2}$ – от ячеистой к дендритной.

Из всех рассмотренных критериев наиболее широкое применение получил критерий Нияма. При этом работы по совершенствованию работы критерия продолжают другими авторами. Так, в работе [81] авторы указывают на то, что критерий Нияма характеризует вероятность появления пористости и не говорит о ее количестве в отливке. В связи с этим предлагается новая форма записи критерия, позволяющая по мнению авторов, прогнозировать количество пористости в процентах. Для этого предлагается перейти от линейной зависимости критерия проницаемости к выражению Карман-Козени. Особенностью этого подхода является то, что получение отливки, полностью свободной усадочных дефектов любого размера, в соответствии с предложенными теоретическими выкладками, является невозможным.

Другой подход заключается во введении поправочных коэффициентов, учитывающих дополнительные условия литья. С. Поляков в работе [87] предлагает введение поправочных коэффициентов для учета величины металлостатического давления и газонасыщенности сплава. Особенностью предлагаемой методики является то, что критическое значение критерия Нияма является переменной величиной от металлостатического напора и ориентации фронта кристаллизации относительно силы тяжести.

Так же в работе [83] С. Поляков предлагает перейти к безразмерному критерию Нияма, отличающийся тем, что содержит только измеряемые или контролируемые параметры процесса затвердевания.

В работе [66] предложена поправка к критическому значению критерия Нияма, в которой учитывается влияние деформированного состояния. Так же в работе показано влияние локализации деформации на значение поправочного коэффициента. Однако при выводе поправочного коэффициента был допущен ряд неточностей. В частности, изменение доли твердой фазы при деформации дендритного каркаса учитывает двусное растяжение. Для получения поправочного коэффициента автор использует уравнение неразрывности, в котором учтена одноосная де-

формации. Далее в это уравнение подставляется изменение доли твердой фазы при двuosном растяжении. Тем самым, требуется уточнение влияния деформации двухфазной зоны на образование пористости.

В работе [82] А.Ю. Коротченко приводит новую методику расчета питания отливки. Предложены два новых критерия K_1 и K_2 , с помощью которых можно рассчитать зону питания прибыли. Так же описаны способы определения критических значений этих критериев. В [88] приведена методика расчета зоны питания торца отливки с применением описанных критериев. В работах [82, 88] показано, что новые критерии могут быть использованы при разработке технологии наряду с другими критериями, обеспечивая при этом удовлетворительное совпадение с экспериментальными данными.

Выводы по разделу:

1. Показано, что критерии пористости нельзя классифицировать по размерным уровням, так как они являются переходным звеном между размерными уровнями моделей.
2. Учет факторов образования пористости, не заложенных в применяемую математическую модель, осуществляется за счет введения поправочных коэффициентов к используемым критериям.
3. Критерий образования пористости, учитывающий деформированное состояние, требует корректировки и уточнения.

Выводы по главе 1

1. В настоящее время не существует единой однозначной классификации усадочных дефектов отливок.
2. Предложено деление усадочной пористости, факторов и математических моделей образования пористости по размерным уровням (микро-, средний и макро-).
3. На процесс затвердевания большое влияние оказывает деформация двухфазной зоны, вклад которой в образование пористости сравним с усадкой.

4. Математической модели образования пористости с учетом затруднения свободной линейной усадки нет.
5. Критерий образования пористости, учитывающий деформированное состояние, требует корректировки и уточнения.

Из этих выводов следует цель данной работы: исследование влияния деформированного состояния отливки в процессе затвердевания на формирование усадочной пористости и разработка методов расчета питающих систем с целью повышения плотности отливок.

Для реализации данной цели в работе поставлены следующие основные задачи исследований:

- установить взаимосвязь между плоским деформированным состоянием и фильтрационными процессами, происходящими во время затвердевания;
- экспериментально определить влияние затруднения усадки отливки на процесс формирования усадочных дефектов;
- разработать критерий образования усадочной пористости на основе уточнения математической модели формирования усадочной пористости в условиях затруднения свободной линейной усадки;
- разработать методику расчета питающих систем отливок с учетом затруднения свободной линейной усадки.

2. РАЗРАБОТКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ПОЛОЖЕНИЙ ВЛИЯНИЯ ЗАТРУДНЕННОЙ УСАДКИ НА ПРОЦЕСС ЗАТВЕРДЕВАНИЯ

В предыдущей главе было показано, что затруднение линейной усадки может являться одним из факторов образования пористости. Во второй главе выполнен анализ влияния этого фактора на процессы, происходящие во время затвердевания. На основе проведенного анализа сформулирован критерий образования пористости при затвердевании в условиях затруднения линейной усадки. Итогом теоретического исследования является математическая модель образования пористости, дополненная учетом затруднения линейной усадки.

2.1. Определение зависимости процессов, происходящих при затвердевании от НДС

2.1.1. Постановка задачи

Рассмотрим процесс затвердевания сплавов типа твердых растворов (частный рассматриваемый случай – сталь). На рисунке 2.1 показана схема двухфазной зоны, через которую происходит течение расплава, и находящейся в плоском деформированном состоянии (ПДС).

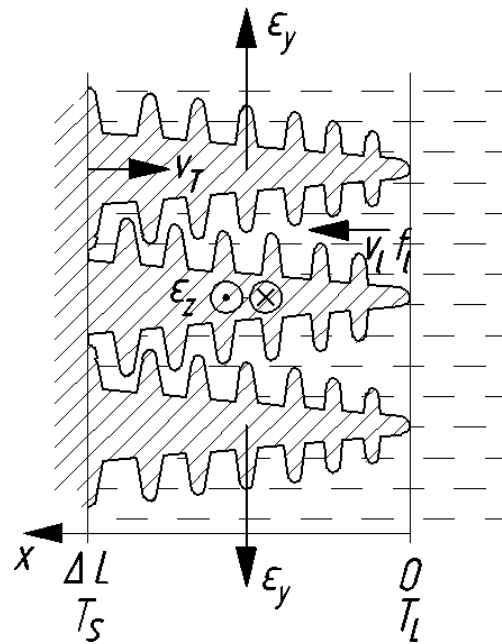


Рисунок 2.1 – Схема двухфазной зоны отливки

В представленной схеме (рис. 2.1) начало координат оси OX привязано к вершинам дендритов. Ширина двухфазной зоны равна ΔL . На правой границе температура расплава соответствует температуре ликвидуса T_L , на левой – температуре солидуса T_S . Деформации ϵ_y и ϵ_z направлены перпендикулярно первичным осям дендритов.

С целью упрощения математического описания процессов, имеющих место при затвердевании, воспользуемся следующими допущениями:

1. температура по ширине двухфазной зоне распределена линейно;
2. плотности твердой и жидкой фаз (ρ_s и ρ_l соответственно) постоянны и не зависят от температуры;
3. жидкая фаза расплава может двигаться исключительно вдоль одной оси, параллельной первичным осям дендритов (OX);
4. изменение доли твердой/жидкой фазы происходит только вдоль оси OX и не зависит от положения относительно других осей;
5. деформации направлены перпендикулярно первичным осям дендритов и распределены равномерно по всей ширине двухфазной зоны;
6. величины действующих деформаций ограничены малыми значениями;

7. действием гравитационных сил пренебрегаем;
8. влиянием растворенных газов пренебрегаем.

Необходимо найти зависимость процессов, происходящих во время затвердевания, от НДС, в соответствии с указанной схемой.

Для исследования выбрано плоское деформированное состояние в связи с допущением № 5 о том, что деформации направлены перпендикулярно первичным осям дендритов. В этом случае, деформации по третьей оси (вдоль первичных осей дендритов) отсутствуют, что соответствует плоскому деформационному состоянию.

Необходимость рассмотрения НДС заключается в том, что разработанная на сегодняшний день модель Раппаза [28] предполагает только одноосную деформацию. Случай более общего деформированного состояния в работе не обговорен. Следует заметить, что при затвердевании фасонных отливок, подчас за счет их сложной геометрии в них возникает более сложное НДС, чем одноосная деформация. Одним из вариантов НДС является плоское деформированное состояние, с направлением деформаций перпендикулярно первичным осям дендритов.

Согласно с рекомендациями по работе с программами математического моделирования, в подобном случае предлагается преобразование произвольного НДС в одноосное растяжение методом расчета эквивалентных напряжений. Далее, имея эквивалентное напряжение и механические характеристики сплава, рассчитывается эквивалентная деформация. Отметим, что в случае плоского деформационного состояния, согласно [92], эквивалентное напряжение, а вслед за ним и деформация, будут всегда меньше алгебраической суммы напряжений/деформаций по двум осям.

2.1.2. Влияние НДС на изменение доли твердой фазы

Развивая идею Раппаза [28] о влиянии деформированного состояния на процессы, имеющие место во время затвердевания, Поляков, Коротченко и Баст [66] предложили учесть изменение доли твердой фазы в результате одноосной деформации двухфазной зоны.

Аналогично С.В. Полякову [66], получим зависимость доли твердой фазы от действующих деформаций, но отличительной особенностью приведенного ниже вывода является наличие двуосной деформации.

Рассмотрим малый объем двухфазной зоны с размерами $dx \times dy \times dz$ (рис. 2.2), находящийся в ПДС. Деформации двухфазной зоны реализуются вдоль осей OY и OZ , перпендикулярно первичным осям дендритов. На рисунке 2.2 обозначены: λ_1 – расстояние между первичными осями до деформации; \bar{s} – средняя площадь поперечного сечения дендрита в рассматриваемом объеме; $\Delta\lambda$ – увеличение расстояния между первичными осями дендритов в результате деформации двухфазной зоны, n_λ – количество дендритов вдоль осей OY и OZ .

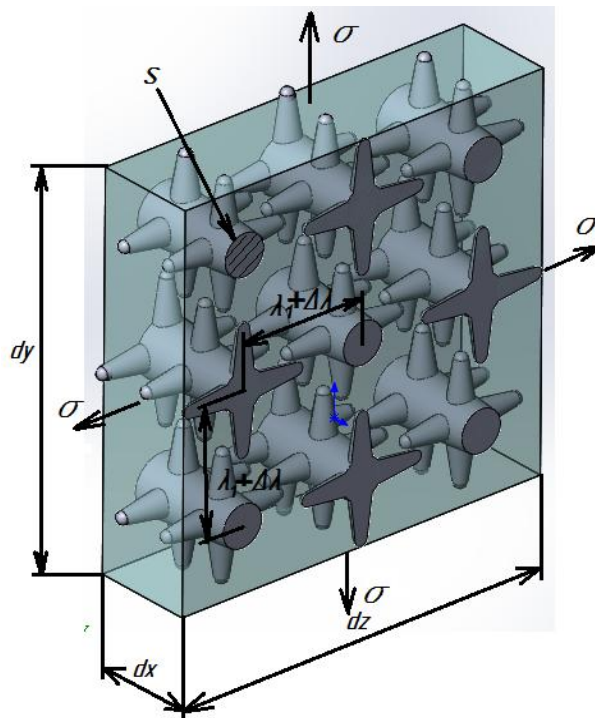


Рисунок 2.2 – Схема малого объема двухфазной зоны

Тогда, объем твердой фазы в малом объеме равен:

$$dV_s = s \cdot n_\lambda \cdot n_\lambda \cdot dx \quad (2.1)$$

Объем рассматриваемой области до деформации можно выразить через расстояние между первичными осями дендритов λ_1 :

$$dV_{\Sigma 0} = dx \cdot dy \cdot dz = dx \cdot (n_\lambda \cdot \lambda_1) \cdot (n_\lambda \cdot \lambda_1) \quad (2.2)$$

В результате ПДС, расстояние между первичными осями дендритов увеличилось на $\Delta\lambda$. Тогда объем рассматриваемой области после деформации становится:

$$dV_{\Sigma} = dx \cdot dy' \cdot dz' = dx \cdot [n_{\lambda} \cdot (\lambda_1 + \Delta\lambda_y)] \cdot [n_{\lambda} \cdot (\lambda_1 + \Delta\lambda_z)] \quad (2.3)$$

С учетом (2.1)-(2.3), выразим долю твердой фазы до деформации, f_{s0} , и после, f_s :

$$f_{s0} = \frac{dV_s}{dV_{\Sigma 0}} = \frac{s \cdot n_{\lambda} \cdot n_{\lambda} \cdot dx}{dx \cdot (n_{\lambda} \cdot \lambda_1) \cdot (n_{\lambda} \cdot \lambda_1)} = \frac{s}{\lambda_1^2} \quad (2.4)$$

$$f_s = \frac{dV_s}{dV_{\Sigma}} = \frac{s \cdot n_{\lambda} \cdot n_{\lambda} \cdot dx}{dx \cdot [n_{\lambda} \cdot (\lambda_1 + \Delta\lambda_y)] \cdot [n_{\lambda} \cdot (\lambda_1 + \Delta\lambda_z)]} = \frac{s}{(\lambda_1 + \Delta\lambda_y)(\lambda_1 + \Delta\lambda_z)} \quad (2.5)$$

Используя формулы (2.4)-(2.5) определим соотношение доли твердой фазы до деформации и после:

$$\frac{f_s}{f_{s0}} = \frac{s}{(\lambda_1 + \Delta\lambda_y)(\lambda_1 + \Delta\lambda_z)} \cdot \frac{\lambda_1^2}{s} = \frac{\lambda_1^2}{(\lambda_1 + \Delta\lambda_y)(\lambda_1 + \Delta\lambda_z)} \quad (2.6)$$

Разделим числитель и знаменатель в правой части на λ_1^2 и обозначим $\Delta\lambda_i/\lambda_1$ как деформацию относительно одной из осей ε . Тогда:

$$\frac{f_s}{f_{s0}} = \frac{1}{(1 + \varepsilon_y)(1 + \varepsilon_z)} \quad (2.7)$$

В результате, изменение доли твердой фазы от деформаций относительно бездеформационного состояния можно выразить следующим образом:

$$f_s = \frac{f_{s0}}{(1 + \varepsilon_y)(1 + \varepsilon_z)} \quad (2.8)$$

где ε_y и ε_z – значения деформаций вдоль осей OY и OZ .

Отметим, что при малых деформациях и их равенстве относительно двух осей, выражение (2.8) приобретает вид, полученный в работе [66]:

$$f_s = \frac{f_{s0}}{(1 + \varepsilon_y)(1 + \varepsilon_z)} = \frac{f_{s0}}{(1 + \varepsilon_y)^2} \approx f_{s0}(1 - 2\varepsilon_y) \quad (2.9)$$

Этот результат примечателен тем, что в работе [66] за основу было взято одноосное деформированное состояние, однако формула (2.9) получена для равноосного

ПДС. Внимательный анализ вывода Полякова позволяет найти допущенную математическую неточность.

Вернемся к уравнению (2.8). В связи с малыми величинами деформаций, справедливо приближение:

$$f_s \approx \frac{f_{s0}}{1 + \varepsilon_y + \varepsilon_z} \quad (2.10)$$

Рассмотрим формулу (2.10). Согласно [92], величина объемной деформации при плоско-деформационном состоянии равна алгебраической сумме деформаций по двум осям (вдоль третьей оси величина деформации равна 0). Таким образом, можно сделать замену:

$$f_s \approx \frac{f_{s0}}{1 + \varepsilon_y + \varepsilon_z} = \frac{f_{s0}}{1 + \varepsilon_V^{ndc}} \quad (2.11)$$

где ε_V^{ndc} – величина объемной деформации при ПДС.

Далее, обратим внимание на величины деформаций двухфазной зоны. Деформации в затвердевающей отливке возникают вследствие торможения ее свободной линейной усадки, ε_n . По мере затвердевания элементов, тормозящих свободную усадку, растет и величина возникающих деформаций. В связи с этим, величина деформаций является переменной и зависит от температуры:

$$\varepsilon(T) = \varepsilon_n f_s(T) = \frac{\beta}{3} f_s(T), \text{ где } \beta \text{ – коэффициент объемной усадки. Максимальное}$$

значение деформации приобретают при достижении температуры солидуса.

Однако, как было показано в работе [37], при наличии в отливке утолщения/теплового узла в зоне действия затрудненной усадки, в таких участках будет локализоваться деформация растяжения тела отливки. Коэффициент локализации деформации, γ , в этом случае рассчитывается как отношение длины элемента, затвердевающего при затрудненной усадке, L_0 , к длине теплового узла в зоне действия затруднения усадки, l_0 :

$$\gamma = \frac{L_0}{l_0} \quad (2.12)$$

Физический смысл коэффициента локализации деформации заключается в том, что деформация с участка длиной L_0 проявляется только в тепловом узле меньшего размера l_0 , т.е. величина деформаций возрастает в γ раз. Применение коэффициента локализации деформации позволяет связать геометрию отливки с возникающими в ней деформациями. Заметим, что коэффициент локализации деформации рассчитывается только для случая затрудненной усадки, иначе $L_0 = 0$.

Отметим, что локализация деформаций возможна тогда, когда элементы, тормозящие свободную усадку, начинают затвердевать намного раньше узла локализации деформаций. В этом случае можно принять, что в течение всего процесса затвердевания действующая в узле локализации деформация имеет максимальное значение, равное увеличенной в γ раз линейной усадке:

$$\begin{aligned}\varepsilon_y &= \gamma_y \varepsilon_l = \gamma_y \frac{\beta}{3}; \\ \varepsilon_z &= \gamma_z \varepsilon_l = \gamma_z \frac{\beta}{3}\end{aligned}\tag{2.13}$$

Таким образом, рассматривая затвердевание тепловых узлов, становится возможным заменить деформацию как функцию от температуры на ее максимальное значение. Тогда доля твердой фазы в тепловом узле может быть выражена следующим образом (доля твердой фазы для бездеформационного состояния записана для случая равновесной кристаллизации):

$$f_s \approx \frac{f_{s0}}{1 + \gamma_V \frac{\beta}{3}}\tag{2.14}$$

где $\gamma_V = \gamma_y + \gamma_z$ – объемный (аналогично объемной деформации, (2.11)) коэффициент локализации деформации (ОКЛД).

Анализируя геометрию отливок «балка» и «рама» отметим, что для этих отливок наиболее часто коэффициенты локализации деформации по каждой из двух осей имеют значения от 2 до 5, т.е. применительно к этим отливкам ОКЛД может принимать значения до 10.

Отметим, что совместное влияние двусосной деформации, при их малых значениях, на изменение доли твердой фазы, можно оценить как алгебраическую сумму двух деформаций. Для возможности такой оценки рассмотрим случай плоского деформированного состояния элементарного объема размерами $dx \times dy \times dz$, представленного на рисунке 2.3.

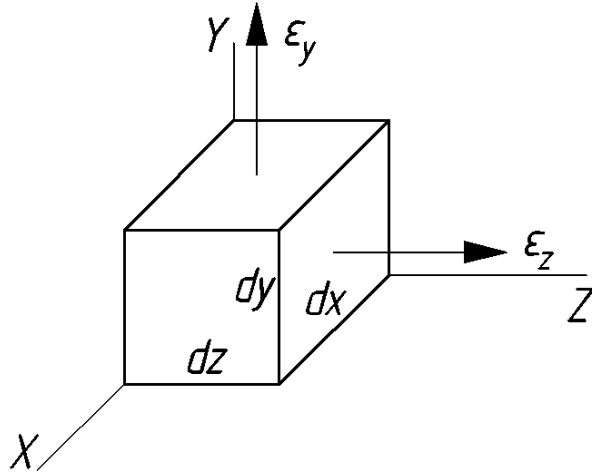


Рисунок 2.3 – Схема для оценки величины деформации при ПДС

До деформации, объем рассматриваемого элемента можно выразить как:

$$V = dx \cdot dy \cdot dz.$$

Под действием плоского деформационного состояния, элементарный объем будет иметь размеры $dx \times dy' \times dz'$, где dy' и dz' – размеры сторон после деформации. Тогда:

$$V' = dx \cdot dy' \cdot dz' = dx \cdot (1 + \varepsilon_y) dy \cdot (1 + \varepsilon_z) dz$$

Величина объемной деформации равна:

$$\begin{aligned} \varepsilon_V^{ndc} &= \frac{V' - V}{V} = \frac{dx \cdot (1 + \varepsilon_y) dy \cdot (1 + \varepsilon_z) dz - dx \cdot dy \cdot dz}{dx \cdot dy \cdot dz} = \\ &= (1 + \varepsilon_y)(1 + \varepsilon_z) - 1 = \varepsilon_y + \varepsilon_z + \varepsilon_y \varepsilon_z \end{aligned} \quad (2.15)$$

С учетом малых значений деформаций, произведением деформаций по двум осям можно пренебречь:

$$\varepsilon_V^{ndc} = \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad (2.16)$$

Принимая значения объемной усадки для углеродистой стали и алюминиевых сплавов равной $\beta = 0,05$, а так же с учетом (2.13) и максимальное значение

локализации деформации вдоль каждой из осей равным 5, разница величины объемной деформации, посчитанная по формулам (2.15) и (2.16) не будет превышать 4%. Таким образом, в дальнейшем, объемную деформацию теплового узла при ПДС будем оценивать как алгебраическую сумму деформаций по двум осям.

В полученном уравнении (2.14) еще неопределенной является функция распределения доли твердой фазы до деформации. Одним из вариантов функции распределения доли твердой фазы является уравнение «равновесного рычага», соответствующее равновесной кристаллизации. Характерной особенностью равновесной кристаллизации является малая скорость затвердевания, способствующая полному протеканию диффузионных процессов. Поскольку скорость затвердевания и охлаждения стальных отливок в песчаных формах мала, для дальнейшего рассмотрения воспользуемся модель равновесной кристаллизации. Для бездеформационного состояния доля твердой фазы запишется в виде:

$$f_{s0}(T) = \frac{1}{1-k} \left(1 - \frac{T_m - T_L}{T_m - T} \right) \quad (2.17)$$

где k – коэффициент распределения; T_m – температура плавления чистого металла; T_L – температура ликвидуса; T – текущая температура.

Согласно допущению 1 предыдущего раздела о линейном распределении температуры по ширине двухфазной зоны, введем понятие относительной температуры θ :

$$\theta = \frac{T_L - T}{T_L - T_S} = \frac{x}{\Delta L} \quad (2.18)$$

где T_S – температура солидуса; ΔL – ширина двухфазной зоны. Тогда с учетом (2.18), выражение (2.17) примет вид:

$$f_{s0}(\theta) = \frac{1}{1-k} \left(1 - \frac{1}{\theta \frac{T_L - T_S}{T_m - T_L} + 1} \right) \quad (2.19)$$

На рисунке 2.4 по уравнению (2.14) для случая равновесной кристаллизации стальной отливки (2.19) построены графики распределения доли твердой фазы по ширине двухфазной зоны при разных значениях ОКЛД. Следствием уравнения (9), отразившемся на рисунке 2.4, является то, что при наличии деформации к концу двухфазной зоны при температуре солидуса ($\theta = 1$) доля твердой фазы отлична от единицы.

В связи с этим предлагается скорректировать график доли твердой фазы. Предположим, что на некоторой глубине двухфазной зоны, обозначенной как θ_k , формируется прочный каркас дендритов, который имеет достаточную жесткость, чтобы не деформироваться под действием приложенных термических напряжений. Тогда на интервале $\theta = \theta_k \dots 1$ идет процесс затвердевания оставшейся части жидкой фазы без влияния деформации. Для обоснования выбора значения θ_k обратимся к программам математического моделирования литейных процессов. В большинстве программ расчет критериев пористости производится при относительной температуре $\theta = 0,9$. Указанная расчетная точка связана с тем, что при ее достижении большинство процессов, имеющих место при затвердевании, заканчиваются, и дальнейшие вычисления не способны оказать какое-либо влияние на результат [81]. Тогда выражение для расчета доли твердой фазы приобретет вид:

$$f_s(\theta, \gamma_V) = \begin{cases} \frac{f_{s0}(\theta)}{1 + \gamma_V \frac{\beta}{3}} & \text{при } 0 \leq \theta < \theta_k \\ 1 - \left(1 - \frac{f_{s0}(\theta_k)}{1 + \gamma_V \frac{\beta}{3}} \right) \frac{1 - \theta}{1 - \theta_k} & \text{при } \theta_k \leq \theta \leq 1 \end{cases} \quad (2.20)$$

На рисунке 2.5 представлен скорректированный график доли твердой фазы для равновесного распределения по ширине двухфазной зоны, полученный при $\theta_k = 0,9$ в соответствии с уравнением (2.20).

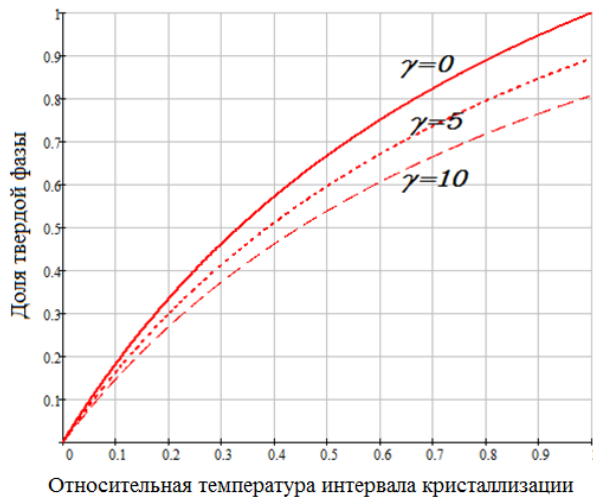


Рисунок 2.4 – График изменения доли твердой фазы при разных значениях ОКЛД, рассчитанные по формуле (2.19)

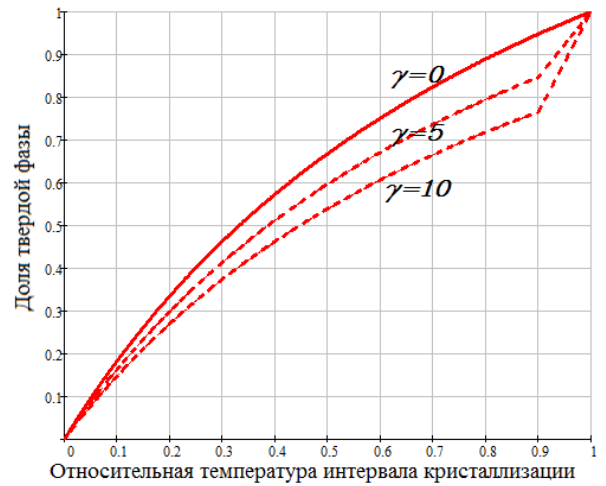


Рисунок 2.5 – Скорректированные графики изменения доли твердой фазы

Стоит отметить, что в модельных представлениях, предложенных С.В. Поляковым [66], ничего не говорится о зависимости доли твердой фазы вблизи температуры солидуса. Ввиду отсутствия каких-либо оговорок о доле твердой фазы на границе солидуса, можно сделать предположение, что этот вопрос не был рассмотрен автором.

Отличием от случая одномерной деформации является то, что изменение доли твердой фазы будет тем больше, чем больше деформация по второй оси. При этом использование ОКЛД позволило свести двумерную задачу к одномерной.

2.1.3. Влияние ПДС на изменение скорости течения

Одним из процессов, имеющим место во время затвердевания и оказывающим значительное влияние на образование пористости, является течение расплава между ветвями дендритов. Большинство авторов связывают течение расплава в двухфазной зоне с перепадом давления согласно уравнению Дарси, а также предлагают выразить скорость течения из уравнения неразрывности. Для описания течения расплава в двухфазной зоне (рис. 2.1), последняя представляется как пористая среда, через которую происходит фильтрация жидкости. С учетом допущения п. 6 о пренебрежении гравитационными силами закон Дарси записывается:

$$\frac{dP}{dx} = -\frac{\mu}{K}V_l \quad (2.21)$$

где P – давление; μ – коэффициент динамической вязкости расплава; K – коэффициент проницаемости дендритного каркаса; V_l – скорость фильтрации.

Как было сказано, большинство авторов находят скорость фильтрации в результате преобразований уравнения неразрывности, которое для случая течения жидкости с изменением ее плотности во времени запишется [89]:

$$\frac{\partial \langle \bar{\rho} \rangle}{\partial t} + \text{div}(\bar{\rho}v) = 0 \quad (2.22)$$

где $\bar{\rho} = \rho_l f_l + \rho_s f_s$ – усредненная плотность; ρ_l и ρ_s – плотности жидкой и твердой фаз соответственно; $\bar{\rho}V = \rho_l V_l + \rho_s V_s = \rho_l v_l f_l + \rho_s v_s f_s$ – усредненное массовое течение; v_l и v_s – скорости движения жидкой и твердой фаз; V_l и V_s – усредненные скорости движения жидкой и твердой фаз.

Раппаз и Дрезет [28, 91] предложили ввести в уравнение неразрывности движение твердой фазы с допущением о том, что это движение происходит только вдоль одной оси, перпендикулярной первичным осям дендритов (ось OY). Таким образом, авторы рассматривали случай одноосной деформации.

Аналогично Раппазу, рассмотрим вывод скорости течения для ПДС.

Для этого, с учетом, что сумма долей твердой и жидкой фаз равна единице, $f_s + f_l = 1$, выразим усредненную плотность через долю жидкой фазы:

$$\begin{aligned} \bar{\rho} &= \rho_s f_s + \rho_l f_l = \rho_s (1 - f_l) + \rho_l f_l = \rho_s - \rho_s f_l + \rho_l f_l = \\ &= \rho_s - (\rho_s - \rho_l) f_l = \rho_s - \rho_l \left(\frac{\rho_s}{\rho_l} - 1 \right) f_l = \rho_s - \rho_l \beta f_l \end{aligned} \quad (2.23)$$

где $\beta = \left(\frac{\rho_s}{\rho_l} - 1 \right)$ – коэффициент объёмной усадки сплава.

Подставив (2.23) в (2.22) и расписав усредненное массовое течение по трем осям, получим:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}[\rho_s - \rho_l \beta f_l] + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_l v_{lx} f_l) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho_l v_{ly} f_l) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l v_{lz} f_l) + \\ & + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_s v_{sx} f_s) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho_s v_{sy} f_s) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_s v_{sz} f_s) = 0 \end{aligned} \quad (2.24)$$

С учетом допущений п. 3 и 5 о движении жидкой фазы только вдоль оси OX и направлении деформации перпендикулярно первичным осям дендритов, третье, четвертое и пятое слагаемые в уравнении (2.24) равны нулю, а принимая во внимание допущение п. 2 о постоянстве плотностей, вынесем плотность из-под знака дифференциала:

$$-\rho_l \beta \frac{\partial f_l}{\partial t} + \rho_l \frac{\partial}{\partial x}(v_l f_l) + \rho_s \left(\frac{\partial(v_{sy} f_s)}{\partial y} + \frac{\partial(v_{sz} f_s)}{\partial z} \right) = 0 \quad (2.25)$$

Первое слагаемое умножим на $\partial x / \partial x$ и обозначим $V_T = \frac{dx}{dt}$ – скорость затвердевания. Так же воспользуемся уже введенным обозначением: $V_l = v_l f_l$ – усредненная скорость течения расплава. Тогда:

$$\frac{\partial V_l}{\partial x} - \beta V_T \frac{\partial f_l}{\partial x} + (\beta + 1) \left(\frac{\partial(v_{sy} f_s)}{\partial y} + \frac{\partial(v_{sz} f_s)}{\partial z} \right) = 0 \quad (2.26)$$

В полученном уравнении первые два слагаемых соответствуют бездеформационному течению, третье слагаемое позволяет учитывать перемещение твердой фазы. Исходя из математических соображений, в деформационном слагаемом авторы вынесли долю твердой фазы за знак дифференциала по оси OY , так как, согласно одному из допущений, изменение доли твердой фазы происходит только вдоль оси OX :

$$\frac{\partial V_l}{\partial x} - \beta V_T \frac{\partial f_l}{\partial x} + (\beta + 1) f_s (V_{sy} + V_{sz}) = 0 \quad (2.27)$$

где $V_{sy} = \frac{\partial(v_{sy})}{\partial y}$, $V_{sz} = \frac{\partial(v_{sz})}{\partial z}$ – скорость деформации относительно оси OY и OZ

соответственно.

Разделив переменные, приняв скорость деформации за постоянную величину, получим:

$$\int_{v_l f_l}^0 dV_l - \beta V_T \int_{f_l}^0 df_l + (\beta + 1)(V_{sy} + V_{sz}) \int_x^{\Delta L} f_s dx = 0 \quad (2.28)$$

где ΔL – ширина двухфазной зоны.

В отличие от Karraz, выполним преобразование интеграла по координате путем использования относительной температуры (2.18). Также примем скорость деформации как отношение линейной деформации вдоль осей OY и OZ , ε_y и ε_z , ко времени затвердевания, t_3 . С учетом, что отношение $\Delta L / t_3$ дает скорость затвердевания V_T , уравнение неразрывности (2.28) примет вид

$$\int_{v_l f_l}^0 dV_l - \beta V_T \int_{f_l}^0 df_l + (\beta + 1)V_T (\varepsilon_y + \varepsilon_z) \int_{\theta}^1 f_s d\theta = 0 \quad (2.29)$$

Выполнив интегрирование, получим формулу для расчета скорости течения расплава в двухфазной зоне:

$$V_l = \beta V_T f_l + (\beta + 1)V_T (\varepsilon_y + \varepsilon_z) \int_{\theta}^1 f_s d\theta \quad (2.30)$$

Отметим, что при равенстве деформации вдоль оси OZ нулю, уравнение (2.30) будет соответствовать преобразованному уравнению, приведенному в работе [28].

В полученном уравнении (2.30) большое значение имеет функция распределения доли твердой фазы. Первым вариантом можно рассматривать линейную зависимость доли твердой фазы от положения относительно вершин дендритов. Это предположение было использовано Ниямой [79] при выводе критерия образования пористости для стальных отливок, получившего широкое применение.

Другим вариантом функции распределения доли твердой фазы является уравнение «равновесного рычага», соответствующее равновесной кристаллизации. Характерной особенностью равновесной кристаллизации является малая скорость затвердевания, способствующая полному протеканию диффузионных процессов. Поскольку скорость затвердевания стальных отливок в песчаных формах мала, в качестве второго варианта можно рассматривать модель равновесной кристаллизации.

Третий вариант был предложен Г.Ф. Баландиным в виде степенной функции. В работе [90] говорится, что при степени равной трем функция доли твердой фазы имеет хорошее совпадение с результатами эксперимента.

Раппаз и Дрезет использовали модель обратной диффузии Курца-Фишера. Эта модель была выбрана авторами в связи с особенностями затвердевания сплавов системы Al-Cu. Как отмечается в [27], для сплавов системы Al-Cu эвтектика обнаруживается при содержании меди значительно меньше предела растворимости меди в алюминии. В связи с этим, модель обратной диффузии дает не только закон распределения доли твердой фазы, но и позволяет определить эвтектическую составляющую.

На рисунке 2.6 приведены четыре вышеперечисленных варианта распределения доли твердой фазы по ширине двухфазной зоны, приведенные в координатах относительной температуры.

Подставляя эти четыре зависимости доли твердой фазы в уравнение (2.30), получим графики изменения скорости течения расплава (рис. 2.7). Значения теплофизических характеристик и величина деформации для расчета были взяты из [28].

Из рисунка 2.7 видно, что скорость течения жидкой фазы, рассчитанная по уравнению (2.30), в начале двухфазной зоны ($\theta = 0$) зависит от выбранного закона изменения доли твердой фазы. Но с физической точки зрения, при прочих равных теплофизических параметрах и деформации, этот результат выглядит неестественно. Более ожидаемым является равенство скоростей течения на границе ликвидуса вне зависимости от распределения доли твердой фазы внутри двухфазной зоны.

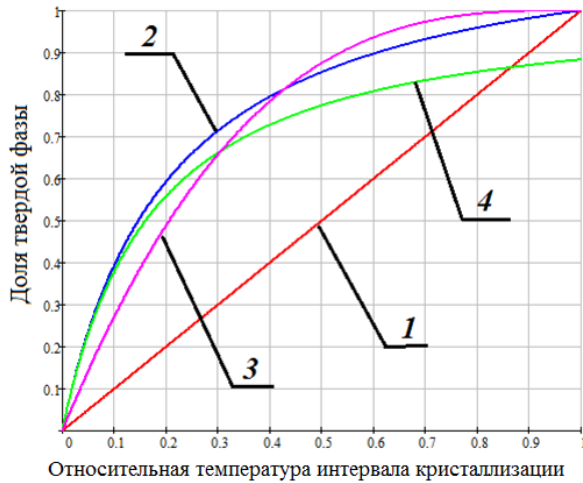


Рисунок 2.6 – Графики распределения доли твердой фазы для линейной зависимости (1), равновесной кристаллизации (2), степенной функции (3) и по модели обратной диффузии (4)

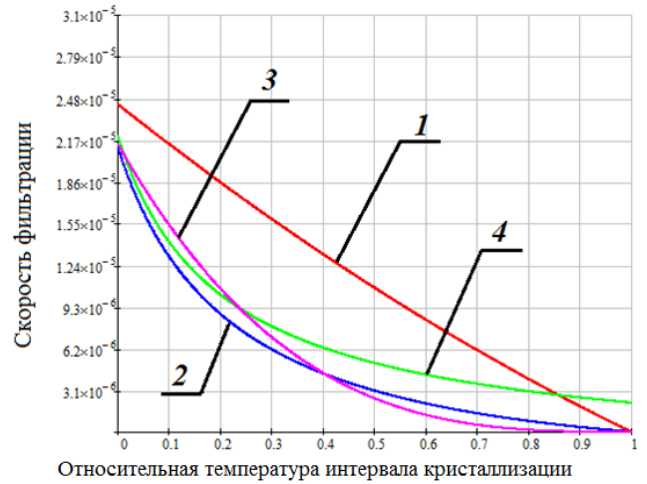


Рисунок 2.7 – Графики скорости течения расплава для линейной зависимости доли твердой фазы (1), равновесной кристаллизации (2), степенной функции (3) и по модели обратной диффузии (4)

Для решения этого противоречия, обратимся к преобразованиям уравнения (2.26), выполненным Раппазом. Как уже отмечалось, в деформационном слагаемом доля твердой фазы была вынесена за знак дифференциала. Однако, аналогично усредненной скорости фильтрации, для описания скорость движения твердой фазы также требуется ее усреднение. То есть, в отличие от преобразований Раппаза, долю твердой фазы из дифференциала выносить нельзя. С физической точки зрения именно производная усредненной скорости движения твердой фазы по координате позволяет получить значение скорости деформации. В этом случае скорость течения жидкой фазы примет вид:

$$V_l = \beta V_T f_l + (\beta + 1) V_T \varepsilon_V^{ndc} (1 - \theta) \quad (2.31)$$

где $\varepsilon_V^{ndc} = \varepsilon_y + \varepsilon_z$ – объемная деформация при плоско-деформационном состоянии.

Отметить, что при наличии ПДС общий вклад деформаций в изменение скорости течения расплава в двухфазной зоне соответствует объемной деформации и является алгебраической суммой вкладов каждой деформации в отдельности. Т.е. использование эквивалентных напряжений для учета влияния двуслойной деформации неприменимо, поскольку результат расчета по любой из теорий прочности отличен от алгебраической суммы напряжений/деформаций.

Анализируя графики скорости фильтрации (рис. 2.8), построенные по скорректированной формуле (2.31), видно, что указанное противоречие устранено. Заметим также, что хотя характер кривых не изменился, но значения скоростей фильтрации в двухфазной зоне несколько увеличились.

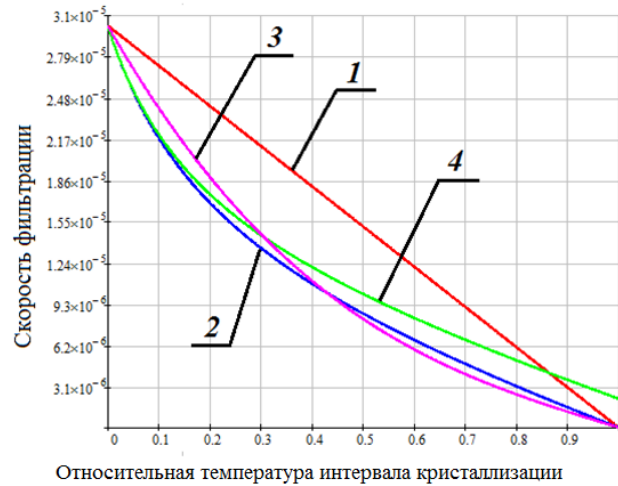


Рисунок 2.8 – Графики скорости течения расплава для линейной зависимости доли твердой фазы (1), равновесной кристаллизации (2), степенной функции (3) и по модели обратной диффузии (4)

Скорректировав формулу расчета скорости течения расплава в двухфазной зоне, остановимся на одном из законов изменения доли твердой фазы. Как уже было отмечено, затвердевание стальных отливок в песчаных формах характеризуется малыми скоростями затвердевания и охлаждения. Исходя из этого, для дальнейшего рассмотрения возьмем модель равновесной кристаллизации.

С учетом представления деформаций относительно осей OY и OZ как локализованной линейной усадки (2.13), получим зависимость скорости течения расплава в двухфазной зоне от локализации деформации:

$$V_l = \beta V_T f_l + \beta V_T \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} (1 - \theta) \quad (2.32)$$

где $\gamma_V = \gamma_y + \gamma_z$ — объемный коэффициент локализации деформации (ОКЛД).

Подставляя в уравнение (2.32) закон изменения доли твердой фазы от деформации при равновесной модели распределения доли твердой фазы по ширине двухфазной зоны (2.20), получим графики скорости течения расплава при разных

значениях ОКЛД для отливок из сплавов системы Al-Cu (рис. 2.9) и стали (рис. 2.10).

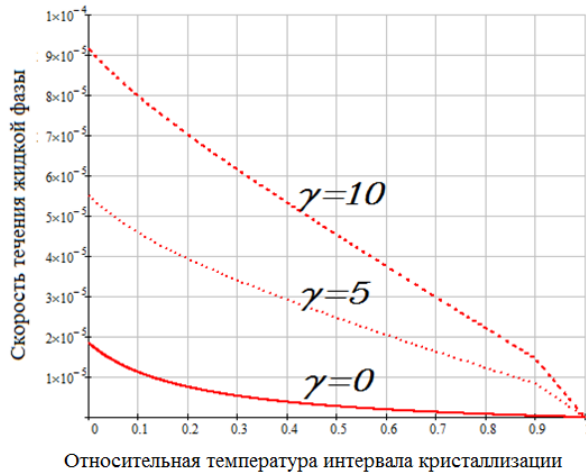


Рисунок 2.9 – Графики скорости течения расплава при разных значениях ОКЛД для сплава системы Al-Cu

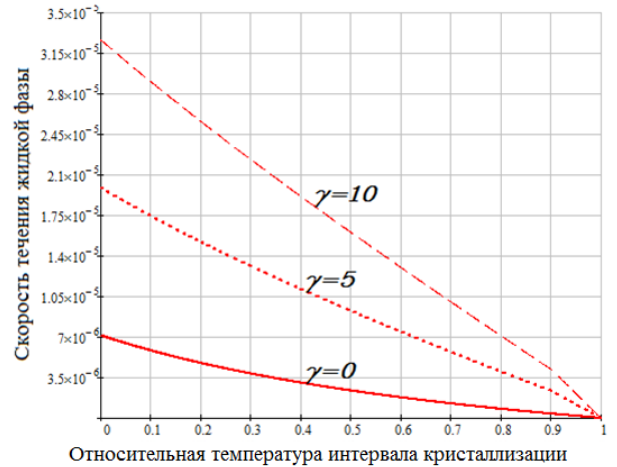


Рисунок 2.10 – Графики скорости течения расплава при разных значениях ОКЛД для стали

Из графиков (рис. 2.9 и рис. 2.10) видно, что пятикратная локализация деформации способствует изменению скорости фильтрации почти в 3 раза. Таким образом, вклад затрудненной усадки в скорость течения расплава в двухфазной зоне является значительным, и его не учет может привести к серьезным расхождениям теоретических расчетов с практикой литья.

2.1.4. Влияние ПДС на потери давления в двухфазной зоне

В связи с тем, что одной из причин образования пористости в отливке является потеря давления в двухфазной зоне, оценим влияние на него деформации. Для описания взаимосвязи течения расплава с падением давления в двухфазной зоне применяется уравнение Дарси (2.21). Подставив в него найденную скорость течения расплава (2.32), получим:

$$\frac{dP}{dx} = -\frac{\mu}{K} \left[\beta V_T f_l + \beta V_T \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} (1 - \theta) \right] \quad (2.33)$$

Разделим переменные:

$$-dP = \mu \beta V_T \frac{f_l}{K} dx + \mu \beta V_T \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \frac{1 - \theta}{K} dx \quad (2.34)$$

Расставим пределы интегрирования с учетом (2.18):

$$-\int_{P_L}^P dP = \mu\beta V_T \Delta L \int_0^\theta \frac{f_l}{K} d\theta + \mu\beta V_T \Delta L \frac{\gamma_v(\beta+1)}{3} \int_0^\theta \frac{1-\theta}{K} d\theta \quad (2.35)$$

Тогда падение давление в двухфазной зоне равно:

$$\Delta P(\theta) = \mu\beta V_T \Delta L \int_0^\theta \frac{f_l}{K} d\theta + \mu\beta V_T \Delta L \frac{\gamma_v(\beta+1)}{3} \int_0^\theta \frac{1-\theta}{K} d\theta \quad (2.36)$$

В полученном уравнении (2.35) большое значение играет функция коэффициента проницаемости. Раппаз и Поляков для коэффициента проницаемости алюминиевых сплавов использовали аппроксимацию Карман-Козени.

В соответствии с предположением Раппаза о том, что доля твердой фазы не зависит от деформаций, значение используемого им коэффициента проницаемости не претерпело изменений. На этом основании можно выделить вклад усадки и деформации в падение давления. При этом их вклад является величинами одного порядка [28].

При учете влияния деформации на изменение доли твердой фазы значение коэффициента фильтрации будет зависеть не только от доли твердой фазы, но и от возникающей деформации двухфазной зоны. Эта зависимость была показана и проанализирована в работе [66]. Соответственно, деформационный множитель будет присутствовать в обоих слагаемых уравнения Дарси, что затруднит отделение усадочной и деформационной составляющих.

Для выделения вклада усадки и деформации Поляков предлагает сделать ряд преобразований, в результате которых коэффициент проницаемости заменяется на его среднее значение в двухфазной зоне. Но стоит отметить, что величина деформации в определенной степени скажется и на среднем значении коэффициента фильтрации, тем самым, выделить отдельно влияние деформации и усадки, используя среднее значение, не представляется возможным.

Одним из вариантов решения этой проблемы является замена аппроксимации Карман-Козени линейной зависимостью [93]. В связи с этим, в дальнейшем рассмотрим вариант линейной зависимости коэффициента проницаемости на перепад давления в двухфазной зоне в виде:

$$K = \alpha f_l \quad (2.37)$$

где α – коэффициент пропорциональности.

В соответствии с принятой линейной зависимостью коэффициента фильтрации от доли жидкой фазы, потери давления можно записать следующим образом, вынеся постоянную часть перепада давления за скобки:

$$\Delta P = \frac{\mu\beta}{\alpha} V_T \Delta L \left(\theta + \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \int_0^\theta \frac{(1 - \theta)}{f_l} d\theta \right) \quad (2.38)$$

В отличие от использования коэффициента фильтрации по Карман-Козени, в полученном выражении в скобках первое слагаемое соответствует переменной части вклада усадки в падение давления, второе слагаемое – переменной части вклада деформации.

Для лучшей наглядности, на рисунке 2.11 представлены значения двух слагаемых переменной части уравнения (2.38), позволяющие оценить влияние деформации на потери давления в двухфазной зоне. Из графиков видно, что потери давления в двухфазной зоне увеличиваются с увеличением деформаций. При этом следует отметить, что падение давления от усадки и деформации равны при ОКЛД равном ~ 2 . Это значение соответствует нелокализованным деформациям по двум осям. Рост потерь давления может привести к остановке фильтрации, и, следовательно, увеличивается вероятность образования пористости.

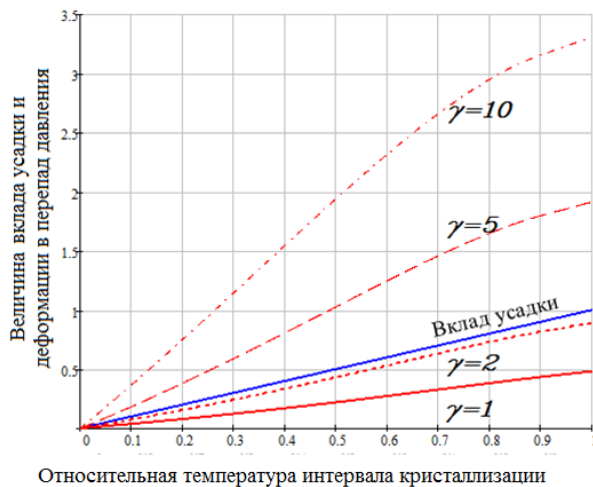


Рисунок 2.11 – Графики вклада усадки (синий цвет) и деформации (красный) в перепад давления

Для дальнейших расчетов остановимся на линейной зависимости коэффициента проницаемости от доли жидкой фазы. Отметим, что данный вид зависимости был использован при выводе критерия пористости Нияма для стальных отливок [79] и отливок из алюминиевых сплавов [93]. При этом в работах [44, 93] отмечается, что применение формулы Карман-Козени в двухфазной зоне вблизи границы солидуса приводит к конфликту с уравнением Дарси (деление на ноль).

Выводы по разделу:

1. Показано, что задачу двуосной деформации двухфазной зоны можно свести к одномерной задаче, при этом результирующая величина действующей деформации равной сумме деформаций по двум осям.
2. Максимальное влияние затрудненной усадки на образование пористости оказывается на тепловой узел, в котором происходит локализация деформаций.
3. Получено выражение изменения доли твердой фазы от деформации при ПДС. Предложен вариант поправки зависимости доли твердой фазы под действием двуосной деформации, заключающейся во введении предельной глубины влияния деформаций, при которой дендритный каркас приобретает достаточную прочность, чтобы не деформироваться под действием ПДС.
4. Предложена поправка к выражению, используемому для определения скорости течения расплава в двухфазной зоне, заключающаяся в усреднении скорости движения твердой фазы. Это позволило устранить разницу скоростей на границе ликвидуса в зависимости от закона распределения доли твердой фазы.
5. Показано, что вклад затрудненной усадки в скорость течения расплава в двухфазной зоне является значительным, и его не учет может привести к серьезным расхождениям теоретических расчетов с практикой литья.
6. Уравнение (2.38) позволило определить вклад усадки и деформации в падение давления в двухфазной зоне. При нелокализованных деформа-

циях по двум осям, величина вклада усадки и деформации становятся примерно равными.

2.2. Критериальная оценка образования пористости при торможении свободной линейной усадки

После того, как была показана зависимость падения давления от затрудненной усадки, обратимся к вопросу критериальной оценки образования пористости. В работе [66] предлагается ввести поправочный коэффициент к критерию Нияма, в котором будет учтена деформация двухфазной зоны.

Однако работы, проводимые на кафедре «Литейные технологии» МГТУ им. Н.Э. Баумана, дают основание высказать утверждение, что разработанный на кафедре критерий пористости K_I [82] позволяет получить более адекватные результаты при прогнозировании появления пористости.

В результате интегрирования уравнения (2.38) по ширине двухфазной зоны имеем выражение, из которого можно выразить максимальный перепад давления:

$$P_L - P_S = \Delta P_{LS} = \frac{\mu\beta}{\alpha} V_T \Delta L \left[1 + \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \int_0^1 \frac{(1 - \theta)}{f_l} d\theta \right] \quad (2.39)$$

Заменим: $V_T \Delta L = \Delta L^2 / t_3 = K_I^2$. Тогда:

$$\sqrt{\frac{\Delta P_{LS} \alpha}{\mu\beta}} = K_I \sqrt{1 + \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \int_0^1 \frac{(1 - \theta)}{f_l} d\theta} \quad (2.40)$$

Выражение в левой части уравнения (2.40) соответствует форме записи критерия K_I , приведенной в [86]. Корень в правой части уравнения (2.40) является критерием вклада деформации двухфазной зоны в образование пористости.

Для расчета значения бездеформационного критерия K_I в современных пакетах программ компьютерного моделирования, используются математические модели, в которых не учитывается влияние деформации двухфазной зоны на затвердевание и образование пористости. Для учета этого влияния необходимо ввести критерий вклада деформации в образование пористости K_n . Таким образом, форма записи критерия K_I соответствует деформационному критерию пористо-

сти, для расчета которого необходимо значение бездеформационного критерия увеличить:

$$K_1^{\partial} = K_1 \sqrt{1 + \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \int_0^1 \frac{(1 - \theta)}{f_l} d\theta} = K_n \cdot K_1 \quad (2.41)$$

где $K_n = \sqrt{1 + \frac{\gamma_V (\beta + 1)}{3} \int_0^1 \frac{(1 - \theta)}{f_l} d\theta}$ – критерий вклада деформации в образования пористости.

По формуле (2.41) получен график зависимости величины критерия образования пористости от деформации от ОКЛД (рис. 2.12). Обратим внимание, что при наличии нелокализованной деформации ($\gamma_V = 1$) значение критерия пористости увеличивается на 20 %, а при $\gamma_V = 9$ – в два раза. Для сравнения, в работе [66] при локализации деформации равной двум, требовалось увеличивать расчетное значение почти в 5 раз.

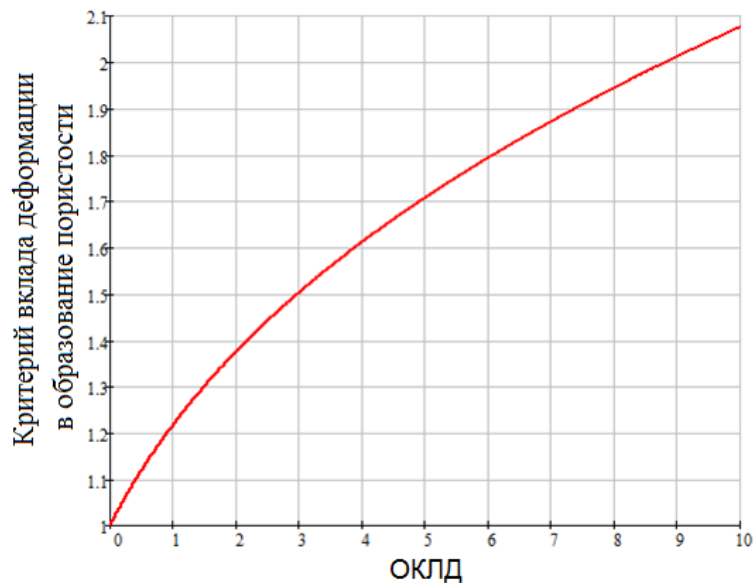


Рисунок 2.12 – Зависимость критерия вклада деформации в образование пористости от ОКЛД

В полученной формуле (2.41) влияние двумерной деформации учтено в виде объемного коэффициента локализации деформации. Сведя двумерную задачу к одномерной, получили, что влияние двуслойной деформации тем больше, чем больше деформации возникают вдоль второй оси.

Вывод по разделу

Предложен критерий вклада деформации в образование пористости, позволяющий учитывать воздействие затрудненной двуосной деформации. В отличие от предложенного в [66] поправочного коэффициента, новый критерий имеет меньшие значения. Связано это с исключением ошибок, допущенных в [66].

2.3. Уточнение математической модели образования пористости с учетом ПДС

Уточняемая математическая модель образования усадочной пористости с учетом торможения двуосной свободной линейной усадки относится к моделям среднего уровня и представляет собой комплекс следующих взаимосвязанных частей:

- геометрия решаемой задачи;
- модель материалов;
- модели литейных процессов.

2.3.1. Геометрия решаемой задачи

В математической модели рассматривается отливка с вытянутым поперечным сечением. Расчетная область представляет собой 2Д сечение отливки с формой. Ось отливки может быть расположена как перпендикулярно вектору тяжести, так и вдоль него.

Обозначим геометрическую область, занимаемую жидким расплавом, как F_1 ; двухфазной зоной – F_2 ; затвердевшей отливкой – F_3 ; формой – F_ϕ . Граница контакта расплава с двухфазной зоной – κ_1 , двухфазной зоны с затвердевшей частью отливки – κ_2 , отливки и формы – κ_3 ; формы с атмосферой – κ_4 .

2.3.2. Модель материалов

В математическую модель входят два типа материалов – материал отливки и формы.

Материалами отливки являются сплавы, затвердевающие в интервале температур. Одним из вариантов таких сплавов являются стали с низким содержанием

ем углерода. Затвердевание происходит в границах температур от ликвидуса T_L до солидуса T_S . Выделение твердой фазы без учета деформаций происходит согласно модели равновесной кристаллизации:

$$f_{s0} = \frac{1}{1-k} \left(1 - \frac{1}{\theta \frac{T_L - T_S}{T_m - T_L} + 1} \right) \quad (2.42)$$

где k – коэффициент распределения; T_m – температура плавления чистого металла; T – текущая температура.

Изменение доли твердой фазы в результате деформации двухфазной зоны. Считается, что на некоторой глубине двухфазной зоны (обозначим ее как θ_κ) формируется прочный каркас дендритов, который имеет достаточную жесткость, чтобы не деформироваться под действием приложенных термических напряжений. Тогда на интервале от $\theta = 0 \dots \theta_\kappa$ идет процесс равновесной кристаллизации с учетом влияния деформации; от $\theta = \theta_\kappa \dots 1$ – затвердевание оставшейся части жидкой фазы без влияния деформации:

$$f_s(\theta, \varepsilon_y, \varepsilon_z) = \begin{cases} \frac{f_{s0}(\theta)}{1 + \varepsilon_y + \varepsilon_z} & \text{при } 0 \leq \theta < \theta_\kappa \\ 1 - \left(1 - \frac{f_{s0}(\theta_\kappa)}{1 + \varepsilon_y + \varepsilon_z} \right) \frac{1 - \theta}{1 - \theta_\kappa} & \text{при } \theta_\kappa \leq \theta \leq 1 \end{cases} \quad (2.43)$$

Плотность, теплопроводность, удельная теплоемкость для жидкого и твердого состояний считаются значениями постоянными, для двухфазной зоны рассчитываются по формулам:

$$\rho_2(T) = \bar{\rho} = \rho_l f_l(T) + \rho_s f_s(T) \quad (2.44)$$

$$\lambda_2(T) = \bar{\lambda} = \lambda_l f_l(T) + \lambda_s f_s(T) \quad (2.45)$$

$$c_2(T) = \bar{c} = c_1 f_l(T) + c_3 f_s(T) \quad (2.46)$$

Замечания: 1) в соответствии с геометрическими областями, для обозначения температур в них воспользуемся следующими индексами: 1 – жидкий расплав,

$T_1 > T_L$; 2 – двухфазная зона затвердевающей отливки, $T_L > T_2 > T_S$; 3 – затвердевшая отливка, $T_S > T_3$;

2) влияние затрудненной усадки учитывается за счет учета изменения доли твердой фазы.

Материалами формы являются набор песчано-глинистых смесей. Теплофизические характеристики формы, такие как плотность, теплопроводность и теплоемкость являются постоянными величинами и не зависят от температуры.

2.3.3. Модели литейных процессов

Во всех моделях литейных процессов влияние затрудненной усадки необходимо учитывать за счет изменения доли твердой фазы.

2.3.3.1. Модель теплопереноса

Уравнение теплового баланса, записанное для всех четырех геометрических областей:

$$\begin{cases} c_1 \rho_l \frac{\partial T_1}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_1 \nabla T_1), & (x, y) \in F_1 \\ c_2 \rho_2 \frac{\partial T_2}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_2 \nabla T_2) + \frac{L}{c_2} \frac{\partial f_s}{\partial t}, & (x, y) \in F_2 \\ c_3 \rho_s \frac{\partial T_3}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_3 \nabla T_3), & (x, y) \in F_3 \\ c_\phi \rho_\phi \frac{\partial T_4}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_\phi \nabla T_4), & (x, y) \in F_\phi \end{cases} \quad (2.47)$$

Замечания: 1) влияние пористости на теплоперенос не учитывается;

2) затвердевание происходит по типу твердого раствора.

Граничные условия к ним:

$$\begin{aligned} -\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial m} &= -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial m}, & (x, y) \in \kappa_1 \\ T_1(\kappa_1) &= T_2(\kappa_1) \end{aligned} \quad (2.48)$$

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial m} = -\lambda_3 \frac{\partial T_3}{\partial m}, \quad (x, y) \in \kappa_2 \quad (2.49)$$

$$T_2(\kappa_2) = T_3(\kappa_2)$$

$$-\lambda_3 \frac{\partial T_1}{\partial m} = -\lambda_\phi \frac{\partial T_4}{\partial m}, \quad (x, y) \in \kappa_3 \quad (2.50)$$

$$T_3(\kappa_2) = T_4(\kappa_2)$$

$$-\lambda_\phi \frac{\partial T_4}{\partial m} = 0, \quad (x, y) \in \kappa_4 \quad (2.51)$$

где m – координата x или y .

2.3.3.2. Модель массопереноса

Массоперенос описывается уравнением неразрывности:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}) + \nabla \cdot (\bar{\rho} \bar{V}) = 0 \quad (2.52)$$

Замечание: влияние пористости на массоперенос не учитывается.

Для уточнения модели массопереноса, в ней необходимо учитывать движение как жидкой, так и твердой фаз, согласно формуле (2.24):

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\bar{\rho})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_l v_{lx} f_l) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho_l v_{ly} f_l) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l v_{lz} f_l) + \\ + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_s v_{sx} f_s) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho_s v_{sy} f_s) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_s v_{sz} f_s) = 0 \end{aligned}$$

2.3.3.3. Модель фильтрации в двухфазной зоне

Для описания фильтрационного течения в двухфазной зоне используется уравнение Дарси:

$$v_l f_l = -\frac{K}{\mu}(\nabla P - \rho g) \quad (2.53)$$

Для уточнения модели фильтрации, необходимо учитывать как фильтрационную, так и деформационную составляющую, согласно формуле (2.33):

$$\beta V_T f_l + \beta V_T \frac{\gamma_V(\beta+1)}{3}(1-\theta) = -\frac{K}{\mu}(\nabla P - \rho g)$$

2.3.3.4. Деформация двухфазной зоны

Описание возникающих деформаций:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_1} + \frac{\sigma}{E_2} \left(1 - e^{-\frac{E_2 t}{\eta}} \right) \quad (2.54)$$

2.3.3.5. Критерий образования пористости

Критерием образования пористости для математической модели является превышение критического перепада давления в двухфазной зоне:

$$\Delta P \geq \Delta P_{кр} \quad (2.55)$$

2.3.3.6. Модель диффузии газов

Не используется.

2.3.3.7. Модель проницаемости дендритного каркаса

Коэффициент проницаемости представлен линейной зависимостью в виде:

$$K = \alpha f_l \quad (2.56)$$

где α – коэффициент пропорциональности.

2.3.4. Начальные условия

Предполагается, что в начальный момент времени полость формы заполнена расплавом. Температура расплава и формы соответствует температуре в конце процесса заливки.

В начальный момент времени температура отливки равна T_n : $T_l(F_0, 0) = T_n$.

В начальный момент времени температура формы равна $T_{нф}$: $T_4(F_\phi, 0) = T_{нф}$.

2.3.5. Алгоритм расчета

Разработанная математическая модель была реализована в модуле расчета пористости с учетом действия двуслойной затрудненной линейной усадки.

В качестве метода решения дифференциальных уравнений может быть использован любой численный метод.

Для сравнения ниже приведены порядок расчета по двум моделям – бездеформационной (блок-схема на рис. 2.13) и деформационной (блок-схема на рис. 2.14).

Порядок расчета по бездеформационной модели:

1. Определение геометрии решаемой задачи, свойств материалов, граничных и начальных условий.
2. Проверка условия окончания расчета (зависит от выбора условий окончания расчета: окончание по времени или температуре).
3. Если условие окончания расчета не выполняется, тогда:
 - 3.1 Шаг по времени $n+1$.
 - 3.2 Запоминаем расчетные поля с предыдущего временного слоя.
 - 3.3 Решение задачи теплопереноса.
 - 3.4 Расчет деформационной задачи.
 - 3.5 Расчет задачи массопереноса.
 - 3.6 Расчет задачи фильтрации.
 - 3.7 Если падение давления в двухфазной зоне превышает критическое значение, то выполнить расчет образования доли пористости.
 - 3.8 Повторить с п.3.
4. Иначе вывод результатов.

Блок-схема реализации расчета представлен на рисунке 2.13.

Порядок расчета модели образования пористости с учетом действия затрудненной усадки:

1. Определение геометрии решаемой задачи, свойств материалов, граничных и начальных условий.
2. Проверка условия окончания расчета (зависит от выбора условий окончания расчета: окончание по времени или температуре).
3. Если условие окончания расчета не выполняется, тогда:
 - 3.1 Шаг по времени $n+1$.

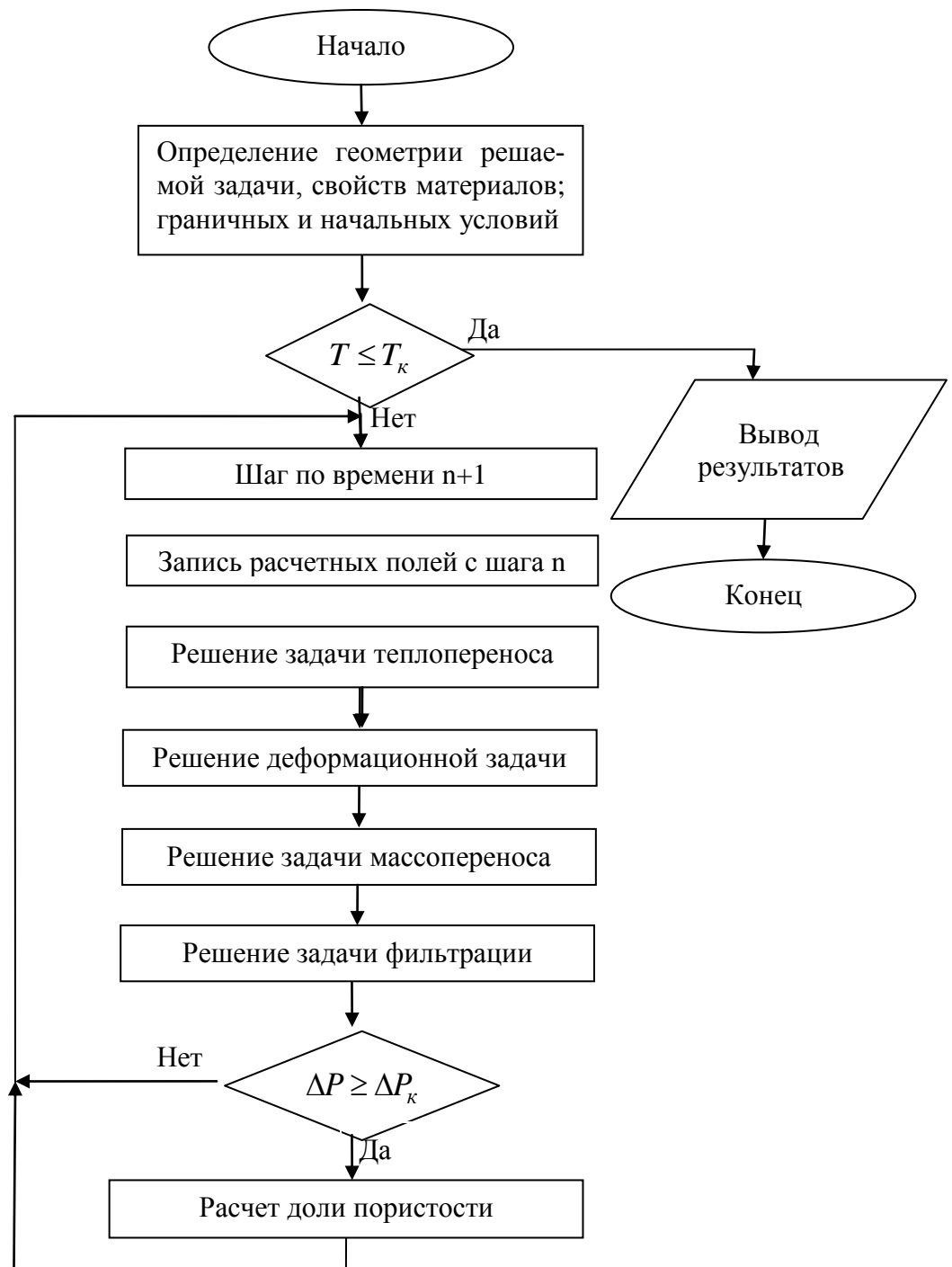


Рисунок 2.13 – Блок-схема алгоритма расчетной модели

- 3.2 Запоминаем температурное и деформационное поля с предыдущего временного слоя.
- 3.3 Запоминаем температурное и деформационное поля с предыдущего итерации.
- 3.4 Решение задачи теплопереноса с учетом деформаций, действующих на предыдущей итерации (итерация I+1).
- 3.5 Расчет деформационной задачи с учетом п.3.4.
- 3.6 Корректировка доли твердой фазы и решение тепловой задачи с учетом п.3.5 (итерация I +2).
- 3.7 Если разница температур на итерациях I+1 и I+2 превышает точности вычислений, тогда повторить с п.3.3.
- 3.8 Иначе:
 - 3.8.1. Расчет задачи массопереноса.
 - 3.8.2. Расчет задачи фильтрации.
 - 3.8.3. Если падение давления в двухфазной зоне превышает критическое значение, то выполнить расчет образования доли пористости.
 - 3.8.4. Повторить с п.3.

4. Иначе вывод результатов.

Блок-схема реализации расчета представлен на рисунке 2.14.

Отличием двух алгоритмов расчета является то, что учет влияния деформаций приводит систему уравнений к нелинейному виду, поэтому для решения этой системы необходимо воспользоваться методом простой итерации. Т.е. на каждом расчетном шаге необходимо определять поле температур до тех пор, пока оно не перестанет отличаться от предыдущего приближения на величину точности вычислений ε .

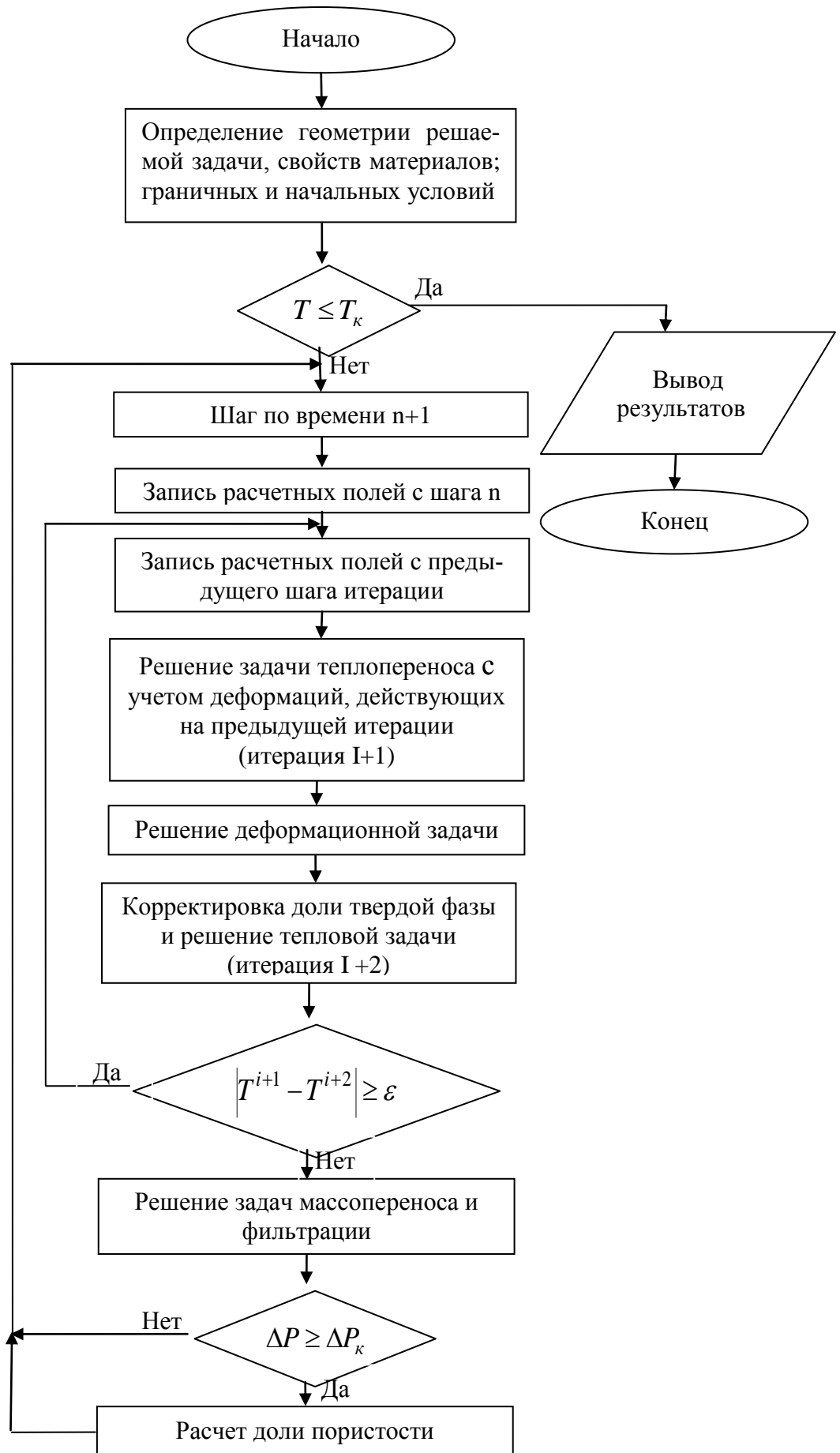


Рисунок 2.14 – Блок-схема алгоритма расчетной модели

Выводы по разделу:

Уточнена математическая модель затвердевания за счет учета действия затрудненной линейной усадки.

Выводы по главе 2

1. Показано, что задачу двуосной деформации двухфазной зоны можно свести к одномерной задаче, при этом результирующая величина действующей деформации равной величине объемной деформации при ПДС.
2. Максимальное влияние затрудненной усадки на образование пористости оказывается на тепловой узел, в котором происходит локализация деформаций.
3. Получено выражение изменения доли твердой фазы от деформации при ПДС. Предложен вариант поправки зависимости доли твердой фазы под действием двуосной деформации, заключающейся во введении предельной глубины влияния деформаций, при которой дендритный каркас приобретает достаточную прочность, чтобы не деформироваться под действием ПДС.
4. Предложена поправка к выражению, используемому для определения скорости течения расплава в двухфазной зоне, заключающаяся в усреднении скорости движения твердой фазы. Это позволило устранить разницу скоростей на границе ликвидуса в зависимости от закона распределения доли твердой фазы.
5. Определен вклад усадки и деформации в падение давления в двухфазной зоне. При нелокализованных деформациях по двум осям, величина вклада усадки и деформации становятся примерно равными.
6. Предложен критерий пористости с учетом действия деформации двухфазной зоны, позволяющий учитывать воздействие затрудненной двуосной деформации.
7. Уточнена математическая модель затвердевания за счет учета действия затрудненной линейной усадки.

3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЗАТРУДНЕННОЙ УСАДКИ НА ОБРАЗОВАНИЕ ПОРИСТОСТИ

В теоретической части было показано влияние деформации на образование пористости в отливке. Получена зависимость, соответствующая критерию вклада деформации в образование пористости в зависимости от величины затруднения линейной усадки.

Целью экспериментального исследования является определение зависимости величины пористости от коэффициента локализации деформации в тепловом узле. В результате проведения исследования будет получена зависимость увеличения пористости от действия деформаций.

3.1. Разработка методики проведения эксперимента

3.1.1. Постановка эксперимента

Для определения влияния затрудненной усадки на величину пористости, необходимо провести исследования на пробах, в которых реализованы условия одно- и двусосного торможения свободной линейной усадки. Полученное значение пористости следует сравнить со значением пористости образца, затвердевающего при равнозначных тепловых условиях, но без действия затруднения линейной усадки. Отношение значений пористости образцов с затруднением и без него является искомым коэффициентом увеличения пористости под действием затруднения линейной усадки.

Как было показано в теоретической части, наибольшее влияние на образование пористости торможение свободной усадки оказывает в тепловом узле отливки за счет локализации в нем деформаций. В связи с этим, для экспериментального исследования удобно использовать пробы с тепловым узлом в зоне действия деформаций, с последующим исследованием пористости в этом тепловом узле. За счет изменения расстояния между тепловым узлом и элементами, тормо-

зными свободную усадку, можно получить разные значения объемного коэффициента локализации деформации, вычисляемого по формуле (2.12).

Разработанная проба соответствует первой группе проб на горячеломкость по классификации И.И. Новикова [94], в которых определяется критический размер образца. Исследования необходимо проводить в области до образования горячей трещины, поскольку ее появление будет означать прекращение действия затрудненной усадки.

3.1.2. Выбор материала проб

В качестве материала проб были выбраны широко используемые сплавы, обладающие большой линейной усадкой (не менее 2%). В качестве представителя черных сплавов выбрана сталь 20ГЛ ОСТ 32.183-2001, цветных – алюминиевый сплав АК7ч ГОСТ 1583-93. Разные по температурным интервалам, они имеют сходные проблемы, связанные с пористостью, и сходные пути их решения.

3.1.3. Разработка геометрии проб

После выбора материалов для проведения исследований, разработаны геометрии проб.

3.1.3.1. Пробы на одноосную деформацию

Пробы на одноосную деформацию представляют собой брус и скобу с центральным утолщением типа теплового узла для локализации в нем деформаций. В отличие от бруса, у скобы имеются выступы (далее – полки скобы), препятствующие свободной усадке. Заливаются пробы через общий стояк для устранения влияния изменений температуры заливки и возможного колебания химического состава сплава при разных плавках на образование пористости.

Брус и скоба имеют квадратное поперечное сечение, толщины элементов соответствуют наиболее распространенной толщине стенок отливок железнодорожного назначения – 15 мм. Примем ширину теплового узла, в котором происходит локализация деформаций, равной $D_T = 40$ мм.

Требование по тепловым условиям к длинам свободных концов бруса и расстоянию между полками скобы заключается в том, чтобы конечный эффект и теп-

ловые узлы в Г-образном сочленении скобы не влияли на затвердевание центральной части отливки. Тогда тепловая картина в центральном утолщении для скобы и бруса будет идентичной.

Рассмотрим геометрию бруса. Для сплава системы Al-Si отношение зоны питания торца (ЗПТ) к толщине отливки (T) равняется $Z_{ПТ}/T = 4,5$ [70]. Влияние теплового узла в центральном утолщении выражается отношением зоны питания прибыли (ЗПП) к толщине отливки (T), значение которого в соответствии с [70] равно $Z_{ПП}/T = 3,5$.

Минимальная длина плеча бруса, при которой затвердевание центрального утолщения будет независимым от влияния торцевого эффекта равна:

$$L_T^{min} = T \cdot (Z_{ПТ}/T),$$

где T – толщина пробы. В соответствии с выбранной толщиной проб, имеем:

$$T = 15 \text{ мм}: L_T \geq 67,5 \text{ мм}.$$

Примем значение длины плеча бруса $L_m = 90 \text{ мм}$. Отметим, что в этом случае зона действия торцевого эффекта и зона действия прибыли пересекаются на длине $2 T$.

Рассмотрим геометрию скобы. С целью уменьшения пористости в Г-образном сопряжении, внутренний угол скобы выполнен с радиусом скругления согласно рекомендациям [70]. Для стенок квадратного сечения с толщинами 15 мм и углом сопряжения 90° радиус галтели $R_z = 10 \text{ мм}$.

Минимальное расстояние между тепловым узлом и полкой скобы, при котором затвердевание центрального утолщения будет независимым от влияния Г-образного сопряжения, равно:

$$L_{TY}^{min} = R_z + T \cdot (Z_{ПП}/T).$$

В соответствии с выбранной толщиной проб, получаем:

$$T = 15 \text{ мм}: L_{TY}^{min} \geq 62,5 \text{ мм}.$$

Примем значение расстояния между тепловым узлом и полкой скобы $L_{TY} = 75 \text{ мм}$.

Расстояние между полками скобы, с которого происходит локализация деформаций в тепловом узле, равно:

$$L_0 = 2 \cdot L_{my} + D_T = 190 \text{ мм.}$$

Коэффициент локализации деформации разрабатываемой пробы:

$$\gamma = \frac{L_0}{D_T} = \frac{190}{40} = 4,75.$$

Для уменьшения усадочных дефектов в Г-образном сопряжении выберем такую длину полки, чтобы в процессе затвердевания оно оказалось в зоне действия конечного эффекта. Длину полки скобы примем постоянной величиной, равной 55 мм.

Основные размеры проб сведены в таблицу 3.1. На рисунке 3.1 показана разработанная проба.

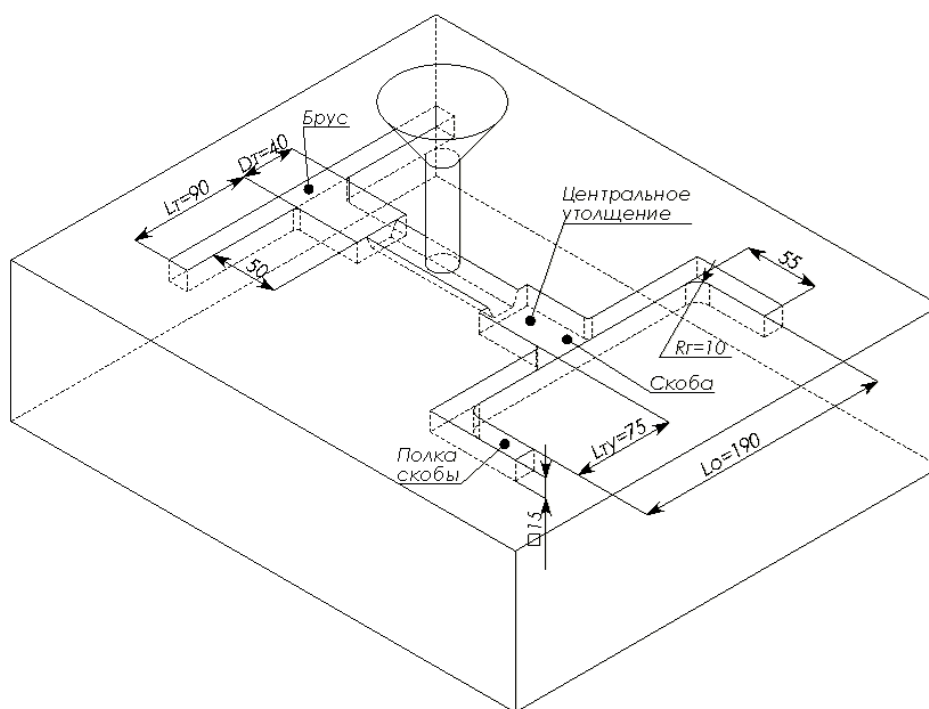


Рисунок 3.1 – Конструкция разработанной пробы

Для проведения исследования влияния одноосной деформации на образование усадочных дефектов в стальных отливках, использовались пробы, аналогичные вышеописанным. Основным отличием геометрии является расположение на одном стояке 4 проб с разным коэффициентом локализации деформации. Основные размеры проб приведены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Основные размеры проб на одноосное затруднение

№	Материал пробы	Толщина, T , мм	Размер теплового узла, D_T , мм	Длина свободного плеча бруса, L_T , мм	Длина плеча скобы, мм	Расстояние между полками скобы, мм	Коэф. локализ. деф.
1	АК7ч	15	40	90	–	–	0
2				–	75	190	4,75
3	Сталь 20ГЛ	15	40	90	–	–	0
4				–	40	120	3,0
5				–	60	160	4,0
6				–	90	220	5,5

Примечание: Знак «–» означает отсутствие соответствующего элемента.

3.1.3.2. Пробы на двусосную деформацию

Для проведения исследования двусосной деформации были разработаны пробы по форме типа «Иерусалимский крест» (рис. 3.2), которые позволяют получать разные значения затруднения линейной усадки относительно двух осей. Торможение свободной линейной усадки осуществлялось за счет наличия перекладин на концах лучей креста. Были изготовлены пробы без затруднения усадки (отсутствие перекладин, рис. 3.2,а), с одноосной деформацией (перекладины на концах двух противоположных лучей креста, рис. 3.2,б) и с двусосной деформацией (перекладины на концах всех лучей, рис. 3.2,в). Для сокращения иллюстративного материала на рисунке 3.2,в показан один из трех вариантов пробы с двусосным затруднением линейной усадки.

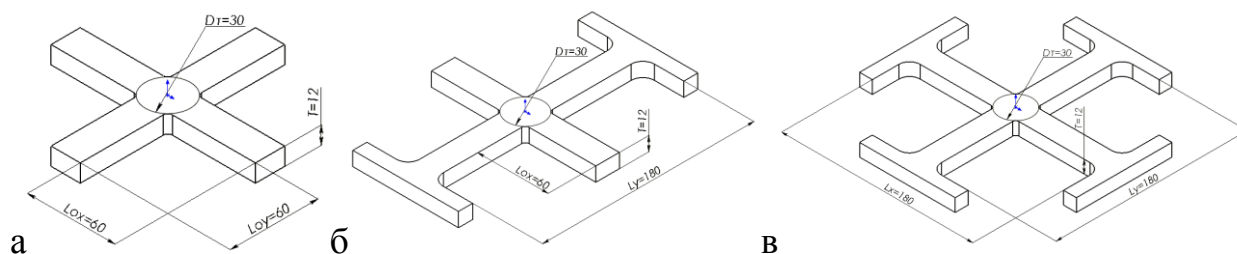


Рисунок 3.2 – Конструкции проб для исследования влияния деформаций

Толщина проб, T , была выбрана 12 мм. Размер теплового узла определяется вписанной в него окружностью D_T и для разработанных проб равен 30 мм.

Требованием по тепловым условиям к длинам свободных лучей (обозначим L_{ox} и L_{oy} – длины лучей креста относительно разных направлений) и расстоянию

между перекладинами (L_x и L_y – аналогично вышеописанному) являлось то, чтобы конечный эффект на концах лучей и тепловые узлы в Т-образном сочленении не влияли на затвердевание центральной части пробы. В этом случае тепловая картина в центральном утолщении для всех видов крестов будет идентичной. Для достижения этой цели тепловой узел находился вне зон действия торцевого эффекта и Т-образного теплового узла. Также для уменьшения влияния теплового узла в Т-образном сочленении под этот узел устанавливался холодильник.

В результате были разработаны пять видов проб. Первая проба представляет собой крест без перекладин, что соответствует свободному затвердеванию. Вторая проба также не имеет элементов, затрудняющих линейную усадку по одной из осей, по второй эти элементы имеются (коэффициенты локализации деформации по осям 0 и 6 соответственно). В пробах №3-5 реализовано затруднение свободной линейной усадки относительно двух осей, при этом вдоль одной из них расстояние между тормозящими усадку элементами является переменной величиной (значения коэффициента локализации деформации по оси OX для проб №3-5 равен 4, 6 и 8 соответственно, по оси OY коэффициент локализации постоянен и равен 6).

Основные размеры проб приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Основные размеры проб на двусное затруднение

№	Толщина, Т, мм	Размер теплового узла, D_T , мм	Длина свободного луча креста, L_{ox}/L_{oy} , мм	Расстояние между перекладинами креста, L_x/L_y , мм	Коэф. локализ. деф.	Объемный коэф. локализ. деф.
1	12	30	60/60	–/–	0/0	0
2			60/–	–/180	0/6	6
3			–/–	120/180	4/6	10
4			–/–	180/180	6/6	12
5			–/–	240/180	8/6	14

Примечания:

1. Через дробь написаны значения: первое – размер вдоль оси OX , второе – вдоль оси OY .

2. Знак «→» означает отсутствие соответствующего элемента.

Для проверки геометрии проб на равнозначные тепловые условия в центральном тепловом узле, был выполнен расчет затвердевания в пакете программ Flow-3D. Результаты расчетов (рис. 3.3) показали, что тепловая картина для всех видов проб идентична (для сокращения иллюстративного материала на рис. 3.3 показаны результаты расчета затвердевания проб № 1, 2 и 5).

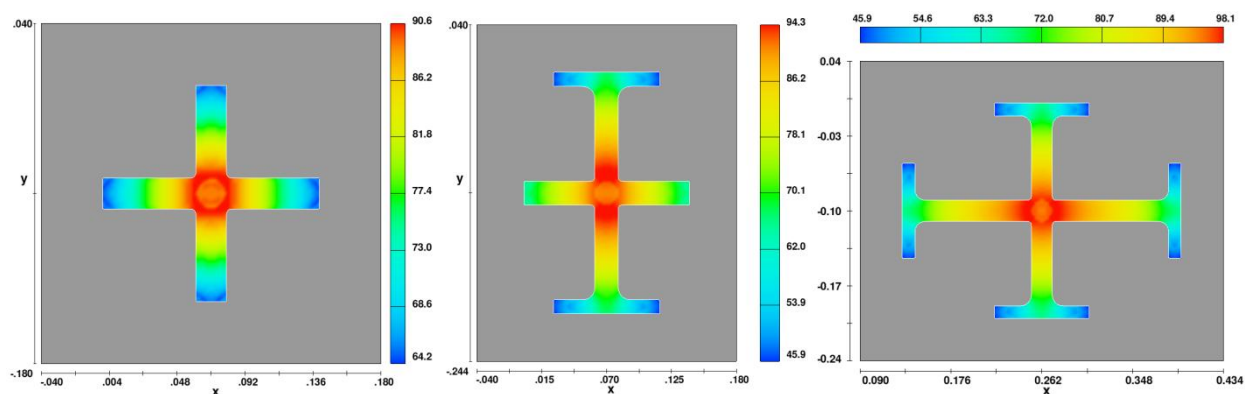


Рисунок 3.3 – Результаты расчетов времени затвердевания в пакете программ Flow-3D

3.1.4. Условия проведения исследования

Для проведения экспериментального исследования были использованы формовочные материалы по рекомендациям для выбранных сплавов. Формы изготавливались из кварцевых песков (ГОСТ 2138) и связующих глин (ГОСТ 3226).

Для проб из алюминиевого сплава АК7ч использовалась формовочная смесь: отработанная формовочная смесь 90-97 %; песок К1-3 3..10 %, вода 4 %. Предел прочности при сжатии 70-75 кПа. Газопроницаемость более 110-150 ед.

Для проб из стали 20ГЛ использовалась формовочная смесь: смесь обратная 96-98 %; песок формовочный 2-4 %; бентонит 0,5-1,0 %; вода техническая до 4,5 %. Содержание глинистых составляющих не более 10 %. Предел прочности при сжатии 70-75 кПа. Газопроницаемость более 110-150 ед.

При формовке твердость форм контролировалась твердомером по трем точкам между полками скобы. Значения твердости – не менее 75 ед.

Для проведения экспериментальных работ были изготовлены модели отливок-проб. Формовочные уклоны выполнены в соответствии с ГОСТ 3212.

Плавка алюминиевого сплава проводилась в печи сопротивления в графитовом тигле. Плавка стали проводилась в электропечи с основной футеровкой.

Температура алюминиевого сплава АК7ч в ковше перед заливкой – 700 °С. Температура стали 20 ГЛ в ковше перед заливкой – 1580-1600 °С.

После заливки выбивка алюминиевых проб проводилась не раньше чем через 10 минут; стальных – через 12 ч.

3.1.5. Методика определения пористости

Оценка пористости в пробах была выполнена методами металлографии для определения структуры образцов и процента пористости на плоскости сечения, и компьютерной томографии для выявления формы и пространственного расположения дефектов.

3.1.5.1. Вырезка образцов

Вырезку образцов следует производить ручной ножовкой, чтобы избежать излишнего перегрева металла, который может повлиять на структуру заготовки. Для металлографических исследований вырезать по 2 образца из каждой пробы, для томографии – по 1 образцу.

Схема разметки проб приведена на рисунке 3.4.

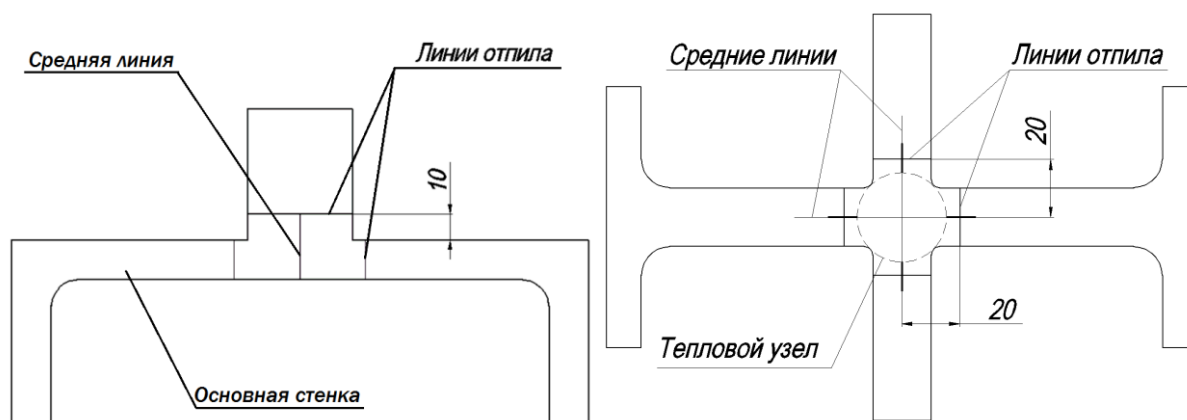


Рисунок 3.4 – Схема разметки проб

Для исследования были вырезаны образцы:

- 1) из проб скоба/брус – два образца «1/2»¹ (выделены зеленым цветом на рис. 3.5,а) для металлографического и один образец «тепловой узел»

¹ Образец «1/2» – половина теплового узла, затвердевающего в условиях затруднения линейной усадки.

(выделен красным цветом на рис. 3.5,а) для томографического исследований;

- 2) из проб на двuosную деформацию – два образца «1/4»² (выделены зеленым цветом на рис. 3.5,б) для металлографического и один образец «1/2» (выделен красным цветом на рис. 3.5,б) для томографического исследований.

Для изготовления шлифов исследуемая поверхность лежит перпендикулярно линии действия деформаций.

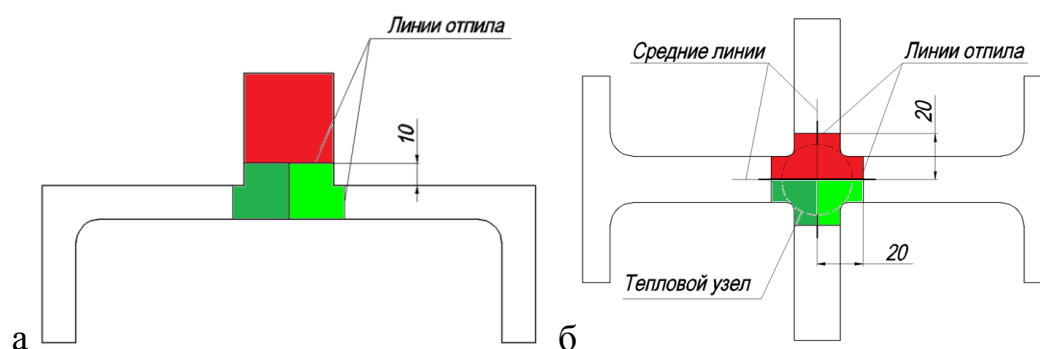


Рисунок 3.5 – Схема вырезки образцов: а – для проб типа скоба/брус; б – для проб типа «иерусалимский крест». Обозначения: красный цвет – для исследования на томографе; зеленый – для металлографии.

3.1.5.2. Методика проведения металлографического исследования

Для проведения металлографического исследования из отлитых проб были вырезаны образцы для изготовления шлифов. Необходимо, чтобы площади исследуемых полей образцов были не менее 1 см² [2], и не отличались между собой по площади более чем на 5%.

Значение пористости пробы определялось как среднее арифметическое значений пористости двух шлифов, вырезанных из теплового узла.

После изготовления шлифов образцы были исследованы на стереомикроскопе OLYMPUS GX57 в темном поле при увеличении ×50. При таком увеличении различимы объекты размером не менее 10 мкм. Полученные на микроскопе фотографии сшивались в одну панораму, а дефекты усадочного характера были

² Образец «1/4» – четверть теплового узла, затвердевающего в условиях затруднения линейной усадки.

выделены красным цветом. Обработка изображений позволит получить процент пористости на шлифах.

3.1.5.3. Методика проведения томографического исследования

Для проведения исследования на компьютерном томографе были использованы вторые половины проб на двусосную деформацию и отрезанные части тепловых узлов из стальных проб на одноосную деформацию.

Работа по определению внутренних усадочных дефектов выполнена на базе лаборатории промышленной томографии ООО «Остек-СМТ» на оборудовании phoenix v|tome|x m300 (General Electric, Германия). Параметры сканирования: ускоряющее напряжение $U = 150 \text{ кВ}$, ток $I = 165 \text{ мкА}$. Размер выявляемых особенностей (объектов) напрямую связан с размером вокселя; различимы объекты диаметром не менее 75-100 мкм.

Вывод по разделу:

Для проведения натурального эксперимента разработаны пробы с реализацией условий одноосной и двусосной деформации. Выполнен подбор параметров проведения эксперимента и разработана методика обработки результатов эксперимента.

3.2. Результаты обработки эксперимента

3.2.1. Результаты определения усадочных дефектов в пробах на одноосную деформацию из сплава АК7ч

Определение усадочных дефектов проводилось металлографическим методом.

Для проверки действия фактора затрудненной усадки были отлиты 3 пробы с одинаковым значением коэффициента локализации деформаций (4,75) в тепловом узле. Размеры проб приведены в таблице 3.1. Изготовление металлографических образцов и их обработка производилась согласно описанной в п. 3.1.5. методике. Площадь исследуемых шлифов – 1 см^2 . Для определения влияния затрудненной усадки был рассчитан коэффициент увеличения пористости как отношение пористости образца, затвердевшего в условиях затруднения линейной усадки,

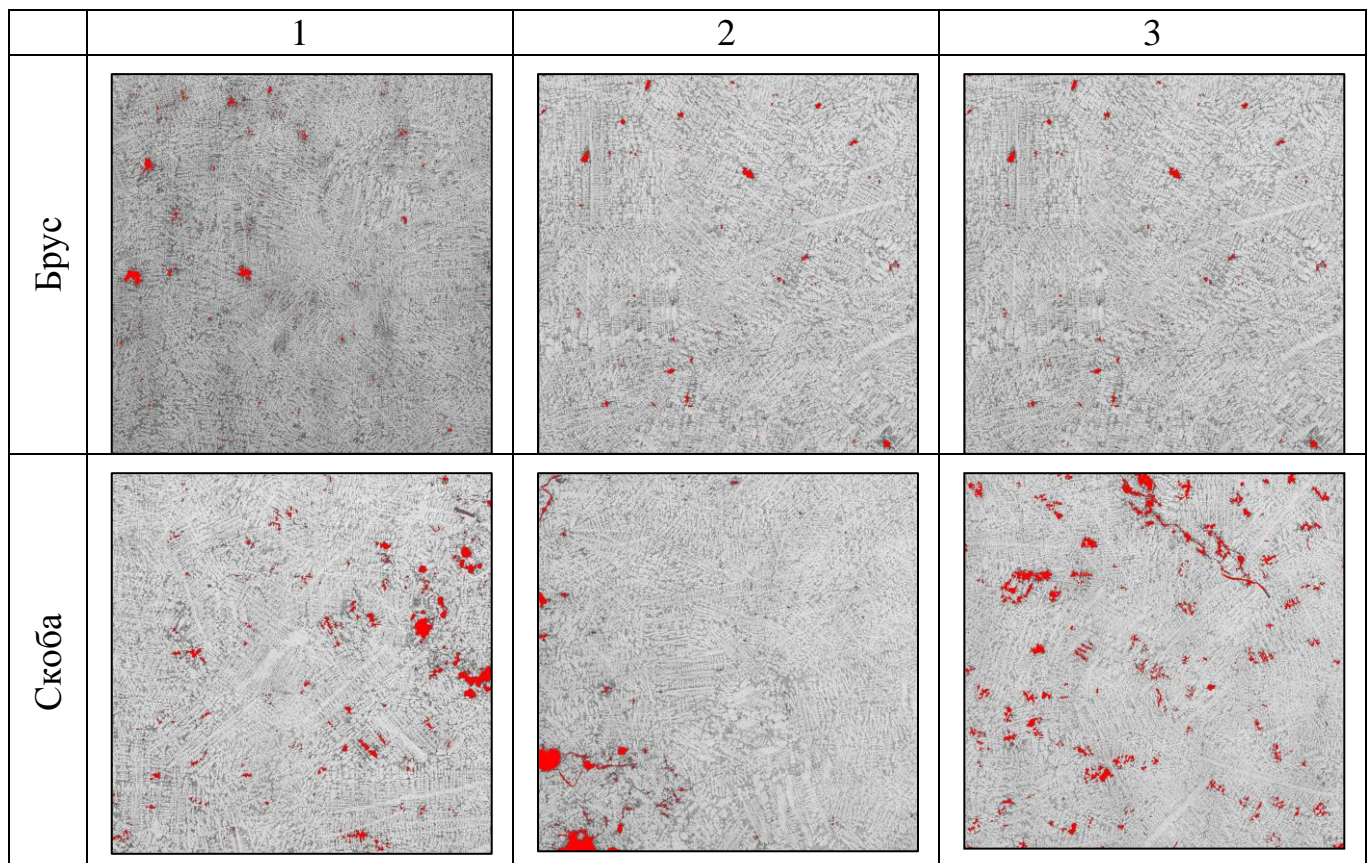
к пористости образца со свободным затвердеванием. Результаты приведены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Результаты металлографического исследования

№ формы	Пористость бруса, %			Пористость скобы, %			Коэффициент увеличения пористости
	Шлиф 1	Шлиф 2	Сред.	Шлиф 1	Шлиф 2	Сред.	
1	0,414	0,205	0,309	1,534	1,325	1,429	4,618
2	0,359	0,474	0,417	2,792	1,060	1,926	4,623
3	0,564	0,302	0,433	1,661	2,011	1,836	4,243

На снимках металлографических образцов (таблица 3.4) видна дендритная структура алюминиевого сплава АК7ч. Усадочные дефекты располагаются между осями дендритов.

Таблица 3.4 – Результаты металлографического исследования (увеличение $\times 5$)



Максимальное отклонение пористости образцов из трех разных форм от среднего значения не превышает 5,4%. Таким образом, действие фактора было подтверждено.

3.2.2. Результаты определения усадочных дефектов в пробах на одноосную деформацию из стали 20ГЛ

Для определения зависимости величины усадочной пористости от действия затрудненной усадки, выраженной через объемный коэффициент локализации деформации, выполнено исследование проб на одноосную деформацию из стали 20ГЛ. Пробы были отлиты на «АО «ПО «Бежицкая сталь» (г. Брянск). Определение усадочных дефектов проводилось металлографическим методом и с применением компьютерной томографии. Размеры исследуемых проб приведены в таблице 3.1.

В пробах были выделены и исследованы два типа образцов. Первый тип образцов был вырезан из части пробы, затвердевающей в условиях торможения свободной линейной усадки; условно назовем его «питаемой» частью. Второй тип образцов вырезан из теплового узла, затвердевающего в условиях свободной линейной усадки; за счет большего приведенного размера этот тепловой узел будет затвердевать последним, и, следовательно, будет являться «питающей» частью. Соответственно, в образцах «питаемой» части с увеличением величины затруднения усадки следует ожидать увеличения пористости, в «питающей» – уменьшения, за счет более раннего достижения критического перепада давления в первой и остановки фильтрационного течения.

3.2.2.1. Результаты металлографического исследования образцов из «питаемой» части

Для исследования использовались части проб, затвердевающих в условиях затруднения свободной линейной усадки – образцы «1/2» (рис. 3.5). В этих частях отливки в процессе затвердевания, за счет локализации деформаций, условия питания нарушаются тем раньше, чем больше деформации. Следовательно, стоит ожидать увеличения пористости с увеличением коэффициента локализации деформации.

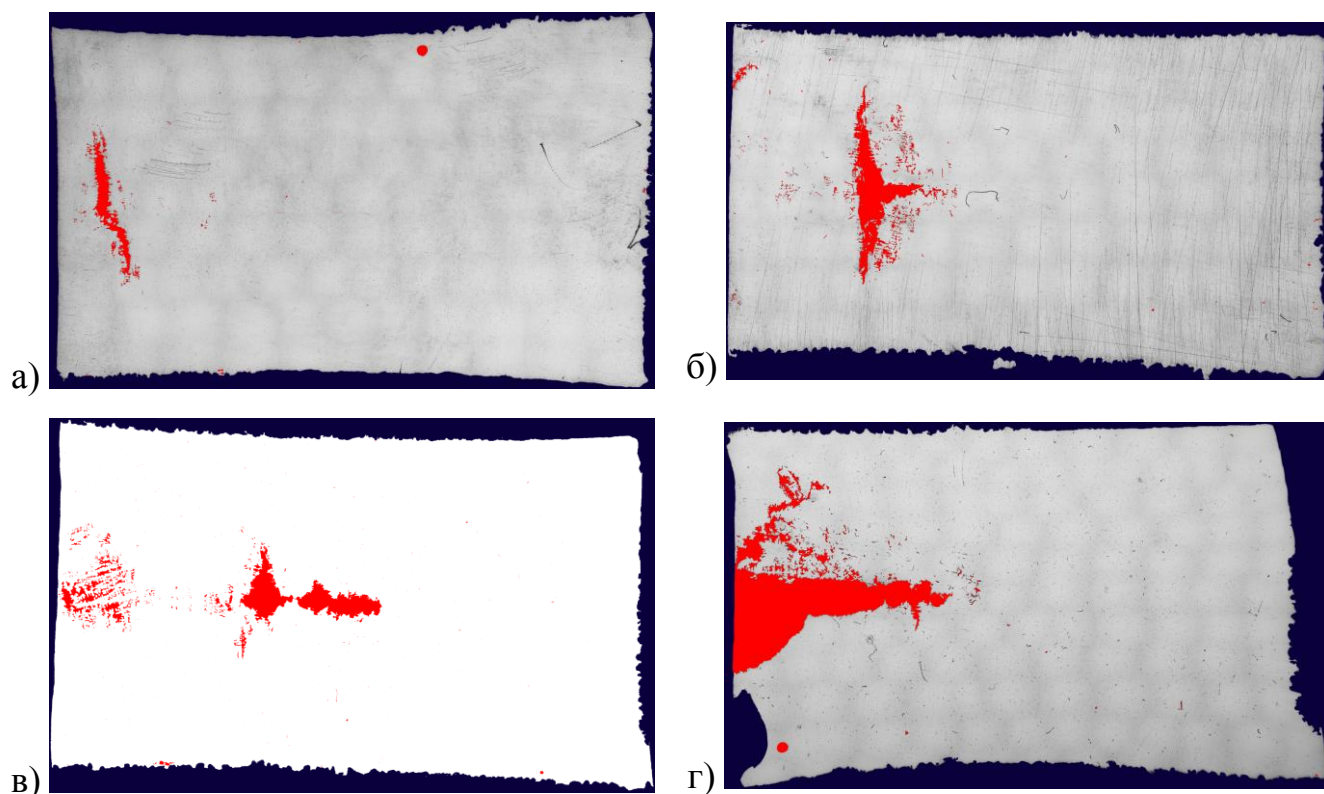
Определение усадочных дефектов проводилось по всей площади исследуемого металлографического образца согласно описанной в п. 3.1.5. методике. Результаты исследования сведены в таблицу 3.5 и представлены на рисунке 3.6.

Таблица 3.5 – Результаты металлографического исследования

	Коэф. локализ. деф.			
	0	3,0	4,0	5,5
Пористость, %	1,067	2,061	3,756	4,956
Коэф. увеличения пористости	1,0	1,932	3,519	4,644

При анализе фотографий металлографических образцов, можно отметить, что с увеличением действующих в процессе затвердевания деформаций увеличивается «горизонтальная составляющая» внутреннего усадочного дефекта и уменьшается «вертикальная составляющая».

График зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации приведен на рисунке 3.7. Отметим, что для описания зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации, полученного металлографическим методом, подходит уравнение типа $K\Pi = e^{0.28\gamma_V}$. Зависимость величины пористости от коэффициента локализации деформации описывается уравнением $\Pi = 1,0275e^{0.288\gamma_V}$.

Рисунок 3.6 – Фотографии металлографических образцов, увеличение $\times 5$:

а – коэф. локализации деформации = 0, б – 3, в – 4, г – 5,5.

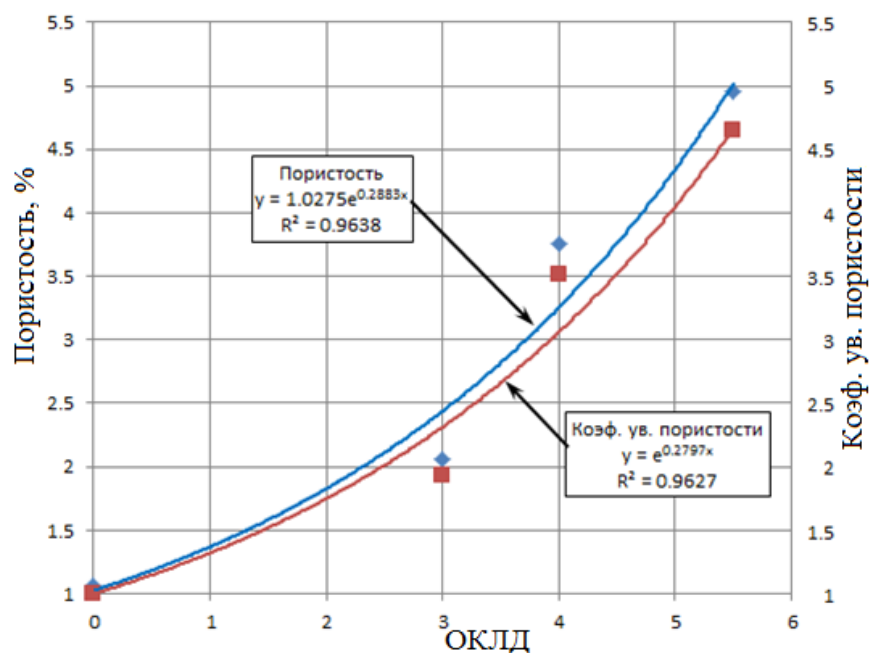


Рисунок 3.7 – Графики зависимости величины усадочной пористости и коэф. увеличения пористости от ОКЛД.

3.2.2.2. Результаты исследования на компьютерном томографе образцов из «питающей» части

Изготовление образцов для исследования внутренних усадочных дефектов на томографе и их обработка производилась согласно описанной в п. 3.1.5. методике. С помощью средств компьютерной обработки полученных данных в каждом исследуемом образце были выделены равные объемы, $V = 5625 \text{ мм}^3$ (размеры выделенной области $30 \times 12,5 \times 15$). Результаты приведены в таблице 3.6.

Для исследования использовались части проб, являющиеся тепловыми узлами. Чем больше была деформация двухфазной зоны, тем раньше «отключалось» питание из теплового узла, тем больше металла оставалось в нем, что приводит к уменьшению пористости.

Таблица 3.6 – Результаты исследования на томографе

	Кэф. локализ. деф.			
	0	3	4	5,5
Объем усадочных дефектов, мм^3	633,34	159,51	147,28	95,08
Пористость, %	11,26	2,84	2,62	1,69
Уменьшение пористости	1,0	3,97	4,30	6,66

Примечание: коэффициент уменьшения пористости получен как обратная величина от коэффициента увеличения пористости.

На рисунке 3.8 приведены результаты определения усадочных дефектов на томографе. С целью отработки технологии исследования, от первого образца (брус) были механически отрезаны боковые не исследуемые области образца. На последующих образцах механическая отрезка была заменена компьютерным «отсечением» указанных областей, что не повлияло на минимальный размер обнаруженных дефектов, но сократило трудоемкость обработки.

График зависимости коэффициента уменьшения пористости от коэффициента локализации деформации приведен на рисунке 3.9. Для описания зависимости коэффициента уменьшения пористости от коэффициента локализации деформации, полученного методом компьютерной томографии, подходит уравнение типа $KП = e^{0.37\gamma_V}$.

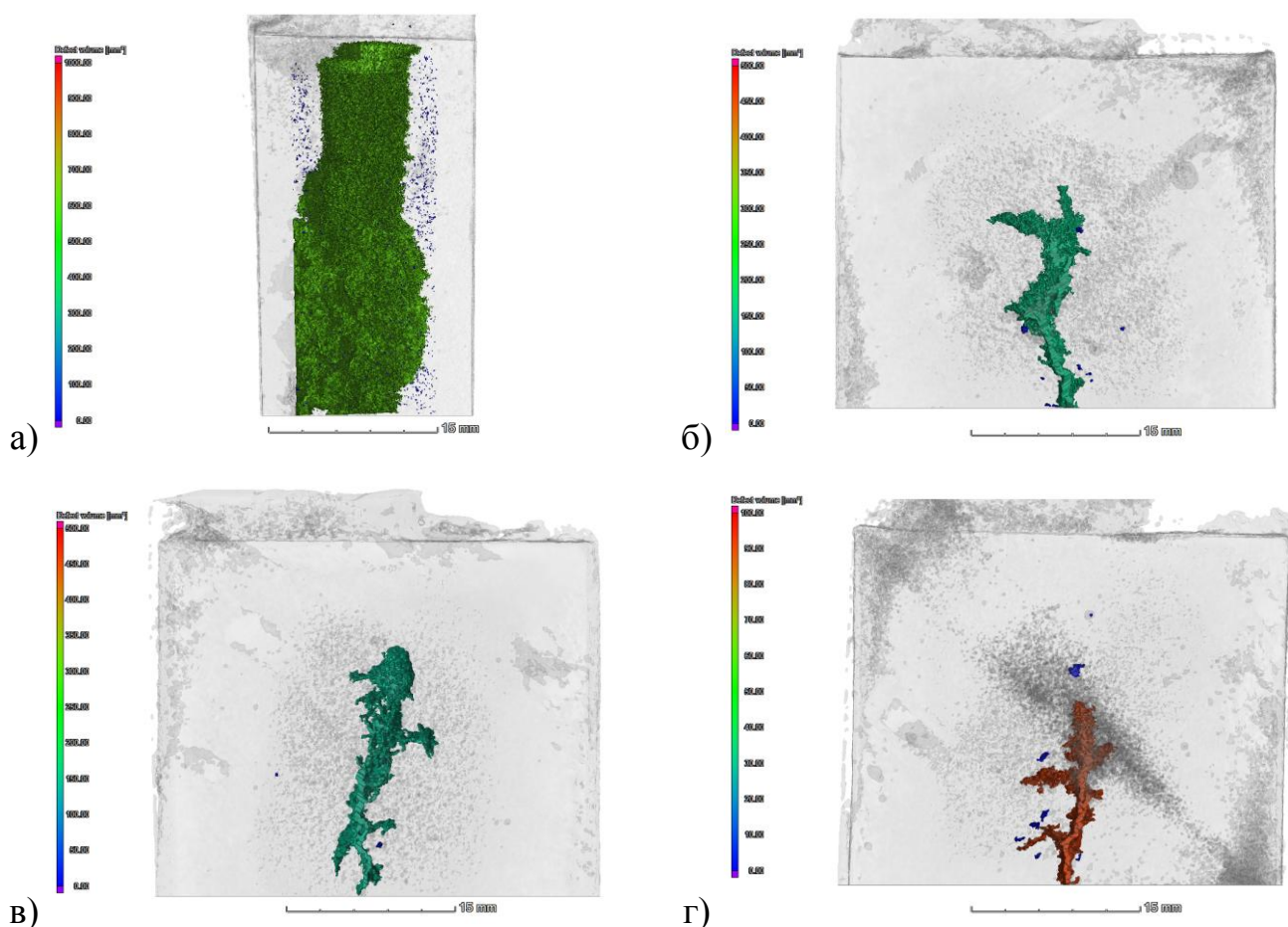


Рисунок 3.8 – Фотографии результатов исследования на томографе: а – коэф. локализации деформации 0, б – 3, в – 4, г – 5,5.

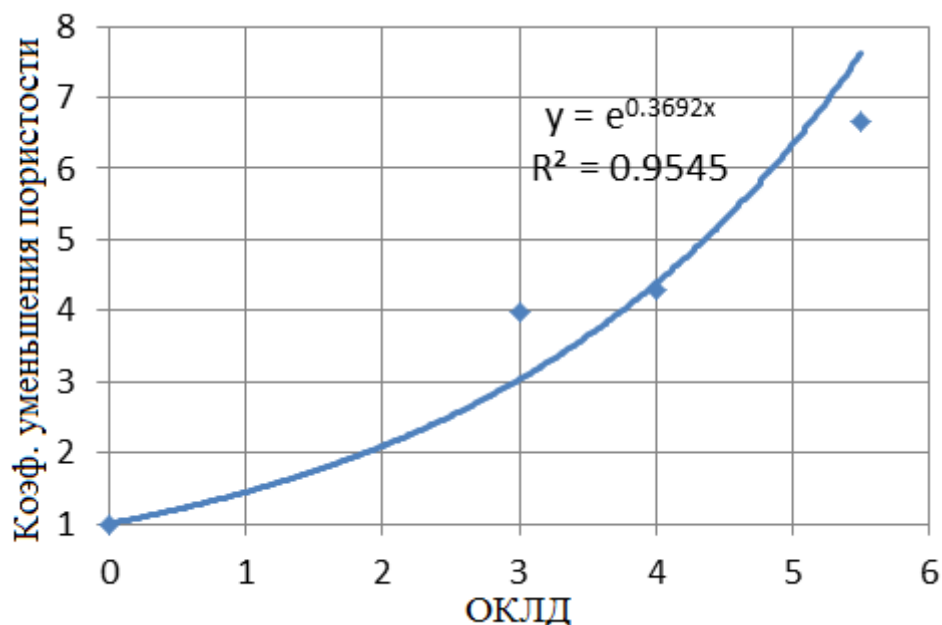


Рисунок 3.9 – График зависимости коэффициента уменьшения пористости от коэффициента локализации деформации.

3.2.3. Результаты определения усадочных дефектов в пробах на двусную деформацию из сплава АК7ч

Согласно разработанной методике проведения эксперимента были изготовлены пробы №1-5 согласно таблице 3.2.

После заливки и выбивки форм, на поверхности пробы с максимальным значением суммарного коэффициента локализации деформации (проба №5) была выявлена горячая трещина длиной ~12 мм. В этом случае можно ожидать уменьшения значения пористости, поскольку появившаяся трещина могла разгрузить тепловой узел и снять действие фактора затрудненной усадки.

3.2.3.1. Результаты металлографического исследования

В соответствии со схемой вырезки, из каждой пробы были вырезаны по 2 образца, которые использовали для изготовления металлографических шлифов. Далее на микроскопе получены фото поверхности шлифов, и затем для каждого образца они были сшиты в одну панораму. Обработка изображений заключалась в выделении усадочных дефектов красным цветом для последующего обсчета.

Результаты обработки изображений показаны на рисунке 3.10 (для уменьшения иллюстративного материала показаны только пробы 1, 3 и 5), а значения

пористости сведены в первую строку таблицы 3.7. Во второй строке стоит значение коэффициента увеличения пористости, полученного металлографическим способом, как отношение пористости образца, затвердевшего в условиях затруднения линейной усадки, к пористости образца со свободным затвердеванием.

Металлографическое исследование показало, что отливки затвердевали по дендритному механизму, а усадочные дефекты расположены между осями дендритов. С увеличением ОКЛД размер дефектов также увеличивается.

Из таблицы 3.7 видно, что пористость шлифа с максимальным затруднением линейной усадки меньше предыдущего значения из-за появления трещины и разгрузки теплового узла.

График зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации приведен на рисунке 3.11. Для описания зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации, полученного металлографическим методом, подходит уравнение типа $KП = e^{0.0608\gamma_V}$.

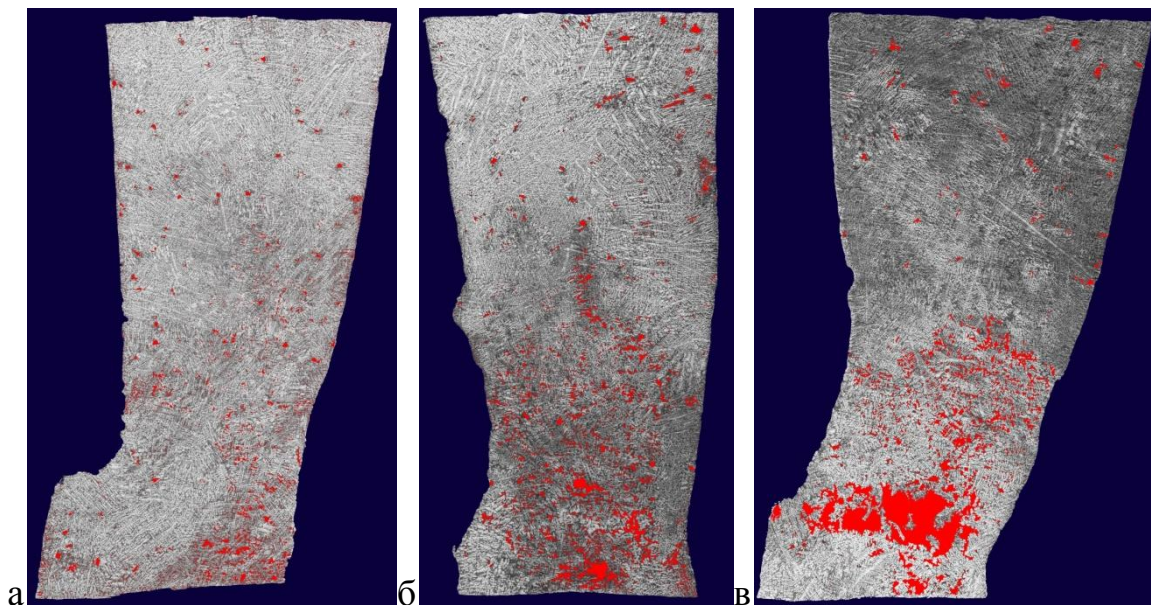


Рисунок 3.10 – Фотографии шлифов (увеличение $\times 5$):
а – коэф. локализации деформации = 0, б – 10, в – 14.

Таблица 3.7 – Результаты металлографического исследования

	Коэф. локализ. деф.				
	0	6	10	12	14
Пористость, %	2,775	3,211	5,215	6,296	5,958
Коэффициент увеличения пористости	1,0	1,157	1,879	2,269	2,147

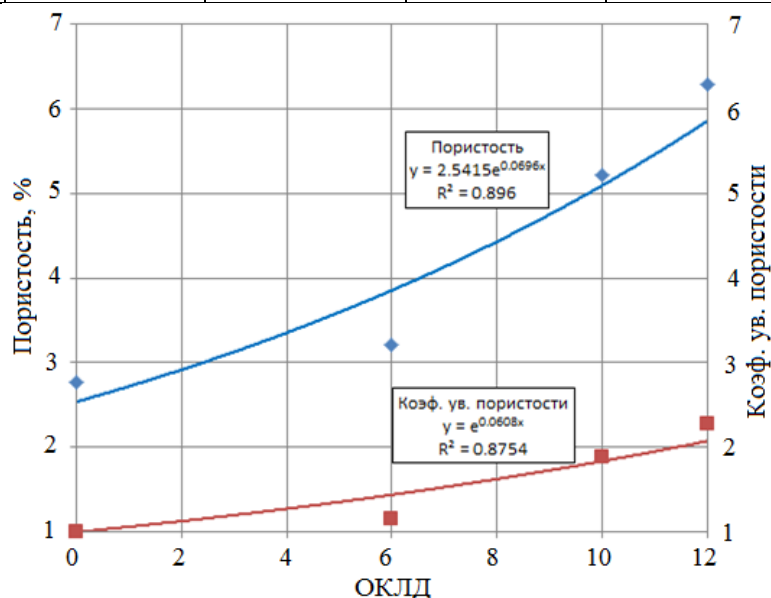


Рисунок 3.11 – Графики зависимости величины усадочной пористости и коэф. увеличения пористости от ОКЛД.

3.2.3.2. Исследование на компьютерном томографе

Результаты исследования показаны на рисунке 3.12, а значения пористости сведены в таблицу 3.8. Во второй строке стоит значение коэффициента увеличения пористости, полученного с помощью томографа, как отношение пористости образца, затвердевшего в условиях затруднения линейной усадки, к пористости образца со свободным затвердеванием.

Результаты обработки образца пробы №1 показали, усадочные дефекты сгруппированы вокруг центра теплового узла. Цветом отмечены дефекты разного объема. Наибольший объем дефекта – $0,3 \text{ мм}^3$ (розовый цвет). Отметим, что в образце присутствуют только мелкие усадочные поры.

Проба №2. Наибольший объем дефектов – $0,5 \text{ мм}^3$ (розовый цвет). В данной пробе отсутствуют раковины. Усадочные поры в центре теплового узла, область

расположения дефектов вытянута в сторону действия затруднения линейной усадки.

Проба №3. Наибольший объем дефектов – $0,5 \text{ мм}^3$ (розовый цвет). Через центр теплового узла проходит крупная пора среднего уровня (красный цвет). Преимущественная ориентация поры среднего уровня – вдоль линии действия наибольшего затруднения. Поры сгруппированы в тепловом узле в виде облака дефектов, габариты которого не выходят за пределы теплового узла.

Проба №4. Наибольший объем дефектов – $0,5 \text{ мм}^3$ (бледно-розовый цвет). Усадочные поры расположены в виде облака дефектов, соответствующего вписанной в тепловой узел окружности.

Проба №5. Наибольший объем дефектов – $0,5 \text{ мм}^3$ (зеленый цвет). Усадочные поры расположены в виде облака дефектов, которое вытянуто в сторону действия наибольшего затруднения.

Обработка данных, полученных на томографе, показала, что выделить преимущественную ориентацию дефектов не представляется возможным ввиду их разнонаправленной ориентации. При этом четко прослеживается междендритный характер их расположения.

С увеличением ОКЛД габариты облака расположения дефектов также увеличиваются.

График зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации приведен на рисунке 3.13. Для описания зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации, полученного металлографическим методом, подходит уравнение типа $KП = e^{0.041\gamma_V}$.

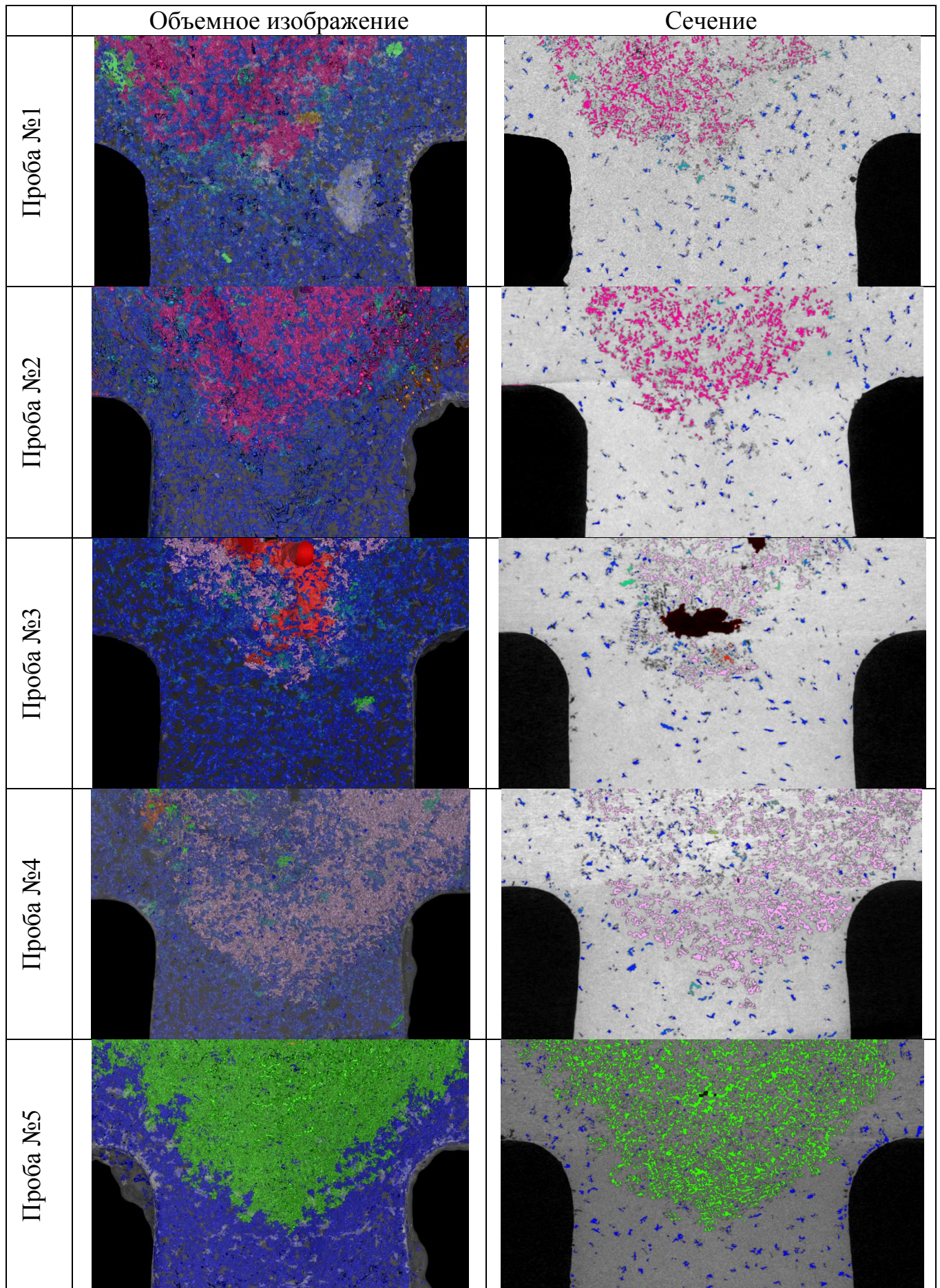


Рисунок 3.12 – Результаты исследования на томографе.

Таблица 3.8 – Результаты исследования на компьютерном томографе

	Коэф. локализ. деф.				
	0	6	10	12	14
Пористость, %	3,04	4,01	3,90	4,89	6,68
Коэффициента увеличения пористости	1	1,319	1,283	1,608	2,197

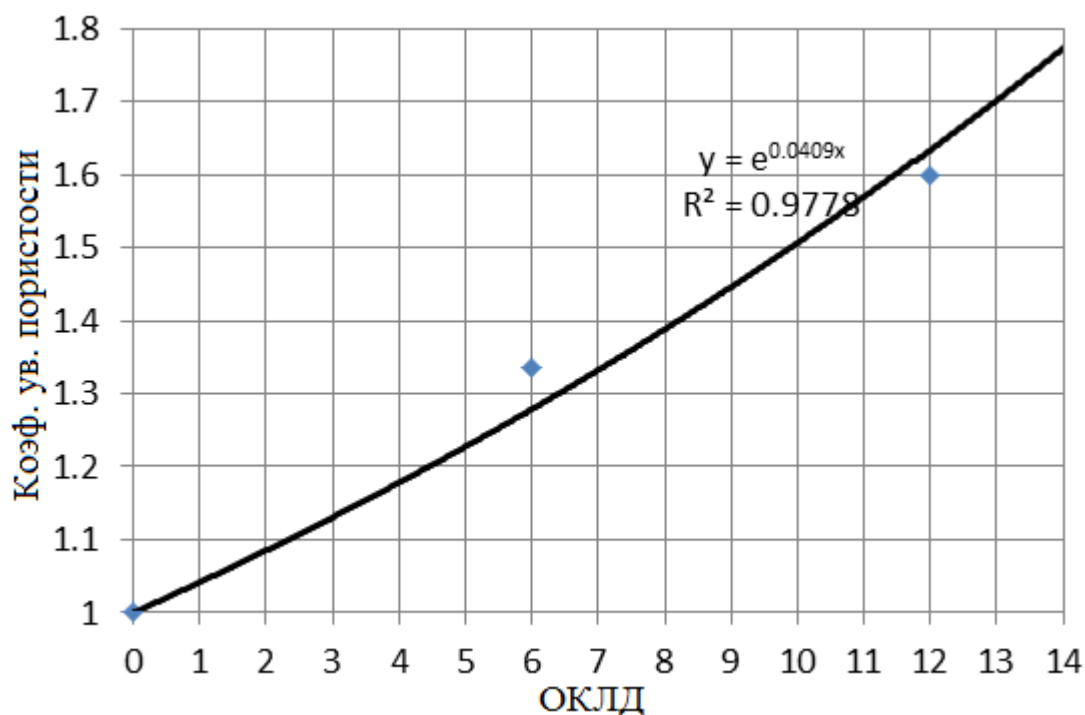


Рисунок 3.13 – График зависимости коэффициента увеличения пористости от коэффициента локализации деформации.

Вывод по разделу:

1. Из обработки результатов проведенных экспериментов определены зависимости изменения величины пористости от величины затрудненной усадки.
2. Значение коэффициента увеличения пористости можно выразить по формуле $KП = e^{\zeta x}$, где ζ – коэффициент, зависящий от материала (для алюминиевого сплава АК7ч $\zeta = 0,041...0,052$; для стали 20ГЛ $\zeta = 0,28...0,37$), x – значение действующего коэффициента локализации деформации.

Выводы по главе 3

1. Выполнена экспериментальная оценка влияния деформированного состояния отливки на процесс формирования усадочной пористости.
2. Разработана геометрия пробы, в которой реализуется торможение свободной линейной усадки.
3. Разработана методика проведения эксперимента и обработки его результатов.
4. Проведен натурный эксперимент на предприятии ООО «ПК «Бежецкий сталелитейный завод». Выполнен контроль усадочной пористости.
5. Из обработки результатов проведенных экспериментов определены зависимости изменения величины пористости от величины затрудненной усадки. Значение коэффициента увеличения пористости можно выразить по формуле $KП = e^{\zeta \cdot x}$, где ζ – коэффициент, зависящий от материала (для алюминиевого сплава АК7ч $\zeta = 0,041 \dots 0,052$; для стали 20ГЛ $\zeta = 0,28 \dots 0,37$), x – значение действующего коэффициента локализации деформации.

4. РАЗРАБОТКА ПРАКТИЧЕСКИХ РЕКОМЕНДАЦИЙ И МЕТОДИКИ ПОЛУЧЕНИЯ ПЛОТНЫХ ОТЛИВОК

Как было показано в двух предыдущих главах, причинами возникновения пористости при затвердевании отливки в условиях торможения свободной линейной усадки, являются:

- наличие теплового узла (тепловая составляющая);
- локализация деформаций в тепловом узле (механическая составляющая).

Тогда для повышения плотности отливок необходимо:

1. Скорректировать тепловую составляющую – провести корректировку габаритов прибылей;
2. Изменить механическую составляющую – создать дополнительные тепловые узлы для распределения локализованной деформации.

4.1. Разработка методики расчета прибылей

Как было сказано в первой главе, критерии пористости бывают двух типов: эмпирические для проектирования питающих систем, и проверочные для проверки в пакетах математического моделирования работы уже готовых питающих систем. Предложенный в главе 2 критерий пористости, учитывающая действие затрудненной усадки, относится к критериям второго типа. Однако для проектирования прибылей, достаточных для устранения влияния затрудненной усадки, этот критерий не применим.

4.1.1. Проверка работы прибылей, рассчитанных по существующим методикам

В качестве примера выполним расчет прибыли для пробы № 6 Скоба (таблица 3.1).

В начале, рассмотрим затвердевание пробы без прибыли для проверки совпадения результатов математического моделирования и натурального эксперимента. Моделирование затвердевания проводилось в пакете программ Flow-3D.

На рисунке 4.1 представлено распределение бездеформационного критерия пористости K_I по центральному сечению пробы. Критическое значение критерия пористости K_I для стали соответствует $0,01 \text{ м}\cdot\text{с}^{-1/2}$, области лежащие выше этого значения могут содержать дефекты усадочного характера. Согласно результатам моделирования, усадочные дефекты могут появиться только в области, лежащей в непосредственной близости к питателю. Но это противоречит результатам металлографического исследования отлитых образцов (рис. 3.6, г).

Значение критерия пористости с учетом на действия затрудненной линейной усадки, а также результаты металлографического исследования, приведены на рисунке 4.2. Исходя из масштаба изображений установлено, что расположение области усадочных дефектов в обоих случаях составляет примерно 16 мм от левого края.

Таким образом, учет действия затрудненной усадки в виде деформационного критерия пористости $K_I^{\text{д}}$ позволяет спрогнозировать методом компьютерного моделирования возможные места расположения усадочных дефектов в тепловых узлах, затвердевающих в условиях торможения свободной линейной усадки.

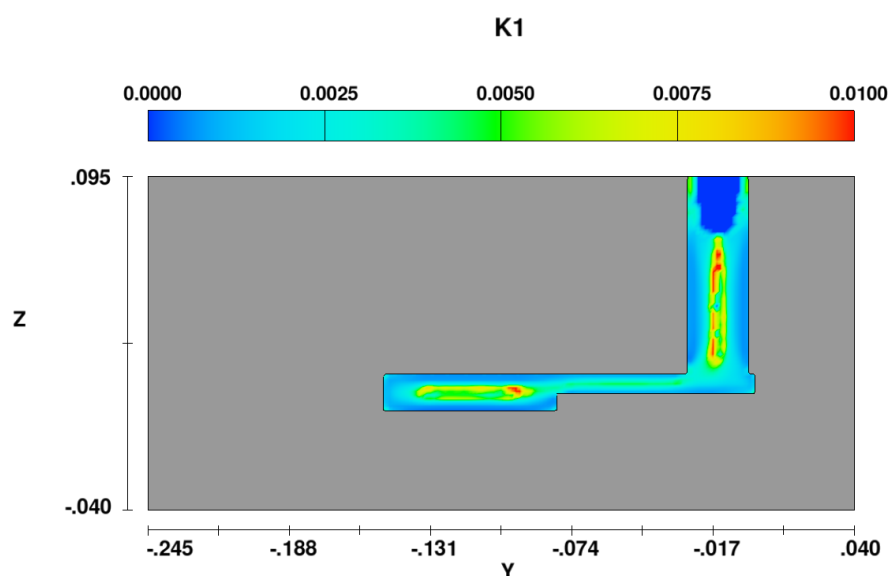


Рисунок 4.1 – Распределение значений бездеформационного критерия пористости K_I

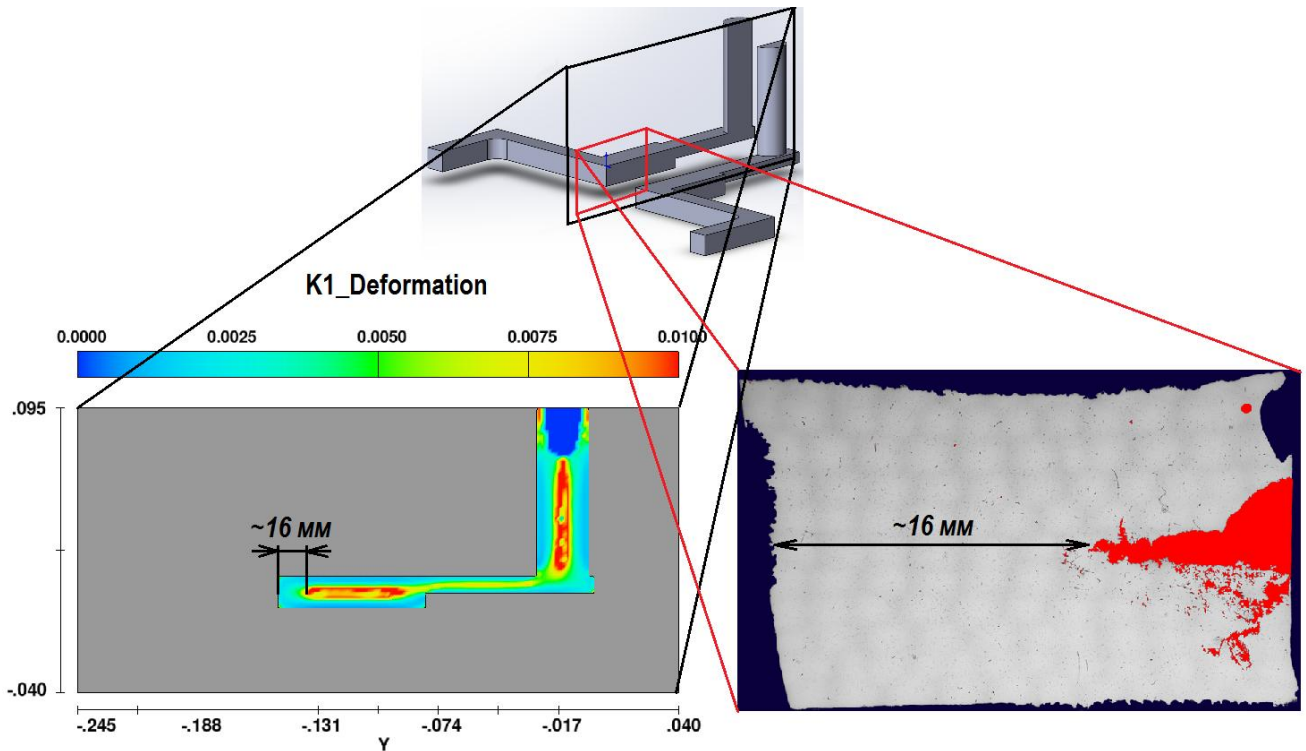


Рисунок 4.2 – Распределение значений критерия пористости K_1 с учетом действия затрудненной линейной усадки, в сравнении с результатами металлографии

Далее рассчитаем прибыли для рассматриваемого теплового узла методами Пржибыла, Василевского-Назаратина, Намюра-Шкленника и с помощью упрощенного метода, разработанного на УЗТМ и проверим их работу с помощью компьютерного моделирования процесса затвердевания.

Исходными данными являются: объем рассматриваемого теплового узла, $V_o = 55\,500\text{ мм}^3$; площадь охлаждаемой поверхности, $S_o = 12\,050\text{ мм}^2$; коэффициент объемной усадки для углеродистой стали примем равным $\beta = 0,05$; коэффициент высоты прибыли $k_e = H_n / d_n = 1,25$.

Формулы для расчета прибылей по указанным выше методикам:

1. Метод Пржибыла

$$V_n = \frac{\beta K_n}{1 - \beta K_n} V_o; \quad d_n^u = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_e} V_n}; \quad d_n^{nc\phi} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot (k_e - 1/6)} V_n} \quad (4.1)$$

где: V_n – объем прибыли; β – коэффициент объемной усадки; K_n – коэффициент прибыли, $K_n = 7,5 \dots 9$ для стали; d_n^u – диаметр цилиндрической прибыли; $d_n^{nc\phi}$ – диаметр полусферической прибыли.

2. Метод Василевского-Назаратина

$$R_n = 1,2R_0; \quad d_n^y = \frac{4 \cdot k_\epsilon + 1}{k_\epsilon} R_n; \quad d_n^{nu} = \frac{4 \cdot k_\epsilon}{k_\epsilon - 1/6} R_n \quad (4.2)$$

где: R_n – приведенный размер прибыли; R_0 – приведенный размер отливки / теплового узла.

3. Метод Намюра-Шкленника

$$V_n = m \xi R_0^3 (1 + \beta)^3 YZ + 3\beta(1 + \beta)V_0 \quad (4.3)$$

$$d_n = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_\epsilon} V_n}$$

где: m – коэффициент неидентичности температуры металла в отливке и в прибыли, $m = 1$ при равных температурах; ξ – коэффициент конфигурации прибыли, $\xi = 108$ для закрытых цилиндрических прибылей; Y – коэффициент неидентичности конфигурации, учитывающий неодновременность затвердевания, $Y = 1,54 / 0,95$; Z – коэффициент условий охлаждения, $Z = 1$.

4. Упрощенный метод УЗТМ

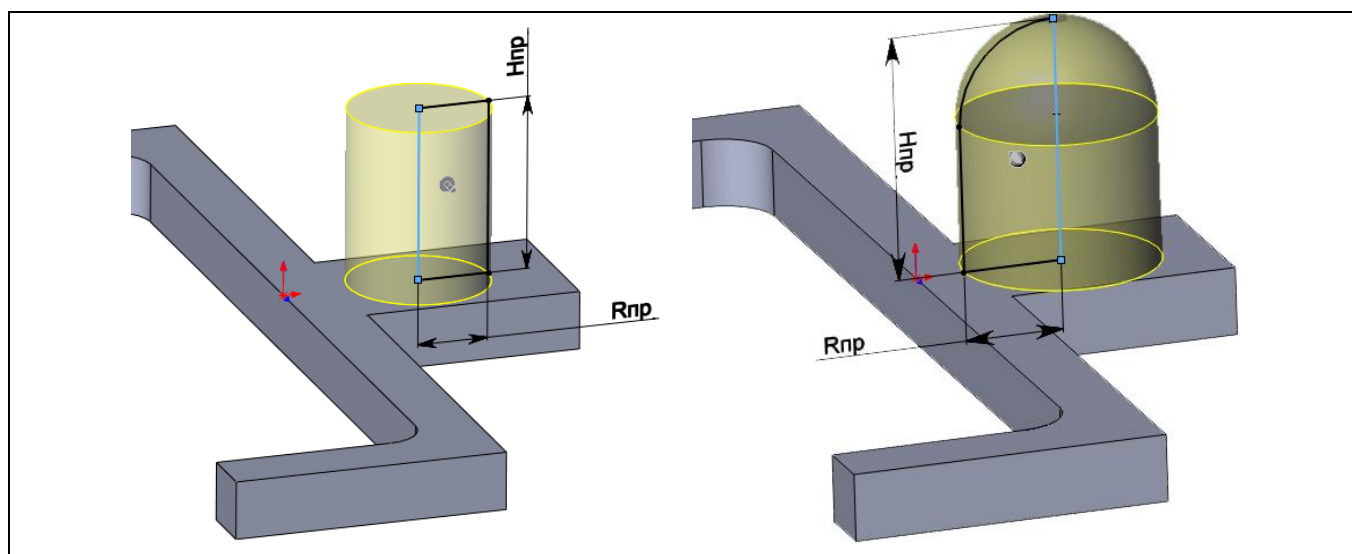
$$d_n = (0,4 \dots 0,5) \cdot \sqrt[3]{\frac{V_0}{7 \cdot \eta_{\epsilon z}}} + T; \quad H_n = (1,05 \dots 1,10) d_n \quad (4.4)$$

где: $\eta_{\epsilon z}$ – выход годного, $\eta_{\epsilon z} = 0,7 \dots 0,8$; T – толщина стенки.

Результаты расчета размеров прибылей приведены в таблице 4.1.

При расчете был принят коэффициент высоты прибыли $k_\epsilon = 1,25$.

Таблица 4.1 – Результаты расчетов размеров прибылей



Метод расчета	Пржибыл		Василевский-Назаратин		Намюр-Шкленник	УЗТМ
	Цилиндр	Полусфера	Цилиндр	Полусфера	Цилиндр	Цилиндр
Объем прибы- ли, мм ³	37 000		18 330	14 123	27 000	15 185
Диаметр при- были, мм	33,5	35,2	26,5	25,5	30,2	26,2
Высота при- были, мм	41,9	44,0	33,2	31,9	37,7	28,8
Приведенный размер при- были, мм	6,98	7,62	5,53		6,3	5,34

Моделирование работы прибылей выполнено в пакете программ Flow-3D. Из распределения значений критерия пористости K_I с учетом деформации следует, что усадочный дефект данными прибылями устранить не удалось (рис. 4.3).

Необходимо провести корректировку методик расчета прибылей. Для проведения корректировки выберем методики, дающие максимальный и минимальный объемы прибылей (методы Пржибыла и Василевского-Назаратина).

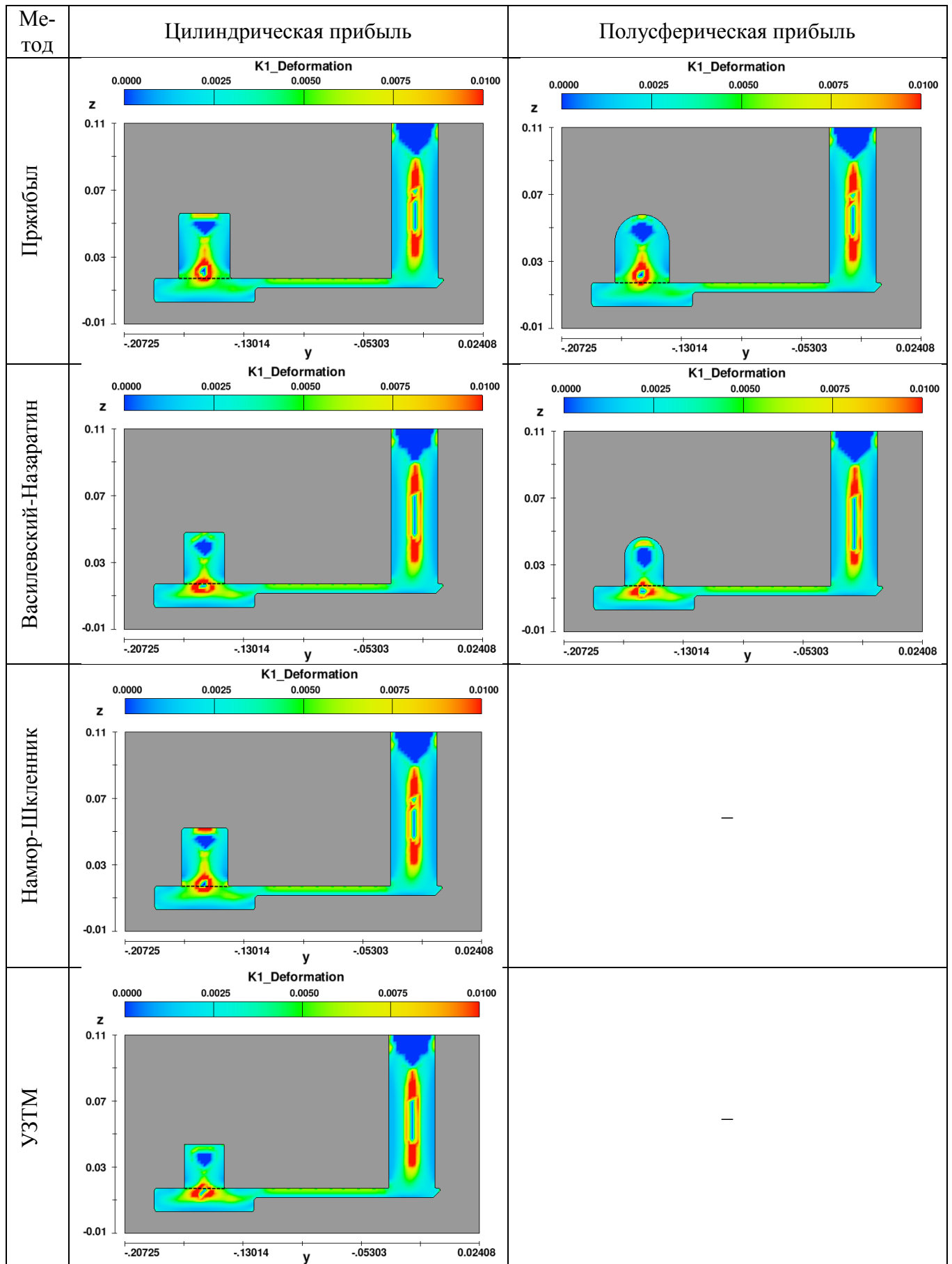


Рисунок 4.3 – Распределение значений критерия пористости K_I с учетом действия затрудненной линейной усадки (пунктиром показана граница отливка-прибыль)

4.1.2. Разработка методик расчета прибылей

Для корректировки выберем методики, дающие максимальные и минимальные размеры прибылей. Согласно таблице 4.1 – это методики Пржибыла и Василевского-Назаратина.

4.1.2.1. *Корректировка методики расчета прибылей Й. Пржибыла*

Рассмотрим корректировку метода расчета прибылей Й. Пржибыла. В нем для расчета прибыли используются два уравнения, определяющие объем усадочной раковины и объем прибыли:

$$V_{y.p.} = \frac{V_n}{K_n} \quad (4.5)$$

$$V_{y.p.} = \beta_v \cdot (V_o + V_n) \quad (4.6)$$

где $V_{y.p.}$ – объем усадочной раковины; V_n – объем прибыли; K_n – коэффициент прибыли; β_v – относительный объем усадочных дефектов; V_o – объем отливки или питаемого узла.

Совместное решение уравнений (4.5) и (4.6) позволяет получить выражение для вычисления объема прибыли.

Распишем уравнение (4.6):

$$V_{y.p.} = \beta_v \cdot (V_o + V_n) = \beta_v V_o + \beta_v V_n \quad (4.7)$$

Первое слагаемое является объемом усадочных дефектов, которые образуются в результате затвердевания отливки или теплового узла. Здесь относительный объем усадочных дефектов соответствует объемной деформации теплового узла, и можно выразить как сумму трех линейных деформаций:

$$\beta_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad (4.8)$$

или, с учетом (2.13):

$$\beta_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \frac{\beta}{3} \gamma_x + \frac{\beta}{3} \gamma_y + \frac{\beta}{3} \gamma_z = \frac{\beta}{3} \cdot (\gamma_x + \gamma_y + \gamma_z) = \beta \frac{\gamma_V}{3} \quad (4.9)$$

где γ_V – объемный коэффициент локализации деформации.

Второе слагаемое в уравнении (4.7) является объемом усадочной раковины, которая образуется в прибыли, без непосредственного влияния затруднения усадки.

Тогда уравнение (4.6) примет вид:

$$V_{y.p.} = \beta \frac{\gamma_V}{3} V_o + \beta V_n \quad (4.10)$$

Совместное решение уравнений (4.5) и (4.10) позволит получить объем прибыли:

$$V_n = \frac{\beta K_n \frac{\gamma_V}{3}}{1 - \beta K_n} V_o \quad (4.11)$$

Согласно [105], прибыли могут иметь цилиндрическую или полушаровую форму. Соотношение высоты H_n и диаметра d_n прибыли можно выразить через коэффициент высоты прибыли k_g :

$$H_n = k_g \cdot d_n \quad (4.12)$$

Тогда для цилиндрических и полушаровых прибылей диаметр прибыли можно записать:

$$d_n^u = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_g} V_n} \quad (4.13)$$

$$d_n^{nu} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot (k_g - 1/6)} V_n}$$

Отметим, что в случае отсутствия локализации затрудненной свободной усадки ($\gamma_V = 3$), формула для расчета объема прибыли (4.11) приобретает классический вид:

$$V_n = \frac{\beta K_n}{1 - \beta K_n} V_o \quad (4.14)$$

Значения коэффициентов, используемых в формуле (4.11): коэффициент прибыли $K_n = 7,5..9,0$ для стали, $K_n = 6,0..9,0$ для алюминиевых сплавов; коэффициент высоты прибыли $k_g = 1,0; 1,25; 1,5$.

4.1.2.2. *Корректировка методики расчета прибыли Василевского-Назаратина*

Стандартная методика расчета состоит из следующих последовательных шагов:

- 1) Рассчитать приведенный размер теплового узла отливки:

$$R_0 = \frac{V_0}{S_0} \quad (4.15)$$

где V_0 – объем питаемого узла, S_0 – площадь охлаждаемой поверхности.

- 2) Определить значение приведенного размера прибыли R_n из соотношения $R_n : R_0 = 1,1 - 1,2$.
- 3) В зависимости от выбранной геометрии прибыли, определяют ее размеры по формулам (4.2), а так же ее объем V_n .
- 4) Провести проверку величины прибыли по дефекту питания:

$$V_n \cdot \eta \geq (V_0 + V_n) \beta_v \quad (4.16)$$

где η – коэффициент полезного действия прибыли, для закрытых прибылей $\eta \leq 0,15 \dots 0,16$.

Для корректировки методики Василевского-Назаратина необходимо учесть действие затрудненной усадки, локализованной в тепловом узле:

- 1) Рассмотрим (4.16) и аналогично (4.7)-(4.9), получим:

$$V_n = \frac{\beta^{\gamma_V}}{\eta - \beta} V_0 \quad (4.17)$$

- 2) Затем определить размеры цилиндрической прибыли:

$$d_n^u = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_\epsilon} V_n} \quad (4.18)$$

- 3) Определить приведенный размер для рассчитанной цилиндрической прибыли:

$$R_n^u = \frac{k_\epsilon}{4k_\epsilon + 1} d_n^u \quad (4.19)$$

- 4) При необходимости, можно скорректировать геометрию прибыли, заменив цилиндрическую прибыль на полушаровую с равным приведенным размером:

$$R_n^{nu} = R_n^y \quad (4.20)$$

Тогда:

$$\begin{aligned} d_n^{nu} &= \frac{4 \cdot k_g}{k_g - 1/6} R_n^{nu} = \frac{4 \cdot k_g}{k_g - 1/6} R_n^y = \frac{4 \cdot k_g}{(k_g - 1/6)(4 \cdot k_g + 1)} d_n^y = \\ &= \frac{4 \cdot k_g^2}{(k_g - 1/6)(4 \cdot k_g + 1)} \cdot \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_g} V_n} \end{aligned} \quad (4.21)$$

4.1.3. Примеры расчетов

4.1.3.1. Расчет увеличенных прибылей для стальной пробы

Проведем расчет прибылей для пробы № 6 Скоба (таблица 3.1) с учетом действия затрудненной усадки. Расчеты выполним по двум скорректированным выше методикам. Полученные геометрические размеры прибылей сведены в таблицу 4.2. Результаты моделирования затвердевания приведены на рисунке 4.4. Из распределения значений критерия пористости K_l с учетом деформации следует, что усадочные дефекты удалось устранить из отливки – вся отливка лежит в области ниже критического значения критерия пористости.

Таблица 4.2 – Результаты расчетов размеров прибылей

Метод расчета	Пржибыл		Василевский-Назаратин	
	Цилиндр	Полусфера	Цилиндр	Полусфера
Форма прибыли				
Объем прибыли, мм ³	92 500		69 375	61 670
Диаметр прибыли, мм	45,5	47,7	41,3	39,7
Высота прибыли, мм	56,9	59,7	51,7	49,7
Приведенный размер прибыли, мм	9,48	10,34	8,61	

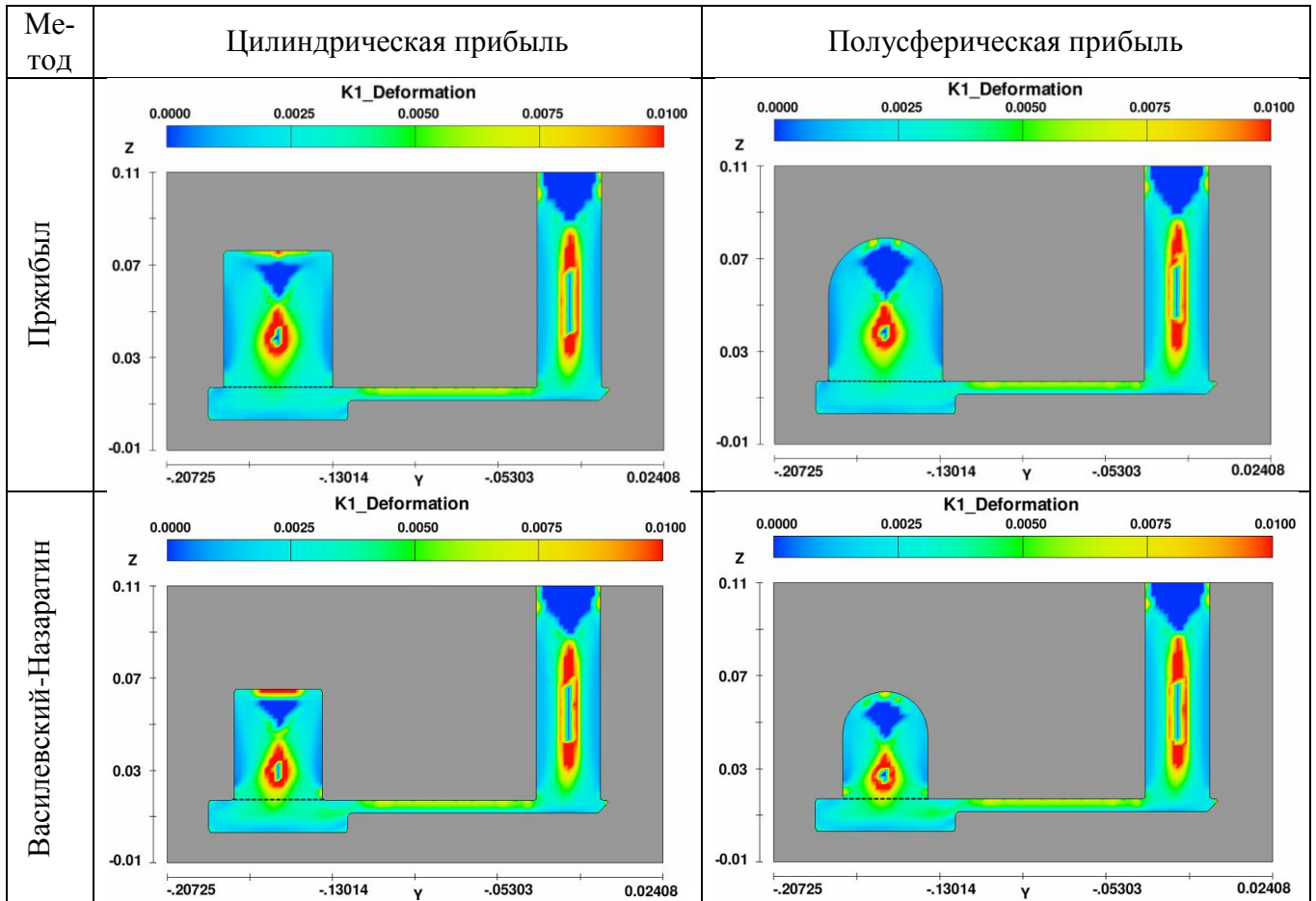


Рисунок 4.4 – Распределение значений критерия пористости K_I с учетом действия затрудненной линейной усадки (пунктиром показана граница отливка-прибыль)

Таким образом, можно сделать вывод о том, что скорректированные методики расчета прибылей позволили рассчитать габариты прибылей, достаточных для получения плотных отливок.

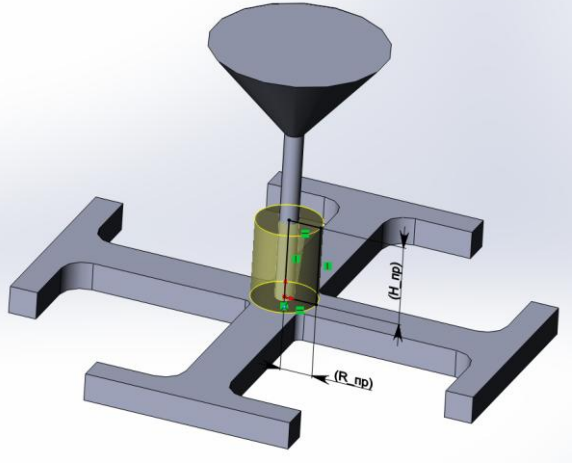
4.1.3.2. Расчет прибыли для алюминиевой пробы

Расчет прибыли для алюминиевого сплава проведем на пробе типа «иерусалимский крест» (таблица 3.2). Вначале покажем работу прибыли, рассчитанной по методу Пржибыла, установленной на пробах без затруднения свободной усадки и для случая с затруднением с объемным коэффициентом локализации деформации $\gamma_V = 12$.

Исходными данными является объем центрального теплового узла. В данном случае объем теплового узла равен: $V_o = 38\,500\text{ мм}^3$. Коэффициент объемной усадки для сплава АК7ч примем равным $\beta = 0,05$. По формулам (4.11) и (4.14) по-

лучены размеры прибылей для коэффициента прибыли $K_n = 6,0$ без учета деформации и с ее учетом, и сведены в таблицу 4.3.

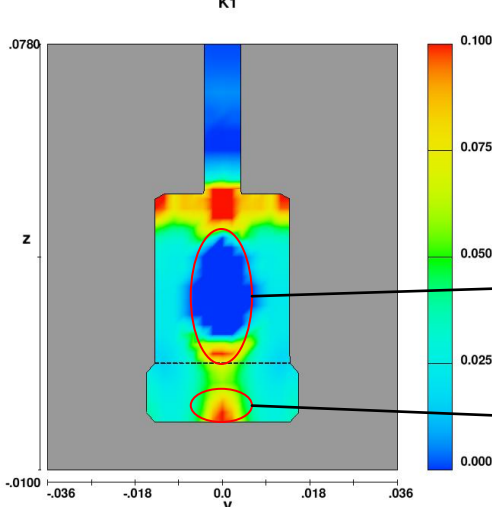
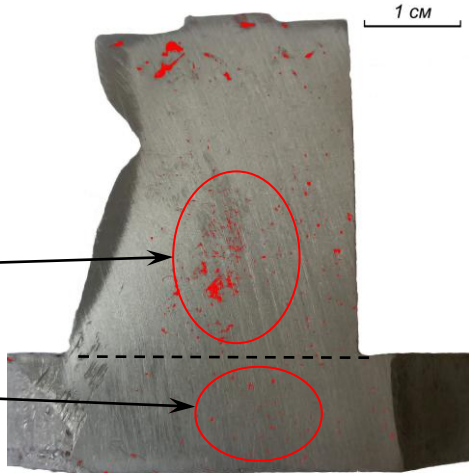
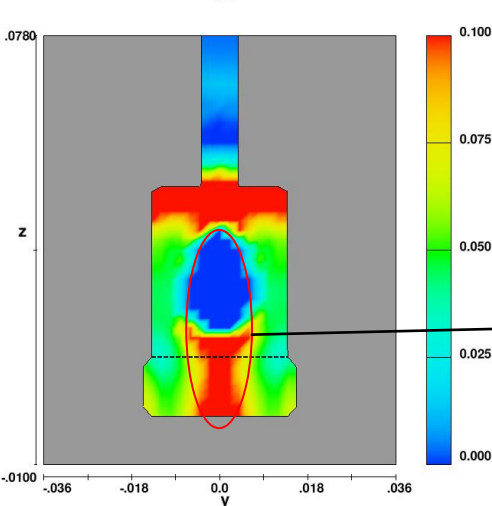
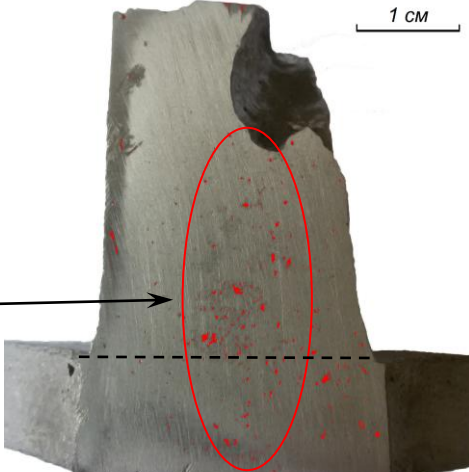
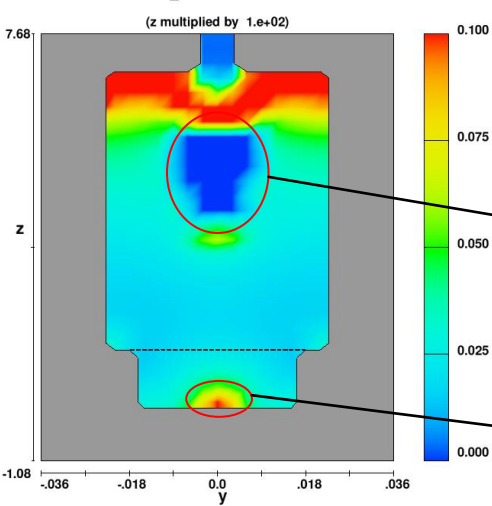
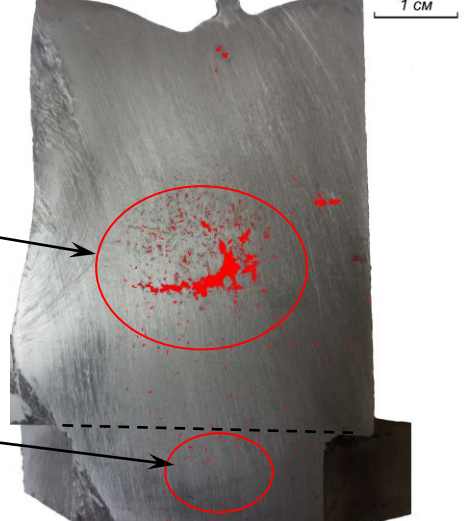
Таблица 4.3 – Результаты расчетов размеров прибылей

		
Метод расчета	Без учета деформации	С учетом деформации
Объем прибыли, $V_{пр}$, мм ³	16 500	71 500
Диаметр прибыли, $2 \cdot R_{пр}$, мм	28,0	41,7
Высота прибыли, $H_{пр}$, мм	35,0	52,2

Для проверки работы прибылей выполнено моделирование затвердевания отливок, а так же проведен натурный эксперимент. Результаты представлены в таблице 4.4.

Первая проба была отлита и промоделирована – без действия затрудненной усадки (отсутствие полоч на концах креста, тормозящих свободную усадку). Для нее была использована прибыль, рассчитанная по (4.14). Отлитая проба была разрезана в тепловом узле по диагонали относительно лучей креста. Из результатов моделирования следует, что в центре прибыли будет расположена область возникновения дефектов усадочного характера (темно-синий цвет), а так же область пористости под ней (красный цвет). На темплете присутствует утяжина с левой стороны прибыли. Пористость наблюдается как в прибыли, так и в теле отливки. Процент пористости в теле отливки – 0,78 %, что соответствует 3 баллу пористости (таблица 1.2).

Таблица 4.4 – Результаты моделирования и натурального эксперимента

	Результаты моделирования	Темплеты
Без влияния деформации, прибыль рассчитана по (4.14)		
С влиянием деформации, прибыль рассчитана по (4.14)		
С влиянием деформации, прибыль рассчитана по (4.11)		

Примечание: пунктиром показана граница отливка-прибыль.

Вторая проба затвердевала в условиях торможения свободной усадки. На ее тепловой узел была установлена та же прибыль, что и в предыдущем случае – без учета затруднения свободной усадки. Из результатов моделирования следует, что в центре прибыли будет расположена большая область появления усадочных дефектов (темно-синий цвет), а так же область пористости под ней (красный цвет). На темплете присутствует открытая раковина с правой стороны прибыли. Область под раковиной как по результатам моделирования, так и на темплете поражена усадочной пористостью. Процент пористости в теле отливки – 1,49 %, что соответствует 4 баллу пористости (таблица 1.2).

Третья проба затвердевала в условиях торможения свободной усадки. На ее тепловой узел была установлена увеличенная прибыль, рассчитанная по формуле (4.11). Из результатов моделирования следует, что в центре прибыли будет расположена большая область появления усадочных дефектов (темно-синий цвет), а так же незначительная область пористости под ней (красный цвет). На темплете видна закрытая раковина в прибыли. Незначительная пористость наблюдается в теле отливки. Процент пористости в теле отливки – 0,66 %, что соответствует 3 баллу пористости (таблица 1.2).

Таким образом, можно сделать вывод о том, что скорректированная методика расчета прибылей позволила рассчитать габариты прибыли, достаточную для уменьшения пористости в отливке.

4.1.4. Номограммы для выбора размеров прибылей

В результате обработки формул (4.11)-(4.13) и (4.17)-(4.21), можно получить номограммы для выбора размеров прибылей в зависимости от объема теплового узла, действующего в нем объемного коэффициента локализации деформации и принятого коэффициента высоты прибыли. Номограммы представлены на рисунках 4.5 – 4.7.

Рассмотрим определение диаметра прибыли для стальных отливок по скорректированной методике Пржибыла. Исходными данными являются: объем теп-

лового узла, $V_0 = 30\,000 \text{ мм}^3$; ОКЛД = 8; коэффициент прибыли $K_n = 8$; коэффициент высоты прибыли $k_e = 1,25$.

По номограмме на рисунке 4.5, на оси абсцисс откладываем необходимое значение объема теплового узла. Поднимаемся вертикально вверх до пересечения с графиком объема прибыли для ОКЛД = 8. Далее, параллельно оси абсцисс находим пересечение с графиком коэффициента высоты прибыли $k_e = 1,25$. От найденной точки опускаем перпендикуляр на ось d_n , тем самым найдя искомое значение объема прибыли. Высота прибыли определяется по формуле (4.12).

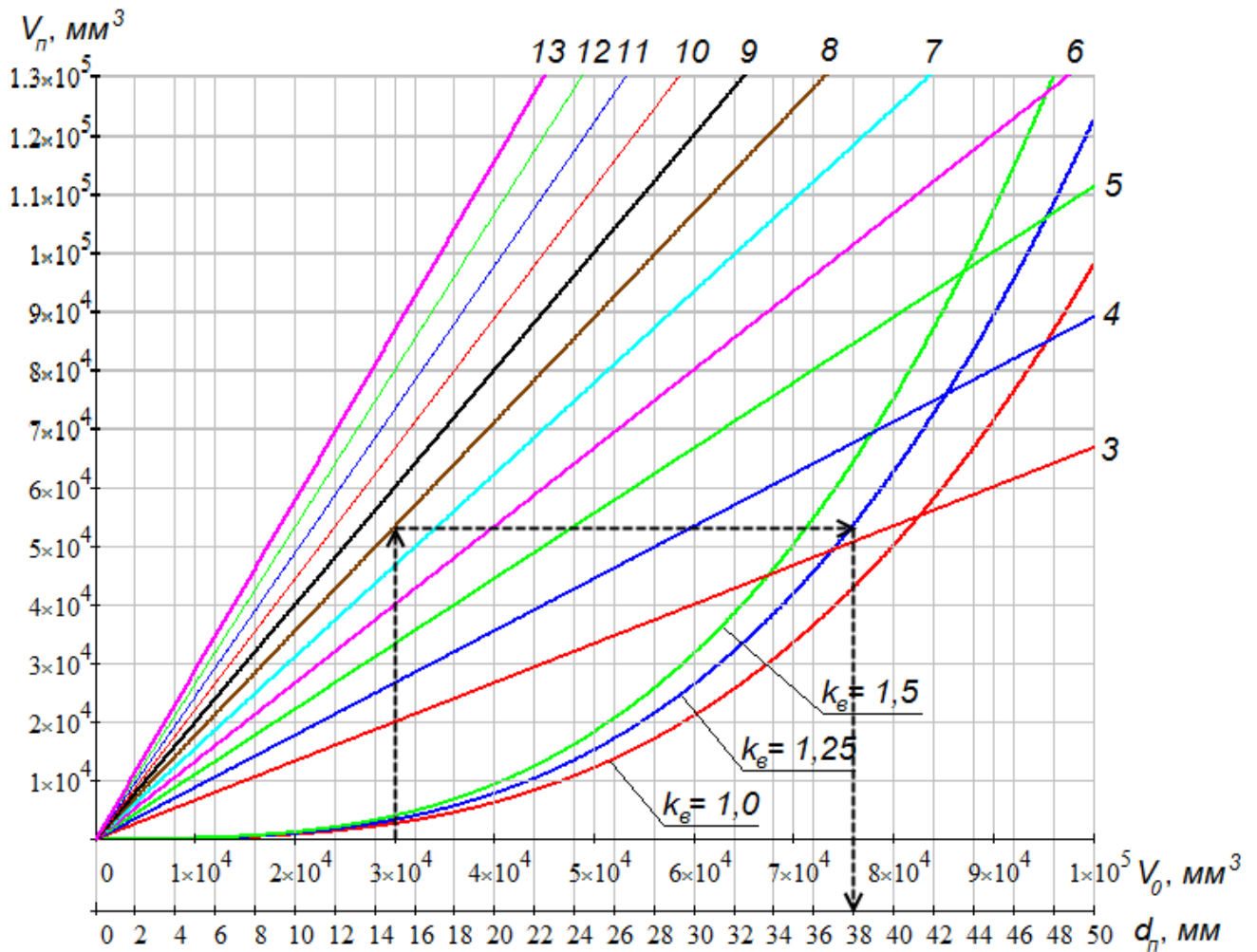


Рисунок 4.5 – Номограмма для определения диаметра цилиндрических прибылей с коэффициентом прибыли $K_n = 8$, по скорректированной методике расчета Пржибыла, стальные отливки. Цифрами 3-13 обозначены графики объема прибыли в зависимости от ОКЛД в соответствии с обозначением.

Порядок работы с номограммами для алюминиевых прибылей по скорректированной методике Пржибыла (рис. 4.6) и стальных по скорректированной методике Василевского-Назаратина (рис. 4.7) аналогичен.

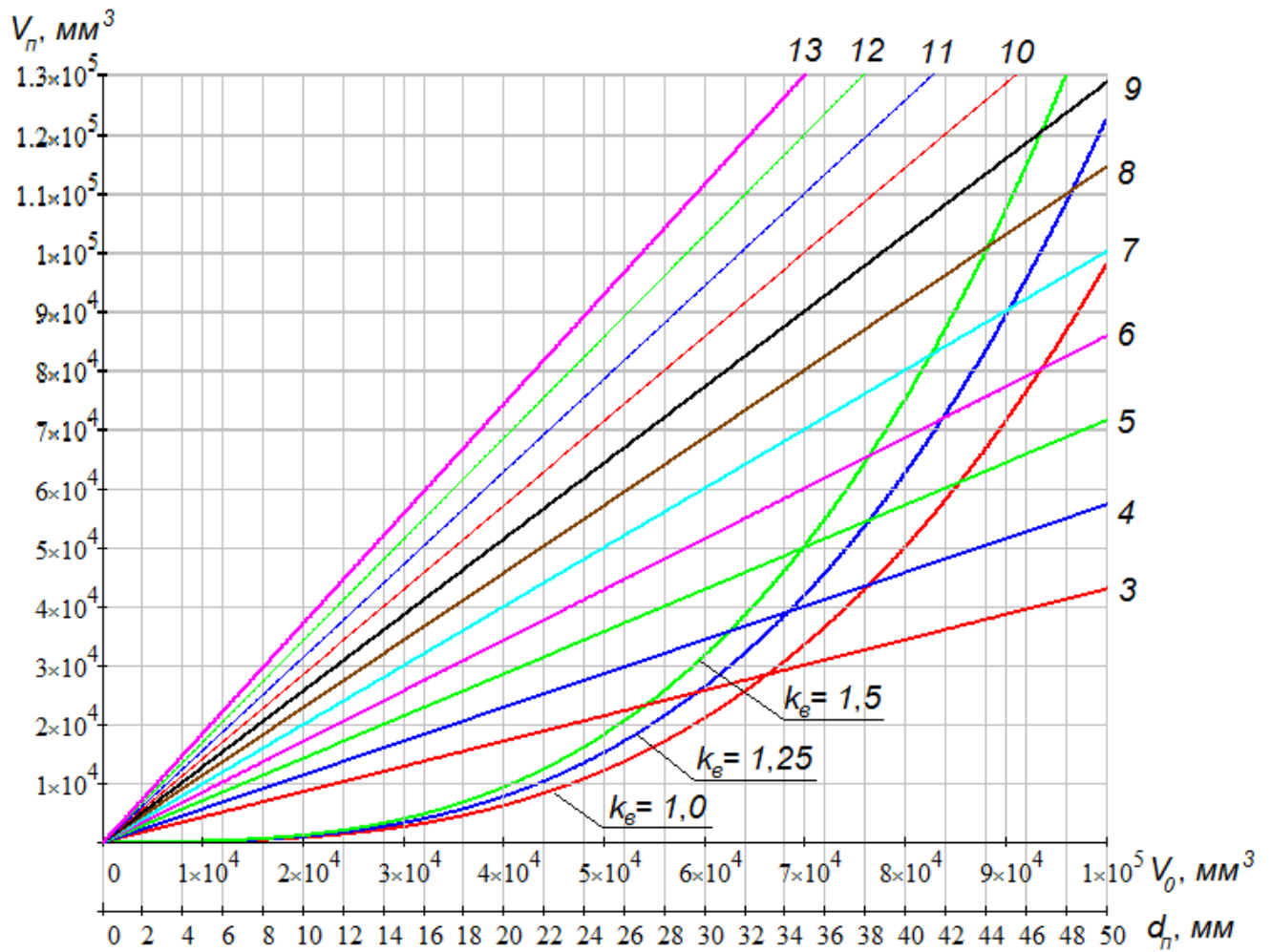


Рисунок 4.6 – Номограмма для определения диаметра цилиндрических прибылей с коэффициентом прибыли $K_n = 6$ по скорректированной методике расчета Пржибыла, алюминиевые отливки. Цифрами 3-13 обозначены графики объема прибыли в зависимости от ОКЛД в соответствии с обозначением.

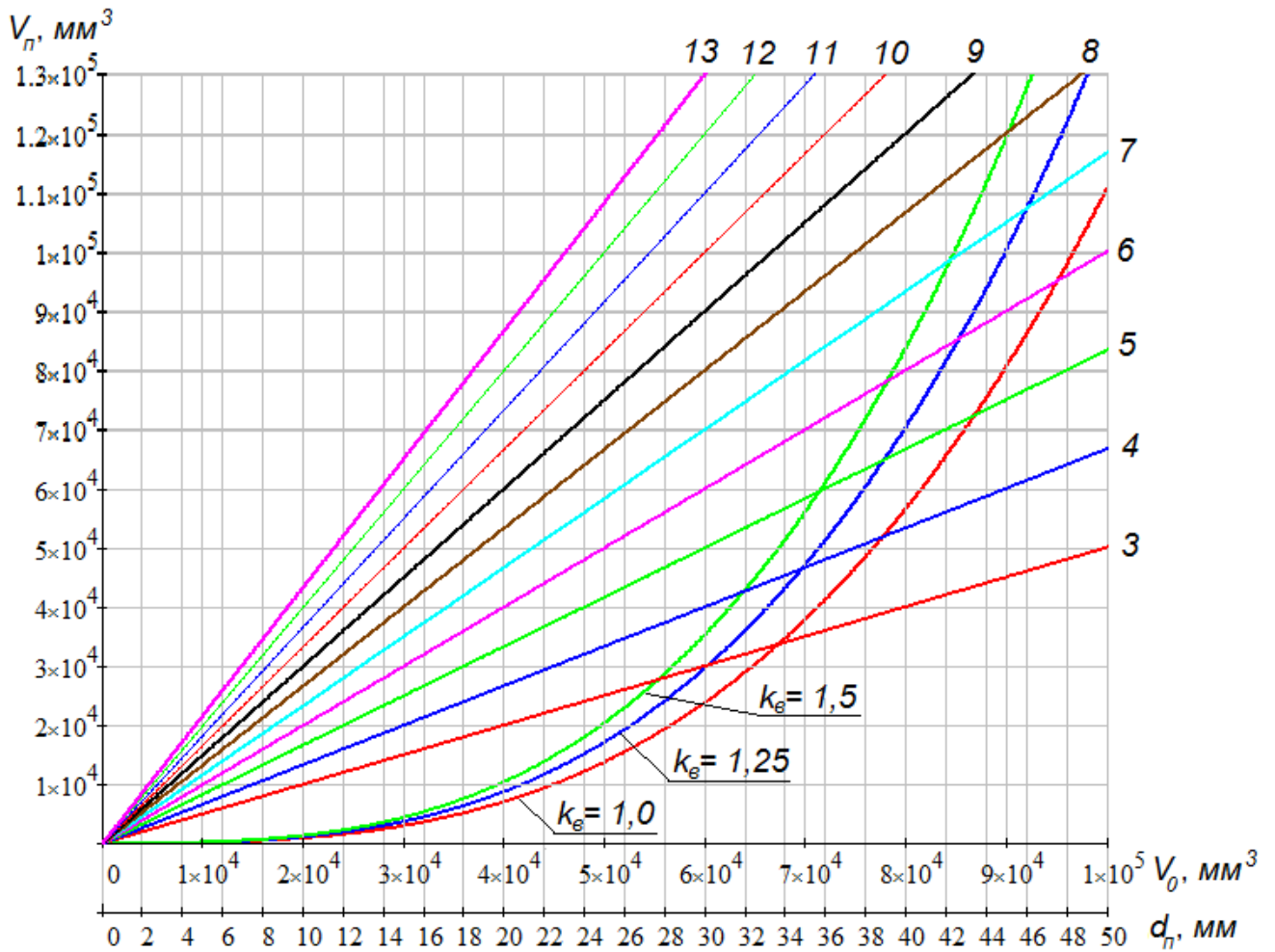


Рисунок 4.7 – Номограмма для определения диаметра полушаровых прибылей по скорректированной методике Василевского-Назаратина, стальные отливки. Цифрами 3-13 обозначены графики объема прибыли в зависимости от ОКЛД в соответствии с обозначением.

Выводы по разделу:

1. Показано, скорректированная методика расчета прибылей с учетом действия затрудненной усадки на процесс затвердевания, позволяет уменьшить пористость в стальных и алюминиевых пробах.
2. Разработаны номограммы для определения размеров прибылей.

4.2. Распределение локализованной деформации по нескольким тепловым узлам

4.2.1. Методика расчета коэффициентов локализации деформации

В отличие от рассмотренных проб, при затвердевании фасонных отливок за счет их более сложной геометрии, в области действия затрудненной усадки возможно формирование нескольких тепловых узлов. В этом случае деформация будет локализоваться в нескольких тепловых узлах, и для проектирования прибылей к каждому элементу отливки необходимо определить, какая часть усадочных деформаций будет реализована в каком из тепловых узлов.

4.2.1.1. Два тепловых узла при одноосной деформации

Вначале рассмотрим вариант присутствия нескольких тепловых узлов в области деформации (рис. 4.8). Важно отметить, что в отличие от литейных ребер, которые разбивают общую базу локализации, присутствие второго теплового узла в области действия затрудненной усадки говорит о создании дополнительного участка, затвердевающего позже под действием растягивающих деформаций. Подчеркнем, что база локализации не меняется.

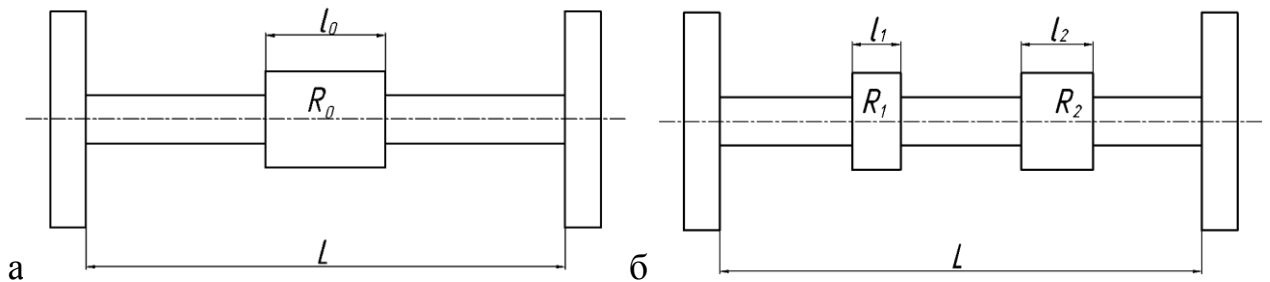


Рисунок 4.8 – Схемы расположения тепловых узлов в зоне действия затрудненной усадки: а – один тепловой узел, б – два тепловых узла.

Для случая одного теплового узла (рис. 4.8,а), коэффициент локализации деформации можно рассчитать по формуле:

$$\gamma_{\Sigma} = \frac{L}{l_0} \quad (4.22)$$

В случае наличия двух тепловых узлов (рис. 4.8,б) суммарный коэффициент локализации деформации можно записать как:

$$\gamma_{\Sigma} = \frac{L}{l_1 + l_2} \quad (4.23)$$

При этом за счет разных приведенных размеров, тепловые узлы будут затвердевать параллельно:

$$\gamma_{\Sigma} = \gamma_{m.y.1} + \gamma_{m.y.2} \quad (4.24)$$

где $\gamma_{m.y.1}$ и $\gamma_{m.y.2}$ – коэффициенты локализации деформации в тепловых узлах 1 и 2.

Величина деформации, локализуемая в тепловом узле, зависит от времени его пребывания в интервале кристаллизации, т.е. от времени затвердевания. Для определения времени затвердевания воспользуемся моделью весьма малой интенсивности охлаждения:

$$t_3 = \left[\frac{c_1 \rho_1 (T_{зал} - T_L)}{1,13 b_{\phi} (T_L - T_{\phi})} + \frac{c_{\text{эф}} \rho_2 (T_L - T_S)}{1,13 b_{\phi} (T_S - T_{\phi})} \right]^2 \cdot R^2 = \frac{R^2}{m^2} \quad (4.25)$$

где c_1 – удельная теплоемкость расплава в жидком состоянии; $c_{\text{эф}}$ – эффективная теплоемкость расплава в двухфазной зоне; ρ_1, ρ_2 – плотности расплава в жидком состоянии и в двухфазной зоне; $T_{зал}, T_L, T_S, T_{\phi}$ – температуры заливки, ликвидуса, солидуса и формы, b_{ϕ} – коэффициент тепловой аккумуляции формы; R – приведенный размер теплового узла; m – коэффициент затвердевания.

Таким образом, время затвердевания каждого из тепловых узлов можно записать:

$$t_3^{m.y.1} = \frac{R_{m.y.1}^2}{m^2}; \quad t_3^{m.y.2} = \frac{R_{m.y.2}^2}{m^2} \quad (4.26)$$

где $R_{m.y.1}$ и $R_{m.y.2}$ – приведенные размеры тепловых узлов 1 и 2.

Далее, зная время затвердевания каждого из рассматриваемых тепловых узлов, можно определить для них коэффициенты локализации деформации. Для этого необходимо отнести время затвердевания конкретного теплового узла к суммарному времени затвердевания всех тепловых узлов:

$$\gamma_{m.y.1} = \frac{t_3^{m.y.1}}{t_3^{m.y.1} + t_3^{m.y.2}} \cdot \gamma_{\Sigma}$$

$$\gamma_{m.y.2} = \frac{t_3^{m.y.2}}{t_3^{m.y.1} + t_3^{m.y.2}} \cdot \gamma_{\Sigma}$$
(4.27)

Использование в знаменателе суммарного времени затвердевания тепловых узлов связано с параллельным протеканием процесса затвердевания в двух тепловых узлах. Чем меньше разница во времени затвердевания тепловых узлов, тем более равномерно будет распределена локализация деформации между ними. Отметим, что в случае наличия двух одинаковых тепловых узлов, локализация деформации в каждом из них будет равна половине суммарной, вне зависимости от равномерности их расположения по длине общей базы локализации.

Ввиду того, что в рамках одной отливки коэффициент затвердевания m является одинаковым для обоих тепловых узлов, и, учитывая (4.26), коэффициент локализации деформации можно записать в виде:

$$\gamma_{m.y.1} = \frac{R_{m.y.1}^2}{R_{m.y.1}^2 + R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma}$$

$$\gamma_{m.y.2} = \frac{R_{m.y.2}^2}{R_{m.y.1}^2 + R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma}$$
(4.28)

Таким образом, получено выражение для определения значений коэффициентов локализации деформаций в разных тепловых узлах для случая одноосной деформации.

4.2.1.2. Один тепловой узел при двуосной деформации

Далее рассмотрим отливку коробчатого сечения с одним тепловым узлом (рис. 4.9). Основным вопросом этой схемы является расчет суммарного коэффициента локализации деформации в тепловом узле.

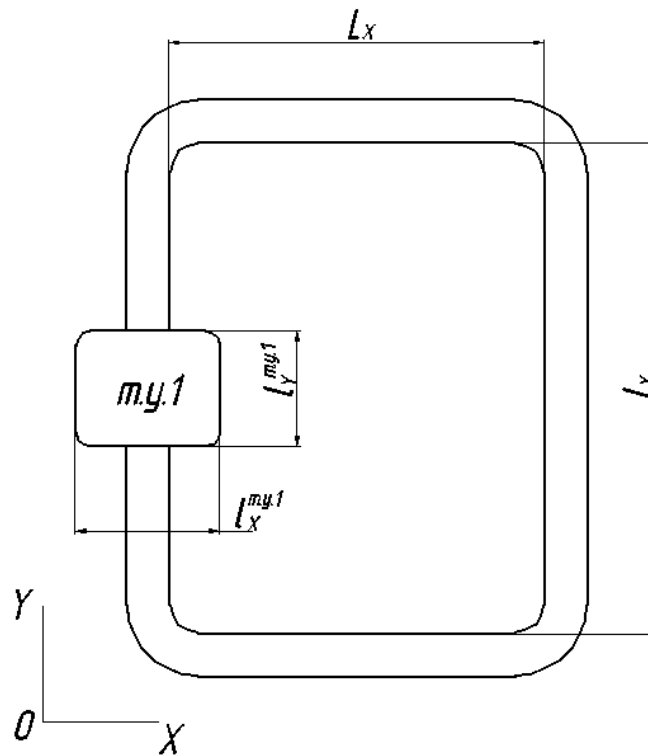


Рисунок 4.9 – Отливка коробчатого сечения с одним тепловым узлом.

Распишем суммарный коэффициент локализации деформации как сумму коэффициентов по каждой из осей:

$$\gamma_{\Sigma} = \gamma_x + \gamma_y \quad (4.29)$$

Согласно указанной схеме, локализации деформации по оси OX не происходит, т.е. $\gamma_x = 1$.

Коэффициент локализации деформации по оси OY можно записать как:

$$\gamma_y = \frac{L_y}{l_y^{m.y.1}} \quad (4.30)$$

Таким образом, для отливки коробчатого сечения с одним тепловым узлом суммарный коэффициент локализации деформации можно записать:

$$\gamma_{\Sigma} = 1 + \frac{L_y}{l_y^{m.y.1}} \quad (4.31)$$

4.2.1.3. Два параллельных тепловых узла при двусосной деформации

Следующий вариант расположения тепловых узлов – наличие по одному тепловому узлу на каждой из параллельных стенок отливки (рис. 4.10).

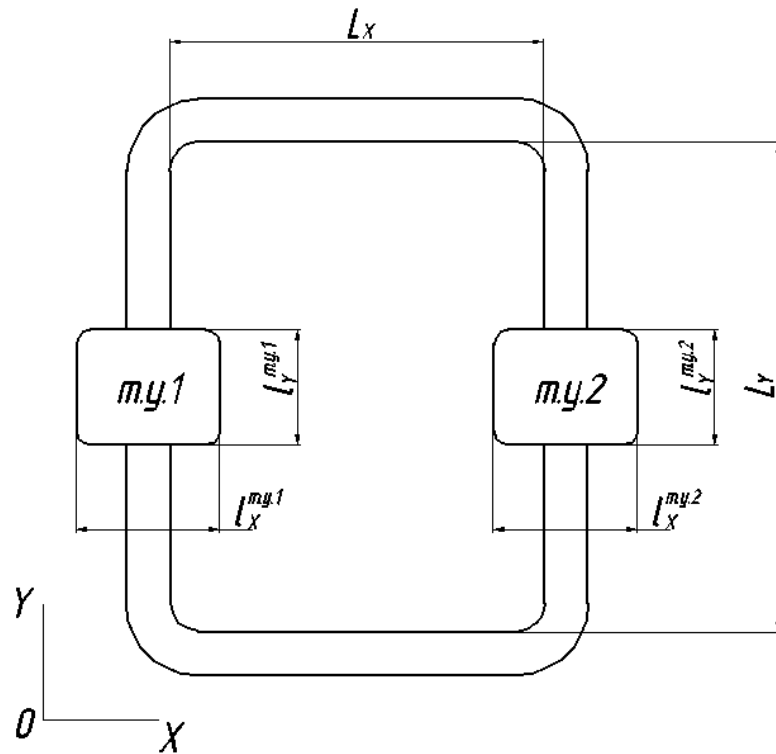


Рисунок 4.10 – Отливка коробчатого сечения с двумя параллельными тепловыми узлами.

Аналогично предыдущему случаю, распишем суммарный коэффициент локализации деформации как сумму коэффициентов по каждой из осей для каждого из теплового узлов:

$$\gamma_{\Sigma} = \gamma_x^{m.y.1} + \gamma_y^{m.y.1} + \gamma_x^{m.y.2} + \gamma_y^{m.y.2} \quad (4.32)$$

Согласно указанной схеме, локализации деформации по оси OX для каждого из тепловых узлов не происходит, т.е. $\gamma_x^{m.y.1} = 1$; $\gamma_x^{m.y.2} = 1$.

Коэффициент локализации деформации по оси OY можно записать как:

$$\gamma_y^{m.y.1,2} = \frac{2L_y}{l_y^{m.y.1} + l_y^{m.y.2}}; \quad (4.33)$$

Таким образом, для отливки коробчатого сечения с двумя параллельными тепловым узлом суммарный коэффициент локализации деформации можно записать:

$$\gamma_{\Sigma} = 2 + \frac{2L_y}{l_y^{m.y.1} + l_y^{m.y.2}} \quad (4.34)$$

4.2.1.4. Два перпендикулярных тепловых узла при двуслойной деформации

Еще один вариант расположения тепловых узлов – на перпендикулярных стенках (рис. 4.11).

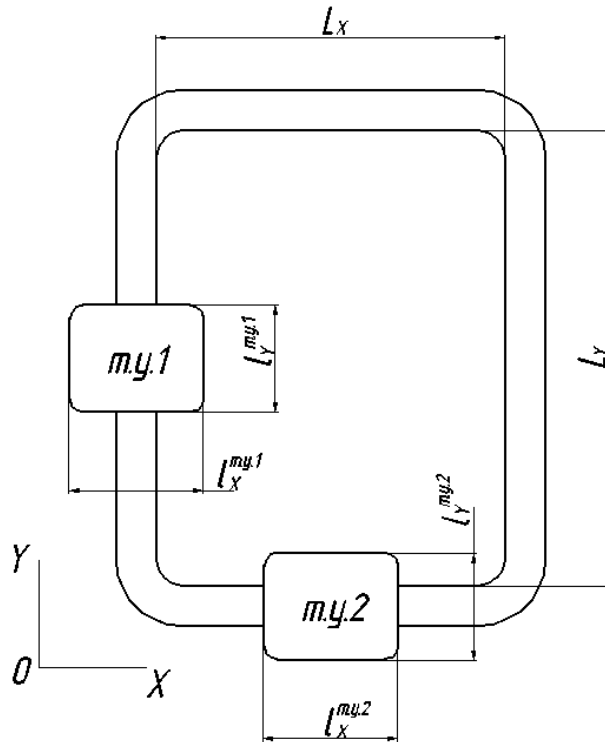


Рисунок 4.11 – Отливка коробчатого сечения с двумя перпендикулярными тепловыми узлами.

Суммарный коэффициент локализации деформации распишем как сумму коэффициентов по каждой из осей для каждого из теплового узла:

$$\gamma_{\Sigma} = \gamma_x^{m.y.1} + \gamma_y^{m.y.1} + \gamma_x^{m.y.2} + \gamma_y^{m.y.2} \quad (4.35)$$

Согласно указанной схеме, локализации деформации по оси ОХ для первого и по оси ОУ для второго тепловых узлов не происходит, т.е. $\gamma_x^{m.y.1} = 1$; $\gamma_y^{m.y.2} = 1$.

Коэффициент локализации деформации по оси ОУ для первого и по оси ОХ для второго тепловых узлов можно записать как:

$$\begin{aligned} \gamma_x^{m.y.1,2} &= \frac{L_x}{l_x^{m.y.1} + l_x^{m.y.2}}; \\ \gamma_y^{m.y.1,2} &= \frac{L_y}{l_y^{m.y.1} + l_y^{m.y.2}}. \end{aligned} \quad (4.36)$$

Таким образом, для отливки коробчатого сечения с двумя параллельными тепловым узлом суммарный коэффициент локализации деформации можно записать:

$$\gamma_{\Sigma} = 2 + \frac{L_x}{l_x^{m.y.1} + l_x^{m.y.2}} + \frac{L_y}{l_y^{m.y.1} + l_y^{m.y.2}} \quad (4.37)$$

Вывод по разделу:

Таким образом, комбинацией схем, приведенных в п. 4.2.1.1-4.2.1.4, можно определить значения коэффициентов локализации деформации в тепловых узлах для фасонных отливок.

4.2.2. Метод распределения затрудненной усадки

Исходя из вышесказанного, одним из способов борьбы с усадочными дефектами является распределение локализованной в одном тепловом узле усадки на несколько других. Для реализации этого метода необходимо в зоне действия затрудненной усадки создать дополнительные тепловые узлы. В этом случае действующее значение объемного коэффициента локализации деформации в каждом из тепловых узлов будет меньше, чем в одном исходном.

Рассмотрим применение метода на примере.

Отливка-проба стали 20 ГЛ представляет собой брус квадратного сечения толщиной $T = 12$ мм, с утолщением по центру (рис. 4.12) для локализации в нем деформации. С концов бруса выполнены двухсторонние полки для затруднения свободной линейной усадки. Расстояние между полками $L = 250$ мм, размер теплового узла вдоль оси действия деформации $l = 40$ мм.

Коэффициент локализации деформации в тепловом узле:

$$\gamma_V = \frac{L}{l} + 2 = \frac{250}{40} + 2 = 8,25 \quad (4.38)$$

Объем теплового узла $V_0 = 31\,161,5$ мм³. Приведенный размер $R_0 = 3.78$ мм.

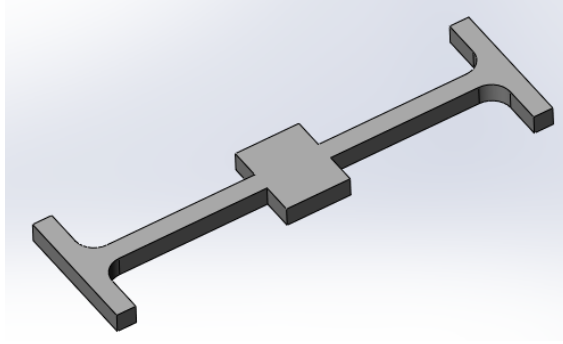


Рисунок 4.12 – Отливка-проба

Первый подход к получению плотной отливки заключается в установке одной прибыли над тепловым узлом. По формулам (4.11)-(4.13) рассчитана прибыль с учетом действия затрудненной усадки.

$$V_n = \frac{\beta K_n \frac{\gamma_V}{3}}{1 - \beta K_n} V_o = \frac{0,05 \cdot 8 \cdot \frac{8,25}{3}}{1 - 0,05 \cdot 8} \cdot 31161,5 = 57129 \text{ мм}^3$$

Диаметр полушаровой прибыли:

$$d_n^{nu} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot (k_e - 1/6)} V_n} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot (1,25 - 1/6)} 57129} = 40,6 \text{ мм}$$

Высота прибыли:

$$H_n = k_e \cdot d_n = 1,25 \cdot 40,6 = 50,8$$

Объем прибыли $V_o = 57\,129 \text{ мм}^3$.

На рисунке 4.13 представлены результаты моделирования работы прибыли. Очевидно, что прибыль устранила усадочный дефект из отливки.

Второй подход заключается в том, чтобы вместо установки одной большой прибыли, создать в зоне действия затрудненной усадки дополнительные тепловые узлы (утолщения диаметром 15 мм, приведенный размер $R_2 = 3,23 \text{ мм}$), над которыми тоже будут поставлены прибыли (рис. 4.14).

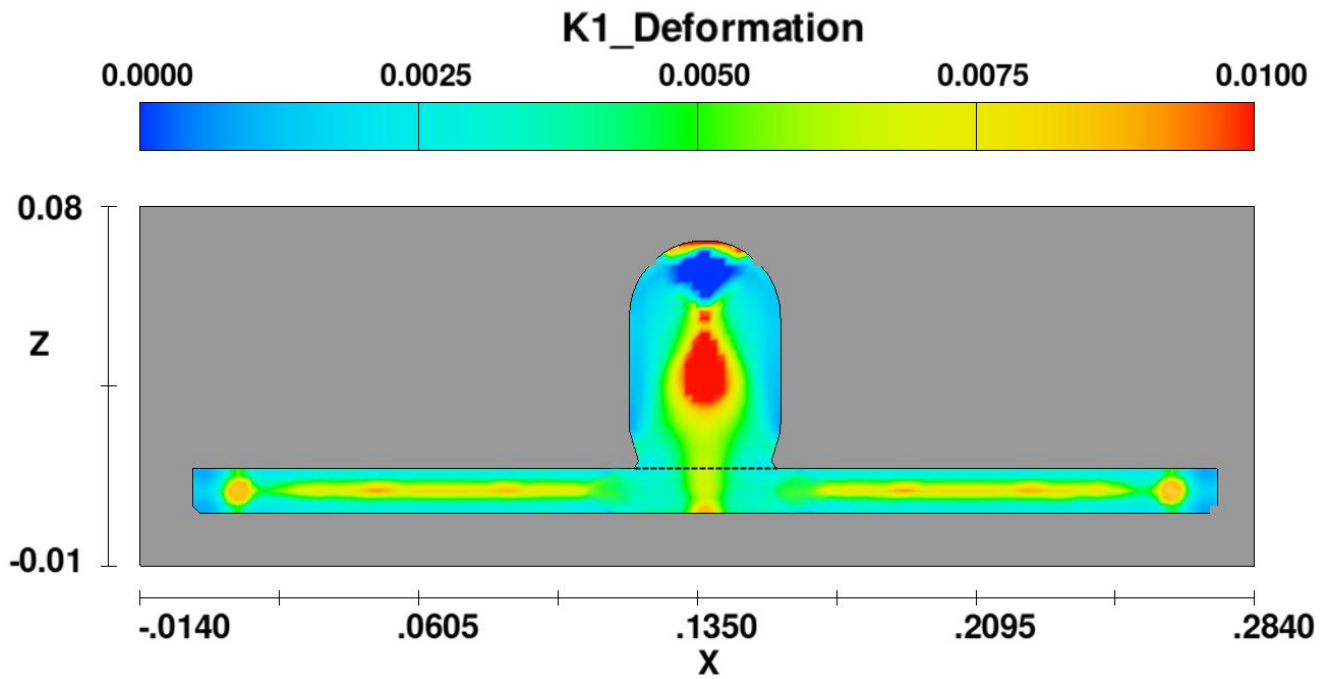


Рисунок 4.13 – Распределение значений коэффициента пористости K_1 . Пунктиром показана граница отливка-прибыль

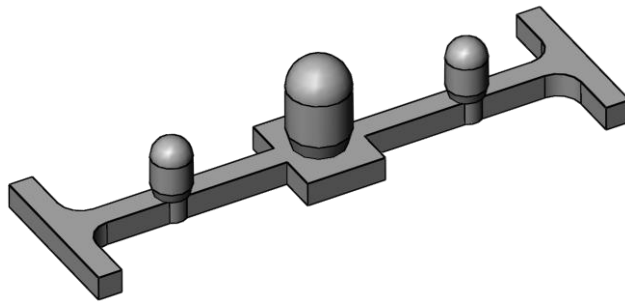


Рисунок 4.14 – Создание дополнительных тепловых узлов

В этом случае, значение суммарного коэффициента локализации деформации:

$$\gamma_{\Sigma} = \frac{L}{l_1 + 2l_2} = \frac{250}{40 + 2 \cdot 15} = 3,57$$

Значения коэффициентов локализации деформации по тепловым узлам:

$$\gamma_{m.y.1} = \frac{R_{m.y.1}^2}{R_{m.y.1}^2 + 2R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma} + 2 = 3,45$$

$$\gamma_{m.y.2} = \frac{R_{m.y.2}^2}{R_{m.y.1}^2 + 2R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma} + 2 = 3,06$$
(4.39)

Согласно полученным данным, были рассчитаны полушаровые прибыли:

1. Для центрального теплового узла:

$$d_1 = 30,4 \text{ мм}; H_1 = 38,0 \text{ мм}; V_1 = 23\,890 \text{ мм}^3.$$

2. Для дополнительных тепловых узлов:

$$d_2 = 19,5 \text{ мм}; H_2 = 24,3 \text{ мм}; V_2 = 6282 \text{ мм}^3.$$

Результаты моделирования представлены на рисунке 4.15. Из рисунка видно, что усадочные дефекты выведены в прибыли, что говорит о том, что предложенный метод распределенной усадки дал положительный результат.

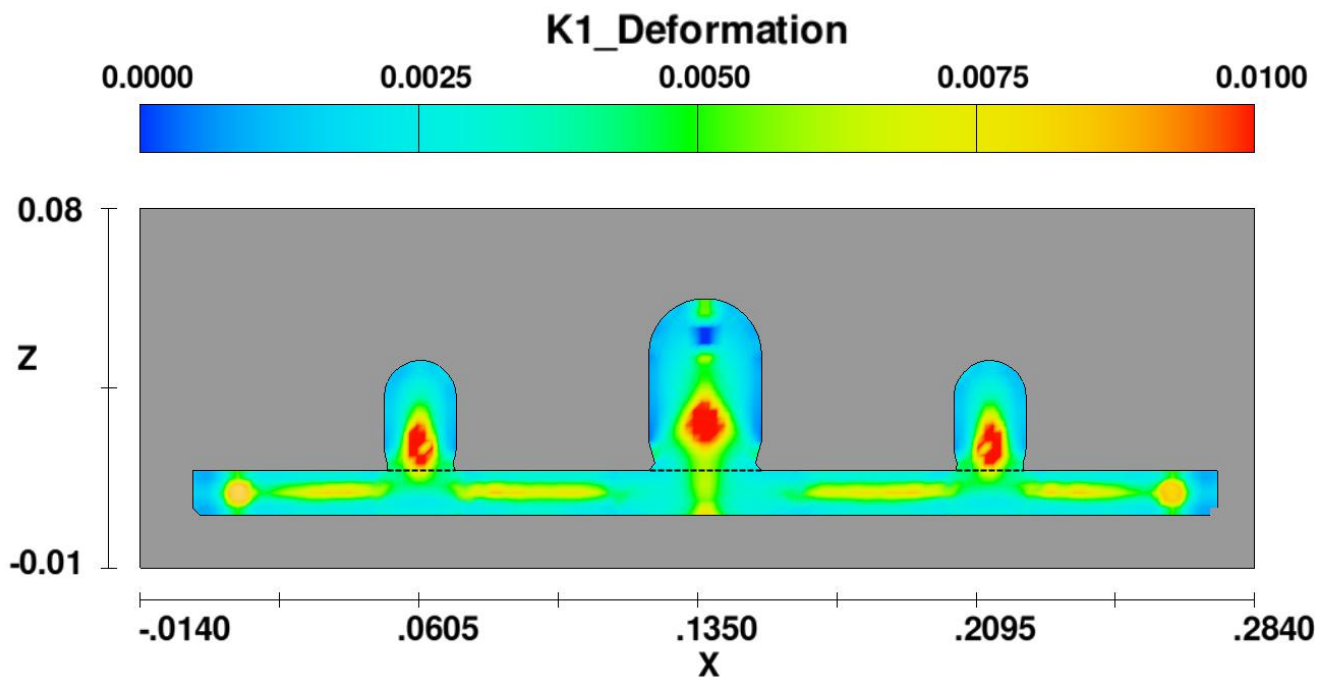


Рисунок 4.15 – Распределение значений коэффициента пористости K_1 . Пунктиром показана граница отливка-прибыль

Сравним суммарные объемы полученных прибылей:

Первый вариант: $\Sigma V_n = 57\,129 \text{ мм}^3$.

Второй вариант: $\Sigma V_n = V_1 + 2 \cdot V_2 = 23\,890 + 2 \cdot 6282 = 36\,454 \text{ мм}^3$.

Таким образом, предложенный метод позволил не только устранить усадочные дефекты из тела отливки, но и уменьшить суммарный объем применяемых прибылей.

4.2.3. Расчет образования усадочных дефектов в отливке типа балка надрессорная

Рассмотрим затвердевание отливки балка надрессорная из стали 20ГЛ и покажем корректировку критерия образования пористости на действие затруднен-

ной усадки. Отливка имеет коробчатое сечение. Одной из причин брака является горячая трещина по верхнему поясу отливки (рис. 4.16), которая появляется в тепловом узле №1 (рис. 4.17). При этом в нижнем поясе горячая трещина отсутствует (тепловой узел №2, рис. 4.17). Инициатором зарождения и развития горячей трещины может быть усадочная пористость, образующаяся в тепловом узле.

Рассчитаем значения критерия вклада деформации в образование пористости для указанных тепловых узлов.

Согласно геометрии отливки, расстояние между боковыми стенками отливки, с которых локализуется деформация, равна $L = 250$ мм (литейные уклоны не учитываются).



Рисунок 4.16 – Балка надрессорная с горячей трещиной по верхнему поясу.

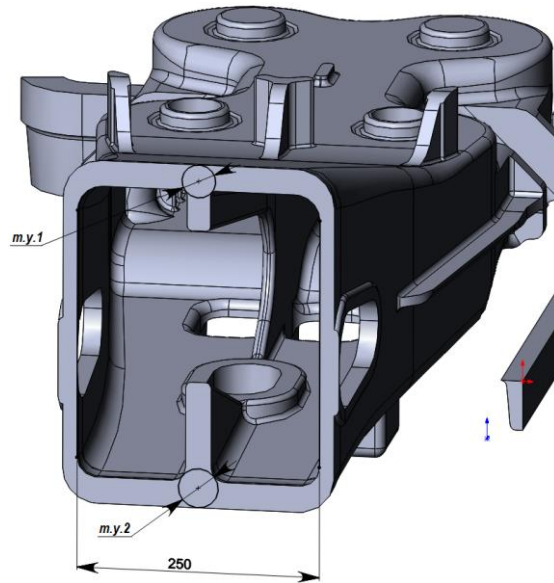


Рисунок 4.17 – Расположение тепловых узлов в поперечном сечении отливка балка надрессорная (расстояние $x = 225\text{мм}$ от центральной плоскости симметрии).

В качестве толщин тепловых узлов примем диаметры вписанных окружностей. В этом случае:

$$l_x^{m.y.1} = 35 \text{ мм}; l_x^{m.y.2} = 41 \text{ мм}.$$

Приведенные размеры указанных узлов:

$$R_{m.y.1} = 10,9 \text{ мм}; R_{m.y.2} = 12,4 \text{ мм}.$$

Суммарный коэффициент локализации деформации, согласно (4.34):

$$\gamma_{\Sigma} = 2 + \frac{2L}{l_x^{m.y.1} + l_x^{m.y.2}} = 2 + \frac{2 \cdot 250}{35 + 41} = 8,6$$

Тогда коэффициенты локализации деформаций в первом и во втором узлах:

$$\gamma_1 = \frac{R_{m.y.1}^2}{R_{m.y.1}^2 + R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma} = \frac{10,9^2}{10,9^2 + 12,4^2} \cdot 8,6 = 3,75$$

$$\gamma_2 = \frac{R_{m.y.2}^2}{R_{m.y.1}^2 + R_{m.y.2}^2} \cdot \gamma_{\Sigma} = \frac{12,4^2}{10,9^2 + 12,4^2} \cdot 8,6 = 4,85$$

Тогда значения критериев вклада деформации в образование пористости для тепловых узлов равны:

$$K_n^{m.y.1} = 1,59; K_n^{m.y.2} = 1,70.$$

Моделирование затвердевания балки было выполнено в пакете программ Flow-3D. Результаты расчета критерия пористости K_I представлены на рисунке 4.18. Критическое значение критерия пористости для стали 20ГЛ равно $0,01 \text{ м}\cdot\text{с}^{-1/2}$.

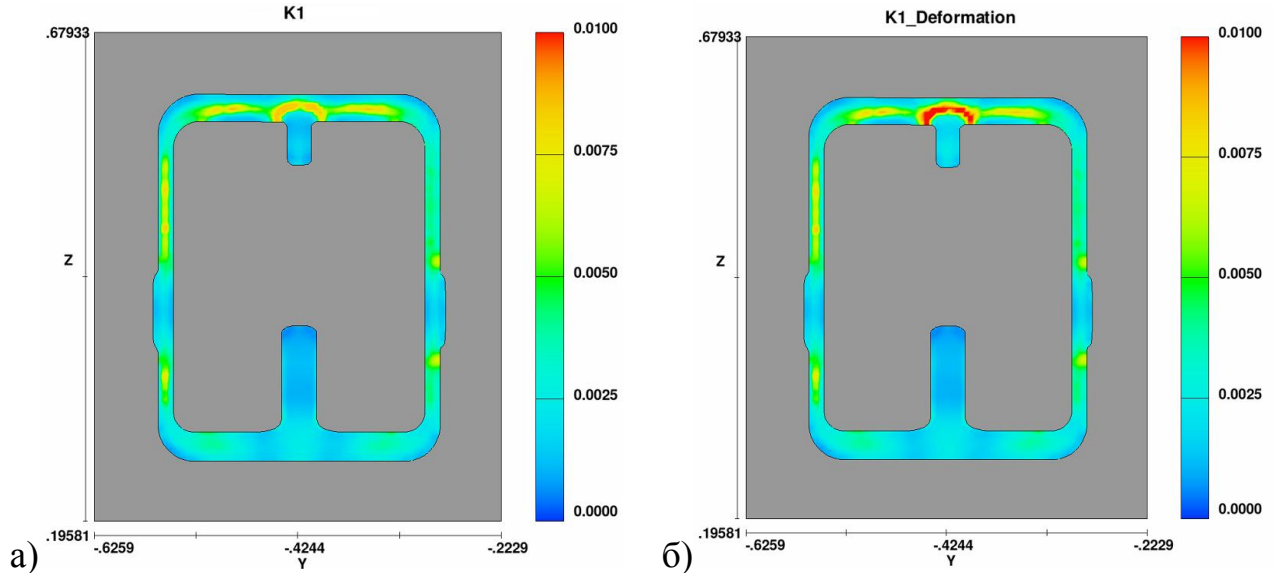


Рисунок 4.18 – Результаты моделирования отливки балка наддресорная: а) Распределение значений бездеформационного критерия K_I ; б) Распределение значений критерия пористости K_I с учетом влияния деформации

Из результатов расчета бездеформационного критерия пористости (рис. 4.18,а) следует, что пористость ни в одном из тепловых узлов не образуется. Однако введение критериев вклада деформации в образование пористости (рис. 4.18,б) показывает, что в верхнем тепловом узле созданы условия для формирования усадочной пористости, которая будет инициатором трещинообразования в верхнем поясе отливки.

Ввиду большой протяженности ребра верхнего пояса ($\approx 650 \text{ мм}$), что значительно больше зоны действия прибыли (для стальных отливок ЗДП равна двум толщинам стенки, т.е. $\approx 70 \text{ мм}$), для устранения усадочных дефектов по всей длине потребуется установка нескольких прибылей. Поэтому с целью уменьшения металлоемкости формы можно рекомендовать два других подхода к решению проблемы:

1. Скорректировать тепловую составляющую путем установки в тепловой узел внутреннего холодильника (рис. 4.19);

2. Изменить механическую составляющую – увеличить податливость внутреннего стержня.

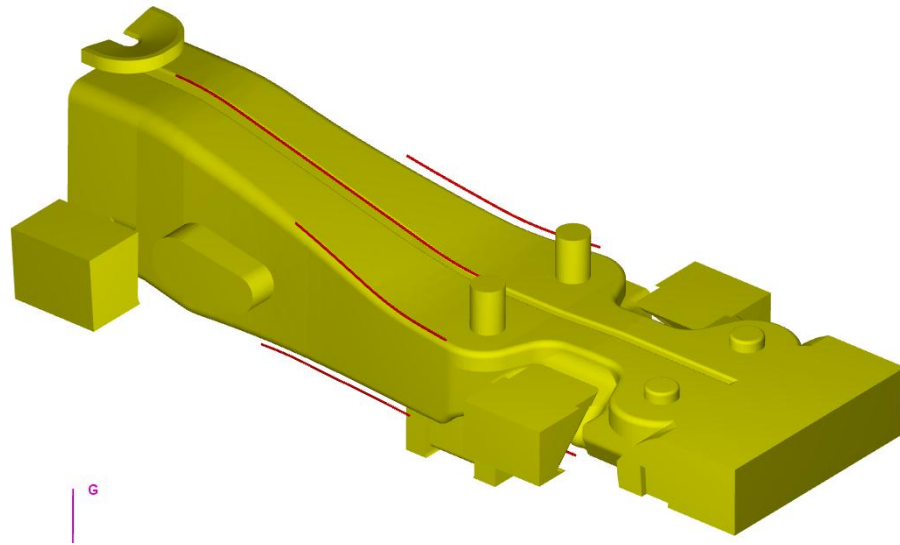


Рисунок 4.19 – Вариант расположения внутренних холодильников (обозначены красным цветом) относительно стержней (желтый).

4.2.4. Расчет образования усадочных дефектов в отливке типа рама боковая

Рассмотрим затвердевание отливки рама боковая из стали 20ГЛ. Отливка имеет коробчатое сечение. Одним из проблемных мест является R55, в котором усадочная пористость служит очагом зарождения трещин (рис. 4.20).

4.2.4.1. Расчет значений критериев вклада деформации в образование пористости для тепловых узлов

Согласно геометрии отливки, расстояние между боковыми стенками отливки, с которых локализуется деформация, равна $L_x = 220$ мм (литейные уклоны не учитываются), между верхним ярусом и нижним $L_y = 125$ мм.

В качестве толщин тепловых узлов примем диаметры вписанных окружностей. В этом случае:

$$l^{m.y.1} = 34 \text{ мм}; l^{m.y.2} = 34 \text{ мм}.$$

Приведенные размеры указанных узлов:

$$R_{m.y.1} = 11,6 \text{ мм}; R_{m.y.2} = 11,6 \text{ мм}.$$

Суммарный коэффициент локализации деформации, согласно (4.34):

$$\gamma_{\Sigma} = 1 + \frac{2L_x}{l_x^{m.y.1} + l_x^{m.y.2}} + \frac{2L_y}{l_y^{m.y.1} + l_y^{m.y.2}} = 1 + \frac{2 \cdot 125}{34 + 34} + \frac{2 \cdot 220}{34 + 34} = 11,15$$

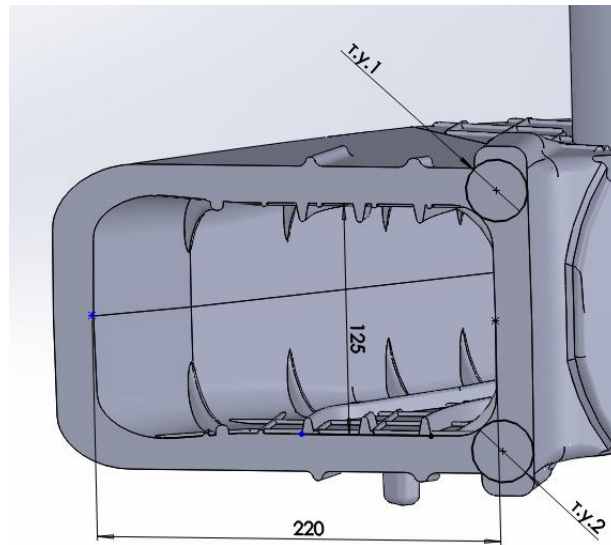


Рисунок 4.20 – Расположение тепловых узлов в сечении R55

Тогда коэффициенты локализации деформаций в первом и во втором узлах:

$$\gamma_1 = \gamma_2 = \frac{\gamma_{\Sigma}}{2} = \frac{11,15}{2} = 5,58$$

В связи с допущением об отсутствии локализации деформации по третьей оси, т.е. $\gamma_z = 1$, то объемный коэффициент локализации деформации в тепловых узлах равен $\gamma_{V1} = \gamma_{V2} = 5,58 + 1,0 = 6,68$.

Тогда значения критериев вклада деформации в образование пористости для тепловых узлов равны:

$$K_n^{m.y.1} = 1,76; K_n^{m.y.2} = 1,76.$$

Расчет прибыли выполним для верхнего теплового узла. Исходными данными является объем теплового узла. В данном случае объем теплового узла равен: $V_o = 624\,512 \text{ мм}^3$. Коэффициент объемной усадки для стали 20ГЛ примем равным $\beta = 0,05$. Выполним расчет прибылей по методикам Пржибыла и Василевского-Назаратина. Коэффициент высоты прибыли примем $k_g = 1,25$.

4.2.4.2. Расчет по методу Пржибыла

Примем коэффициент прибыли $K_n = 8,0$. Тогда объем прибыли без учета затрудненной усадки:

$$V_n^{\text{без}} = \frac{\beta K_n}{1 - \beta K_n} V_o = \frac{0,05 \cdot 8}{1 - 0,05 \cdot 8} \cdot 624\,512 = 416\,340 \text{ мм}^3$$

С учетом затрудненной усадки:

$$V_n^{\text{деф}} = \frac{\beta K_n \frac{\gamma_V}{3}}{1 - \beta K_n} V_o = \frac{0,05 \cdot 8 \cdot \frac{6,58}{3}}{1 - 0,05 \cdot 8} \cdot 624\,512 = 913\,175 \text{ мм}^3$$

Тогда диаметр цилиндрических прибылей без действия деформации и с ней:

$$d_n^{\text{без}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_g} V_n^{\text{без}}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot 1,25} \cdot 416\,340} = 75 \text{ мм}$$

$$d_n^{\text{деф}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_g} V_n^{\text{деф}}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot 1,25} \cdot 913\,175} = 98 \text{ мм}$$

Высоты прибылей:

$$H_n^{\text{без}} = k_g d_n^{\text{без}} = 1,25 \cdot 75 = 94 \text{ мм}$$

$$H_n^{\text{деф}} = k_g d_n^{\text{деф}} = 1,25 \cdot 98 = 122 \text{ мм}$$

4.2.4.3. Расчет по методу Василевского-Назаратина без учета деформации

1) Значение приведенного размера прибыли R_n :

$$R_n^{\text{без}} = 1,2R_0 = 1,2 \cdot 11,6 = 13,9.$$

2) Примем форму прибыли – полушаровую. Ее размеры:

Диаметр полушаровой прибыли:

$$d_n^{\text{без}} = \frac{4 \cdot k_g}{k_g - 1/6} R_n^{\text{без}} = \frac{4 \cdot 1,25}{1,25 - 1/6} \cdot 13,9 = 64 \text{ мм}$$

Высота прибыли:

$$H_n^{\text{без}} = k_g \cdot d_n^{\text{без}} = 1,25 \cdot 64 = 80 \text{ мм}$$

4.2.4.4. Расчет по методу Василевского-Назаратина с учетом деформации

1) Объем прибылей:

$$V_n^{\text{деф}} = \frac{\beta \gamma_V}{\eta - \beta} V_o = \frac{0,05 \cdot \frac{6,58}{3}}{0,15 - 0,05} \cdot 624\,512 = 684\,880 \text{ мм}^3$$

2) Размеры цилиндрической прибыли:

$$d_n^{\text{ц,деф}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot k_\epsilon} V_n^{\text{деф}}} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi \cdot 1,25} 684\,880} = 88,7 \text{ мм}$$

3) Приведенный размер для рассчитанной цилиндрической прибыли:

$$R_n^{\text{ц,деф}} = \frac{k_\epsilon}{4k_\epsilon + 1} d_n^{\text{ц,деф}} = \frac{1,25}{4 \cdot 1,25 + 1} \cdot 88,7 = 18,5 \text{ мм}$$

4) Заменяем цилиндрическую прибыль на полушаровую с равным приведенным размером:

$$R_n^{\text{ш,деф}} = R_n^{\text{ц,деф}}$$

Тогда:

$$d_n^{\text{ш,деф}} = \frac{4 \cdot k_\epsilon}{k_\epsilon - 1/6} R_n^{\text{ш,деф}} = \frac{4 \cdot 1,25}{1,25 - 1/6} \cdot 18,5 = 85 \text{ мм}$$

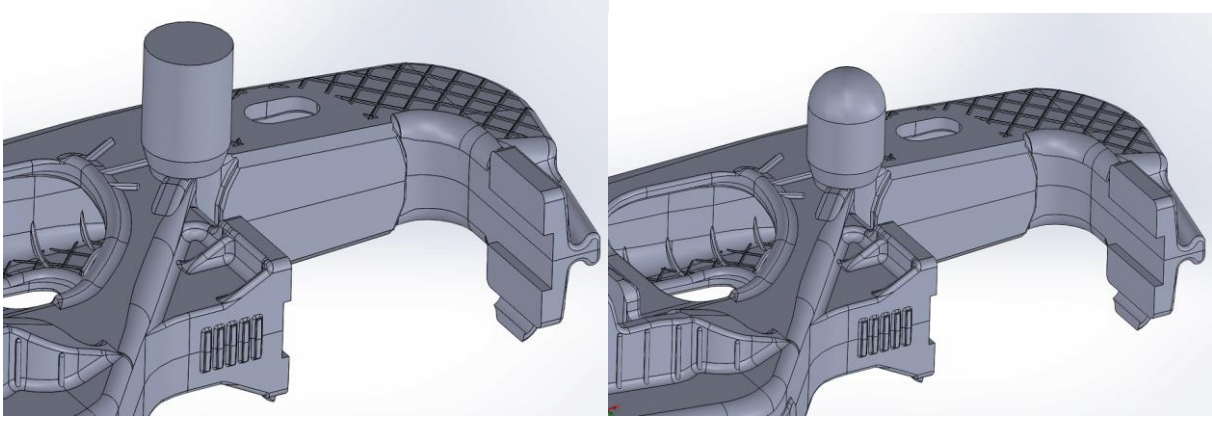
$$H_n^{\text{ш,деф}} = k_\epsilon \cdot d_n^{\text{ш,деф}} = 1,25 \cdot 85 = 107 \text{ мм}$$

4.2.4.5. Результаты расчетов

Геометрические размеры прибылей приведены в таблице 4.5.

Для проверки работы прибылей выполнено моделирование затвердевания отливок. Результаты представлены в таблице 4.6. Критическое значение критерия пористости для стали 20ГЛ равно $0,01 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1/2}$.

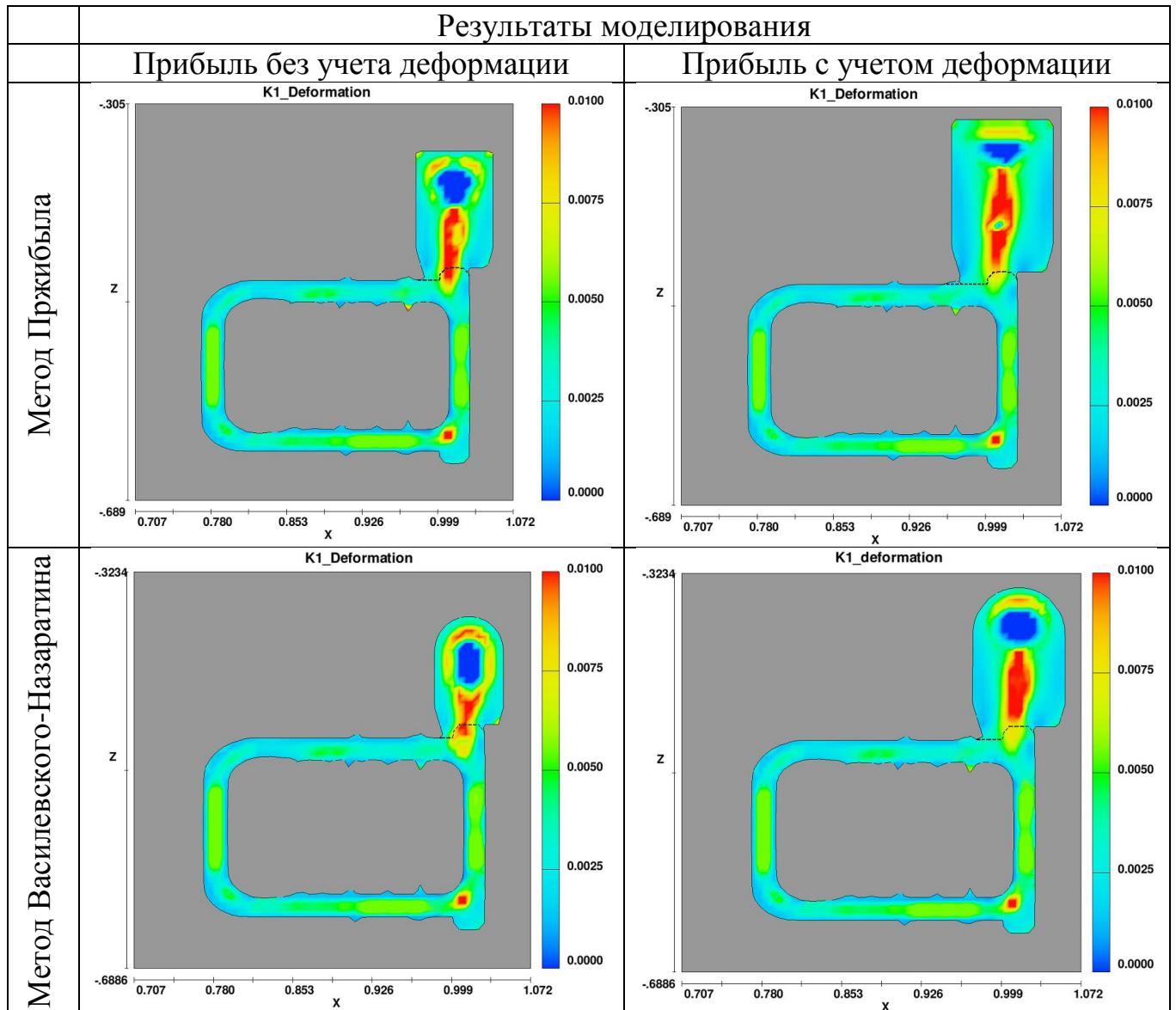
Таблица 4.5 – Результаты расчетов размеров прибылей



Метод расчета	Пржибыл		Назаратин-Василевский	
	–	+	–	+
Учет деформации	–	+	–	+
Объем прибыли, V_{np} , мм ³	416 340	913 175	292 203	608 857
Диаметр прибыли, D_{np} , мм	75	98	64	85
Высота прибыли, H_{np} , мм	94	122	80	107
Приведенный размер прибыли, R_{np} , мм	15,65	20,34	13,9	18,5

Из результатов расчета рамы с бездеформационными прибылями следует, что пористость в верхнем тепловом узле образуется. Однако расчет с скорректированной прибылью показал, что в верхнем тепловом узле усадочный дефект устранен.

Таблица 4.6 – Результаты моделирования R55 рамы боковой



Примечание: пунктиром показана граница отливка-прибыль.

Выводы по главе 4

1. Показано, что скорректированная методика расчета прибылей с учетом действия затрудненной усадки на процесс затвердевания, позволяет уменьшить пористость в стальных и алюминиевых пробах.
2. Комбинацией схем, приведенных в п. 4.2.1.1-4.2.1.4, можно определить значения коэффициентов локализации деформации в тепловых узлах для фасонных отливок.

3. Показано, что введение критериев вклада деформации в образование пористости позволяет определить опасные места образования усадочной пористости.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

1. Теоретический анализ позволил установить взаимосвязь между плоским деформированным состоянием и фильтрационными процессами, происходящими во время затвердевания, такими как изменения доли твердой фазы, скоростью течения расплава и падения давления в двухфазной зоне, в зависимости от величины коэффициента объемной локализации деформации. Многократная локализация деформации способствует существенным изменениям скорости фильтрации и перепада давления, что может привести к более ранней остановке фильтрационного течения и увеличению пористости в отливке. Максимальное влияние оказывается на тепловой узел, в котором происходит локализация деформаций.
2. На основе экспериментальных данных определено влияния одно- и двусосного деформированного состояния отливки на формирование усадочной пористости. Установлено, что изменение значения пористости в тепловом узле при равных значениях коэффициента локализации деформации зависит от геометрии рассматриваемых тепловых узлов. Получены зависимости коэффициента увеличения пористости от величины локализации усадки.
3. Разработан критерий образования усадочной пористости K_I^0 на основе уточнения математической модели формирования усадочной пористости в условиях затруднения свободной линейной усадки, позволяющий учитывать воздействие затрудненной двусосной деформации. Установлено, что при проведении компьютерного моделирования процесса затвердевания, влияние затрудненной усадки возможно учесть путем введения критерия вклада деформации в образование пористости.
4. Проведенные расчеты показали, что скорректированные методики расчета прибылей с учетом действия затрудненной усадки на процесс затвердевания, позволяют уменьшить пористость в стальных и алюминиевых пробах.

5. Разработана методика расчета коэффициентов локализации деформации для нескольких тепловых узлов, расположенных в области действия затрудненной усадки. На основании разработанной методики расчета предложен метод уменьшения усадочной пористости путем распределения затрудненной усадки на несколько тепловых узлов.
6. Выполнено, с учетом критериев вклада деформации в образование пористости, компьютерное моделирование затвердевания отливок типа балка надрессорная и рама боковая, которое показало совпадение рассчитанных зон образования усадочных дефектов в отливках под действием затрудненной усадки с заводской практикой литья.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

T	–	поле температур
T_m	–	температура плавления чистого металла (растворителя)
T_L	–	температура ликвидуса
T_S	–	температура солидуса
ΔT	–	интервал затвердевания
$\dot{\varepsilon}_y$	–	скорость деформации перпендикулярно первичным осям дендритов
v_T	–	скорость затвердевания
t	–	время
t_3	–	время затвердевания
t_a	–	время затвердевания питаемой части отливки
t_b	–	время затвердевания питающей части отливки
Δt	–	разница между временем затвердевания питающего и питаемого частей отливок
β	–	коэффициент объемной усадки
a	–	коэффициент температуропроводности
c	–	удельная теплоёмкость
L	–	скрытая теплота кристаллизации
ρ	–	плотность
$\bar{\rho}$	–	усредненная плотность
ρ_s	–	плотность твердой фазы
ρ_l	–	плотность жидкой фазы
ρ_p	–	плотность пор
f_s	–	относительная доля твердой фазы
$f_s^{коз}$	–	относительная доля твердой фазы, соответствующая срастанию ветвей дендритов
f_l	–	относительная доля жидкой фазы
f_p	–	относительная доля пористости
f_p^l	–	относительная доля пористости, вызванная усадкой
f_p^s	–	относительная доля пористости, вызванная деформацией
f_a	–	относительная доля воздуха
$\bar{\rho V}$	–	усредненная скорость течения расплава
v_l	–	скорость фильтрации
v_s	–	скорость движения твердой фазы
$\bar{C\rho}$	–	усредненная концентрация растворенного вещества
C_l	–	концентрация растворенного вещества в жидкой фазе
k	–	коэффициент распределения растворенного вещества между твердой и жидкой фазами
R	–	приведенный размер
W	–	ширина отливки

T	–	толщина отливки
P	–	давление в жидкости
P_p	–	давление в поре
$P_{атм}$	–	атмосферное давление
$P_{мет}$	–	металлостатическое давление
$P_{нов}$	–	давление поверхностного натяжения
P_L	–	давление в двухфазной зоне на ликвидусе
ΔP	–	перепад давления
ΔP_{cr}	–	критический перепад давления в двухфазной зоне
K	–	коэффициент проницаемости
μ	–	коэффициент динамической вязкости
g	–	ускорение свободного падения
K_l		коэффициент пропорциональности из (1.12)
γ	–	константа из (1.9), которая зависит от структуры сплава
κ	–	геометрический фактор
λ_2	–	расстояние между вторичными ветвями дендритов
D_0	–	диаметр равноосных кристаллов
\bar{G}	–	усредненный температурный градиент
G	–	температурный градиент
S	–	скорость охлаждения
ΔL	–	длина двухфазной зоны
Δl	–	расстояние между затвердевающими питающим и питаемым частями отливок
I	–	капиллярная длина
K_n	–	критерий вклада деформации в образование пористости
σ	–	поверхностное натяжение
$I(f_l)$	–	сокращенное обозначение интеграла
Ni_{cr}	–	критическое значение критерия Нияма

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ГОСТ 19200-80. Отливки из чугуна и стали. Термины и определения дефектов. М.: ИПК Издательство стандартов, 2004. с. 12.
2. ГОСТ 1583-93 Сплавы алюминиевые литейные. Технические условия. М, 1996. С. 29.
3. Воронин Ю.Ф., Камаев В.А. Атлас литейных дефектов. Черные сплавы. М.: Машиностроение-1. 2005. с. 326.
4. Лакедемонский А.В., Кваша Ф.С., Медведев Я.И. и др. Литейные дефекты и способы их устранения. М.: Машиностроение. 1972. с. 152.
5. Rappaz M. Microporosity // Ecole Polytechnique Federal de Lausanne Department of materials. MX-G, CH-1015 Lausanne, Switzerland.
6. Lee P.D., Chirazi A., See D. Modeling microporosity in aluminium-silicon alloys: a review. // Journal of Light Metals. 2001. № 1.
7. Гуляев Б.Б. Проблема усадочных процессов в металлах // Сб. докл. Усадочные процессы в металлах. Тр. 3-го совещания по теории литейных процессов. М.: 1960. 286 с.
8. Постнов Л.М., Гуляев Б.Б. Осевая усадочная пористость в стенках стальных отливок // Сб. докл. Усадочные процессы в металлах. Тр. 3-го совещания по теории литейных процессов. М.: 1960. 286 с.
9. Зеленов В.Н., Киселенко Л.Е., Майоров В.Н. К вопросу формирования пористости в отливках литья под давлением // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. М.: МВТУ им. Баумана. № 11. 1973. С. 168-171.
10. Воздвиженский В.М., Жуков А.А., Бастраков В.К. Контроль качества отливок: учебное пособие для студентов вузов, обучающихся по специальности «Машины и технология литейного производства». М.: Машиностроение. 1990. 240 с.: ил.
11. Макарин В.С. Средства неразрушающего контроля: Учеб. пособие для СПТУ. М.: Высш. шк. 1988. 72 с.: ил.
12. ОСТ 92-1635-76. Контроль отливок просвечиванием проникающими излучениями. Методы контроля. М., 1977. С. 50.

13. Брандон Д., Каплан У. Микроструктура материалов. Методы исследования контроля / пер. с англ. под ред. Баженова С.Л. с доп. Егоровой О.В. М.: Техносфера. 2004. 384 с.
14. Вашуль Х. Практическая металлография. Методы изготовления образцов / пер. с нем. Федоровича В.А. М.: Metallurgia. 1988. 320 с.
15. Никитаев В.Г., Проничев А.Н. Модель цифровой обработки изображений шлифов керамических материалов для оценки их пористости // Материалы конференций. Современные наукоемкие технологии. 2009. № 9. стр. 114-115.
16. Ларичев Н.С. Методы определения усадочной пористости. // Молодежный научно-технический вестник. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электронный журнал. 2013. № 11. С. 2.
17. American Society for Testing of Materials, ASTM E 446. Standard Reference Radiographs for Steel Castings Up to 2 in. (51 mm) in Thickness. Annual Book of ASTM Standards, Volume 03.03: Nondestructive Testing. 1998.
18. American Society for Testing of Materials, ASTM E 186. Standard Reference Radiographs for Heavy-Walled (4 ½ to 12-in. (114 to 305-mm)) Steel Castings. Annual Book of ASTM Standards, Volume 03.03: Nondestructive Testing. 1998.
19. American Society for Testing of Materials, ASTM E 280. Standard Reference Radiographs for Heavy-Walled (2 to 4 ½-in. (51 to 114-mm)) Steel Castings. Annual Book of ASTM Standards, Volume 03.03: Nondestructive Testing. 1998.
20. Carlson K., Ou S., Hardin R.A., and Beckermann C. Analysis of ASTM X-Ray shrinkage rating for steel castings // Proceedings of the 54th SFSA Technical and Operating Conference, Paper № 1.6, Steel Founders' Society of America, Chicago, IL, 2000.
21. Альтман М.Б., Лебедев А.А., Чухров М.В. Плавка и литье легких сплавов. 2-е изд. испр. и доп. Изд-во Metallurgia. 1969. с. 680.
22. Зарубин А.М. Об оценке балла пористости отливок // Литейное производство. 1985. №4. С. 15-16.
23. Гуляев Б.Б. Теория литейных процессов. Учебное пособие для вузов. Л.: Машиностроение (Ленингр. отд-ние). 1976. 216 с. сил.

24. S. F. S. A. Feeding and Riserling Guidelines for Steel Castings. Steel Founders' Society of America, 2001.
25. Коротченко А.Ю. и др. Влияние условий заливки на формирование служебных свойств отливки «Рама Боковая» // Литейщик России. 2014. № 3. с. 40-43.
26. Сидоров Е.В., Соломеина Ю.В. Влияние характера кристаллизации сплавов на образование микропористости в литых заготовках // Литейщик России. 2008. № 7. с. 28-30.
27. Флемингс М. Процессы затвердевания / пер. с англ. Виндоровича В.Н. и др. под ред. Жукова А.А., Рабиновича Б.В. М.: Мир. 1977. 423 с.
28. Rappaz M., Drezet J., Gremaud M.. A new how-tearing criterion // Metall., and Mater. Trans. A, 1999, vol. 30A, 449-455.
29. Monroe C., Beckermann C. Development of a hot tear indicator for use casting simulation // Proceedings of the 58th SFSA Technical and Operating Conference, Paper No. 3.1, Steel Founders' Society of America, Chicago, IL, 2004.
30. Михайлов В.Н., Краснятов Д.С. Применение компьютерного моделирования стальной отливки «Рама боковая» с целью выявления литейных дефектов // Вестник Брянского ГТУ. 2008. № 2 (18). С. 117-118.
31. Огородникова О.М., Пигина Е.В., Мартыненко С.В. Компьютерное моделирование горячих трещин в литых деталях // Литейное производство. 2007. № 2. С. 27-30.
32. Мартыненко С.В., Огородникова О.М., Грузман В.М. Использование компьютерных методов для повышения качества крупногабаритных тонкостенных стальных отливок // Литейное производство. 2009. № 11. С. 21-26.
33. Пирайнен В.Ю. Современные подходы к разработке технологии изготовления боковых рам // Литейное производство. 2012. № 5. С. 10-12.
34. Монастырский А.В., [и др.]. Излом боковой рамы тележки грузового вагона. Анализ технологии производства, пути устранения дефектов // Литейное производство. 2012. № 11. С. 21-25.

35. Куманин И.Б. Вопросы теории литейных процессов. Формирование отливок в процессе затвердевания и охлаждения сплава. Учебное пособие для металлургических вузов и факультетов. М., Машиностроение. 1976. 216 с. с ил.
36. Вейник А.И. Теория затвердевания отливки / под ред. Баландина Г.Ф. М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. 1960. 434 с.
37. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. В 2-х частях. Ч. II. Формирование макроскопического строения отливки. Учебное пособие для машиностроительных вузов по специальности Машины и технология литейного производства. М.: Машиностроение. 1979. С. 335 с ил.
38. Viswanathan S. [и др.]. Development of Microporosity and Microstructure Models for Aluminum A356 Alloy Castings. // Report 94-0319, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN. 2001.
39. Kubo K., Pehlke R.D. Mathematical Modeling of Porosity Formation in Solidification // Metallurgical Transactions B, 16B .1985. P. 359-366.
40. Журавлев В.А. и др. К теории образования замкнутых усадочных полостей при кристаллизации сплавов в больших объемах // Известия АН СССР. Металлы. 1983. № 1. С. 43-48.
41. Carlson K.D. [и др.]. Modeling of porosity formation and feeding flow in steel casting // Proceedings of the 56th SFSA Technical and Operating Conference. Paper № 4.4. Steel Founders' Society of America, Chicago, IL, 2002.
42. Carlson K.D. [и др.]. Modeling of porosity formation in aluminum alloys // TMS (The Minerals, Metals & Material Society). 2006. P. 627-634.
43. Backer G., Wang Q. Microporosity modeling in aluminum castings // TMS (The Minerals, Metals & Material Society).2006. P. 187-199.
44. Bahmani A. [и др.]. A mathematical model for prediction of microporosity in aluminum alloy A356 // Int J Adv Manuf Technol. 2013. 64. P. 1313–1321.
45. Poirier R., Yeum K., Maples A.L. A thermodynamic prediction for microporosity formation in aluminum-rich Al-Cu alloys // Metallurgical Transactions A. Volume 18A. November 1987. P. 1979-1987.

46. Backer G., Wang Q.G. Microporosity simulation in aluminum castings using an integrated pore growth and interdendritic flow model // TMS (The Minerals, Metals & Material Society).2007. P. 533-540.
47. Pequet Ch, Gremaud M., Rappaz M. Modeling of microporosity, macroporosity, and pipe-shrinkage formation during the solidification of alloys using a mushy-zone refinement method: applications to aluminum alloys // Metallurgical and Materials. Transactions A. Volume 33A. July 2002. P. 2095-2106.
48. Sabau A.S., Viswanathan S. Porosity prediction in aluminum A356 alloy castings // Metals and Ceramics Division. Oak Ridge National Laboratory. Tennessee. 2008.
49. Xiong M., Kuznetsov A.V. An investigation of the microporosity formation in an Al-4.1% Cu alloy casting in microgravity and in standard gravity // Heat and Mass Transfer. 2001. № 38. P. 35-43.
50. Zhu J.D., Cockcroft S.L., Maijer D.M. Modeling of microporosity formation in A356 aluminum alloy casting // Metallurgical and Materials. Transactions A. Volume 37A. March 2006. P. 1075-1085.
51. Melo M. L. N. M., Rizzo E. M. S., Santos R. G. Predicting dendrite arm spacing and their effect on microporosity formation in directionally solidified Al-Cu alloy // Journal of materials science. 2005. № 40. P. 1599-1609.
52. Chang F. C., Tsai H. L. Modeling of the formation of microporosity in alloys // Submitted to 1993 CAAPCON Conference. Session on Industrial Science and Technology. Chicago. Illinois. July 2-5, 1993.
53. Ding R. [и др.]. Modeling of microporosity formation during solidification of A356 aluminum casting // Light Metals. TMS (The Minerals, Metals & Material Society). 2003. P. 929-936.
54. Fang Q.T., Granger D.A. Prediction of pore size due to rejection of hydrogen during solidification of aluminum alloys // Light Metals. TMS. 1989. P. 927-935.
55. Atwood R.C. [и др.]. Diffusion-controlled growth of hydrogen pores in aluminum-silicon castings: in-situ observation and modelling // Acta Materialia. 2000. № 48. P. 405-417.

56. Rappaz M., Gandin Ch. A. Probabilistic modelling of microstructure formation in solidification processes // *Acta Metall. Mater.* 1993. № 41. P. 345-359.
57. Huang J., Mori T., Conley J. G. Simulation of microporosity formation in modified and unmodified A356 alloy castings // *Met Trans B.* 1998. № 29. P. 1249-1260.
58. Atwood R.C., Lee P.D. A three-phase model of hydrogen pore formation during the equiaxed dendritic solidification of aluminum-silicon alloys // *Met Trans B.* 2002. № 33. P. 209-221.
59. Atwood R.C., Lee P.D. Simulation of the three-dimensional morphology of solidification porosity in an aluminium-silicon alloy // *Acta Materialia.* 2003. № 51. P. 5447-5466.
60. Lee P.D. [и др.]. Multiscale modelling of solidification microstructures, including microsegregation and microporosity, in an Al-Si-Cu alloy // *Materials Science and Engineering.* 2004. A365. P. 57-65.
61. Dong S., Xiong S., Baicheng L. Numerical simulation of microporosity evolution of aluminum alloy castings // *J. Mater. Sci. Technol.* Vol. 20. 2004. № 1. P. 23-26.
62. Sasikumar R. [и др.]. Initiation of microporosity from pre-existing bubbles: a computational study // *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering.* 2008. № 16. P. 1-14.
63. See D., Atwood R.C., Lee P.D. A comparison of three modeling approaches for the prediction of microporosity in aluminum-silicon alloys // *Journal of materials science.* 2001. № 36. P. 3423-3435.
64. Huang J., Conley J.G. Modeling of microporosity evolution during solidification // *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation.* Vol. 17. 1998. P. 1839-1846.
65. Huang J., Mori T., Conley G. Simulation of microporosity formation in modified and unmodified A356 alloy castings // *Met Trans B.* 1998. № 29. P. 1249-1260.
66. Поляков С., Коротченко А.Ю., Баст Ю. Новая форма критерия Нияма для предсказания пористости при затрудненной усадке отливок из Al-Cu сплавов // *Литейщик России.* 2012. № 4. с. 23-30.

67. Монастырский В.П. Модель образования усадочных дефектов в отливках из никелевых жаропрочных сплавов // Proceedings of the 8th Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Process (MCSP8-2010), Edited by Jeong-Kil Choi, et. al. P. 89-96.
68. Галдин Н.М., Чистяков В.В., Шатульский А.А. Литниковые системы и прибыли для фасонных отливок / Под общ. ред. Чистякова В.В. М.: Машиностроение. 1992. 256 с.: ил.
69. Чуркин Б.С., Гофман Э.Б., Майзель С.Г. и др. Технология литейного производства: Учеб. / Под ред. Чуркина Б.С. Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед. ун-та. 2000. 662 с.
70. Трухов А.П., Сорокин Ю.А. Ершов М.Ю. и др. Технология литейного производства: Литье в песчаные формы: Учебник для студ. высш. учеб. заведений / Под ред. Трухова А.П. М.: Издательский центр Академия. 2005. 528 с.
71. Beckermann C., Carlson K., Hardin R. Final Technical Report. Yield improvement and defect reduction in steel casting // The University of Iowa. Iowa City. Iowa 52242. Project Period: December 1.2001 through November 30.2004.
72. Piwonka T.S. Metalcasting competitiveness research. Final report. August 1994.
73. Bishop H. F., Pellini W. S. The contribution of riser and casting end effects to soundness of cast steel bars // AFS Trans. 1951. № 59. P. 171.
74. Irani D.R., Kondic V. Casting and mold design effects on shrinkage porosity of light alloys // Transactions AFS. 1969. Vol. 77. P. 208-211.
75. Berry J.T. Effects of solidification conditions on mechanical behavior of Al cast alloys // Transactions of American Foundryman's Society. 1970. Vol. 78. P. 421-428.
76. Mallya V.D., Panchanathen V. Gradient acceleration parameter – more significant for soundness study // Aluminium. 1974. Vol. 50. № 6. P. 394-398.
77. Русинов А.П. [и др.]. Автоматизированное проектирование питания крупных стальных отливок // Литейное производство. 1980. № 12. с. 18.
78. Голод В.М. [и др.]. Влияние условий питания отливок на механические свойства и плотность высокопрочной стали // Повышение прочности отливок в машиностроении. Сб. статей. М.: Наука. 1981. с. 52-58.

79. Niyama E., Uchida T., Morikawa M., Saito S. A method of shrinkage prediction and its application to steel casting practice // Am. Foundrymen's Soc. Int. Cast Met. J. 1982. Vol. 7(3). P. 52-63
80. Berry J.T. [и др.]. The effects of applied pressure during feeding on the fatigue properties of critical cast aluminum 288 alloy components // Department of Mechanical Engineering Mississippi State University. June 2003.
81. Carlson K.D., Beckermann C. Prediction of shrinkage pore volume fraction using a dimensionless Niyama criterion // Metallurgical and Materials Transactions A, 40A. 2009. P. 163-175.
82. Коротченко А.Ю. Новый критерий образования усадочной пористости в отливках // Заготовительные производства в машиностроении. 2011. №9. с. 3-7.
83. Поляков С. [и др.]. Новый критерий для оценки вероятности образования микропористости в отливках // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2013. № 8. с. 455-468.
84. Viswanathan S., Nelson C.D. Prediction of microporosity in shrouded impeller castings // September 1998. CRADA Final Report.
85. Sigworth G.K., Wang C. Mechanisms of porosity formation during solidification: a theoretical analysis // Met. Transactions B. 1993. Vol. 24B. P. 349-364.
86. Коротченко А.Ю. Критерии образования усадочной пористости в отливках // Литейщик России. 2010. №4. С. 43-47.
87. Поляков С. [и др.]. Влияние массовых сил и газонасыщенности расплава на пористость в отливках // Литейщик России. 2013. №8. С. 40-45.
88. Коротченко А.Ю., Тверской М.В., Хилков Д.Э. Методика расчета пористости при направленном затвердевании отливок // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2014. № 5. С. 351-359.
89. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа: Учеб. для вузов. 7-е изд., испр. М.: Дрофа. 2003. С. 840.
90. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. В 2-х частях. Ч. I. Тепловые основы теории. Затвердевание и охлаждение отливки. Учебное пособие для

- машиностроительных вузов по специальности Машины и технология литейного производства. М.: Машиностроение. 1976. С 328 с ил
91. Rappaz M., Farup I., Drezet J-M. Study and modeling of hot tearing formation // Merton Flemings Symposium MIT. Cambridge. Massachusetts. June 28-30. 2000.
92. Феодосьев В.И. Соппротивление материалов: Учеб. для вузов 10-е изд., перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 1999. 592 с.
93. Поляков С. [и др.] Значение критического числа Нияма как функция от технологических условий литья // http://newcompcast.ru/Artikel/Niayama/Niayama-12_2012.pdf.
94. Новиков И.И. Горячеломкость цветных металлов и сплавов. М.: Наука. 1966. 302 с.
95. Рыжиков А.А. Теоретические основы литейного производства. М.-Свердловск: Машгиз, [Урало-Сибирское отделение]. 1954. 332 с.
96. Трубицын Н.А. Влияние некоторых металлургических и технологических факторов на образование горячих трещин в стальных отливках // Сб. докл. Усадочные процессы в металлах. Тр. 3-го совещания по теории литейных процессов. М.: 1960. 286 с.
97. Гуляев Б.Б. Литейные процессы. М.-Ленинград: Машгиз.. 1960. 418 с.
98. Бидуля П. Н. Технология стальных отливок: учеб. пособие для металлург. и машиностр. вузов и фак. М.: Металлургиздат. 1961. 352 с.
99. Рыжиков А.А. Теоретические основы литейного производства. 2-е изд., испр. и доп. М.-Свердловск: Машгиз, [Урало-Сибирское отделение]. 1961. 447 с.: ил.
100. Рыжиков А.А. Технологические основы литейного производства: учебное пособие для ВТУЗов. М.: Машгиз. 1962. 527 с.
101. Зубченко А.С. [и др.]. Марочник сталей и сплавов. 2-е изд., доп. испр. / Под общей ред. Зубченко А.С. М.: Машиностроение. 2003. 784 с.
102. Корольков А.М. Литейные свойства металлов и сплавов. М.: Изд-во Академии наук СССР. 1960. 196 с.
103. Туркин В.Д., Румянцев М.В. Структура и свойства цветных металлов. М.: Металлургиздат. 1947. 439 с.

104. Корольков А.М. Усадочные явления в сплавах и образование трещин при за-
твердевании. М.: Изд-во Академии наук СССР. 1957. 72 с.
105. Василевский П.Ф. Технология стального литья. М., «Машиностроение»,
1974. 408 с.
106. Назаратин В.В. Технология изготовления стальных отливок ответственного
назначения. М.: Машиностроение, 2006. – 234 с.: ил..



НПО ТЕХНОМАШ

ГОСУДАРСТВЕННАЯ КОРПОРАЦИЯ ПО КОСМИЧЕСКОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ «РОСКОСМОС»
 ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ УНИТАРНОЕ ПРЕДПРИЯТИЕ
 «НАУЧНО-ПРОИЗВОДСТВЕННОЕ ОБЪЕДИНЕНИЕ «ТЕХНОМАШ»
 (ФГУП «НПО «Техномаш»)

127018, г.Москва, 3-й проезд Марьиной Рощи, д. 40, а/я 131
 тел.: (495)689 50 66, факс: (495) 689 73 45
 e-mail: info@tmnp.ru www.tmnp.ru

ОКПО 07527638, ОГРН 1037739453982, ИНН 7715012448, КПП 771501001

УТВЕРЖДАЮ



Заместитель генерального директора
 по научной работе
 ФГУП «НПО «Техномаш»

А.В. Бараев

2018 г.

Акт

о внедрении результатов диссертационной работы Н.С. Ларичева
 на тему: «Исследование особенностей образования усадочной
 пористости при затрудненной усадке фасонных стальных
 отливок и разработка методики повышения плотности отливок»
 на соискание учёной степени кандидата технических наук

Комиссия в составе:

- | | | |
|-----------------|---|--|
| А.Ю. Журавлёв | – | начальник отделения технологии заготовительного производства (председатель комиссии); |
| А.В. Кологов | – | начальник отделения технологии испытаний и неразрушающих методов контроля; |
| С.М. Вайцехович | – | начальник сектора отделения технологии заготовительного производства, канд. техн. наук; |
| Л.М. Овечкин | – | ведущий научный сотрудник отделения технологии заготовительного производства, канд. техн. наук (секретарь комиссии); |

составила настоящий акт в том, что результаты диссертационной работы Н.С. Ларичева на тему: «Исследование особенностей образования усадочной пористости при затрудненной усадке фасонных стальных отливок и разработка методики повышения плотности отливок» внедрены при выполнении опытно-конструкторской работы «Разработка технологии изготовления штамповок-заготовок корпусов турбины из труднодеформируемых жаропрочных сплавов типа ЭП666-ВД и вакуумной выплавки высоколегированных сталей и жаропрочных сплавов, модифицированных наноразмерными модификаторами для изготовления корпусных высоконагруженных деталей жидкостных ракетных двигателей (ЖРД)» (шифр ОКР «УДМ-Н»).

Результаты диссертационной работы были реализованы в составных частях ОКР «УДМ-Н»:

«Разработка режимов моделирования процессов заливки и кристаллизации отливок для выбора оптимальных литниково-питающих систем»;

«Разработка рабочей конструкторской документации на оснастку для получения выплавляемых моделей макетных образцов отливок и элементов литниково-питающих систем и её изготовление»;

«Изготовление опытных образцов отливок корпусных деталей ЖРД».

Особенностью изготовления отливок корпусных деталей ЖРД является затвердевание в условиях торможения свободной линейной усадки, при этом в тепловых узлах появляются усадочные дефекты. В связи с этим для корпусных отливок четырёх наименований выполнены следующие работы.

Для отливок «Корпус подвода 161» из жаропрочного сплава ВНЛ-1 и «Корпус 021» из жаропрочного сплава ВНЛ-1М выявлены узлы локализации усадки в местах сопряжений корпуса с патрубками. Для этих узлов были скорректированы прибыли: для отливки «Корпус подвода 161» прибыль увеличена на 25 %, для отливки «Корпус 021» – на 15 %. Разработана конструкторская документация и изготовлены пресс-формы для моделей прибылей.

Для отливок «Корпус 007» из жаропрочного сплава ВНЛ-1 и «Корпус 071» из жаропрочного сплава ВНЛ-6 узлами локализации усадки являются фланцы патрубков. Для этих узлов скорректированы прибыли: для отливки «Корпус 007» прибыль над боковым фланцем увеличена на 20 %, над верхним фланцем – на 30 %; для отливки «Корпус 071» на 20 % увеличены прибыли над боковым и верхним фланцами. Разработанные модельные блоки были изготовлены методом 3D-печати. Как результат, из вышерассмотренных тепловых узлов устранены усадочные дефекты.

Внедрение результатов диссертационной работы Н.С. Ларичева на «Воронежском механическом заводе» – филиале АО «ГКНПЦ им. М.В. Хруничева» позволило:

- уменьшить на 10 % количество усадочных дефектов в телах фасонных стальных отливок корпусных деталей ЖРД;
- сократить на 12% материальные затраты (расходы модельного материала, суспензии, плавящего кварца) на изготовление огнеупорных оболочковых форм за счёт сокращения производственных издержек;
- снизить на 7% трудоёмкость пост-обработки отливок за счёт исключения операций разделки отливки и последующей заварки.

Комиссия заключает, что применение разработанной Н.С. Ларичевым методики повышения плотности фасонных отливок с учётом затруднения свободной линейной усадки обеспечило положительный эффект при производстве корпусных отливок жидкостных ракетных двигателей.

Председатель комиссии:

Члены комиссии:

А.Ю. Журавлёв

А.В. Кологов

С.М. Вайцехович

Л.М. Овечкин