

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования
«Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»

На правах рукописи

Целовальник Юрий Всеволодович

Изучение температурной зависимости коэффициента теплопередачи между
металлом и литейной формой для повышения адекватности компьютерного
моделирования литейных процессов

2.6.3 – «Литейное производство»

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
Кандидат технических наук
Баженов Вячеслав Евгеньевич

Москва – 2023

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	6
ГЛАВА 1. ОБЗОР И АНАЛИЗ ЛИТЕРАТУРНЫХ ИСТОЧНИКОВ ПО ТЕМЕ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	12
1.1. Коэффициент теплопередачи.....	12
1.2. Существующие методики определения коэффициента теплопередачи.....	14
1.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи	17
1.4. Выбор материалов литейных форм для исследования	21
1.5. Выбор сплавов.....	22
1.6. Обзор современных систем компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП)	24
1.7. Выводы по литературному обзору	30
ГЛАВА 2. МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	32
2.1.1. Методика приготовления сплавов системы Al-Si	32
2.1.2. Методика приготовления сплава МЛ5	33
2.1.3. Методика приготовления сплава БрО8Ц4.....	33
2.2. Подготовка форм.....	34
2.2.1. Подготовка формы из холодно твердеющей смеси	35
2.2.2. Подготовка графитовой формы.....	36
2.2.3. Подготовка металлической формы	40
2.3. Методика получения экспериментальных температурных кривых	42
2.4. Методика определения химического состава сплавов.....	43

2.5. Методика определение коэффициентов теплопередачи для различных пар металл-форма	47
2.6. Методика определения скорости охлаждения и времени затвердевания отливок разного диаметра.....	51
ГЛАВА 3. РАСЧЁТ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СПЛАВОВ и ИХ АНАЛИЗ, А ТАКЖЕ АНАЛИЗ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ФОРМЫ.....	53
3.1. Теплофизические свойства сплавов.....	53
3.1.1. Теплофизические свойства сплава МЛ5.....	54
3.1.2. Теплофизические свойства сплавов системы Al-Si.....	56
3.1.3. Теплофизические свойства сплава БрО8Ц4.....	59
3.2. Теплофизические свойства материалов, из которых изготовлены формы	60
3.2.1. Теплофизические свойства формы из ХТС.....	61
3.2.2. Теплофизические свойства графитовой формы	62
3.2.3. Теплофизические свойства металлической формы из стали Ст3	64
ГЛАВА 4. РЕЗУЛЬТАТЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ МЕЖДУ СЛИТКАМИ ИЗ СПЛАВОВ СИСТЕМЫ Al-Si И ФОРМАМИ ИЗ МЕТАЛЛА, ХТС И ГРАФИТА	66
4.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из ХТС	66
4.1.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава Al-7Si в форму из ХТС.....	67
4.1.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из ХТС	71

4.1.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава БрО8Ц4 в форму из ХТС	76
4.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из стали Ст3	79
4.2.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов Al-Si в форму из стали Ст3	80
4.2.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из стали Ст3	88
4.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из графита	91
4.3.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке чистого алюминия марки А99 в форму из графита.....	92
4.3.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов на основе Al-Si в форму из графита	96
4.3.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из графита	104

ГЛАВА 5. СРАВНЕНИЕ НАЙДЕННЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ СЛИТКА ДЛЯ ФОРМ ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ РАЗЛИЧНЫЕ СКОРОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ.....	107
---	-----

5.1. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава Al-3Si в формы из стали и графита	107
--	-----

5.2. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава Al-7Si в формы из ХТС, стали и графита.....	108
--	-----

5.3. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплавов на основе Al-12Si в формы с различной скоростью охлаждения.....	110
5.4. Сравнение температурных зависимостей коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в формы из ХТС, стали и графита	111
5.5. Сравнительный анализ скорости охлаждения и времени затвердевания для сплавов Al-7Si и МЛ5 в стальной и графитовой формах	113
ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ.....	115
СПИСОК ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ.....	117

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность работы.

Развитие компьютерных технологий привело к применению математического моделирования в различных областях техники и технологии, в том числе и в литейном производстве. Широкое распространение систем компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП), значительно упростило процесс прогнозирования возможных областей образования литейных дефектов. Однако адекватность результатов компьютерного моделирования, полученных с использованием различных программных продуктов, результатам, получаемым при литье реальных отливок, не всегда одинакова. Это связано не только с адекватностью используемой математической модели, но и с учитываемыми при расчете теплофизическими свойствами материалов и граничными условиями. Для получения адекватных результатов математического моделирования, необходимо их обязательное сопоставление с экспериментом и последующее уточнение исходных данных, применяемых в компьютерной модели.

Для получения достоверных результатов компьютерного моделирования помимо теплофизических свойств материалов, нужно определить ряд граничных условий. Одним из граничных условий является коэффициент теплопередачи между отливкой и формой. Величина коэффициента теплопередачи не постоянна и зависит от множества параметров и по этой причине её обычно определяют экспериментально. В работе будет рассмотрено влияние состава сплава и материала формы на значение коэффициента теплопередачи между отливкой и формой.

Цель работы.

Целью работы является повышение адекватности моделирования путём нахождения коэффициентов теплопередачи для различных пар сплав-форма и поиск связи между значением коэффициента теплопередачи с параметрами кристаллизации сплава.

Для достижений поставленной цели решались следующие задачи:

1. С помощью заливки цилиндрических слитков из сплавов на основе алюминия, магния и меди получить температурные поля в формах и кривые охлаждения в слитках, залитых в формы из ХТС, стали и графита.

2. Путем сопоставления смоделированных и экспериментальных температурных полей в слитках и формах, с использованием метода минимизации функции ошибок, получить зависимости коэффициента теплопередачи от температуры.

3. На основе результатов анализа литературных источников провести сравнение расчётных теплофизических свойства сплавов, которые необходимо получить с помощью термодинамической базы программы ProCast. Уточнить теплофизические свойства литейных форм, используемых при компьютерном моделировании на основании анализа литературных источников.

4. На основе анализа температурных зависимостей коэффициентов теплопередачи между алюминиевыми сплавами Al-3Si, Al-7Si Al-12Si и формами из стали и графита, установить влияние интервала кристаллизации сплава на вид температурной зависимости коэффициента теплопередачи.

5. Сопоставить значения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов на основе алюминия и магния в формы из холоднотвердеющей смеси, стали и графита, обеспечивающие различные скорости охлаждения.

Научная новизна.

1. Разработана методика определения значения коэффициента теплопередачи между сплавом и литейной формой путем сопоставления экспериментально полученных и рассчитанных с использованием программ компьютерного моделирования литейных процессов температурных полей с последующей минимизацией функции ошибки.

2. На примере сплавов Al-3Si, Al-7Si Al-12Si при литье в стальную и графитовую форму, показано влияние интервала кристаллизации сплава на вид температурной зависимости коэффициента теплопередачи.

3. Установлено, что при литье алюминиевых и магниевых сплавов в формы из графита, стали и холоднотвердеющей смеси максимальная величина коэффициента теплопередачи составляет 900-1200, 2000-2500 и 4500-4700 Вт/м²К, соответственно. То есть коэффициенты теплопередачи соотносятся как 1:2:4.

Практическая значимость.

1. Были найдены температурные зависимости коэффициентов теплопередачи на границе слиток/форма при заливке сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия А99 в формы из холоднотвердеющей смеси, стали и графита, в широком диапазоне от температуры заливки до извлечения отливки из формы.

2. Найденные в работе значения коэффициента теплопередачи могут быть использованы при моделировании процессов заполнения и затвердевания отливок из алюминиевых сплавов (Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si), магниевого сплава МЛ5, бронзы БрО8Ц4 и чистого алюминия А99 в формы из ХТС, стали и графита и повысят адекватность моделирования распределения температур в отливке и форме, что в свою очередь позволит достоверно

прогнозировать образование недоливов, усадочных дефектов и термических напряжений.

Апробация работы.

Основные результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались:

1. 2015 г. Труды 8-ой международной научно-практической конференции «Прогрессивные Литейные технологии». Тема доклада: Экспериментальное определение коэффициента теплопередачи между сплавом АК7ч и формой из ХТС.

3. 2016 г. Труды 11-й международной научно-практической конференции, посвященной 120-летию со дня рождения профессора Наума Григорьевича Гиршовича. Тема доклада: «Определение граничных условий для моделирования процесса литья алюминия в форму из графита».

4. 2019 г. Одиннадцатый международный конгресс «Цветные металлы и минералы». Тема доклада: «Определение коэффициента теплопередачи на границе метал-форма при литье алюминиевого сплава АК7ч в формы из стали и графита».

5. 2020 г. XII Всероссийская конференция по испытаниям и исследованиям свойств материалов «ТестМат» по тематике «Современные аспекты в области исследований структурно-фазовых превращений при создании материалов нового поколения». Тема доклада: «Моделирование жидкотекучести при литье сплавов АК7 и МЛ5 в форму из графита».

6. 2020 г. Труды X международной научно-практической конференции «Прогрессивные Литейные технологии». Тема доклада: «Определение коэффициента теплопередачи между слитком из бронзы БрО8Ц4 и формой из ХТС»

Публикации.

По результатам диссертационной работы опубликовано 5 статей в журналах индексируемых WoS и Scopus:

1. Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В. Определение величины коэффициента теплопередачи между отливкой из сплава АК7ч (A356) и формой из холоднотвердеющей смеси // Изв. вуз. Цветная металлургия. 2016. № 5, С. 42–51.

2. Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В., Санников А.В. Моделирование процесса литья алюминия в форму из графита // Литейное производство. 2016. № 11, С. 31–33.

3. Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В., Санников А.В. Определение коэффициентов теплопередачи и теплоотдачи для моделирования процесса литья алюминия в графитовые формы // Изв. вуз. Цветная металлургия. 2017. № 1, С. 40–52.

4. Баженов В.Е., Петрова А.В., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В. Определение коэффициента теплопередачи между отливкой из сплава МЛ5 (AZ91) и формой из холоднотвердеющей смеси // Цветные металлы. 2017. № 8, С. 89–96.

5. Bazhenov, V.E., Tselovalnik, Y.V., Koltygin, A.V., Belov, V.D. Investigation of the Interfacial Heat Transfer Coefficient at the Metal–Mold Interface During Casting of an A356 Aluminum Alloy and AZ81 Magnesium Alloy into Steel and Graphite Molds // International Journal of Metalcasting. 2021. 15(2), P. 625-637.

Достоверность научных результатов.

О надежности результатов свидетельствует повторяемость результатов, высокая оценка представленных данных на многочисленных профильных конференциях, а также публикации в журналах, входящих в первый и второй

квартиль Web of Science (Core Collection)/Scopus. Все испытания были проведены в соответствии с рекомендациями действующих ГОСТов. Текст диссертации и автореферата были проверены на предмет плагиата с помощью программы "Антиплагиат" (<http://antiplagiat.ru>).

Структура и объём работы.

Диссертация состоит из введения, 5 глав, выводов, списка литературных источников из 92 наименований. Общий объём работы составляет 125 страниц машинописного текста, включая 49 рисунков, 6 таблиц.

ГЛАВА 1. ОБЗОР И АНАЛИЗ ЛИТЕРАТУРНЫХ ИСТОЧНИКОВ ПО ТЕМЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Коэффициент теплопередачи

Коэффициент теплопередачи — это один из важных параметров, который определяет эффективность передачи тепла между отливкой и формой при литье металлов. Этот коэффициент является ключевым фактором для оптимизации процесса литья, так как он напрямую влияет на качество отливки. Коэффициент теплопередачи показывает, какое количество теплоты переходит в единицу времени от более нагретого к менее нагретому телу через 1 м^2 поверхности при разности температур между телами в 1 градус.

Однако, точное вычисление коэффициента теплопередачи между отливкой и формой является сложной задачей, и чаще всего его определяют экспериментальным путем. Определение коэффициента теплопередачи позволяет провести процесс компьютерного моделирования, улучшить результаты прогнозирования дефектов в отливке.

Величина коэффициента теплопередачи зависит от многих параметров, таких как температура поверхности отливки, теплофизические свойства материалов отливки и формы, давление (например, при литье прокаткой [1] и литье под давлением [2, 3]), величина зазора, появляющегося при усадке отливки и тепловом расширении формы [4, 5], шероховатость поверхности формы и атмосфера в зазоре отливка-форма [6]. Значение имеет также толщина и состав используемых красок и покрытий [7].

Коэффициент теплопередачи, как правило, не является постоянной величиной и изменяется в ходе затвердевания отливки [8, 9]. При затвердевании отливки образовывается твердая корка, которая как твёрдое тело подвержено линейной усадке. Таким образом в процессе охлаждения происходит формирование воздушного зазора между отливкой и формой.

Значение коэффициента теплопередачи снижается, по мере снижения температуры поверхности отливки и увеличения величины воздушного зазора.

Когда расплавленный металл вступает в контакт с охлаждаемой поверхностью формы образуется тонкий слой затвердевшего металла [10]. Но на этой стадии теплопередача происходит за счет теплопроводности через выступы на шероховатых поверхностях отливки и формы, находящихся в контакте, а также за счет теплопроводности через воздух или другие газы, находящиеся в пустотах между этими контактными площадками (рисунок 1). По мере затвердевания линейное расширение металлической формы и линейная усадка отливки изменяет степень контакта и размер зазора между поверхностями отливки и форме. В итоге этот процесс приводит к полному отсутствию контакта между отливкой и формой, и как следствие резкому снижению коэффициента теплопередачи, так как тепло отводится от отливки через относительно изолирующий «воздушный зазор» с помощью конвекции или излучения если температура поверхности отливки значительно превышает 800 °С [11]. В вакууме конвекция отсутствует, поэтому в этом случае основным механизмом передачи тепла будет являться кондукция до момента образования твердой корки на поверхности отливки. После начала затвердевания отливки и образования зазора между отливкой и формой тепло при вакуумной заливке передаётся только излучением. Таким образом, коэффициент теплопередачи сильно зависит от реализуемой технологии литья и используемых материалов, и его величина в значительной степени меняется в процессе затвердевания.

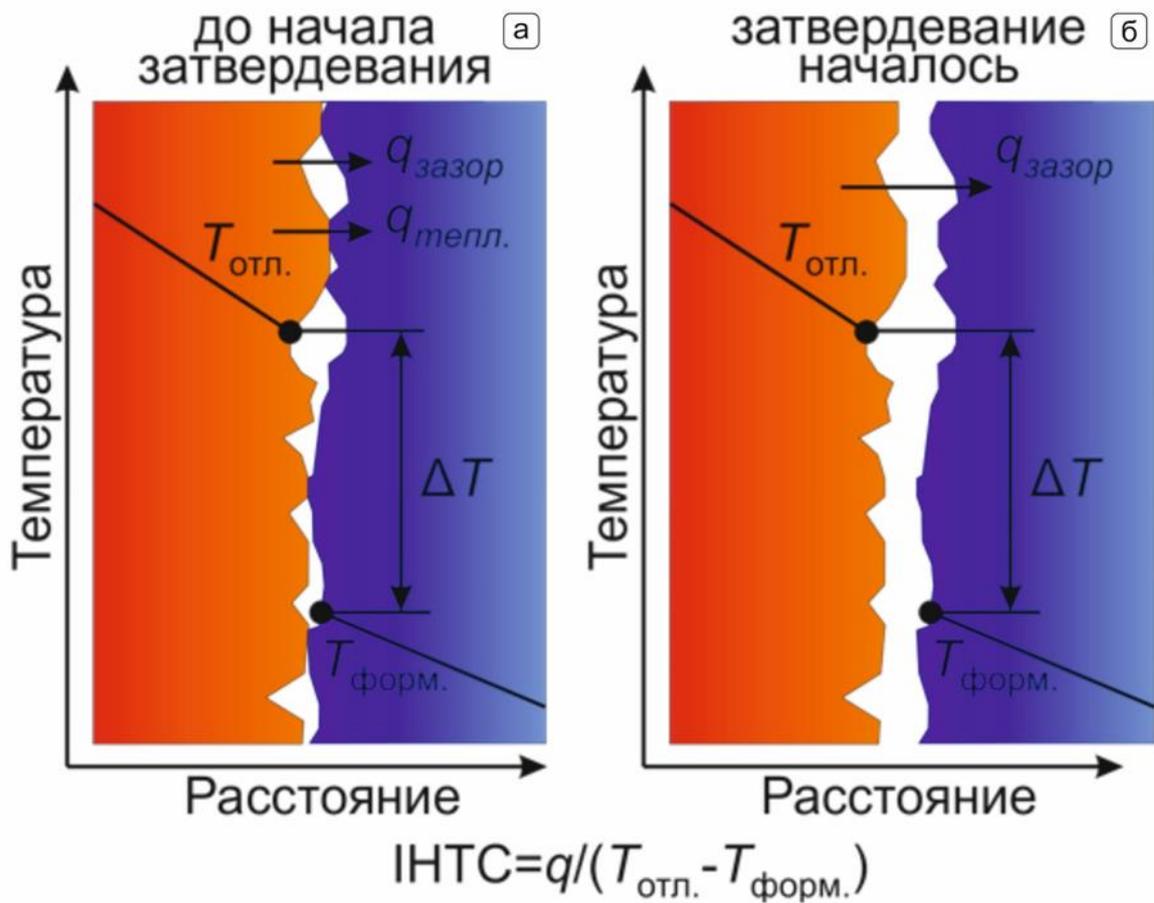


Рисунок 1 – Изменение коэффициента теплопередачи по мере затвердевания отливки а – до начала затвердевания отливки, б – в процессе затвердевания отливки: Где: q - количество теплоты; $T_{отл.}$ – температура отливки; $T_{форм.}$ – температура формы

1.2. Существующие методики определения коэффициента теплопередачи

В работе [12] описывается метод хронометрирования для определения коэффициента теплопередачи, который заключается в сравнении времени полного затвердевания отливки (по исчезновению жидкой фазы), полученного экспериментально, с расчетным временем затвердевания той же отливки при различных значениях коэффициента теплопередачи, полученным с помощью математического моделирования. Этот метод является наиболее простым для определения коэффициента теплопередачи, однако имеются сложности при

определении временного момента окончания затвердевания для сплавов, обладающих широким интервалом кристаллизации.

Авторы работы [12], получили среднее значение коэффициента теплопередачи при литье алюминиевых сплавов в песчано-глинистые формы, равное $500 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$. Но использование постоянного коэффициента теплопередачи для расчётов, которые продолжаются ниже температуры солидуса сплава (например, при вычислении напряжений в отливке [13]) является некорректным. Чаще всего коэффициент теплопередачи определяют экспериментально измеряя температуру с помощью термопар устанавливаемых в сплав и форме или путём измерения зазора между отливкой и формой [1, 4, 14, 10]. Первый способ (запись температур) позволяет находить изменение значения коэффициента теплопередачи от времени [1, 4, 11 8, 15 - 19] или от температуры [2, 8, 15]. Для моделирования лучшим образом подходит зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки, так как она применима для различных по конфигурации отливок. Зависимость же коэффициента теплопередачи от времени характерна только для той отливки, для которой она была найдена.

Для определения величины коэффициента теплопередачи по экспериментальным данным так же используют инверсионный метод [20-22]. Инверсионный метод определения коэффициента теплопередачи между отливкой и формой основан на анализе температурных полей отливки в процессе затвердевания. Этот метод заключается в решение обратной задачи теплопроводности, при котором значения температурных полей, полученные экспериментальным путем, служат для нахождения коэффициента теплопередачи.

Инверсионный метод является более точным и надежным, чем метод хронометрирования, так как позволяет учитывать более сложные условия охлаждения и геометрию отливки и формы.

Для определения коэффициента теплопередачи между отливкой и формой часто применяется метод проб и ошибок (trial and error). Это

эмпирический метод, основанный на серии экспериментов и анализе их результатов. Суть метода заключается в проведении серии расчетов в СКМ ЛП, в которых подбираются значения коэффициента теплопередачи, и последующем сравнении экспериментальных и расчетных температурных полей. Для определения коэффициента теплопередачи методом проб и ошибок необходимо получить экспериментальные температурные поля в отливке и форме, а также знать начальную температуру отливки и формы и время затвердевания отливки. После серии расчетов выбирается оптимальное значение коэффициента теплопередачи на основе сравнительного анализа экспериментальных и смоделированных температурных полей. Метод проб и ошибок является одним из наиболее простых и доступных методов определения коэффициента теплопередачи между отливкой и формой, но при этом он имеет некоторые ограничения, такие как необходимость проведения большого количества экспериментов и расчётов, а также значительная зависимость получаемых результатов от условий эксперимента [1,3,8,15].

Основным критерием, который позволяет оценить, насколько экспериментальные результаты отличаются от расчётных, является функция ошибок Err , описываемая в общем виде уравнением (1) [8]:

$$Err = \sum_{i=1}^n (t_p - t_{\text{Э}})^2 \quad (1)$$

Где: Err -функция ошибок,

t_p - расчётная температура в каждой точке,

$t_{\text{Э}}$ – экспериментально определённая температура в каждой точке,

n – количество измерений.

Чем меньше значение Err , тем ближе сравниваемые величины друг к другу (в случае определения коэффициента теплопередачи это рассчитанные и экспериментальные температурные поля в отливки и форме). В случае полного их совпадения значение функции ошибок равно нулю.

1.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи

Прабху и др. в работе [23] определяли значение коэффициента теплопередачи от времени инверсионным методом для случая затвердевания чугуна в песчаных-глинистых формах. Среднее значения коэффициента теплопередачи составило $625 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Сачин и др. [24] определили значение коэффициента теплопередачи между отливкой из эвтектического сплава на основе системы Al-Si и водоохлаждаемым кокилем из медного сплава и стали во время вертикального однонаправленного затвердевания. Значение коэффициента теплопередачи между отливкой из сплава Al-Si и медным кокилем составило около $19\text{--}9,5 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, а между отливкой и стальным кокилем значение коэффициента теплопередачи составило $6,5\text{--}5 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Сюэ и др. [25] рассчитали эквивалентное значение коэффициента теплопередачи между алюминиевым сплавом ZL101 (аналог АК7ч) и формой из холоднотвердеющей смеси (ХТС) на фурановом связующем. В процессе литья сплава в форму из ХТС обнаружили, что внизу значение коэффициента теплопередачи составляет от 50 до $300 \text{ Вт}/\text{м}^2 \text{ К}$, а сверху значение коэффициента теплопередачи составляет $50\text{--}150 \text{ Вт}/\text{м}^2 \text{ К}$. Было установлено, что значение коэффициента теплопередачи изменяется в зависимости от площади поперечного сечения отливки и возрастает с увеличением площади поверхности раздела металл/форма.

Сан и Чао [26] исследовали изменение коэффициента теплопередачи на границе между цилиндрической алюминиевой отливкой и песчано-глинистой формой. Было обнаружено, что значение коэффициента теплопередачи достигало своего максимального значения сразу же после заливки из-за идеального контакта между металлом и формой, а затем падало до минимального значения, после чего снова поднималось в результате испарения влаги. Наконец, значение коэффициент теплопередачи постепенно уменьшалось в результате образования воздушного зазора.

Термическое сопротивление из-за воздушного зазора является важной частью сопротивления тепловому потоку на границе раздела металл/форма, и влияние воздушного зазора на охлаждение и затвердевание теоретически обсуждалось многими исследователями [11, 27, 28]. Большинство предыдущих работ рассматривали значение коэффициента теплопередачи как функцию времени [24], [25], [26]. Однако трудно применить рассчитанный коэффициент теплопередачи, соответствующий времени затвердевания, в реальных ситуациях или в компьютерном моделировании. Например, Ким и др. [12] заметили, что такие данные можно использовать только для определения относительного влияния различных параметров на значение коэффициента теплопередачи.

Имеется достаточно данных о коэффициенте теплопередачи между отливками из сплава АК7ч и песчаными формами. В работе [29] при моделировании процесса литья алюминиевого сплава в форму из ХТС при температуре 800°C значение коэффициента теплопередачи составило $200 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ при температуре выше ликвидуса и $h_s=50 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ ниже температуры солидуса. В работе [30] также использовали низкое значение коэффициента теплопередачи для поверхности раздела алюминиевый сплав – песчаная форма ($42 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$), но это значение принималось постоянным. Значительно большее значение коэффициента теплопередачи $1700 - 1800 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ в начальный момент времени соответствующий температуре расплава выше ликвидуса и $400 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ при температуре ниже солидуса было найдено в работе [19] при литье алюминиевого сплава в песчаную форму изготовленную по амин процессу. Авторы работы [11] определяли начальное значение коэффициента теплопередачи при литье алюминиевого сплава в песчаную форму и получили значение $3000 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$. Как видно, значения коэффициентов теплопередачи в указанных выше работах сильно разнятся.

Данных о величине коэффициента теплопередачи между формами, где в качестве наполнителя используется кварцевый песок, и отливками из сплава МЛ5 (AZ91) значительно меньше. На рисунке 2 представлена зависимость

коэффициента теплопередачи от времени нагрева и охлаждения слитка для сплава МЛ5. На рисунке 3 представлена зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка из магниевого сплава МЛ5 при литье в форму из ХТС на фурановой смоле. Коэффициент теплопередачи, при температуре ликвидуса 595 °С составил 600 Вт/м²·К и температуры солидуса 554 °С составил 50 Вт/м²·К [15].

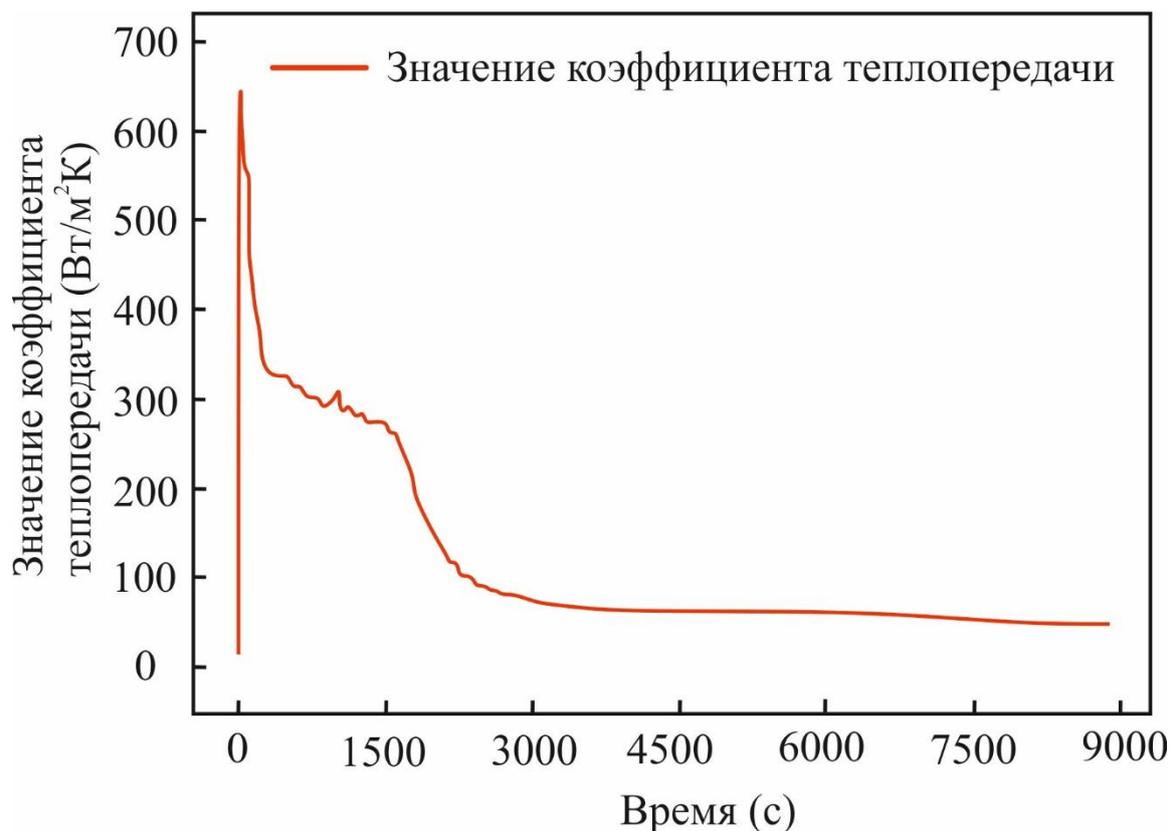


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента теплопередачи от времени между отливкой из магниевого сплава МЛ5 и формой из ХТС [15]

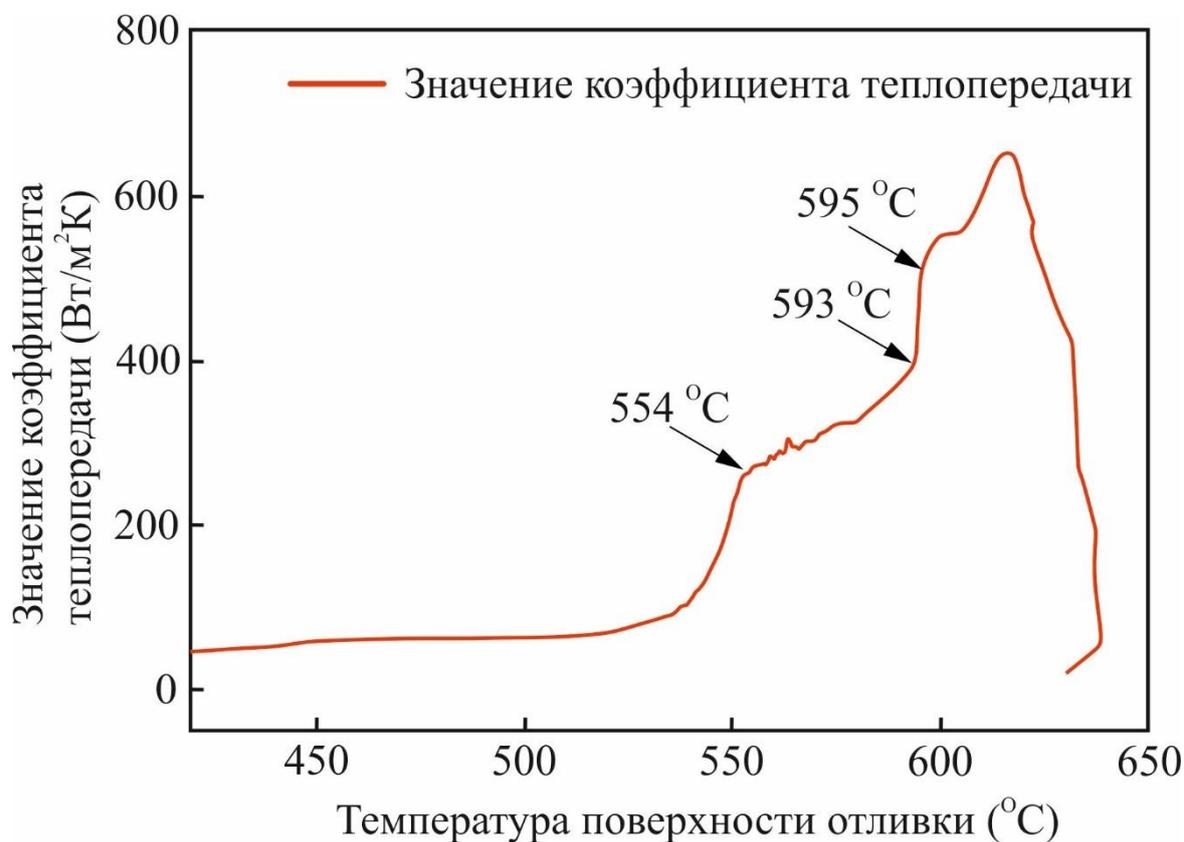


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки из магниевого сплава МЛ15 и формой из ХТС [15]

Данные о коэффициенте теплопередачи между алюминиевым сплавом и формой из стали описываются в работах [31,11]. В работе [11] авторы, находили коэффициент теплопередачи при заливке кубической отливки из сплава Al-13Si размером $1 \times 1 \times 1 \text{ см}^3$ в песчано-глинистые формы с установленными на дне холодильниками из стали и меди таким же размером. Коэффициент теплопередачи определяли путем сравнения экспериментальных и рассчитанных в СКМ ЛП ProCast кривых охлаждения при различных начальных значениях коэффициента теплопередачи (ИТС). Начальные значения коэффициента теплопередачи задавали от $500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$ до $5000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$. После сравнения расчетных и смоделированных температурных кривых авторы [11] определили, что для песчано-глинистой формы значение коэффициента теплопередачи составляет $3000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$, для стального и медного холодильника значения коэффициента теплопередачи составляет $7000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$

Данные о коэффициенте теплопередачи между алюминиевым сплавом и формой из углеродистой стали с графитовым покрытием представлены в статье [31]. Эксперимент проводился с помощью металлической изложницы, с толщиной стенки 26 мм, диаметр формы 102 мм, толщина графитового покрытия составляла 100 мкм. Для изготовления отливки использовали чистый алюминий 99,9%, температура заливки составляла 760 °С. Максимальное значение коэффициента теплопередачи составляло 760 Вт/м²·К с момента заливки отливки и до температуры 610 °С, ниже этой температуры значение коэффициента теплопередачи резко упало до 450 Вт/м²·К после чего постепенно снизилось до 100 Вт/м²·К при температуре 400 °С.

1.4. Выбор материалов литейных форм для исследования

В данной работе использовались формы из ХТС, стали и графита. С одной стороны, выбор материалов был основан на возможности обеспечить различную скорость охлаждения, чтобы определить, как она влияет на коэффициент теплопередачи. Другим определяющим параметром была возможность использования найденных значений коэффициентов теплопередачи на практике, для чего выбирались применяемые в настоящее время материалы.

Изготовление стержней и форм из холоднотвердеющих смесей является перспективным. Формы из ХТС применяются в штучном, серийном и массовом производстве и очень распространены в фасонном литье. В настоящее время изготовление форм для сплавов из черных металлов из ПГС составляет 44 %, из ХТС – 56 %. За последние два года изготовление форм из ХТС увеличилось на 8 % а с 2010 по 2020 года производство форм из ХТС увеличилось на 27% [32].

Сталь является одним из материалов, обычно используемых для изготовления кокилей и пресс-форм для литья под давлением. Тем не менее, для улучшения механических свойств отливок иногда необходимы материалы

форм, способствующие увеличению скорости охлаждения [33]. Например, графитовые формы подходят для литья слитков, которые затем подвергаются деформационной обработке [34,35]. Поскольку графит имеет более высокую теплопроводность, чем сталь, графитовые формы обеспечивают более высокую скорость охлаждения в процессе литья. Отливки из сплавов на основе титана, никеля, меди, алюминия и цинка производятся с использованием графитовых форм [36, 37, 38]. Наиболее перспективным методом является литье в постоянную графитовую форму, при которой форма изготавливается фрезерованием графитового блока на станке с ЧПУ. Если прочность графитовой формы недостаточна, в постоянных стальных формах можно использовать графитовый облицовочный слой [7]. Использование графитовых форм позволяет изготавливать отливки с улучшенными механическими свойствами (за счет высокой скорости охлаждения) и высокой точностью размеров, технологическое преимущество использования графита в качестве материала литейной формы заключается в том, что в отличие от стальной формы, графит является твердой смазкой и не требуется дополнительного нанесения красок или смазок [39].

1.5. Выбор сплавов

Алюминиевые сплавы остаются базовыми конструкционными материалами для перспективных изделий авиационно-космической техники благодаря низкой плотности, комплексу эксплуатационных характеристик, хорошей технологичности, свариваемости и освоенности в металлургическом производстве. Их состав, структура, режимы изготовления, в том числе термомеханической обработки, продолжают постоянно совершенствоваться в соответствии с возрастающими требованиями к изделиям [40].

Сплавы на основе системы Al-Si широко используются в авиационной, автомобильной, приборостроительной, машиностроительной промышленности. По содержанию кремния сплавы делятся на

доэвтектические ($<12\%Si$), эвтектические ($Al-12Si$), и заэвтектические ($>12\%Si$). Используемые в настоящее время литейные сплавы этой системы как правило имеют узкий интервал кристаллизации и хорошие литейные свойства – небольшую литейную усадку, высокую жидкотекучесть, малую склонность к образованию трещин при затрудненной усадке. Основными структурными составляющими двойных доэвтектических сплавов алюминия с кремнием являются первичные кристаллы твердого раствора кремния в алюминии и двойная эвтектика $(Al)+(Si)$ [41].

Одной из причин выбора сплавов на основе системы $Al-Si$ для исследования является их хорошая изученность и возможность с достаточной точностью вычислять их теплофизические свойства с помощью термодинамических баз, а также верифицировать вычисленные свойства путём сравнения с имеющимися литературными данными.

Магний и его сплавы считаются перспективными для широкого спектра применений в аэрокосмической, транспортной, электронной, биомедицинской и энергетической промышленности благодаря их превосходным физическим и химическим свойствам. Эти свойства включают низкую плотность, биосовместимость, возможность вторичной переработки, а также высокую удельную емкость для аккумуляторных батарей. Магниево-алюминиевые сплавы могут обеспечить значительную экономию веса по сравнению с традиционными материалами, такими как сталь и алюминий, что делает их привлекательными для изделий, где снижение веса имеет решающее значение, например, в аэрокосмической и авиационной отрасли. Кроме того, магниевые сплавы хорошо поддаются механической обработке, что делает их пригодными для использования в электронных и биомедицинских устройствах. Кроме того, их высокая удельная емкость для применения в батареях делает их перспективным материалом для разработки высокопроизводительных накопителей энергии [42-44]. Однако низкая прочность, относительно плохая пластичность и коррозионная стойкость магниевых сплавов препятствуют крупномасштабному применению магния и его сплавов, с точки зрения

функциональности материалов [45]. В течение последних 10 лет ученые добились больших успехов в области усовершенствования литейных свойств магниевых сплавов [46,47,48].

В данной работе использовался распространённый магниевый сплав МЛ5 (зарубежный аналог AZ91). Структура сплава МЛ5 состоит из магниевых твёрдого раствора и интерметаллида $Mg_{17}Al_{12}$. [49]. Который сильно влияет на механические свойства сплава МЛ5 [50]. Из-за обширного количества экспериментальных работ, проведенных на сплаве МЛ5, его теплофизические свойства, такие как удельная теплоемкость, теплопроводность, а также плотность, могут быть рассчитаны с помощью термодинамических баз и проверены путём сравнения с экспериментальными данными.

Помимо алюминиевых и магниевых сплавов, в различных отраслях промышленности широко используются также медные сплавы. Бронза — это сплав меди с добавлением других металлов, таких как олово, цинк, никель, алюминий и другие. В зависимости от состава бронзовые сплавы могут обладать различными свойствами и применяться в различных отраслях промышленности. Например, бронзовые сплавы с высоким содержанием олова имеют отличные антифрикционные свойства и используются для изготовления подшипников, втулок, зубчатых колес и других деталей машин. Бронзовые сплавы с высоким содержанием алюминия обладают высокой прочностью и устойчивостью к коррозии и широко используются в морской и судостроительной промышленности для изготовления корпусов судов, пропеллеров и других деталей [51].

1.6. Обзор современных систем компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП)

Широкое распространение СКМ ЛП значительно упростило процесс прогнозирования результатов применения литейной технологии на практике.

Обилие программ компьютерного моделирования [52, 53] привело к тому, что в 1999 г. по инициативе Американской ассоциации вычислительной механики был начат процесс верификации CAE- систем (V&V-процесс). Однако адекватность результатов компьютерного моделирования, полученных с использованием различных программных продуктов, результатам, получаемым при литье реальных отливок, не всегда одинакова. Это связано не только с реализованной в той или иной программе компьютерной моделью, но и с учитываемыми при расчете теплофизическими свойствами материалов и граничными условиями. Многофакторность решаемой задачи приводит к тому, что для достоверности результатов компьютерного моделирования необходимо их обязательное сопоставление с экспериментом и последующее уточнение исходных данных, применяемых в компьютерной модели.

Сегодня в мире насчитывается большое количество программ для моделирования литейных процессов. Основные проблемы при выборе конкретной программы для моделирования технологических процессов состоят в отсутствии достоверной информации о возможностях самой программы, принципах работы с ней, а также в отсутствии специалистов на предприятиях России. Существенным фактором для отечественных предприятий при выборе программы для моделирования литейных процессов остается ее стоимость [54], а также недоступность некоторых программ для Российского рынка. В мировой практике основное распространение получили программы, представленные в таблице 1[55].

Таблица 1 - Программы для моделирования литейных процессов и страны создатели [55]

Страна-разработчик	Программа	Страна-разработчик	Программа
Германия	Magmasoft	США	Flow3D
Германия	WinCast	США	PowerCast

Франция	PROCast	США	SolidCast (AFSolid)
Франция	QuikCast	США	CAPCast
Франция	PAM-Cast	США	RAPID/CAST
Франция	CalcoSoft	Корея	AnyCasting
Испания	Vulcan	Финляндия	CastCAE
Япония	JSCAST	Россия, г. Ижевск	LVMFlow
Россия, г. Санкт-Петербург	Poligon («ПолигонСофт»)	Россия, г. Москва	FlowVision
Англия	Mavis-Flow	Индия	AutoCast
Китай	InteCast	Австралия	Castflow Castherm

СКМ ЛП в общем случае не предназначены для генерации технологических параметров. Их назначение – показать, к чему приведет использование заданных технологических параметров. Другими словами, показать ход процессов, от которых зависит появление дефектов, процесс образования самих дефектов, их расположение, характер и т.п. Системы анализа ничего не говорят о том, какие технологические параметры нужно задать, но показывают, что произойдет, если те или иные технологические параметры будут заданы. Варьируя эти параметры (геометрические, технологические, физические), можно подобрать такое их сочетание, которое обеспечит устойчивую, бездефектную и экономически выгодную технологию [54].

При моделировании литейных процессов наиболее часто используют следующие методы численного решения: метод конечных элементов (МКЭ), метод конечных разностей (МКР) и метод конечных объемов (МКО) [56]. Два наиболее часто применяемых численных метода в СКМ ЛП – это МКЭ и МКР. Наиболее наглядно разница между МКЭ и МКР видна по способу дискретизации геометрии, что продемонстрировано на рисунке 4. МКР более

[56] старый метод, именно с ним связаны первые успехи численного моделирования. Уравнения МКР обычно формулируют как преобразование уравнения нестационарной теплопроводности (и аналогичных эллиптических дифференциальных уравнений теории поля) с помощью рядов Тейлора или прямой заменой производных разностными аналогами. Исходя из разбивки в виде «кирпичиков», в МКР при любой степени дискретности будет нарушено соотношение «объем/площадь» - например площадь шара в МКР всегда будет равна площади куба. В МКР возможны различные схемы расположения узлов, в которых определяется искомая функция (например, температура) внутри разностной ячейки. С точки зрения более адекватного учета граничных температур следует располагать узлы по вершинам разностного «кирпичика». Однако, в большинстве разностных СКМ ЛП узел располагают в центре ячейки для облегчения решения, что приводит к дополнительным погрешностям [56].

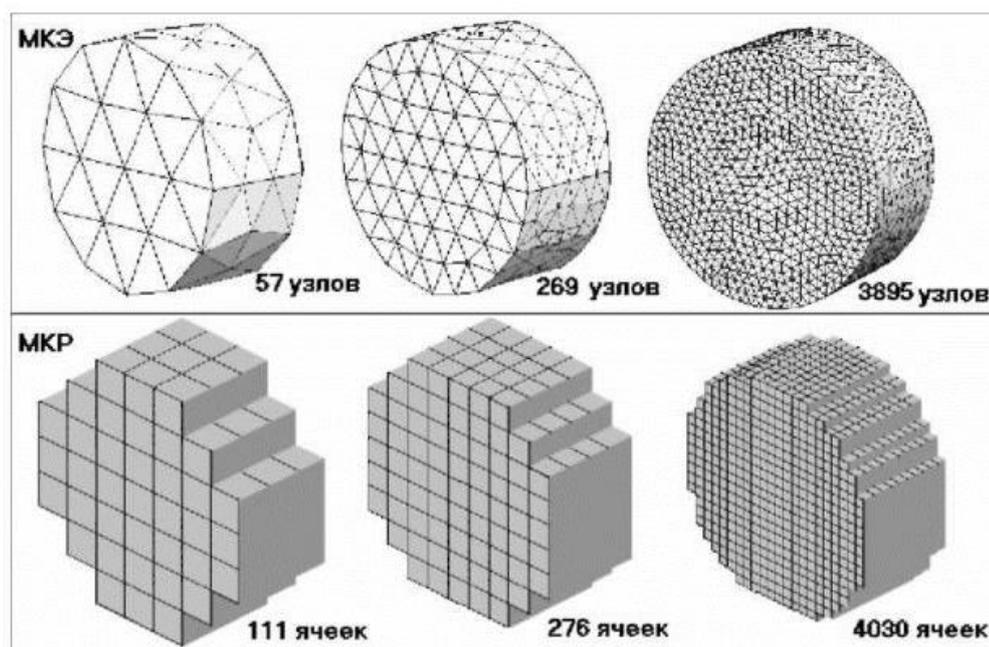


Рисунок 4– Расчетная сетка для моделирования отливки типа цилиндр МКЭ сверху и МКР внизу при близких значениях густоты сетки [56]

Метод конечных объемов (МКО) в определенном смысле является развитием разностных методов. От МКР он отличается тем, что в граничных разностных ячейках учитываются произвольно ориентированные границы, «отсекающие» от ячейки произвольный объем [56]. Конечно–элементный подход более молодой, более математизированный т.е. на уровне исходных посылок точнее соответствует уравнениям задач теории поля. Сетка МКЭ чаще всего представляет собой набор тетраэдральных пирамид (см. рисунок 4), что позволяет принципиально более точно, чем в МКР описывать геометрию и не приводит к нарушению соотношения «объем/площадь». Расчетные узлы в МКЭ всегда находятся на реальной поверхности, что позволяет адекватно учитывать граничные потоки, например при наличии скачка искомой функции на границе «отливка-форма». Однако главное отличие МКЭ в том, что в нем на уровне исходных посылок предполагается распределение искомой функции (температур, энтальпий и т.п.) в объеме элемента – чаще всего линейное. Соответственно МКЭ требует меньше машинных ресурсов (меньше оперативной памяти), расчет идет быстрее (меньше затраты процессорного времени), результат расчетов может быть более адекватным [56].

Метод конечных разностей (МКР), используемый в таких программах, как «Magmasoft», «SolidCast», «CastCAE», «JSCAST», «AnyCasting» и других, позволяет в кратчайшие сроки получить распределение усадочных дефектов в проектируемой отливке и вовремя исправить технологию литья. Однако для устранения усадочной пористости в отливках ответственного назначения такие программы не подходят, так как применяемый математический метод недостаточно хорошо работает в случае тонкостенных отливок, когда толщина стенок становится сравнимой с шагом сетки. Связано это с тем, что разбиение исходной геометрической модели происходит путем наложения прямоугольной сетки с постоянным шагом, что приводит к резкому увеличению числа расчетных ячеек в случае получения тонкостенных отливок больших габаритных размеров [55].

Метод конечных элементов (МКЭ), используемый в таких программах, как «Poligon», «WinCast» и т.д., позволяет максимально учесть геометрию отливки и выявить даже незначительные дефекты. Связано это с разбиением исходной геометрической модели отливки на конечные элементы (чаще всего – тетраэдры). Встроенные генераторы сеточной модели в самих программах дают большие погрешности. Проблема решается путем использования внешнего генератора сетки КЭ, что приводит к удорожанию приобретаемого программного обеспечения, времени работы, а также требует от персонала высокой квалификации [57].

Метод контрольных объемов (МКО) (используемый в программах «Flow-3D», «LVMFlow») сочетает в себе простоту и факторизацию МКР и хорошую аппроксимацию границ между различными материалами и различными фазами. Это позволяет проводить моделирование максимально быстро, не теряя при этом точности расчетов. «LVMFlow» – единственная полноценная программа для моделирования литейных процессов, которая использует данный метод. Программа «Flow-3D» также использует МКО и является лидером для расчета гидродинамических задач, однако не является изначально предназначенной для процессов литья, поэтому не так часто используется для решения исследуемых задач [58].

Из перечисленных программ ESI Group «ProCast» представляет обширный набор приложений, модулей и инструментов для удовлетворения самых серьезных производственных нужд для литейной промышленности. Система компьютерного моделирования литейных процессов «ProCast», основанная на МКЭ, способна кроме этого прогнозировать возникновение деформаций и остаточных напряжений в отливке и может применяться для анализа таких процессов как изготовление стержней, центробежное литье, литье по выжигаемым моделям, непрерывное литье. «ProCast» поставляется с 3D генератором тетрагональной сетки и средством чтения и анализа геометрии из CAD систем. Расчет течения описывается полным уравнением Навье-Стокса [59] и может проводиться совместно с анализом температуры и

напряжений. В решатель добавлены специальные модели для анализа турбулентных потоков, тиксотропных или твердожидких материалов, центробежного литья, литья по выжигаемым моделям и производства стержней. Термический решатель позволяет рассчитывать тепловой поток с учетом теплопроводности, конвекции и излучения. С помощью энтальпии учитывается тепловыделение, связанное и изменением фазового состава при кристаллизации и в твердом состоянии. С программой «ProCast» поставляется большая база данных материалов для литейных моделей. Ее содержание постоянно пополняется достоверными данными, проверенными в условиях действующего производства. В «ProCast» включена уникальная термодинамическая база данных, которая позволяет пользователю, введя химический состав сплава, автоматически получить температурные зависимости свойств, необходимых для проведения точного расчета литейного процесса. [55]. «ProCast» так же обладает рядом функций которые необходимы для определения коэффициента теплопередачи такие как: построение температурных кривых для заданных точек (узлов) в модели, задание коэффициента теплопередачи в виде графика зависимости от времени или температуры.

1.7. Выводы по литературному обзору

Для моделирования литейных процессов необходимо знать точные теплофизические свойства материалов форм и заливаемых сплавов, а так же значение коэффициента теплопередачи на границе раздела металл-форма. Для определения коэффициента теплопередачи был выбран метод минимизации функции ошибок, основанный на сравнении экспериментальных и расчетных значений температур в процессе заливки, затвердевания и охлаждения отливки и формы. Кроме того, данный метод может успешно взаимодействовать с системами компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП). Для определения коэффициента теплопередачи были

выбраны широко известные сплавы на основе системы Al-Si с различным интервалом кристаллизации, а также сплавы МЛ5 и БрО8Ц4. Выбор материалов для изготовления форм (графит, сталь и ХТС) был обусловлен разной скоростью охлаждения отливок, реализуемых в формах из этих материалов. Графит обладает наибольшей скоростью охлаждения, в то время как формы из ХТС имеют наименьшую скорость охлаждения. Это позволило исследовать влияние скорости охлаждения на коэффициент теплопередачи. Был выбран программный комплекс моделирования литейных процессов «ProCast» (ESI Group), который использовался для моделирования процесса заливки и затвердевания слитков и нахождения значения коэффициента теплопередачи.

На основании литературного обзора и поставленной цели в рамках данной работы необходимо решить следующие задачи:

1. С помощью заливки слитков из сплавов на основе алюминия, магния и меди в формы из ХТС, графита и стали получить экспериментальные кривые, показывающие изменение температуры от времени в отливке и форме.

2. С помощью компьютерной программы моделирования литейных процессов смоделировать процесс заливки и затвердевания слитков из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия А99 в формах из ХТС, графита и стали и получить расчетные кривые, показывающие изменение температуры от времени в отливке и форме.

3. Сопоставление рассчитанных с помощью программы моделирования смоделированных и экспериментальных температурных кривых в слитках и формах, путём минимизации функции ошибок, получить зависимости коэффициента теплопередачи от температуры.

4. Исследовать влияние параметров кристаллизации сплавов на основе системы Al-Si на коэффициент теплопередачи.

5. Сопоставить значения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия А99 в формы обеспечивающие различные скорости охлаждения.

ГЛАВА 2. МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1.1. Методика приготовления сплавов системы Al-Si

В работе были использованы сплавы на основе алюминия с различным содержанием кремния: Al-3%¹Si, Al-7%Si, Al-12%Si, и чистый алюминий марки А99 (ГОСТ 11069-2001). Для приготовления сплава Al-7Si использовали чушки готового сплава АК7ч (ГОСТ 1583-93) [60] содержанию Mg в сплаве значения не придали. Чистый алюминий брали чушковой марки А99 [61]. Для приготовления сплава Al-3%Si и Al-12%Si, в качестве шихтовых материалов использовали алюминий марки А85 (ГОСТ 11069-74) [62] и кремний марки Кр0 (ГОСТ 2169-69) [63]. Плавку проводили в высокочастотной индукционной печи ИнтерСЭЛТ БС 112-30/44-01Д частотой 20 кГц в графито-шамотном тигле размера 3М. После полного расплавления шихтовых материалов производили интенсивное перемешивание графитовой мешалкой, снимали шлак, и для удаления растворённого водорода, проводили рафинирование гексахлорэтаном (C₂Cl₆). Гексахлорэтан вводили в расплав «колокольчиком» при температуре 760 °С. Далее проводили выдержку 10-15 мин и снимали шлак. Температуру заливки контролировали хромель-алюмелевой термопарой. Приготовленный расплав разливали при температуре 720 °С в стальные изложницы. Полученные сплавы использовались многократно для проведения экспериментов. После каждого эксперимента сплавы переплавляли. Химический состав сплава контролировали после проведения серии экспериментов.

¹ Здесь и далее, если не указано иное, содержание компонентов указано в массовых долях % слева “массовая доля” опущены.

2.1.2. Методика приготовления сплава МЛ5

Для приготовления магниевого сплава МЛ5 (ГОСТ 2856-79) [64] использовали магний марки Мг90 (ГОСТ 804-93) [65], алюминий А99, цинк Ц0 (ГОСТ 3640-94) [66] и лигатуру Al-10%Mn приготовленную с использованием алюминия А99. Перед плавкой проводили очистку стального тигля, тигель нагревали до температуры 700 °С. После проводили промывку для очистки стального тигля от остатков предыдущей плавки чистым магнием марки Мг90, который нагревали до температуры 720-740 °С и далее сливали магний в изложницу. Шлак со стенок тигля очищали стальной мешалкой. Плавку сплава проводили в индукционной печи РЭЛТЭК (ППИ-0,017). Для получения сплава использовался стальной тигель, закрывающийся стальной крышкой. На дно тигля помещался чистый магний марки Мг 90. После расплавления чистого магния, при температуре магния 740-760°С, добавлялась лигатура Al-10%Mn и выдерживалась в течение 10 минут для полного растворения лигатуры в расплаве. После этого добавляли чистый алюминий А99 и цинк Ц0, и выдерживали еще 5 минут. Расплав перемешивался для полного смешивания компонентов с добавлением карналлитового флюса (KCl+MgCl₂), который предотвращал горение магния и очищал расплав от шлаков и неметаллических включений. Затем сплав разливался в металлические изложницы при температуре 740°С. Для проведения экспериментов полученная чушка разделялась на заготовки весом около 150-200 грамм для дальнейшей переплавки сплава в индукционной печи «ИнтерСЭЛТ БС 112-30/44-01Д» и заливки в различные формы с установленными термопарами.

2.1.3. Методика приготовления сплава БрО8Ц4

Для приготовления сплава БрО8Ц4 (ГОСТ 613-79) [67] использовали следующие шихтовые материалы: катодная медь марки М1 (ГОСТ 859-2001)

[68], цинк марки Ц1 (ГОСТ 3640-94) [66] и олово марки О1 (ГОСТ 860-75) [69]. Температура контролировалась ХА термопарой с кварцевым колпачком. Масса одной плавки составляла 5 кг.

Сплав готовили в индукционной тигельной печи РЭЛТЭК (ППИ-0,017) в графитошамотном тигле 10 марок. На дно тигля загружали катодную медь М1. Для защиты от окисления сверху засыпали предварительно просушенный и подогретый до 160 °С древесный уголь (ГОСТ 7657-84). После расплавления меди металл доводили до температуры 1100 – 1150 °С и проводили раскисление лигатурой МФ10 ГОСТ 4515-93. Количество раскислителя рассчитывалось исходя из 0,1% масс. Р на массу жидкой меди. МФ10 вводили небольшими кусками под зеркало расплава при температуре 1100 °С. После введения всей навески фосфористой меди расплав перемешивался графитовой мешалкой и выдерживался 10 минут при температуре 1100 – 1150 °С. После раскисления меди при температуре 1100-1135 °С вводилось олово и выдерживалось в течение 5 минут. Цинк вводился в последнюю очередь под зеркало расплава при температуре 1085 °С. Перед разливкой расплав активно перемешивался графитовой мешалкой и быстро разогревался до 1150 – 1180 °С. Заливка производилась при температуре 1150 – 1180 °С в формы из ХТС.

2.2. Подготовка форм

Для определения коэффициента теплопередачи на границе раздела металл – форма необходимо получить графики изменения температуры в различных точках (температурные поля) в зависимости от времени. В данной работе для снятия экспериментальных температурных полей использовались формы из ХТС, стали и графита. В формы устанавливали хромель-алюмелевые термопары на различном расстоянии от поверхности металл-форма, расстояние и расположение термопар для каждой формы определялось отдельно, исходя из геометрических особенностей формы.

2.2.1. Подготовка формы из холодно твердеющей смеси

Изготавливали цилиндрическую отливку высотой 150 мм и диаметром снизу 50 мм и сверху 56 мм. Для изготовления форм использовали кварцевый песок 2К₁О₃02 ГОСТ (2138-91) [70], фурановую смолу «Furtolit Q105», и отвердитель «Härter SR 85» (фирма «Furtenbach GmbH», Австрия). На 1 кг песка добавляли 15 г смолы (1,5 %) и 6 г отвердителя (0,6 %). Формовку осуществляли послойно в 4 опоках. После формовки нижней опоки устанавливали 4 термопары по разьему со второй опокой и так далее. Форму размещали на плите из алюминиевого сплава. Общий вид собранной формы представлен на рисунке 5 (в). Для записи температур использовали хромель - алюмелевые термопары, их располагали на трех уровнях по высоте, схема расположения термопар представлена на рисунке 5: нижний уровень - термопары Т1, Т2, Т3, Т4; средний уровень - Т5, Т6, Т7, Т8, верхний уровень - Т9, Т10, Т11, Т12. Термопары Т1, Т5 и Т9 находились на поверхности соприкосновения расплава формой. Расстояние между уровнями по вертикали составляло 40 мм, а между термопарами одного уровня по горизонтали - 10 мм. При заливке сплава МЛ5 и БрО8Ц4 термопару Т12 перемещали с верхнего уровня формы, рисунок 5 (а) в полость формы и фиксировали ее с помощью штатива, термопара в полости формы использовалась для записи кривой охлаждения сплава, расположение термопары Т12 представлено на рисунке 5 (б). Так же для сплавов МЛ5 и БрО8Ц4 термопары Т1, Т5, Т9 перенесли 2 мм от поверхности разделов металл-форма. Дело в том, что при проведении первых экспериментов со сплавом Al-7Si термопара Т5 смачивалась расплавом и таким образом не показывала температуру в форме. Поэтому для последующих сплавов схема проведения эксперимента была изменена.

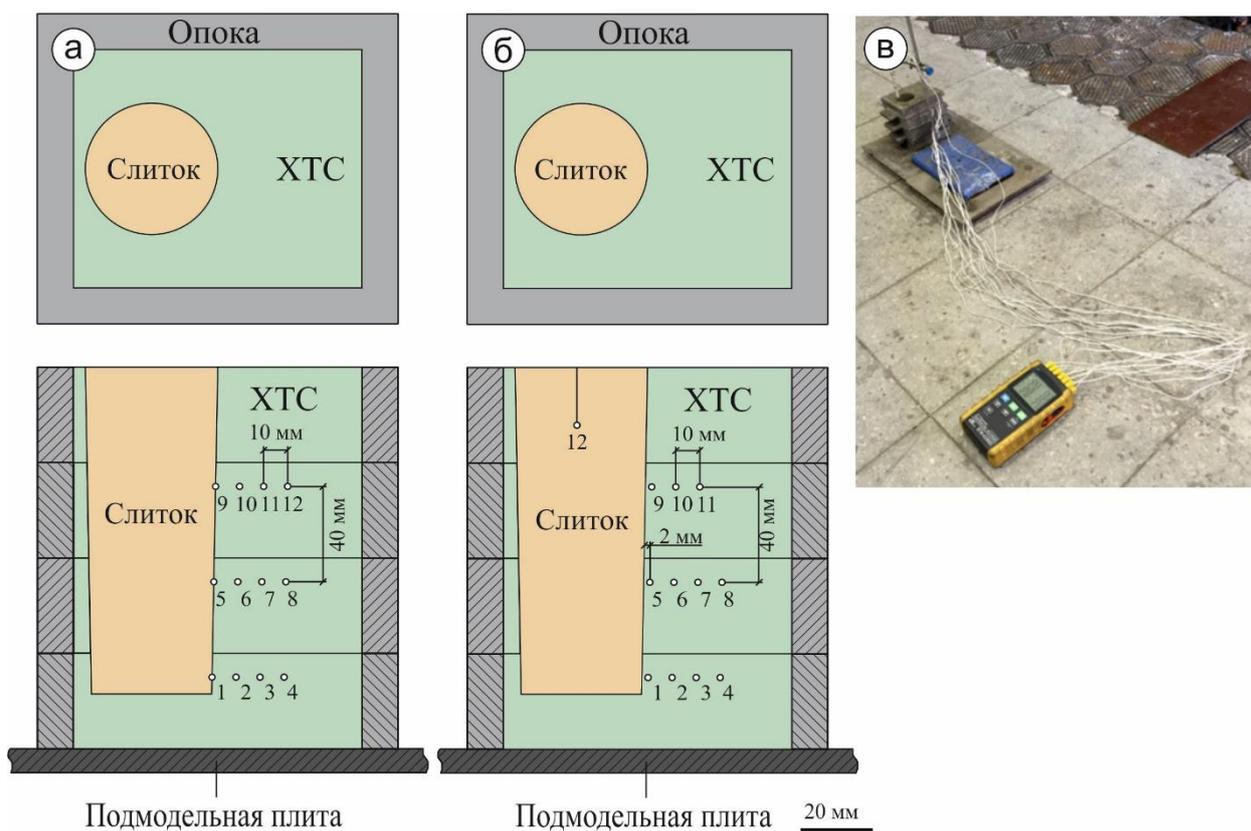


Рисунок 5 – Схема формы из ХТС и общий вид собранной формы; а) для заливки сплавов Al-7Si; б) для заливки сплава ML5 и BrO8C4; в) общий вид собранной формы из ХТС с установленными термопарами

2.2.2. Подготовка графитовой формы

В данной работе использовались графитовые формы разной конструкции. Первая форма использовалась для определения значения коэффициента теплопередачи между слитками из сплавов Al-7Si, ML5 и чистого алюминия марки А99. Вторая графитовая форма служила для определения значений коэффициентов теплопередачи между слитками из сплавов Al-3Si и Al-12Si и графитовой формой. Причиной замены формы послужило повреждение первой формы в ходе эксперимента и невозможность извлечения отливки из формы без её разрушения. Всё это привело к внесению изменений в конструкцию при создании второй формы. Поскольку при моделировании при создании расчётной модели учитывалась геометрия отливки и формы, а также геометрические размеры слитка и формы для первой

и второй формы схожи, результаты определения коэффициента теплопередачи в обеих формах можно сравнивать между собой.

Первую форму изготавливали из графита марки ГМЗ (ТУ 48-4802-86-97) [71] путём фрезерования графитовых блоков. Форма позволяла получать цилиндрическую отливку диаметром 50 мм, высотой 100 мм. Схема расположения термопар в форме представлена на рисунке 6. Термопары располагали на двух уровнях по высоте: нижний уровень – термопары Т1, Т2, Т3, Т4 (между частями формы I и II) рисунок 6(б); верхний уровень – термопары Т6, Т7, Т8, Т9 (между частями формы II и III) рисунок 6(в). Расстояние между нижним и верхним уровнем по вертикали составляло 40 мм. Расстояние от рабочей поверхности формы до термопар Т1, Т6 - 2 мм; Т2, Т7 - 5 мм; Т3, Т8 - 10 мм; Т4, Т9 - 20 мм. Термопара Т5 помещалась в керамическую трубку и её спай находился в полости формы на расстоянии 10 мм от рабочей поверхности формы. Термопара Т10 находилась на расстоянии 5 мм от боковой наружной поверхности формы. Эта термопара использовалась для определения коэффициента теплопередачи форма-форма (графит-графит). Для этого обеспечивалась заливка расплава в форму так, чтобы он не попадал на конусную поверхность. В этом случае часть формы IV нагревается только через поверхность контакта графит-графит, поскольку из-за конусной формы внутренней поверхности, излучение со свободной поверхности залитого металла также не участвует в теплопередаче. Фиксация термопар производилась с помощью графитовых элементов, крепящихся к форме шурупами-саморезами. Так же определяли шероховатость поверхности формы контактировавшей со сплавом, использовался профилометр «Marsurf M 300С». Шероховатость внутренней поверхности формы составила $Rz = 25$ мкм и $Ra = 4$ мкм.

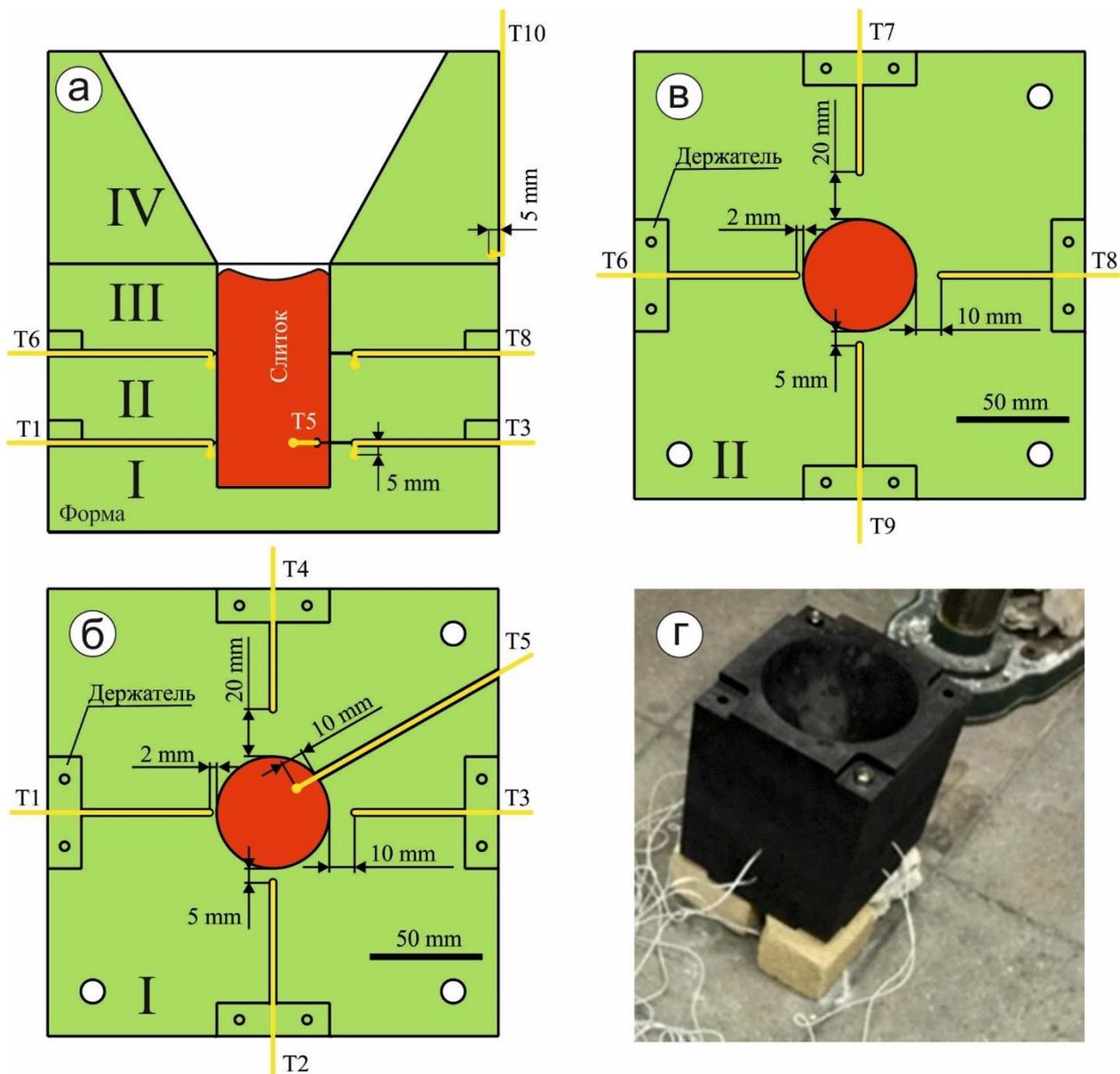


Рисунок 6 – Схема расположения термопар в форме из графита номер 1; а) – форма в разрезе; б) – вид на часть формы I; в) – вид на часть формы II; г) – общий вид формы в сборе с установленными термопарами

Вторая графитовая форма изготавливалась так же, как и первая из графита марки ГМЗ, путем фрезерования графитового блока на станке с ЧПУ. Первая форма была сконструирована так, что металл заливался по разьёму и были сложности с извлечением слитков. Поэтому и было принято решение сконструировать форму с вертикальной плоскостью разьёма.

Форма представляет из себя параллелепипед высотой 160 мм, длиной 160 мм и шириной 100 мм, форма имеет вертикальный разьём для извлечения

цилиндрической отливки. Получаемый слиток имел высоту 107 мм и диаметр 55 мм. Схема расположения термопар представлена на рисунке 7. Для установки хромель-алюмелевых термопар в стенке формы со стороны разъёма просверливались сверлом 2 отверстия в левой полуформе (рисунок 7, а) и 3 отверстия в правой полуформе (рисунок 7, в), диаметром 2 мм и глубиной 3 мм. Горячие спаи термопары располагались от границы разделов металл-форма на 2 и 5 мм в левой полуформе и на 5, 10 и 20 мм в правой полуформе. Спаи термопар Т2 и Т5 находились на одинаковом расстоянии от рабочей поверхности формы, но Т2 была на боковой поверхности, а Т5 снизу. Хромель-алюмелевые термопары устанавливались в высверленные для них каналы, и фиксировались с помощью металлических пластин представленных на рисунке 7, (в). Пластины вставлялись в специальные углубления сделанные в левой и в правой половинах формы и крепились двумя саморезами. Фиксация термопар металлическими пластинами происходила на изолированном участке термопары. Роль центрирующих штырей выполняли пять металлических пластин фиксирующих термопары. Графитовая форма во время заливки фиксировалась с помощью струбцин, для предотвращения раскрытия формы и протекания расплава. Общий вид формы в на плоскость разъёма с получаемой отливкой представлен на рисунке 7 (г). На рисунке 7 (д) представлен общий вид формы в собранном состоянии перед заливкой отливки.

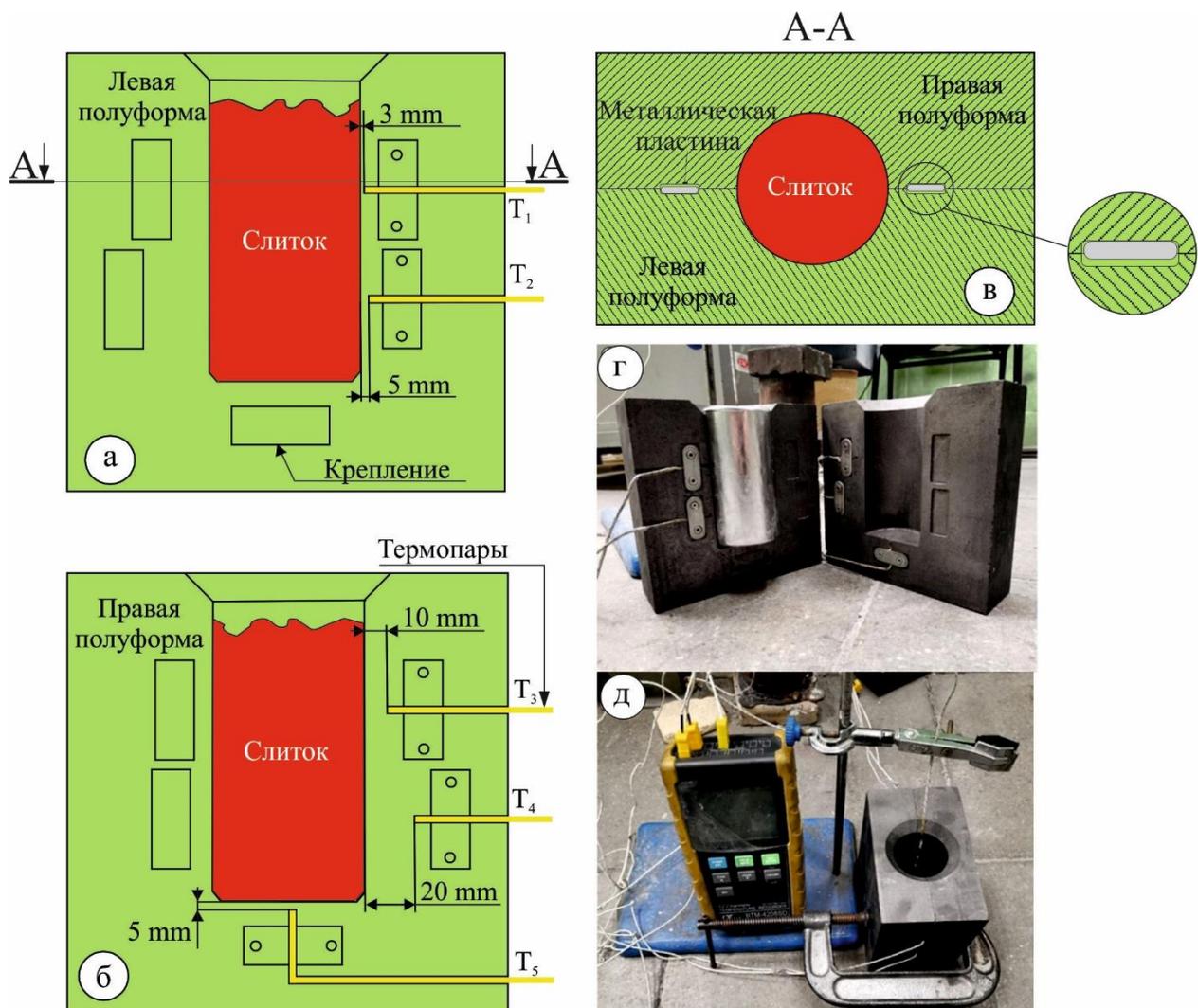


Рисунок 7 - Схема расположения термопар в форме из графита №2 и общий вид формы; а) вид на левую полуформу при открытой правой; б) вид на правую полуформу при открытой левой; в) разрез формы в сборе; г) общий вид формы в раскрытом состоянии с получаемой отливкой; д) общий вид формы в подготовленном состоянии перед заливкой с установленными термопарами

2.2.3. Подготовка металлической формы

В качестве формы была использована изложница из стали Ст3 для получения цилиндрических слитков, общий вид металлической формы представлен на рисунке 8 (в). Получаемый цилиндрический слиток имел высоту 140 мм и диаметр 35 мм, толщина стенок формы составляла 22 мм.

Форма изготовлена из стали Ст3 (ГОСТ 380-2005) [72], химический состав был определен с помощью стационарного искрового оптического эмиссионного спектрометра «Bruker Q4 TASMАN». Торцы изложницы были отфрезерованы. Во внешней стенке формы были просверлены четыре отверстия диаметром 2 мм различной глубины. В отверстиях с помощью термокля «АлСил 5» (ТУ 2252-002-45865111-01), были закреплены хромель-алюмелевые термопары, которые располагались на расстояниях 2, 5, 10 и 15 мм от внутренней стенки изложницы. Схема расположения термопар показана на рисунке 8 (а, б). В работе была определена шероховатость внутренней поверхности формы. Известно, что в процессе использования формы ее шероховатость может изменяться, поэтому измерения проводились после завершения экспериментов. Шероховатость внутренней поверхности формы составила $Rz = 25$ мкм и $Ra = 4$ мкм, то есть оказалась такой же как и у графитовой формы. Общий вид стальной формы представлен на рисунке 8 (в).

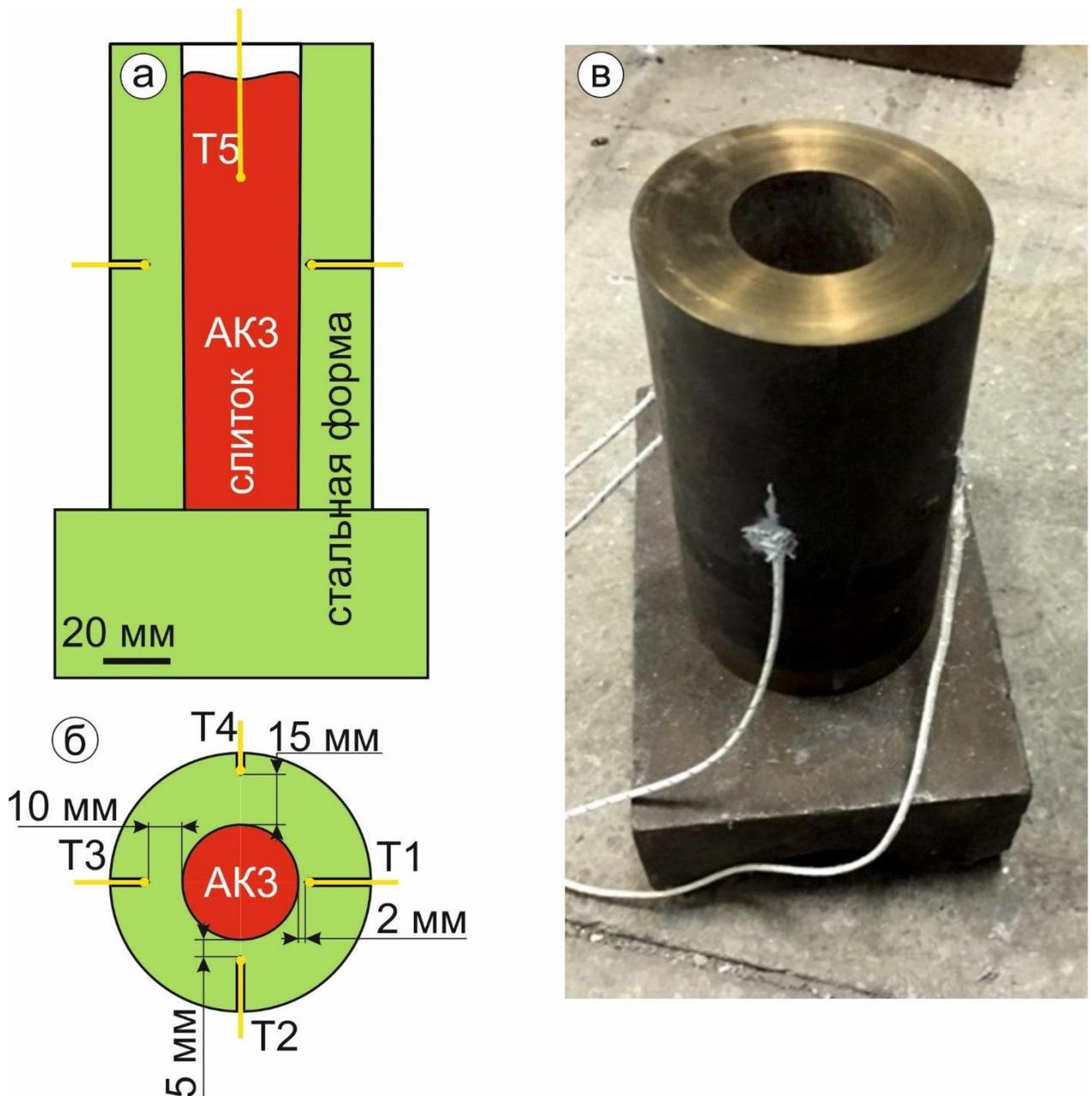


Рисунок 8 - Схема расположения термопар в форме из стали Ст3 и общий вид формы; а) форма в разрезе вид сбоку; б) вид на форму сверху; в) общий вид формы с установленными термопарами

2.3. Методика получения экспериментальных температурных кривых

После приготовления сплавов на основе Al (Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si), Mg (МЛ5) и Cu (БрО8Ц4) и подготовки форм из графита, стали и ХТС производили заливку с одновременной записью экспериментальных температурных полей с помощью 12 канального термоизмерителя «ВТМ-

4208SD» фирмы Lutron (Израиль). Сплавы на основе Al, Mg, Cu заливали в формы из ХТС, стали и графита при разной температуре, от 720 °С до 1160 °С.

Первый эксперимент по заливке сплава в графитовую форму показал, что полученные температурные кривые не являются достоверными. Например, для ряда показания ряда термопар практически совпадали, несмотря на то что они находились на различной расстоянии от границы раздела металл-форма. По всей видимости, это связано с тем, что графит является материалом с высокой электропроводностью и термопары могут образовывать электрические цепи при одновременном измерении в нескольких точках. Подобное явление не описано в других работах, так как при проведении исследований с электропроводными формами (металлическими или графитовыми) термопары имели электрическую изоляцию [7, 23]. Чтобы исключить влияние термопар друг на друга были изменены условия эксперимента. При дальнейших заливках запись производили поочерёдно, отдельно для каждой термопары, после чего слиток расплавляли и повторяли эксперимент. Аналогичную методику применяли и для стальной формы.

Запись для каждой термопары находящийся в форме и непосредственно в отливке повторяли от 2 до 5 раз. Время продолжительности записи в среднем составляла полтора - два часа, за такое время форма успевала остыть до температуры 40-50 °С, после чего отливку извлекали из формы и давали форме остыть до комнатной температуры, далее повторяли эксперимент.

2.4. Методика определения химического состава сплавов

Для расчёта теплофизических свойств сплавов а также формы из стали определяли состав сплавов. Поскольку содержание основных и примесных элементов в сплавах может меняться в процессе его переплава состав сплавов анализировали и после каждых 5 переплавов. Значительных различий обнаружено не было, поэтому в работе приводится состав сплавов после приготовления.

Для определения химического состава сплавов использовались цилиндрические плоскопараллельные образцы, отрезанные от низа слитка высотой 10 мм. Затем образцы зачищались на наждачной бумаге с зернистостью 200, 400, 600 Р, и после этого определялся химический состав с помощью многоканального оптического эмиссионного спектрометра «ARL-4460» от компании Thermo Fisher Scientific (США).

На рисунке 9 представлена двойная диаграмма состояния для системы Al-Si, рассчитанная в программе «Thermo-Calc». На диаграмме вертикальными линиями показаны используемые в данной работе сплавы, а именно Al-3Si, Al-7Si и Al-12Si. Как видно из диаграммы состояния все сплавы являются доэвтектическими и отличаются температурным интервалом кристаллизации. Температурный интервал кристаллизации ($\Delta T_{\text{крист.}}$) определяется разностью между температурой ликвидуса ($T_{\text{лик.}}$) и температурой солидуса ($T_{\text{сол.}}$) сплава. Для сплава Al-3Si этот интервал составляет 66 °С (от 642 °С до 576 °С), что является самым большим среди рассмотренных сплавов. Для сплава Al-7Si температурный интервал составляет 61 °С (от 617 °С до 556 °С). Сплав Al-12Si имеет самый узкий температурный интервал кристаллизации, который составляет 13 °С (от 589 °С до 576 °С). Однако сплав Al-12Si является эвтектическим сплавом, где кристаллизация происходит при постоянной температуре 576 °С до момента полного затвердевания, но по химическому составу данный сплав содержит ~11%Si что увеличивает его температурный интервал кристаллизации.

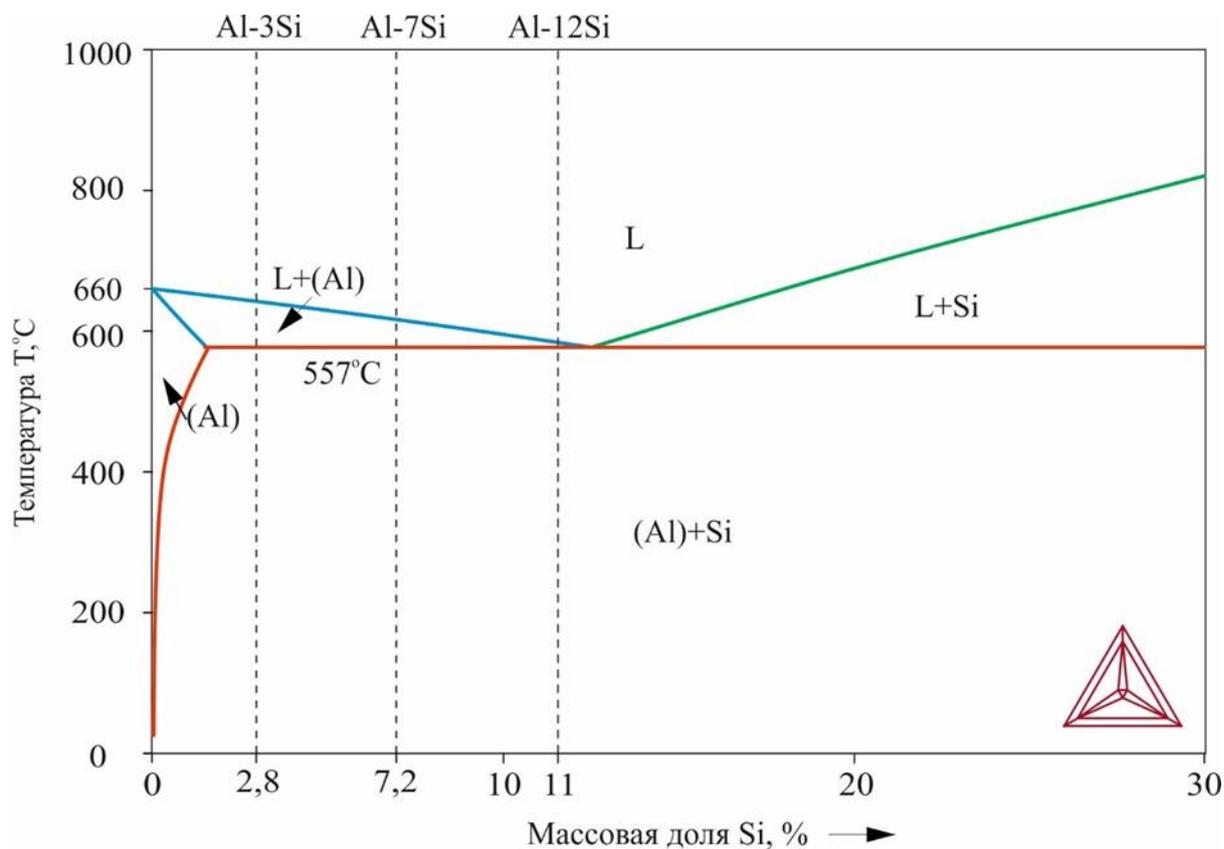


Рисунок 9 – диаграмма состояния сплавов на основе системы Al-Si
рассчитанная в программе Termocalc

По содержанию основных легирующих элементов и примесей отливки соответствуют сплавам Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si. Для сплавов Al-3Si и Al-12Si основными компонентами являются Al и Si, а в сплаве Al-7Si также содержалось небольшое количество магния, так как его готовили из сплава АК7ч. Сплав Al-12Si по своему составу соответствует марке (АЛ2) (ГОСТ 1583-93) [60]. Сплав Al-3Si не имеет аналогов в ГОСТе 1583-93 [60]. Содержание химических элементов в сплавах на основе Al-Si представлено в таблице 2.

Таблица 2 –химический состав сплавов на основе Al

Сплав	Форма	Содержание, %						
		Основные компоненты			Примеси, до			
		Al	Si	Mg	Mn	Fe	Cu	Zn
Al-7Si (АК7ч)	ХТС	Ост.	6,01	0,58	0,07	0,57	0,30	0,20
	Сталь	Ост.	7,20	0,50	0,002	0,06	0,04	0,003

	Графит	Ост.	7,41	0,38	0,01	0,16	0,06	0,12
	ГОСТ 1583-93	Ост.	6,0–8,0	0,2–0,4	0,5	0,6	0,2	0,30
Al-3Si	Сталь	Ост.	2,81	0,02	0,01	0,10	0,19	0,01
	Графит	Ост.	2,88	0,004	0,004	0,118	0,06	0,008
Al-12Si (Al2)	Сталь	Ост.	11,07	0,06	0,05	0,339	0,20	0,06
	Графит	Ост.	10,66	0,002	0,002	0,097	0,01	0,002
	ГОСТ 1583-93	Ост.	10-13	-	-	0,7	0,6	0,3
A99	ГОСТ 11069-2001	Ост.	0,003	0,001	0,002	0,003	0,002	0,003
	Сталь	Ост.	0,003	0,001	0,002	0,003	0,002	0,003
	Графит	Ост.	0,003	0,001	0,002	0,003	0,002	0,003

Магниевый сплав по содержанию основных легирующих элементов и примесей соответствуют сплаву МЛ5 (ГОСТ 2856-79) [64]. Химический состав сплава полученный в слитках залитых в разные формы представлен в таблице 3.

Таблица 3 –химический состав сплавов МЛ5

Сплав	Форма	Содержание, %							
		Основные компоненты				Примеси, до			
		Mg	Al	Zn	Mn	Cu	Ni	Fe	Si
МЛ5	ХТС	Ост.	8,96	0,59	0,28	0,003	0,001	0,007	0,05
	Сталь	Ост.	7,65	0,76	0,19	-	-	-	-
	Графит	Ост.	8,08	0,75	0,27	0,03	0,04	0,01	0,05
	ГОСТ 2856-79	Ост.	7,5 – 9,0	0,2-0,8	0,15 – 0,50	0,10	0,01	0,06	0,25

Сплав на основе меди по содержанию основных легирующих элементов соответствует сплаву БрО8Ц4 (ГОСТ 613-79) [67] химический состав сплава представлен в таблице 4.

Таблица 4 – химический состав сплава БрО8Ц4

Сплав	Форма	Содержание, %						
		Основные компоненты			Примеси, до			
		Cu	Zn	Sn	Fe	P	Pb	Sb
БрО8Ц4	ХТС	Ост.	4,46	7,89	0,02	0,01	0,01	0,01
	ГОСТ 613-79	Ост.	5	8	0,3	0,05	0,5	0,3

2.5. Методика определение коэффициентов теплопередачи для различных пар металл-форма

Для определения значения коэффициента теплопередачи на границе раздела металл - форма было проведено моделирование процесса заполнения и затвердевания цилиндрических отливок из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия марки А99 в формы из ХТС, стали Ст3 и графита при различных значениях коэффициента теплопередачи в программе «ProCast».

Для моделирования заполнения отливок и их затвердевания задавали начальные температуры, а также длительности заполнения указанные в таблице 5. Именно эти значения были характерны для заливки реальных слитков. Время заполнения форм составило 6 секунд при заливке стальной формы, 3 секунды при заливке графитовой формы и 4 секунды при заливке формы из ХТС. В таблице 5, так же представлены температуры заливки, начальная температура форм и температуры ликвидуса и солидуса сплавов. Температуры ликвидуса и солидуса рассчитывали с помощью термодинамической базы программы «ProCast» по модели неравновесной кристаллизации Шейля-Гулливера.

Таблица 5 – основные параметры для моделирования для различных пар сплав/форма

Сплав	Материал формы	Характеристики формы		Температура сплава, °С		
		Время заполнения, с	Начальная температура, °С	Заливки	Солидуса	Ликвидуса
МЛ5	ХТС	5	27	760	415	610
Al-7Si		4	25	690	556	617
BrO8Ц4		2	23	1160	673	995
МЛ5	Сталь	6	25	700	405	617
Al-7Si		3	25	720	552	612
Al-3Si		4	23	720	576	642
Al-12Si		4	24	720	576	589
МЛ5	Графит (форма №1)	3	30	720	406	605
Al-7Si		3	30	720	546	609
A99		4	25	720	656	660
Al-3Si	Графит (форма №2)	4	24	720	576	642
Al-12Si		4	25	720	576	589

Компьютерное моделирование позволило получить рассчитанные температурные кривые при заполнении, затвердении и охлаждении слитка в форме при заданном значении коэффициента теплопередачи.

Коэффициент теплопередачи в программе «ProCast» обычно задаётся в виде фиксированного значения, не зависящего от температуры поверхности отливки или времени. В настоящей работе находили зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки. Значение коэффициента теплопередачи при моделировании заливки слитков в форму из ХТС задавали следующим образом. Выше температуры ликвидуса задавали значение h_{liq} с шагом $100 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ в интервале значений от 100 до $3000 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$, а ниже температуры солидуса значение коэффициента h_{sol} с тем же шагом в интервале от 100 до $3000 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$. В интервале кристаллизации значение менялось от h_{liq} до h_{sol} по линейной зависимости. На рисунке 10, а показана схема, демонстрирующая указанный подход.

Коэффициент теплопередачи между сплавами и формами из графита и стали подбирали более сложным способом, чем для формы из ХТС. Значения коэффициента теплопередачи определяли не только для температур поверхности отливки равных температурам ликвидуса и солидуса сплава, но и в дополнительных промежуточных точках (t_i), которые были добавлены выше температуры ликвидуса, ниже температуры солидуса и в интервале кристаллизации сплава как показано на рисунке 10, б. Промежуточные точки более подробней показывают поведения коэффициента теплопередачи в промежутках. А так же при увеличении промежуточных точек температур увеличивается точность коэффициента теплопередачи.

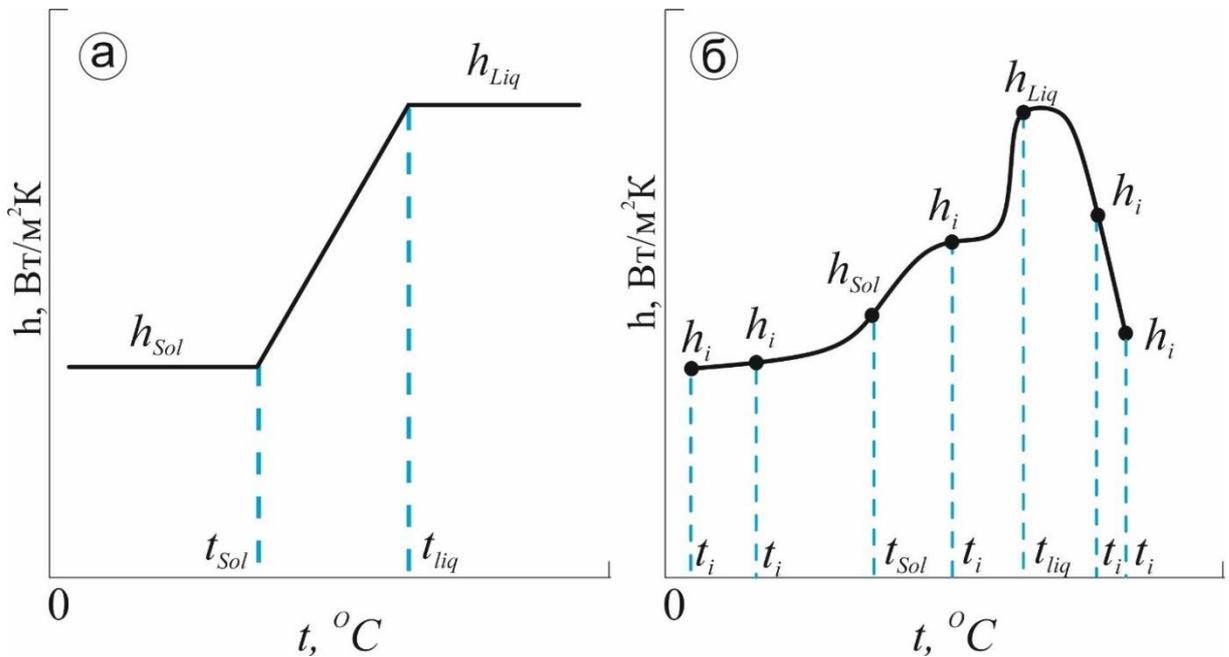


Рисунок 10 – Схема получения графика зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки: а) вариант со значениями коэффициента теплопередачи при температурах поверхности отливки равных ликвидусу и солидусу сплава используемый только для формы из ХТС, б) вариант с дополнительными точками используемый для определения коэффициента теплопередачи между отливкой и формой из графита и стали.

На рисунке 11 представлена блок-схема подбора коэффициента теплопередачи. Из схемы видно, что в программу «ProCast» вводятся параметры моделирования полученные во время проведения эксперимента, далее в виде графика задается значение коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки. Для всех температурных точек значение коэффициента теплопередачи устанавливается равным $5000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, после окончания моделирования экспериментальные и расчётные температурные поля сравниваются и рассчитывается средняя ошибка по всем термопарам по уравнению (1). Далее расчет повторяется для этой же температурной точки, но значение коэффициента теплопередачи уменьшается на переменную $k=1000$ расчет для одной и той же температурной точки повторяется до тех пор, пока функция ошибок не станет больше чем предыдущее значение. Далее расчет начинается для следующей температурной точки. Расчет коэффициента теплопередачи заканчивается после того, как для всего диапазона выбранных температур будет найдена минимальная ошибка.

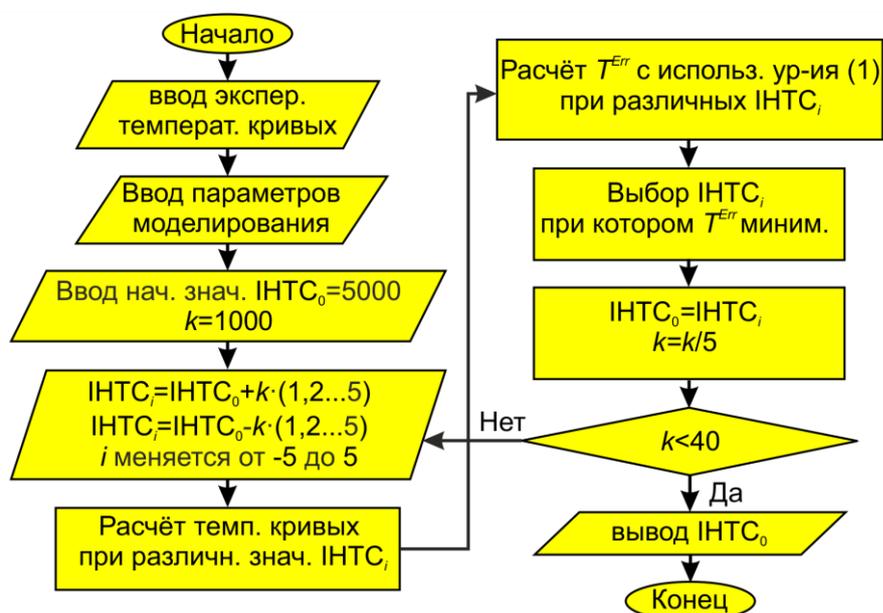


Рисунок 11 – Блок-схема подбора коэффициентов теплопередачи.

Где:

ИТС – от англ. сокращения, значение коэффициента теплопередачи;

k – переменная; i – количество итераций

2.6. Методика определения скорости охлаждения и времени затвердевания отливок разного диаметра

В данной работе были проанализированы различные пары значений коэффициентов теплопередачи металл – форма. А также в данной работе было проведено сравнение времени затвердевания и скорости охлаждения при затвердевании слитков из сплава Al-7Si и МЛ5 в формах из стали и графита. Было проведено моделирование затвердевания 10 цилиндрических слитков различного диаметра, слитки представлены на рисунке 12. Моделировали затвердевание слитка диаметром D и высотой $2D$ при толщине стенки формы $D/2$. Диаметр слитка D изменяли от 10 до 100 мм с шагом 10 мм. В качестве граничных условий использовали данные зависимости коэффициента теплопередачи от температуры для сплавов Al-7Si и МЛ5. Скорость охлаждения вычисляли как среднее значение для точек Т1-Т6 (рисунок 13) .

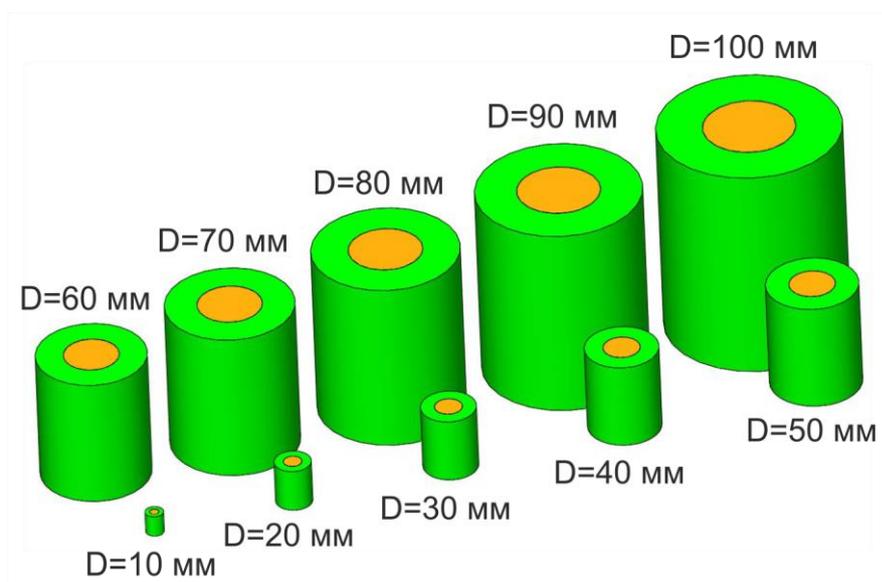


Рисунок 12 – диаметры слитков и форм для расчета скорости охлаждения и времени затвердевания

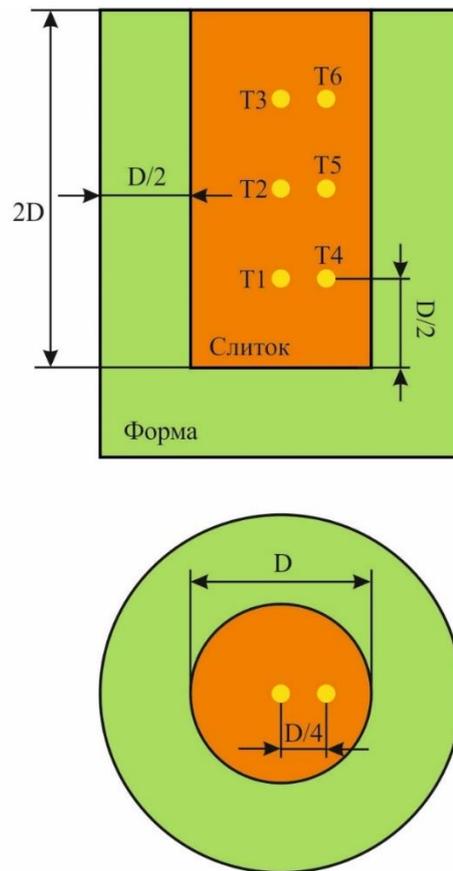


Рисунок 13 - Схематичное изображение слитка и формы, использованных для расчёта скорости охлаждения и времени затвердевания

ГЛАВА 3. РАСЧЁТ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СПЛАВОВ И ИХ АНАЛИЗ, А ТАКЖЕ АНАЛИЗ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ФОРМЫ

3.1. Теплофизические свойства сплавов

Для проведения моделирования необходимо рассчитать теплофизические свойства сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия марки А99 и сравнить результаты с литературными данными для того чтобы понять что реализованные в программе «ProCast» расчёты теплофизических свойств верны.

Программа «ProCast» использует термодинамическую базу «CompuTherm» для расчета теплофизических свойств металлических сплавов. Эта база данных включает в себя широкий диапазон элементов и соединений, включая металлы, керамику и полупроводники. База данных «CompuTherm» использует экспериментальные данные и расчетные методы для определения теплофизических параметров материалов, таких как теплопроводность, энтальпия, плотность и доля твердой фазы. Для расчета этих свойств используются CALPHAD (CALculation of PHase Diagrams) метод.

Так же для расчета теплофизических свойств в данной работе использовали программу «Thermo-Calc». Данная программа используется для расчета свойств сплавов при различных условиях (температур и давление), а также позволяет определять равновесный фазовый состав многокомпонентных систем. Для расчётов в программе «Thermo-Calc» использовались термодинамические базы такие базы как «TCAL4» для расчета свойств алюминиевых сплавов, «TCMG4» для расчета свойств магниевых сплавов и «TCCU2» для расчета свойств сплавов на основе меди.

3.1.1. Теплофизические свойства сплава МЛ5

Рассчитанные теплофизические свойства в программе «ProCast» с использованием термодинамической базой «CompuTherm»: теплопроводность, теплоемкость и плотность сплава МЛ5 (AZ91) в зависимости от температуры представлены на рисунке 14. Дополнительно на рисунке 14 представлены свойства сплава AZ91 (аналог МЛ5) и близкий по составу сплав AZ61, так же на рисунке 14 представлен магниевый сплав АМ60 который отличается процентным содержанием цинка по сравнению со сплавом МЛ5, которые имеются в литературе [74 - 78]. На рисунке 14 можно видеть, что значения плотности, полученные в программе «ProCast» (линия 1) и взятые из работы [78] (линия 7), близки для низких температур (рисунок 14, а). С ростом температуры разница между ними увеличивается. Экспериментальные значения плотности из работ [74, 75] тоже практически совпадают с расчетными значениями плотности, полученными в программе «ProCast» (линия 1). Так же из рисунка 14, (б) видно, что теплопроводность сплава, полученная в «ProCast» (линия 1), выше, чем приведенная в работах [76, 77] (линии 4 и 5), на ~30 %. Теплопроводности сплавов AZ61 и АМ60 из работ [74, 75] (линии 2 и 3) отличаются от теплопроводности, рассчитанной в «ProCast», менее чем на 20 %. Для всех кривых характерно повышение теплопроводности при росте температуры. Найти экспериментальные значения теплопроводности сплава МЛ5 или аналогов в жидком состоянии не удалось. Теплопроводность жидкого магния при температуре 730 °С составляет 84 Вт/(м·К) [79], то есть она практически совпадает с рассчитанным в «ProCast» значением для сплава МЛ5 равным 78 Вт/(м·К). Значения энтальпии, рассчитанные в программе Thermo-Calc с использованием термодинамической базы TCMG4 и вычисленные по экспериментальным значениям теплоемкости сплава АМ60 [78] (линии 6 и 7), хорошо согласуются с расчетными значениями энтальпии, полученными в «ProCast» (рисунок. 14, в). Экспериментальную зависимость плотности сплава МЛ5 (AZ91) от

температуры удалось найти только для твердого состояния. Сравнение теплофизических свойств, полученных в программе «ProCast», с данными из литературных источников показало их хорошее соответствие между собой. Таким образом, теплофизические свойства сплава МЛ5, рассчитанные в программе «ProCast», могут быть использованы для определения коэффициента теплопередачи.

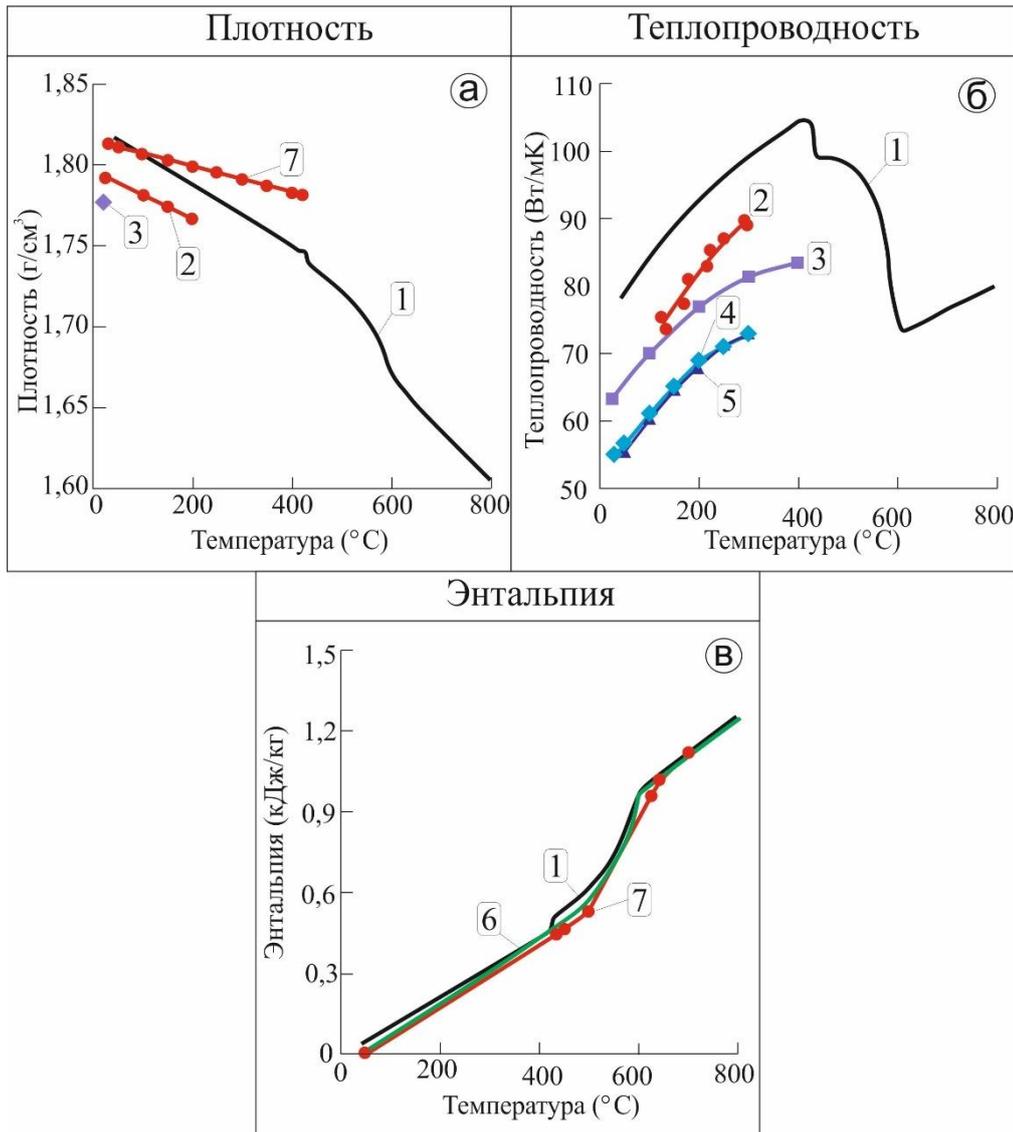


Рисунок 14 - Плотность (а), теплопроводность (б) и энтальпия (в) сплава МЛ5 (AZ91) в зависимости от температуры: 1 — ProCast; 2 — AM60 [74]; 3 — AZ61 [75]; 4 — AZ91 [76]; 5 — AZ91 [77]; 6 — Thermo-Calc; 7 — AM60 (энтальпия) и AZ91 (плотность) [78]

3.1.2. Теплофизические свойства сплавов системы Al-Si

Рассчитанные в программе «ProCast» плотность, теплопроводность, теплоемкость сплава Al-7Si в зависимости от температуры приведены на рисунке 15. Там же дополнительно показаны свойства сплава A356 (аналог Al-7Si), по данным [80-82]. Можно видеть, что теплопроводность сплава (рисунок 15, б), рассчитанная в «ProCast», достаточно близка к данным, полученным в работе [81] линия 4. Значительно отличается от них зависимость [82] обозначенная линией 3 на графике, которая, очевидно, не совсем верна, так как на ней нельзя наблюдать резкое изменение теплопроводности, связанное с кристаллизацией сплава. При переходе сплава из жидкого состояния в твердое, происходящем при понижении температуры, происходит изменение микроструктуры сплава, в частности, происходит изменение соотношения фаз в сплаве и их размеров, что существенно влияет на теплопроводность. Это изменение может происходить достаточно резко, что отражается на графике зависимости теплопроводности от температуры в виде резкого скачка. Значения теплоемкости в работах [80] кривая 5 и [82] кривая 3 представленная на рисунке 15 (в) хорошо согласуются с результатами расчета в «ProCast». Экспериментальной зависимости плотности сплава A356 от температуры (рисунок 15, а) найти не удалось, поэтому сравнивали расчетные значения, полученные в программе «ProCast» (термодинамическая база «CompuTherm») и в программе «Thermo-Calc» (термодинамическая база «TCAL4»). Видно, что они практически совпадают. В литературных источниках удалось найти плотность только при комнатной температуре, обозначенной на рисунке 15 под цифрой 3 [82]. Для определения коэффициента теплопередачи между сплавом Al-7Si и различными материалами формы использовали теплофизические свойства, рассчитанные в программе «ProCast».

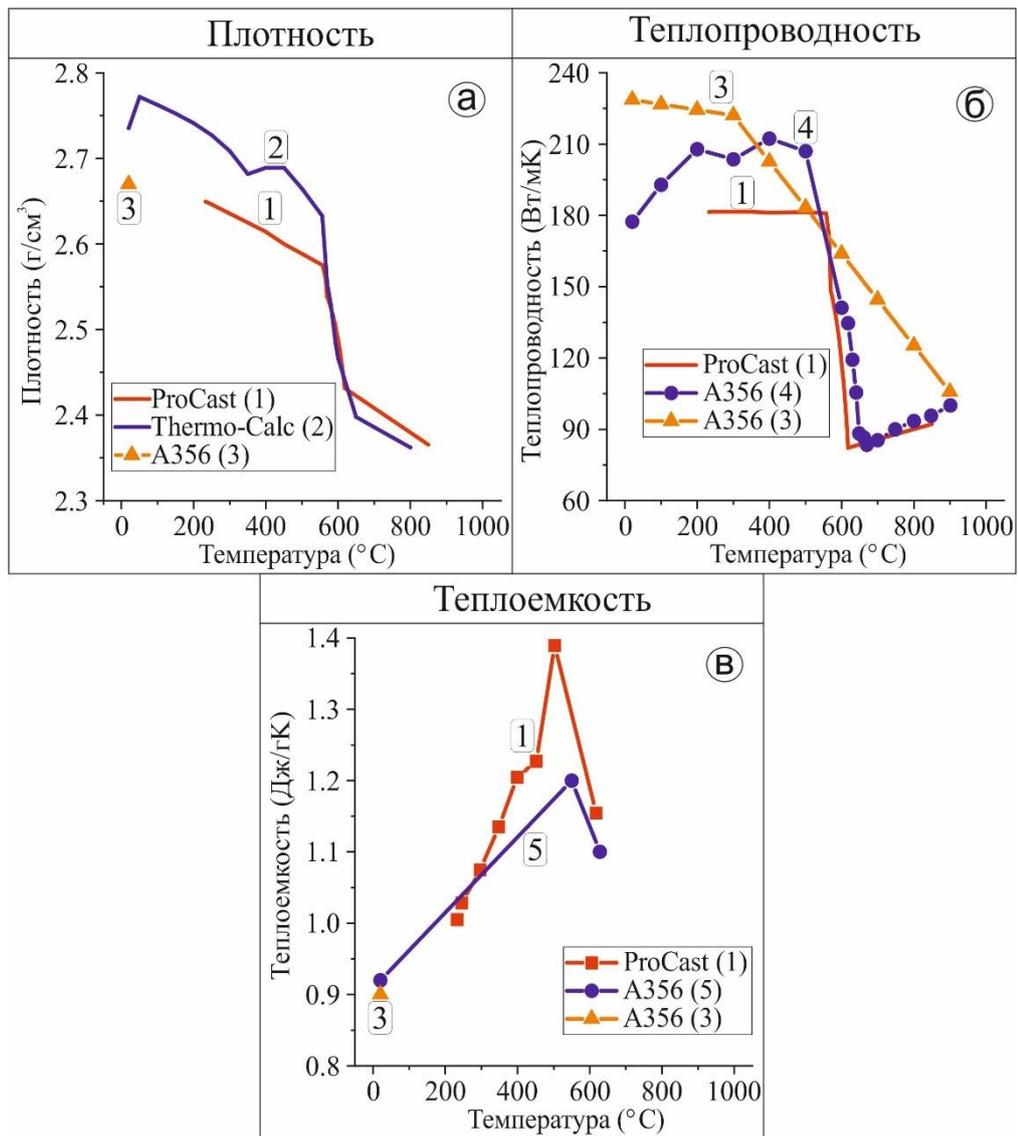


Рисунок 15 – Теплофизические свойства сплава Al-7Si рассчитанные в ProCast и Thermo-Calc, а также свойства аналогов из литературы: а) плотность; б) теплопроводность; в) теплоемкость в зависимости от температуры: 1 – ProCast; 2- TermoCalc; 3 – A356 [82]; 4 - A356 [81]; 5 – A356 [80]

Теплофизические свойства сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si рассчитывались с использованием термодинамической базы «CompuTherm», интегрированную в программу «ProCast». Они представлены на рисунке 16. Значения теплопроводности, энтальпии и плотности достаточно близки, и отличаются только в интервале кристаллизации (Al-3Si: $t_{\text{л}}=640$ °C, $t_{\text{с}}=570$ °C; Al-7Si: $t_{\text{л}}=609$ °C, $t_{\text{с}}=546$ °C; Al-12Si: $t_{\text{л}}=580$ °C, $t_{\text{с}}=570$ °C). Найти

теплофизические свойства для сплавов Al-3Si и Al-12Si в литературе не удалось, но с учётом того, что для сплава Al-7Si они достаточно адекватны, можно сделать вывод что значения, полученные в программе «ProCast» для сплавов Al-3Si и Al-12Si могут быть использованы для определения коэффициента теплопередачи.

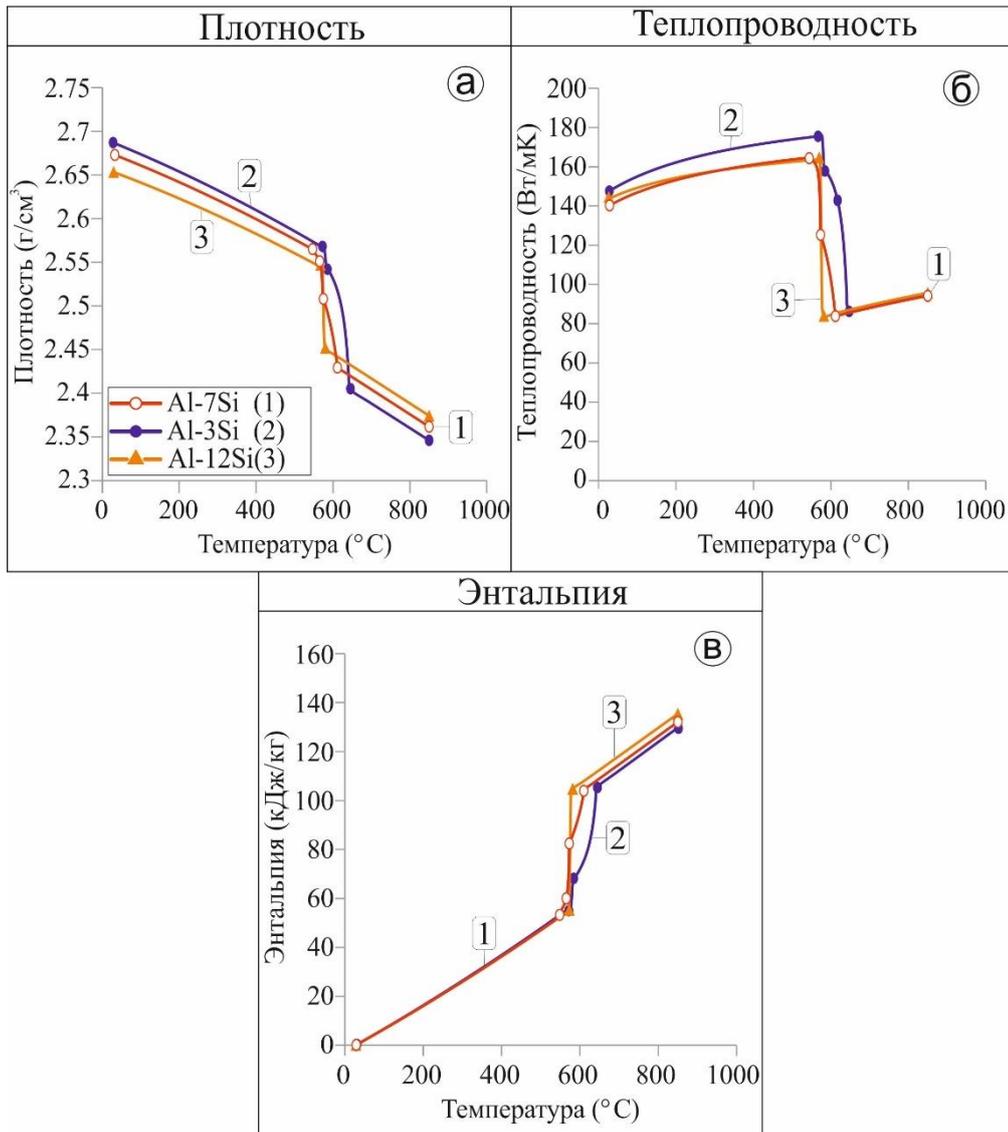
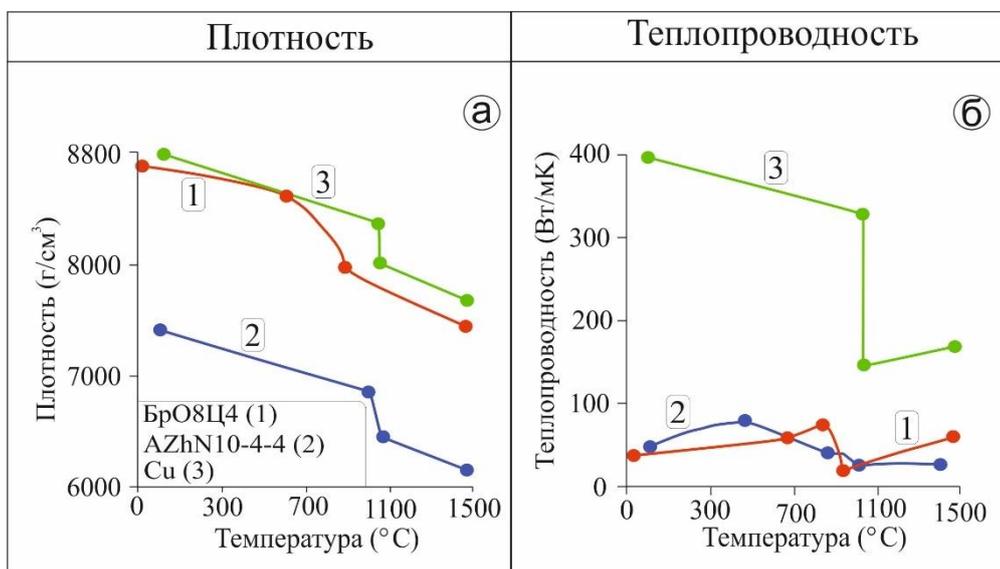


Рисунок 16 – теплофизические свойства сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si (рассчитаны в ProCast): а) плотность; б) теплопроводность; в) энтальпия в зависимости от температуры: 1 – Al-7Si ; 2 – Al-3Si; 3 – Al-12Si

3.1.3. Теплофизические свойства сплава БрО8Ц4

Рассчитанные в программе «ProCast» теплопроводность, теплоемкость и плотность сплава БрО8Ц4 в зависимости от температуры представлены на рисунке 17. Дополнительно на рисунке нанесены свойства сплава БрАЖН10-4-4 и чистой меди, которые имеются в литературе [83]. Можно видеть, что плотность сплава (рисунок 17, а), полученная в программе ProCast (линия 1), хорошо совпадает с плотностью чистой меди, приведенной в работе [83] (линия 3). Теплопроводность чистой Cu из работы [83] (линии 3) отличаются от теплопроводности сплава БрО8Ц4, рассчитанной в ProCast, менее чем на 20 %. Теплопроводность (рисунок 17, б) для сплава БрО8Ц4 очень хорошо соотносится с теплопроводностью сплава БрАЖН10-4-4 из литературного источника [83]. Энтальпия (рисунок 17, в) для сплава БрО8Ц4 рассчитанная в программе «ProCast» хорошо согласуется с энтальпией для сплава БрАЖН10-4-4 и чистой Cu из литературы [83]. Сравнение теплофизических свойств, рассчитанных в программе «ProCast», с экспериментальными данными из литературных источников, показало хорошее совпадение. Для определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава БрО8Ц4 в форму из ХТС были использованы теплофизические свойства, полученные из базы данных «ProCast».



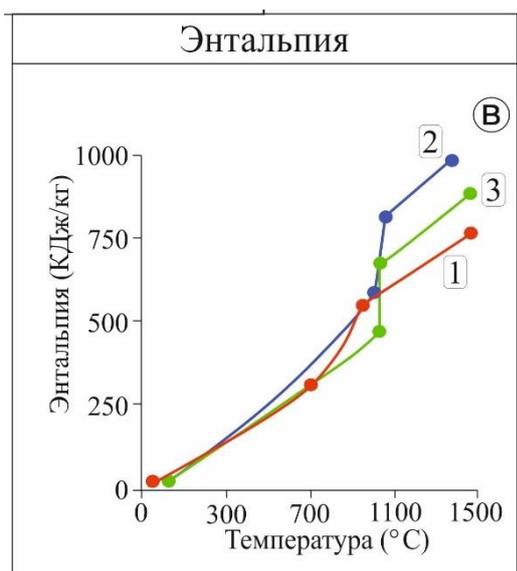


Рисунок 17 - Теплофизические свойства сплава БрО8Ц4 рассчитанные в программе «ProCast» и наиболее близких сплавов по литературным данным:

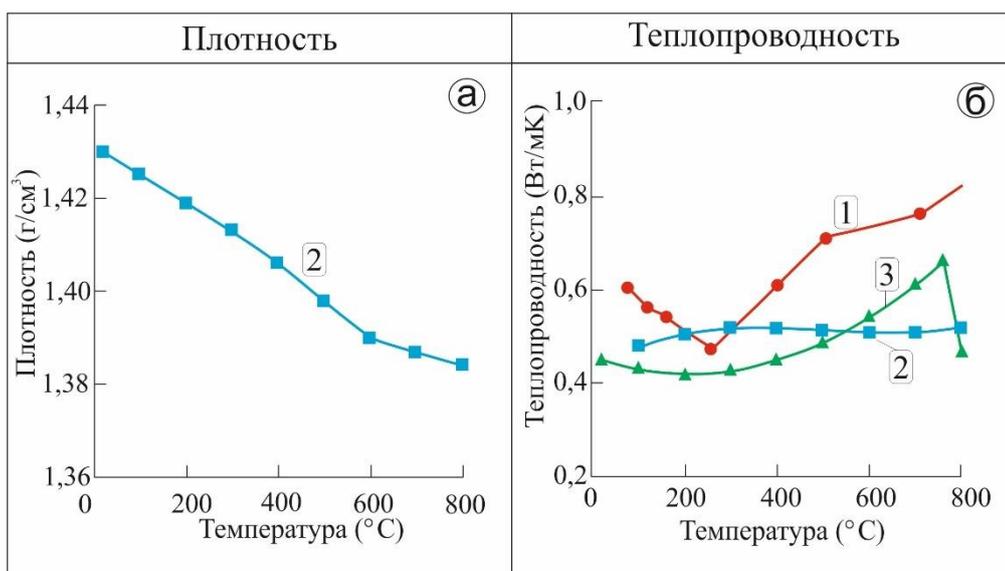
а) плотность; б) энтальпия; в) теплопроводность в зависимости от температуры: 1 - БрО8Ц4 ProCast; 2 - БрАЖН10-4-4 [83]; 3 – Cu [83]

3.2. Теплофизические свойства материалов, из которых изготовлены формы

Термодинамическая база «CompuTherm» программы «ProCast» не позволяет рассчитать теплофизические свойства форм из ХТС и графита, так как она применима только для сплавов. Однако, теплофизические свойства стальной формы из стали Ст3 были рассчитаны с помощью неё. В базе данных «ProCast» имеются теплофизические свойства сплавов из литературы, хотя конкретные источники не указываются. В связи с этим для форм из ХТС и графита свойства брали из различных литературных источников и сравнивали их между собой, а для стальной формы их рассчитывали в «ProCast», и также сравнивали с литературными данными.

3.2.1. Теплофизические свойства формы из ХТС

Для моделирования заливки и затвердевания слитка в форме из ХТС использовали теплофизические свойства формы из ХТС на основе фурановой смолы [84]. На рисунке 18 представлены температурные зависимости плотности, теплопроводности и теплоемкости ХТС на фенольной основе (кривая 1), фурановой ХТС (кривая 2) и кварцевого песка (кривая 3), взятые из работ [8, 80, 84]. Зависимости теплопроводности от температуры (рисунок 18, (б)) рассматриваемых материалов близки. Температурные зависимости теплоемкости у них практически одинаковы (рисунок 18, (в)). В работе [8] теплоемкость для формы из ХТС на фенольном связующем (кривая 1) имеют два пика, соответствующие тепловым эффектам испарения влаги (~100 °С) и термодеструкции смолы (~320 °С). Обычно эти эффекты исключают из кривой теплоемкости. Зависимость плотности от температуры для ХТС на фурановом связующем (кривая 2 на рисунке 18 (а)) представлена только в работе [84].



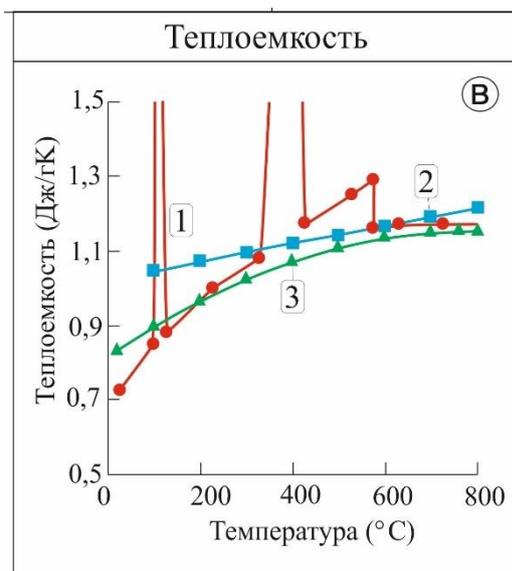


Рисунок 18 – а) плотность, б) теплопроводность, в) теплоемкость формы из ХТС в зависимости от температуры 1 – ХТС на фенольном связующем [8]; 2 – ХТС на фурановом связующем [84]; 3 – кварцевый песок [80]

3.2.2. Теплофизические свойства графитовой формы

В базе данных программы «ProCast» представлены такие теплофизические свойства графита, как теплоемкость, теплопроводность и плотность. Для проверки правильности теплофизических свойств из базы данных программы «ProCast» сравнивали представленные в базе данных программе «ProCast» свойства с представленными в литературе.

На рисунке 19 представлены теплофизические свойства для формы из графита марки ГМЗ, взятые из базы данных «ProCast» (обозначены «ProCast») и свойства, найденные в литературных источниках. Из графиков видно, что теплофизические свойства в литературных источниках очень близки к теплофизическим свойствам, взятым из программы «ProCast». Единственным свойством, для которого имеются явные расхождения, является теплоёмкость (рисунок 19, в) которая очевидно не может быть равна 0 при температуре 0 градусов цельсия.

Очевидно, что теплопроводность и теплоемкость графита, представленные в базе данных «ProCast» далеки от данных, представленных в

литературных источниках. Графит марки МПГ-6 [86] по своим характеристикам мало отличается от графита ГМЗ, из которого была изготовлена форма. Плотность графита марки ГМЗ $1,6 \text{ г/см}^3$ близка к плотности графита марки МПГ-6 $1,65 \text{ г/см}^3$ [87]. По этим причинам [88] теплофизические свойства графита марки МПГ-6, представленные в работе [89] были использованы при моделировании процесса заливки, охлаждения и затвердевания отливки.

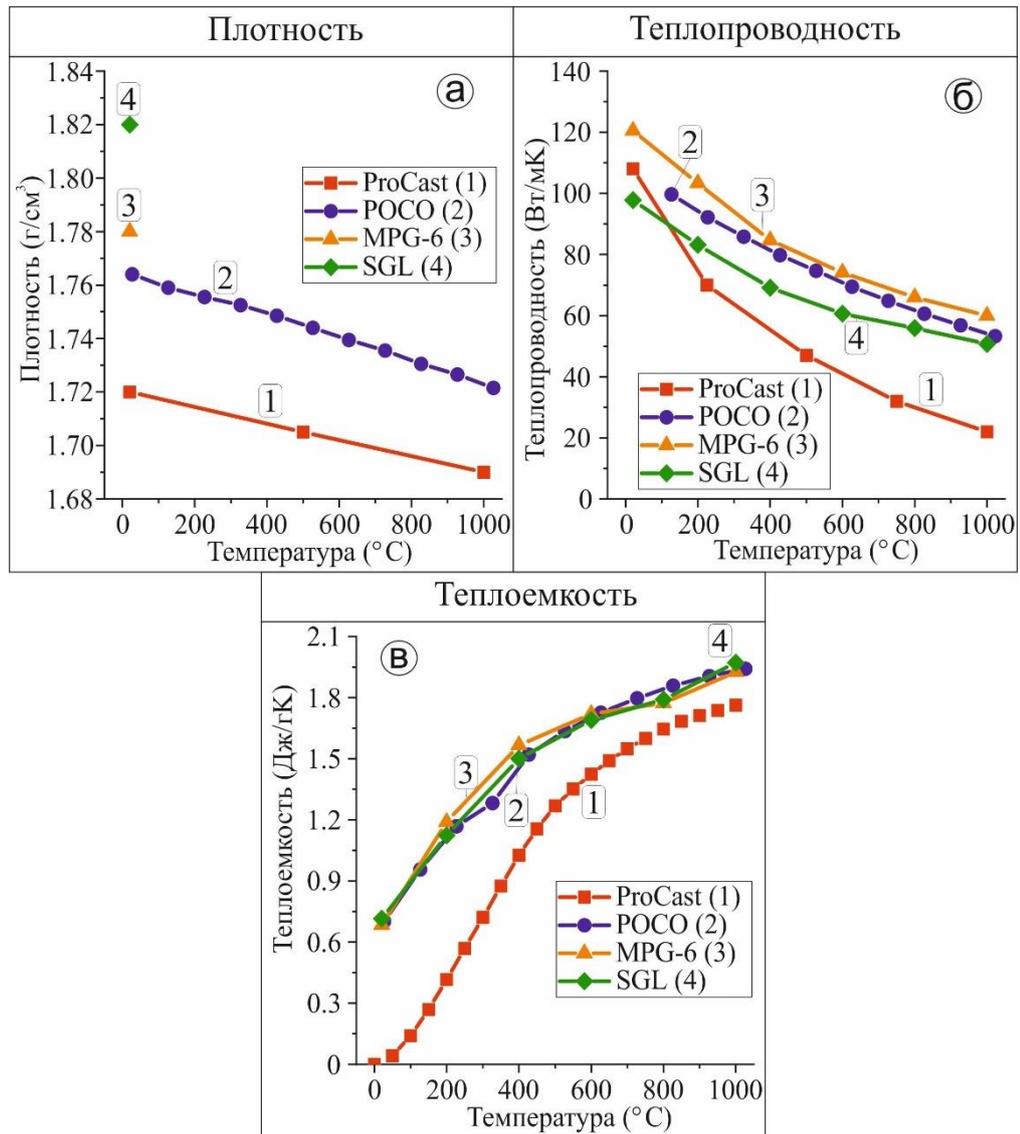
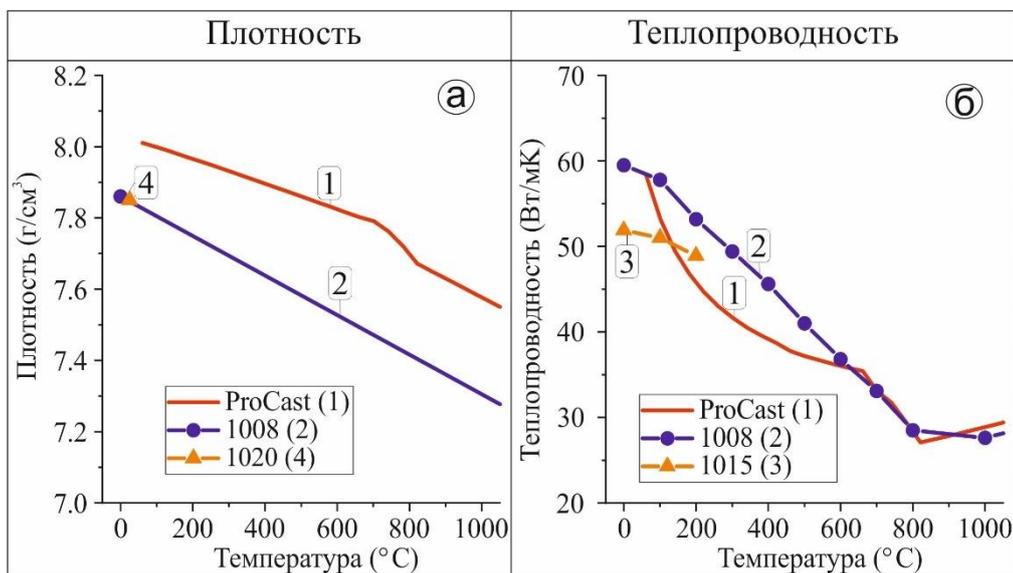


Рисунок 19 – Теплофизические свойства формы из графита а) плотность; б) теплопроводность; в) теплоемкость; 1 – ГМЗ ProCast; 2 – POCO [85]; 3 – MPG 6 [86]; 4 SGL [86]

3.2.3. Теплофизические свойства металлической формы из стали Ст3

На рисунке 20 представлены теплофизические свойства металлической формы из стали Ст3 и свойства, взятые из литературных источников. Из графиков видно, что расчетная плотность, теплопроводность и теплоемкость в широком интервале температур для стали 1015 (аналог стали Ст3) рассчитанные в программе «ProCast» близки к этим свойствам представленным в литературе [90,91,92] для сталей 1008 (линия 2), 1015 (линия 3) и 1020 (линия 4). Только плотность из литературных источников немного отличается от расчетных показателей. В программе «ProCast» невозможно рассчитать теплоемкость сплавов. Энтальпия, рассчитанная в «ProCast», использовалась для расчетов теплоемкости стали 1015. Исходя из вышесказанного, в процессе моделирования использовали теплофизические свойства стальной формы, рассчитанные в программе «ProCast».



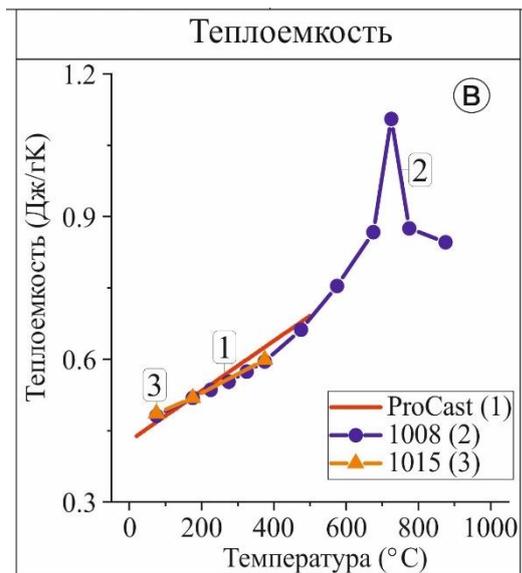


Рисунок 20 - теплофизические свойства металлической формы из стали Ст3

а) плотность; б) теплопроводность; в) теплоемкость в зависимости от времени: 1 – Ст3 ProCast; 2 – 1008 [90]; 3 – 1015 [91]; 4 – 1020 [92]

ГЛАВА 4. РЕЗУЛЬТАТЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ МЕЖДУ СЛИТКАМИ ИЗ СПЛАВОВ СИСТЕМЫ Al-Si И ФОРМАМИ ИЗ МЕТАЛЛА, ХТС И ГРАФИТА

4.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из ХТС

Был определен коэффициент теплопередачи при заливке сплавов на основе алюминия, магния и меди в форму из ХТС. Значения коэффициента теплопередачи получали в виде графика зависимости от температуры поверхности отливки. Для определения разницы между экспериментальными и рассчитанными температурными полями использовали функцию ошибок. Значение функции ошибок неодинаково как для термопар, находящихся на разных уровнях (по высоте), так и для термопар, установленных на одном уровне, но располагающихся на различном расстоянии от поверхности отливки. Для определения коэффициента теплопередачи наиболее важными являются показания термопар, размещенных непосредственно на границе контакта металла с формой.

Для сплавов Al-7Si и МЛ5 температурные поля были зафиксированы в течение первых 1500 секунд с момента начала заливки, а для сплава BrO8Ц4 - в течение первых 2000 секунд. После этого времени, в результате моделирования, наблюдалось прогревание поверхности формы, контактирующей с металлической опокой, что приводило к изменению температурного поля. Это означает, что на дальнейшее изменение температурного поля начинают влиять коэффициенты теплопередачи между формой и алюминиевой опокой, а также между формой и алюминиевой плитой. Одновременное определение нескольких коэффициентов теплопередачи для различных поверхностей раздела представляет существенные сложности, поэтому ограничились значениями времени, указанными выше.

4.1.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава Al-7Si в форму из ХТС

Расчетные значения функции ошибки $t_{\text{Егг}}$ ($^{\circ}\text{C}$), вычисленные по формуле (1), для областей значений коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса (h_L) от 400 до 800 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ и при температуре солидуса (h_S) от 100 до 500 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ представлены на рисунке 21, (а). Можно видеть, что величина ошибки уменьшается при увеличении значений коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса h_L и солидуса h_S и искомая величина коэффициента теплопередачи имеет более высокое значение, не укладывающееся в указанный выше диапазон. На рисунке 21, (б) приведены результаты расчета функции ошибки $t_{\text{Егг}}$ ($^{\circ}\text{C}$) для значений коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса сплава h_L от 900 до 1200 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ и от температуры солидуса сплава h_S от 500 до 900 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$. В области этих значений коэффициента теплопередачи величина функции ошибок практически не меняется и находится в пределах 21,6 - 22,1 $^{\circ}\text{C}$. Причина этого может заключаться в небольшом смещении положения термопар при проведении эксперимента относительно расчетных точек в модели, использованных при моделировании и в экспериментах. Значение функции ошибок неодинаково как для термопар, находящихся на разных уровнях (по высоте), так и для термопар, установленных на одном уровне, но располагающихся на различном расстоянии от поверхности отливки. Наиболее важными для определения значения коэффициента теплопередачи, являются показания термопар, размещенных непосредственно на границе контакта металла с формой (Т1, Т5, Т9), — минимальное значение функции ошибок для них было получено при значении коэффициента теплопередачи h_L равном 900 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ и h_S равном 600 $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$.

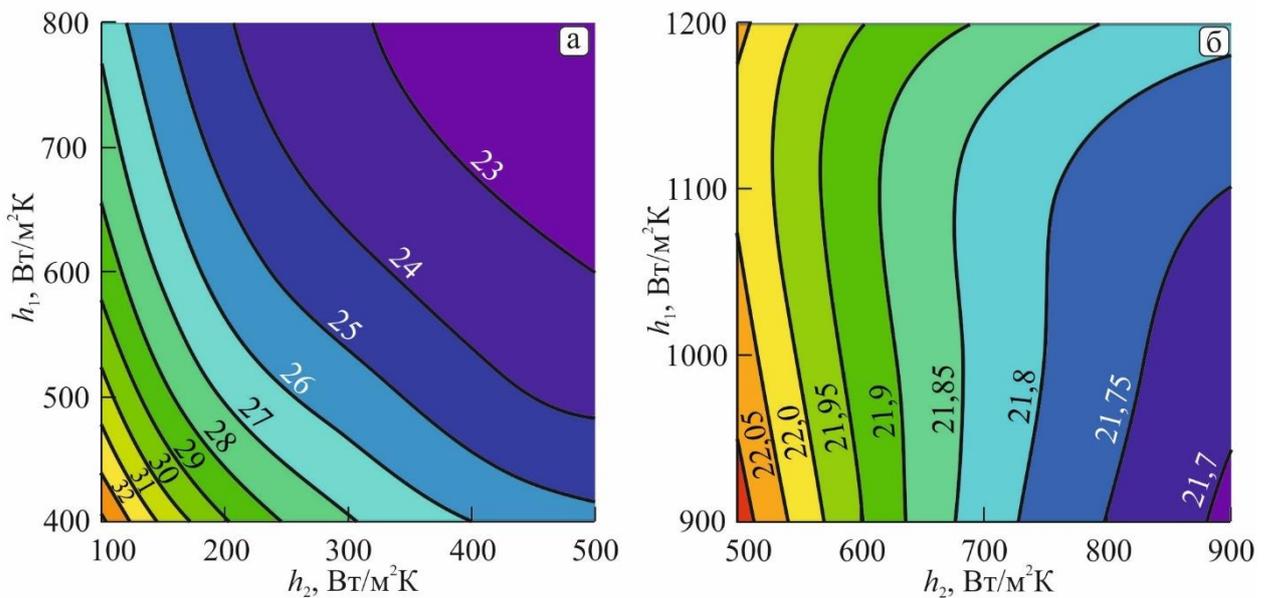


Рисунок 21 - Расчетные величины функции ошибки t_{err} ($^{\circ}\text{C}$) для областей значений коэффициента теплопередачи: а) $h_L = 400 \div 800$, $h_S = 100 \div 500$ $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; б) $h_L = 900 \div 1200$, $h_S = 500 \div 900$ $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$

После сопоставления экспериментально полученных и смоделированных температурных зависимостей от времени, путем минимизации функции ошибок был получен график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры, представленный на рисунке 22. Значение коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса составило $900 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. От температуры ликвидуса сплава $617 \text{ }^{\circ}\text{C}$ до температуры солидуса сплава $556 \text{ }^{\circ}\text{C}$, как было указано ранее, оно задавалось в виде линейной зависимости. От температуры солидуса до комнатной температуры, значение коэффициента теплопередачи составило $600 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

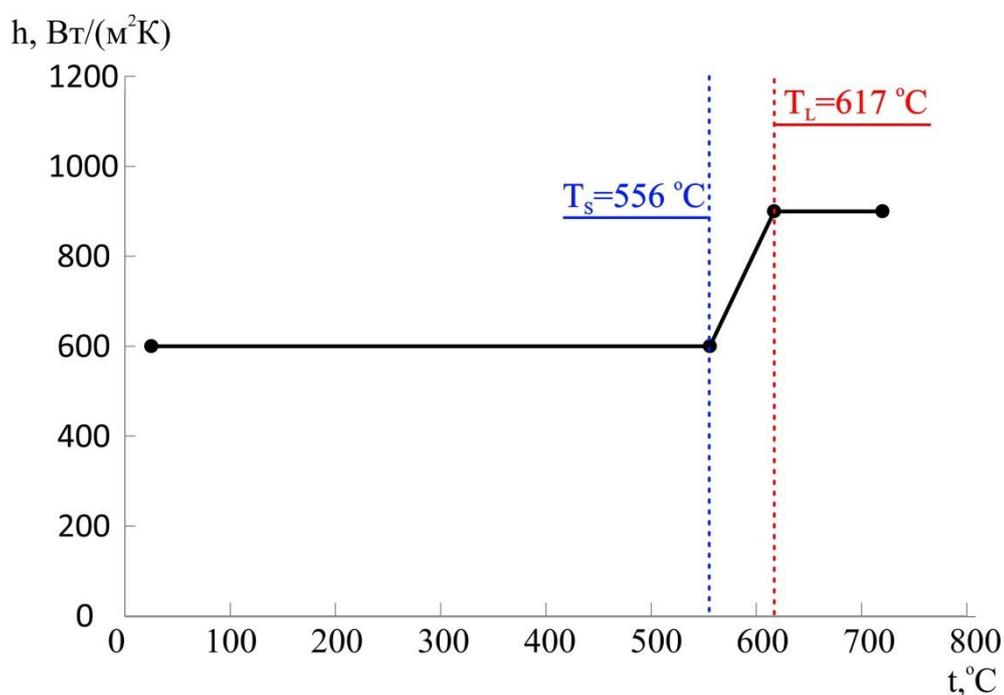


Рисунок 22 - Зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки для сплава Al-7Si при литье в форму из ХТС

На рисунке 23 представлены графики температурных зависимостей от времени при заливке сплава Al-7Si в форму из ХТС. Термопары располагались на трех уровнях по высоте с расстоянием в 40 мм (рисунок 23 (д)). И на расстоянии 1, 10, 20 и 30 мм от границы раздела металл-форма на каждом уровне (рисунок 23 (г)). На рисунке они разнесены по трем графикам рисунок 23(а) первый уровень где располагаются термопары Т1, Т3, Т4, рисунок 23(б) второй уровень для термопар Т5, Т6, Т7, Т8. Рисунок 23 (в) третий уровень Т9, Т10, Т11, Т12. На рисунке 23 (а, б, в) красной пунктирной линией обозначены смоделированные температурные зависимости от времени с определенными значениями коэффициентами передачи (рис. 22), а сплошной синей линией показаны температурные зависимости, полученные экспериментальным путем. График температурной зависимости от времени для термопары Т2 не был представлен в связи со смещением термопары в форме в процессе проведения эксперимента и плохим совпадением с рассчитанной температурной зависимостью от времени, полученной с помощью моделирования. Максимально допустимое отклонение наблюдается для

термопары Т4 представленной на рисунке 23 (а) и термопары Т7 представленной на рисунке 23 (б), расхождение составило 40 и 60 °С соответственно для термопар Т4 и Т7. Для остальных термопар наблюдается хорошее совпадение между экспериментально полученными и смоделированными температурными зависимостями от времени для которых значение расхождения не превышает 30 °С.

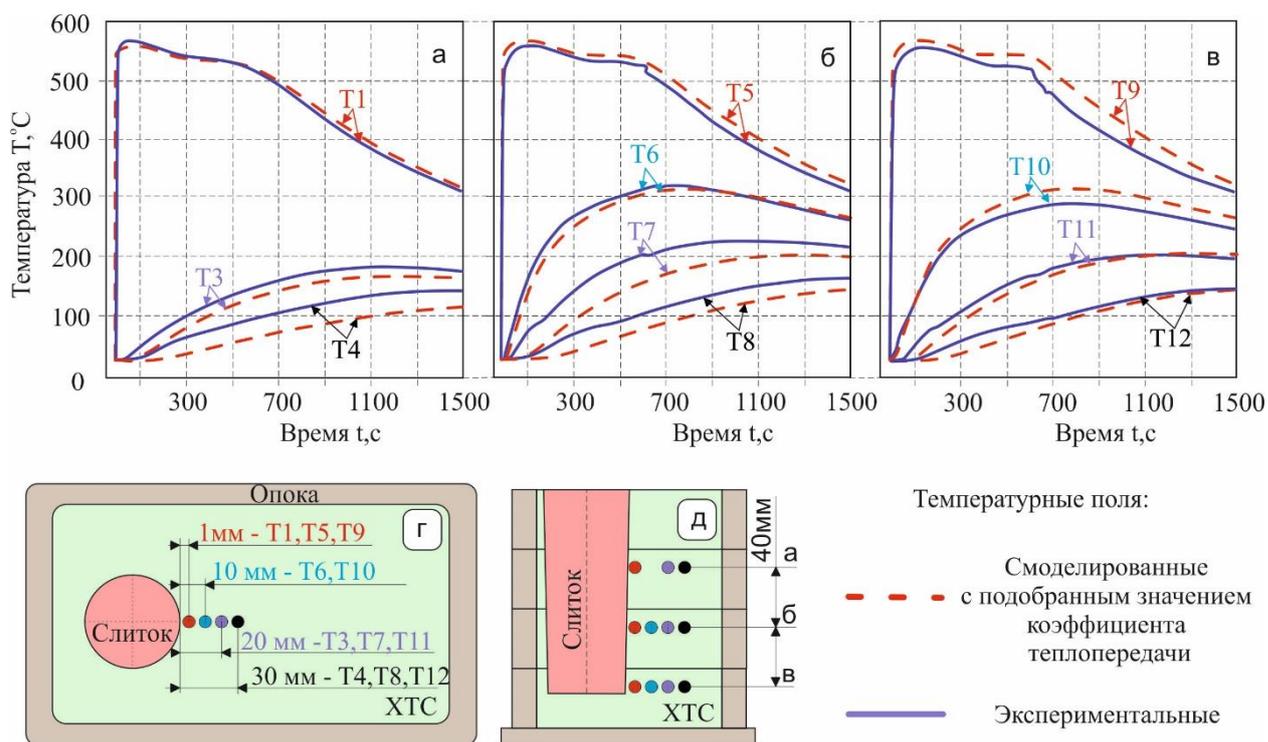


Рисунок 23 - Экспериментальные (сплошные Т1-Т12) и полученные в процессе моделирования (пунктирные Т1-Т12) температурные зависимости для случая заливки сплава Al-7Si в форму из ХТС: а) термопары Т1,Т3,Т4; б) термопары Т5-Т8; в) термопары Т9-Т12; г) схема расположения термопар в форме, вид сверху; д) схема расположения термопар в форме вид сбоку.

На рисунке 24 представлены результаты измерения диаметров слитка из сплава Al-7Si, полученного в ходе эксперимента, и литейной модели, по которой получали полость формы, в зависимости от высоты. Можно видеть, что в нижней части диаметры отливки и модели практически совпадают. Это связано с прижатием формирующейся твердой корки в слитке к стенке формы

под действием металлостатического давления (максимального в нижней части слитка). В верхней части слитка, где металлостатическое давление значительно меньше, разница между диаметрами модели и слитка значительно больше (рисунок 24). Следовательно, в верхней части формы в процессе затвердевания слитка был больший зазор, а в нижней меньший. По этой причине для верхней и нижней поверхности слитка наблюдается неодинаковое значение коэффициента теплопередачи. Но в целом эта разница не столь значительна и использование среднего значения вполне допустимо для инженерных расчётов.

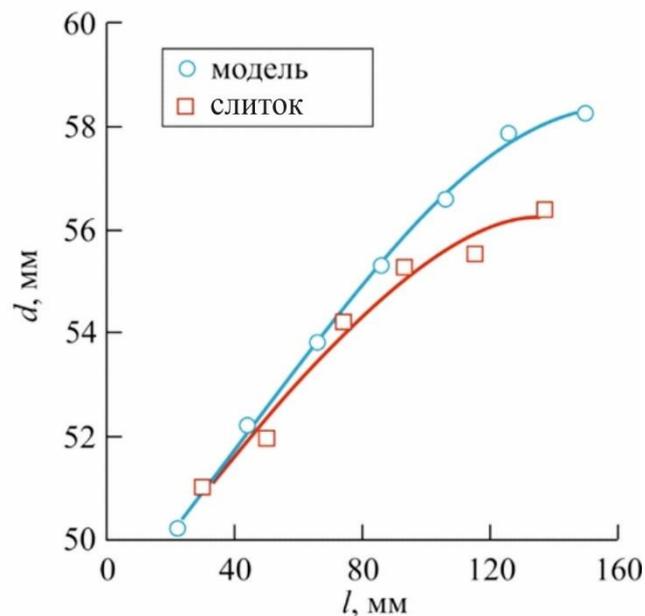


Рисунок 24 - Диаметры (d) слитка, полученного в ходе эксперимента (красная линия), и модели, по которой получали полость формы (синяя линия), в зависимости от их высоты (l)

4.1.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из ХТС

Расчетные значения функции ошибки $t_{\text{ЕГ}}$ ($^{\circ}\text{C}$) для области значений коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса сплава h_L от 800 до 1300 Вт/(м²К) и при температуре солидуса h_S от 500 до 700 Вт/(м²К),

вычисленные для термопары Т12, находящейся в отливке, до 1500 секунд представлены на рисунке 25, (а). Ошибка уменьшается при увеличении значений коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса сплава h_L и при температуре солидуса сплава h_S . Для значений $h_S = 500$ и $h_S = 600$ Вт/(м²К) минимальное значение ошибки соответствует $h_L = 1200$ Вт/(м²К), а для $h_S = 700$ Вт/(м²К) ошибка минимальна при $h_L = 1100$ Вт/(м²К). Наименьшая ошибка наблюдается при значении коэффициента теплопередачи $h_L = 1100$ Вт/(м²К) в области выше температуры ликвидуса и при $h_S = 700$ Вт/(м²К) - ниже температуры солидуса.

На рисунке 25, (б) представлены расчетные значения функции ошибки t_{err} для области значения коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса (h_L) в интервале от 800 до 1300 Вт/(м²К) и при температуре солидуса (h_S) от 500 до 700 Вт/(м²К), вычисленные для всех термопар (Т1–Т12) до 1500 секунд. Как и при расчете для термопары, находящейся в отливке, минимальное значение ошибки наблюдается для $h_S = 700$ Вт/(м²К). Для всех значений h_S минимальное значение ошибки наблюдается при значении $h_L = 1100$ Вт/(м²К).

Наиболее важны процессы, происходящие сразу после заливки расплава в форму, так как в первые секунды происходит кристаллизация сплава из за большой скорости теплопередачи, поэтому на рисунке 25, (в) представлены расчетные значения функции ошибки t_{err} для области значения h_L от 800 до 1300 Вт/(м²К) и h_S от 500 до 700 Вт/(м²К), вычисленные для термопар Т1–Т12 до 300 секунд. В этом случае минимальное значение ошибки так же, как и при расчете до 1500 секунд, наблюдается при $h_L = 1100$ Вт/(м²К) и для всех значений h_S , но в отличие от двух предыдущих случаев минимальное значение ошибки наблюдается при $h_S = 500$ Вт/(м²К). На основании полученных результатов можно предположить, что значение коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса должно быть $h_L = 1100$ Вт/(м²К), а ниже температуры солидуса $h_S = 600$ Вт/(м²К).

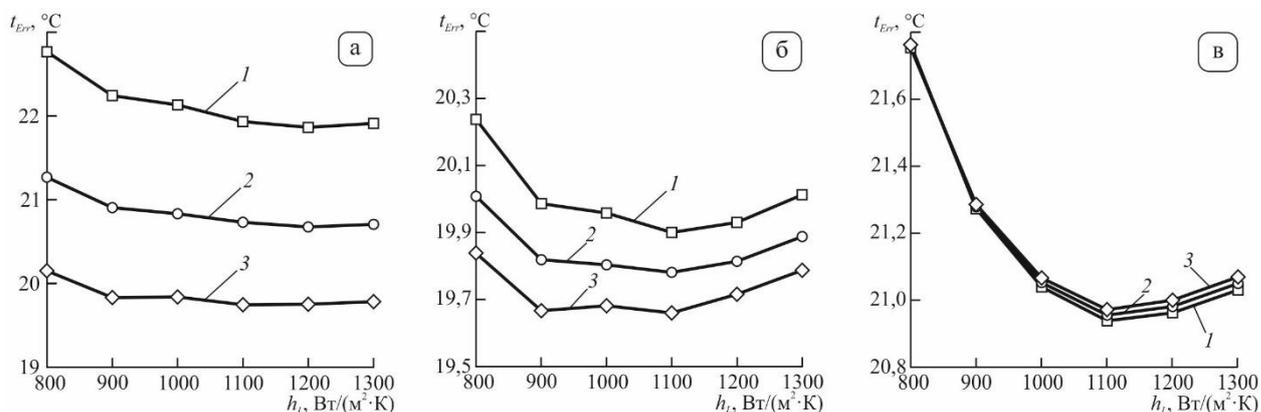


Рисунок 25 - Значение функции ошибок t_{err} в зависимости от коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса h_L при значении коэффициента теплопередачи ниже солидуса: 1 - $h_s = 500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; 2 - $h_s = 600 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; 3 - $h_s = 700 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; а) для термопары Т12 до 1500 секунд; б) для всех термопар (Т1–Т12) до 1500 секунд; в) для всех термопар (Т1–Т12) до 300 секунд.

После сопоставления экспериментальных и смоделированных температурных зависимостей от времени путем минимизации функции ошибок, был получен график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава МЛ5 в форму из ХТС, представленный на рисунке 26. Из графика видно, что выше температуры ликвидуса $610 \text{ }^\circ\text{C}$ значение коэффициента теплопередачи составляет $1100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, а ниже температуры солидуса сплава $415 \text{ }^\circ\text{C}$ значение коэффициента теплопередачи составляет $600 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Между температурами ликвидуса и солидуса значение коэффициента теплопередачи было задано меняющимся по линейной зависимости.

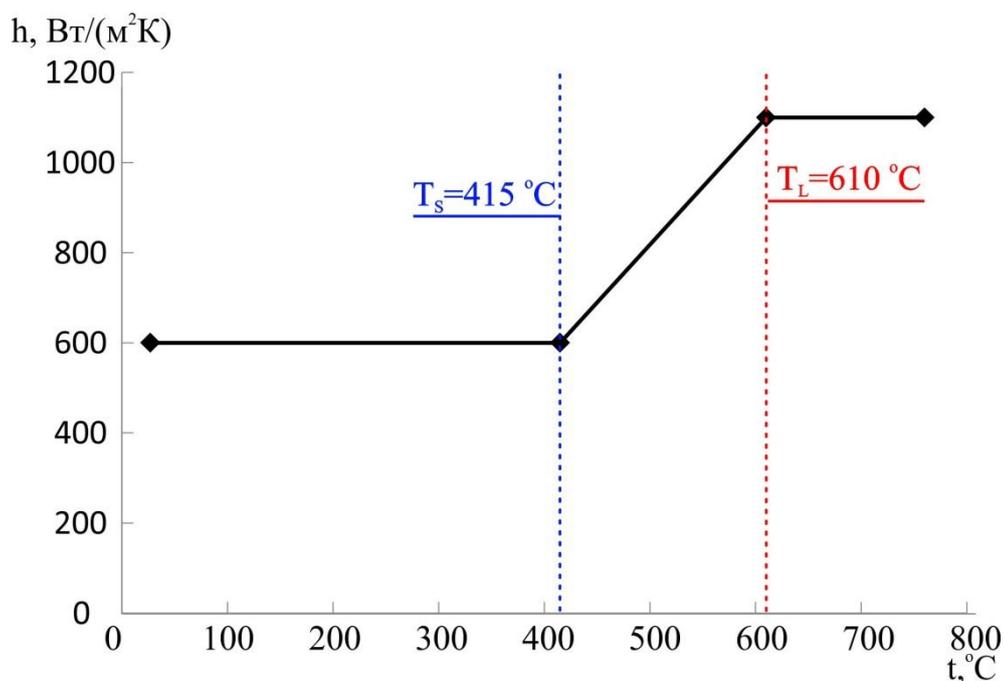


Рисунок 26 - Зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка для сплава МЛ5 при литье в форму из ХТС

На рисунке 27 показаны экспериментальные (синей линией) и расчетные с использованием представленного на рис. 26 значения коэффициента теплопередачи (показан красной пунктирной линией) температурные поля для термопар Т1–Т11 установленные в форме и кривая охлаждения для термопары Т12. Термопары в форме располагались так же, как при случае заливки Al-7Si в форму из ХТС как показано на схеме (рисунок 27 (г, д)) кроме термопары Т12 которую переместили с нижнего уровня в полость формы для записи кривой охлаждения сплава, а так же термопары Т1, Т5, Т9 переместили на 2 мм от границы раздела металл-форма в сторону формы. Это было сделано из-за того, что при нахождении термопары слишком близко к поверхности формы иногда происходило смачивание её расплавом. В таком случае термопара уже не может считаться располагающейся в форме, так как измеряется температуру расплава. Можно видеть, что для термопар на нижнем уровне Т1–Т4 (рисунок 27, а) наблюдается очень хорошее совпадение расчетных и экспериментальных кривых охлаждения. Для термопар среднего уровня (Т5–Т8) (рисунок 27, б) и верхнего уровней (Т9–Т11) (рисунок 27, в) имеются

незначительные расхождения до 30 °С между расчетными и экспериментальными кривыми охлаждения. Причина расхождений может заключаться в небольшом несовпадении коэффициента теплопередачи вверху и внизу слитка, связанном с разной величиной зазора между слитком и формой в нижней и верхней частях в процессе затвердевания. Данный вопрос был рассмотрен ранее для случая заливки сплава Al-7Si в форму из ХТС. Расчетные и экспериментальные кривые охлаждения для термопары T12 практически совпадают в промежутке времени от 0 до 500 секунд, а далее расхождение между ними становится значительным. Это может быть связано с тем, что рассчитанные теплофизические свойства сплава были получены для случая неравновесной кристаллизации по модели Шейла – Гулливера. На расчетной кривой охлаждения для термопары T12 имеется площадка, что связано с кристаллизацией неравновесной эвтектики (Mg) + (Mg₁₇Al₁₂). На экспериментальной кривой охлаждения для термопары T12 эта площадка значительно меньше, так как доля неравновесной эвтектики при реальной кристаллизации, по всей видимости, значительно меньше, чем полученная по модели Шейла – Гулливера.

Использование теплофизических свойств сплава МЛ5, взятых из базы данных программы ProCast, и теплофизических свойств формы из ХТС на фенольном связующем [8] позволяет получать адекватные результаты расчетных температурных полей в отливке и форме. Расчетные кривые охлаждения по данным 12 термопар отличаются от экспериментальных кривых охлаждения не более чем на 20 °С. При этом значение коэффициента теплопередачи, дающее такой результат, находится в достаточно широком интервале.

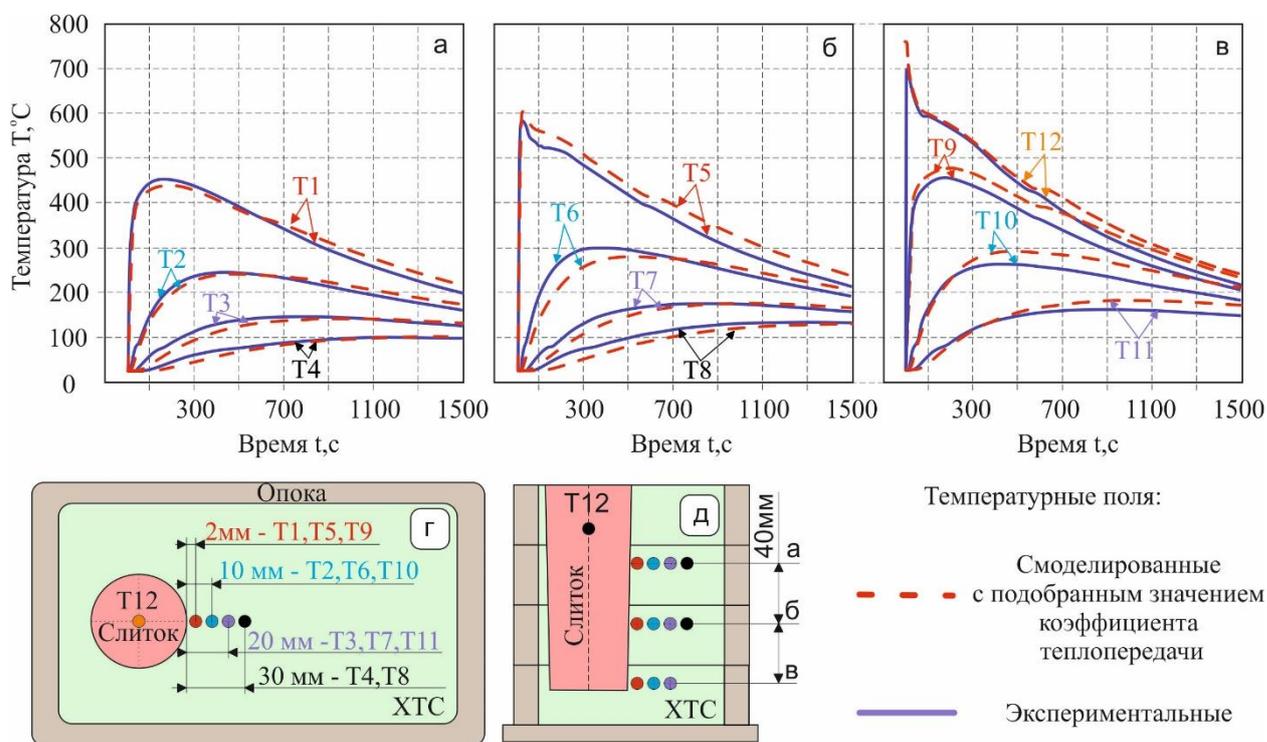


Рисунок 27 - Экспериментальные (сплошные T1-T12) и полученные в процессе моделирования (пунктирные T1-T12) температурные зависимости для случая заливки сплава МЛ5 в форму из ХТС. а) термопары T1-T4; б) термопары T5-T8; в) термопары T9-T12; схема расположения термопар относительно слитка по оси (г) и по высоте (д)

4.1.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава БрО8Ц4 в форму из ХТС

Путём минимизации функции ошибок было найдено значение коэффициента теплопередачи между слитком из бронзы БрО8Ц4 и формой из ХТС. На рисунке 28 представлен график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры между сплавом БрО8Ц4 и формой из ХТС. На рисунке видно, что график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры для сплава БрО8Ц4 отличается от графиков зависимости для сплавов Al-7Si и МЛ5, представленных ранее. В данном случае помимо значений коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса задавали промежуточные температурные точки (t_i), для

более понятного поведения коэффициента теплопередачи между температурами ликвидуса и солидуса сплава, а также выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса сплава. Для каждой точки на кривой зависимости значения коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки находили минимум функции ошибки t_{err} ($^{\circ}\text{C}$), вычисленный для термопары Т12, находящейся в отливке, до 2000 секунд. На рисунке 28 можно видеть что с температуры заливки сплава 1200°C до температуры ликвидуса сплава 995°C значение коэффициента теплопередачи плавно уменьшается с $500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ до $300 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$. От температуры ликвидуса сплава до температуры солидуса 673°C , происходит резкое падение значения коэффициента теплопередачи до $20 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$, От температуры солидуса сплава значение коэффициента теплопередачи немного увеличивается и при комнатной температуре составляет $50 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$. Можно видеть что полученная кривая похожа на найденные для пар сплав Al-7Si форма из ХТС и сплав МЛ5 форма из ХТС. В частности, основное и близкое к линейному изменение коэффициента теплопередачи наблюдается между температурами ликвидуса и солидуса. Ниже солидуса значение коэффициента теплопередачи практически постоянно, а выше ликвидуса оно не совсем постоянно. Далёкая от постоянной зависимость коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса может быть связана с тем, что часть этой кривой не совсем верна. Дело в том, что при снятии экспериментальной кривой охлаждения в начальный момент времени из-за инертности термопары фиксируются заниженные температуры расплава. В целом же можно сказать, что подход когда определяется коэффициент теплопередачи в виде зависимости показанной на рис. 24 и рис. 26, когда задаётся постоянное значение коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса вполне оправдан, но только в случае определения коэффициента теплопередачи заливке сплава в низкотеплопроводные формы, например в формы из ХТС.

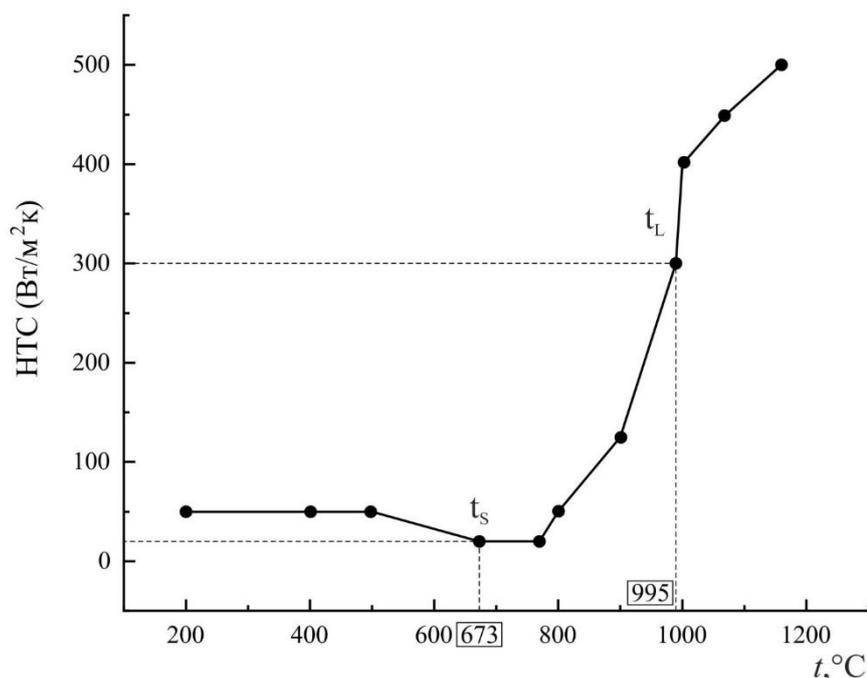


Рисунок 28 - Зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка для сплава БрО8Ц4 при литье в форму из ХТС

На рисунке 29 показаны экспериментальные (сплошные линии) и расчетные (штриховые линии) зависимости температуры от времени для термопар Т1—Т12 (кроме Т5). Термопара Т5 не была представлена на рисунке, из-за плохого соответствия экспериментальных и смоделированных температурных полей, это связано с тем, что спай термопары Т5 сместился во время заливки сплава. Из графиков можно видеть, что для термопар на нижнем уровне Т3, Т4 (рисунок 29, а) и среднем уровне Т7, Т8 (рисунок. 29, б), находящихся на расстоянии 20 и 30 мм от границы раздела отливка - форма, расчетные кривые охлаждения значительно отличаются от экспериментальных. Для термопар нижнего и среднего уровней, расположенных у поверхности раздела, отливка - форма (Т1, Т6), расчетные и экспериментальные кривые охлаждения хорошо соотносятся между собой. Для термопар, расположенных на верхнем уровне Т9—Т12 (рисунок. 29, в) отклонения расчетных кривых охлаждения от экспериментальных наблюдаются для термопар, приближенных к поверхности раздела отливка - форма (Т9, Т10). Для термопар, находящихся на расстоянии 20 мм (Т11) и 30

мм (Т7), отклонения расчетных и экспериментальных кривых значительно меньше. У термопары Т12 наблюдается значительное расхождение до 200 °С между экспериментальными и расчетными температурами, такое огромное расхождение может быть связано с неправильными теплофизическими свойствами сплава, рассчитанными в программе ProCast.

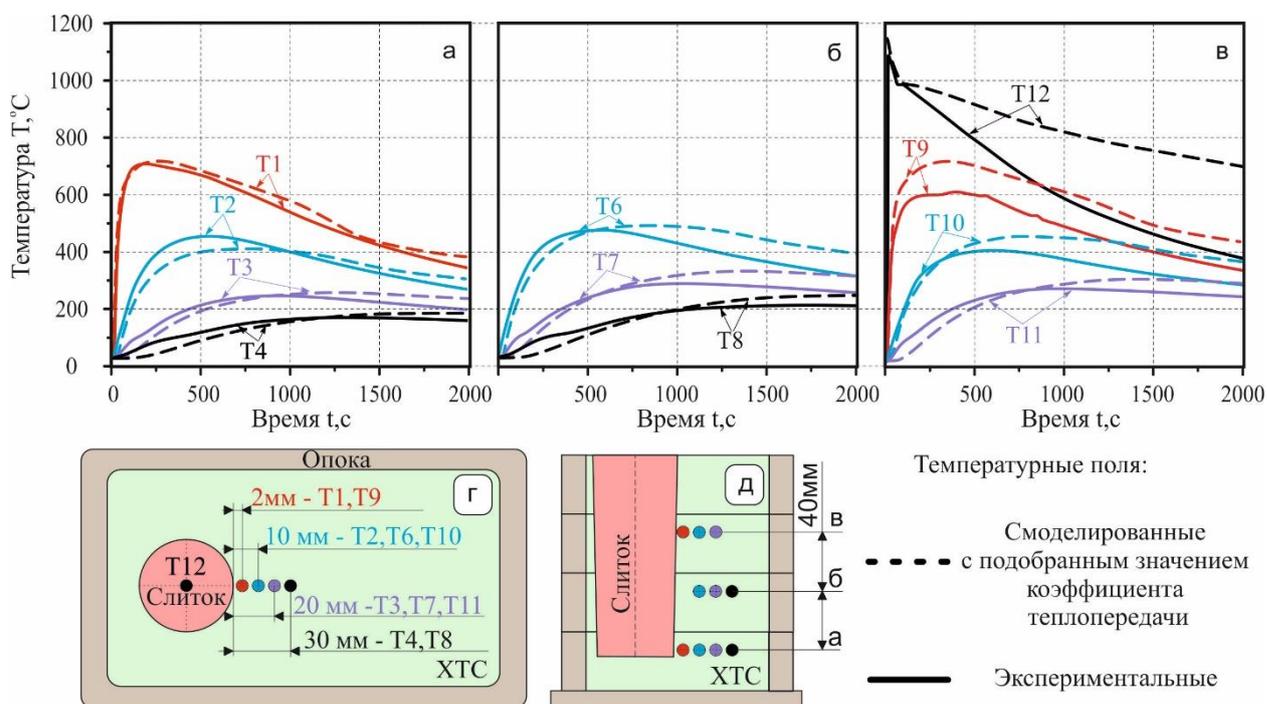


Рисунок 29 - Экспериментальные (сплошные Т1-Т12) и полученные в процессе моделирования (пунктирные Т1-Т12) температурные зависимости для случая заливки сплава БрО8Ц4 в форму из ХТС: а) термопары Т1-Т4; б) термопары Т6-Т8; в) термопары Т9-Т12; г) схема расположения термопар сверху; д) схема расположения термопар в разрезе.

4.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из стали Ст3

В ходе данной работы были определены коэффициенты теплопередачи между слитками из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5 и металлической формой из стали Ст3. Как и для форм из ХТС расчёт получали температурные зависимости коэффициента теплопередачи путём минимизации функции

ошибок. Поскольку в данном случае температуры в слитке и форме меняются более интенсивно, вид зависимости коэффициента теплопередачи от температуры может быть более сложным и задавать его как для формы из ХТС по двум точкам (постоянное значение выше температуры ликвидуса и постоянное значение ниже температуры солидуса) не совсем верно. Поэтому помимо значений коэффициента теплопередачи выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса задавали промежуточные температурные точки (t_i).

4.2.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов Al-Si в форму из стали Ст3

На рисунке 30 изображены графики зависимости коэффициентов теплопередачи от температуры поверхности слитков, изготовленных из сплавов Al-3Si (а), Al-7Si (б), Al-12Si (в) заливаемых в форму из стали Ст3.

Графики зависимости для сплавов Al-3Si, Al-7Si и Al-12Si схожи, но имеют некоторые различия. Для всех сплавов наблюдается рост коэффициента теплопередачи от температуры заливки 720°C до температуры, близкой к температуре ликвидуса сплавов. При этом значение коэффициента теплопередачи в этом случае максимально и составляет 2000 - 2500 Вт/(м²К). Это связано с тем, что именно при температуре ликвидуса начинается формирование кристаллов на поверхности формы, которые хорошо прижимаются расплавом к поверхности формы за счёт гидростатического напора. При этом процессы усадки ещё не начались и зазор между коркой сплава и формой ещё не начал формироваться.

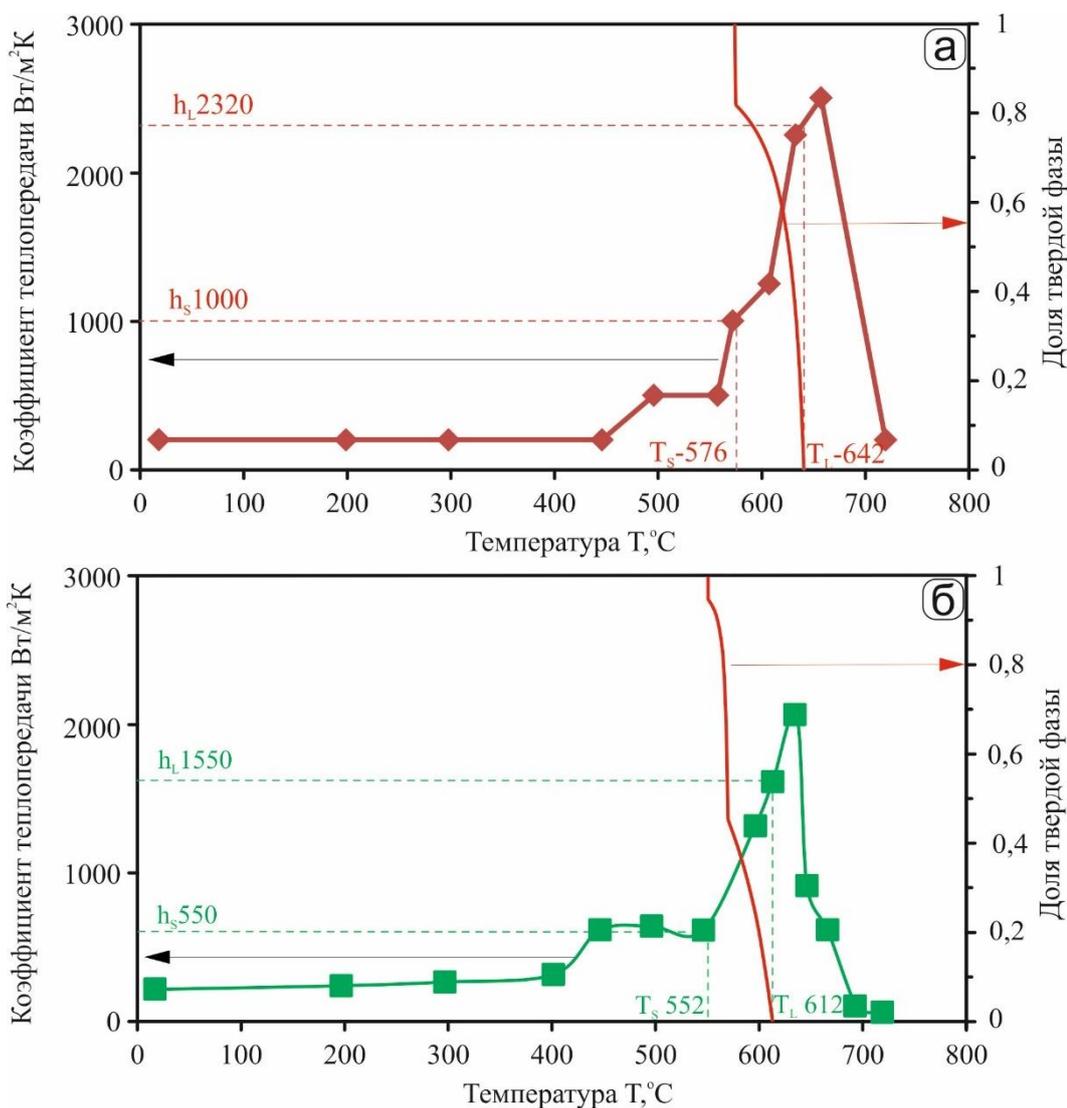
Для сплава Al-3Si коэффициент теплопередачи составил 2320 (Вт/м²К) при температуре T_L 576°C, для сплава Al-7Si - 1550 Вт/(м²К) при температуре T_L 612°C, а для сплава Al-12Si значение коэффициента теплопередачи составило всего 280 (Вт/м²К) при температуре T_L равной 589°C. То есть коэффициент теплопередачи именно при температуре ликвидуса не

максимален. Важно отметить, что максимальное значение коэффициента теплопередачи для сплава Al-3Si составляет 2600 Вт/(м²К) при температуре 658 °С. Для сплава Al-12Si рисунок 30(в) на кривой зависимости можно наблюдать что максимальное значение коэффициента теплопередачи достигается при температуре 556 °С и составляет 2500 Вт/(м²К). Для сплава Al-7Si также не наблюдается максимального значения коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса, оно достигается при температуре поверхности слитка 633 °С и составляет 2050 Вт/(м²К). Можно заметить, что максимальное значение коэффициента теплопередачи достигается при температуре выше, чем температура ликвидуса сплава для всех сплавов, кроме сплава Al-12Si. Для данного сплава максимальное значение коэффициента теплопередачи достигается при температуре ниже солидуса сплава. По всей видимости это связано с тем, что для сплавов Al-3Si и Al-7Si рассчитанная температура ликвидуса несколько отличается от экспериментальной. Ещё одной причиной может являться рассмотренная ранее инерционность термопары. Что же касается сплава Al-12Si, то следует учитывать, что от рассчитанной температуры ликвидуса (589 °С) до температуры эвтектического превращения (576 °С) наблюдается формирование небольшого количества первичных кристаллов, и по всей видимости они не способны обеспечить хороший тепловой контакт между слитком и формой.

При температурах солидуса 576°С, 552 °С, 576 °С для трех сплавов - Al-3Si, Al-7Si и Al-12Si - значения коэффициента теплопередачи составили соответственно 1000 Вт/(м²К), 550 Вт/(м²К) и 1500 Вт/(м²К). Можно видеть, что по мере роста доли твёрдой фазы в сплаве (также представлена на рис. 30) происходит значительное снижение коэффициента теплопередачи. Особенно хорошо это прослеживается для сплавов Al-3Si и Al-7Si. Что же касается сплава Al-12Si, то для него основное изменение коэффициента теплопередачи происходит ниже температуры солидуса. По всей видимости, несмотря на очень узкий интервал кристаллизации, изменение коэффициента теплопередачи происходит в интервале температур.

Значения коэффициента теплопередачи для трех сплавов остается практически неизменным от температуры поверхности отливки 400°C и до комнатной температуры 20°C и составляет $200 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$.

Таким образом, можно считать, что максимальное значение коэффициента теплопередачи достигается вблизи температуры ликвидуса сплава. По мере протекания процесса затвердевания и формирования твёрдой корки коэффициент теплопередачи начинает снижаться из-за формирования зазора между отливкой формой. Ниже температуры солидуса на графиках изменения коэффициента теплопередачи имеются площадки, ширина которых увеличивается по мере увеличения содержания кремния в сплаве. По всей видимости, наличие этой площадки может быть связано с эвтектическим превращением, так как её ширина увеличивается с увеличением доли эвтектики в сплаве.



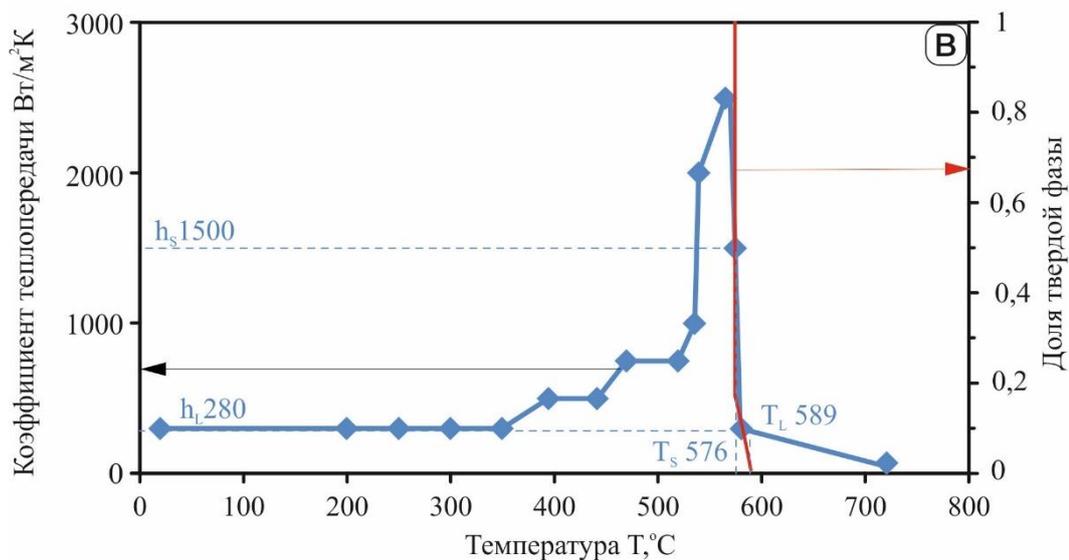


Рисунок 30 – Графики зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка из сплавов Al-3Si(а), Al-7Si(б), Al-12Si(в) при заливке в форму из стали Ст3.

На рисунке 31 представлены температурные поля для термопар Т1-Т4, полученные в ходе эксперимента (сплошные синие линии), расчетные температурные поля при использовании найденной зависимости коэффициента теплопередачи от температуры представленные на рис. 30 (красные сплошные линии) и температурные поля полученные при постоянном значении коэффициента теплопередачи, равном $500 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ (зеленые пунктирные линии). Также на рисунке показана схема расположения термопар. На графиках наблюдаются небольшие расхождения (до $15 \text{ }^\circ\text{C}$) между экспериментальными и расчетными кривыми, полученными при использовании зависимости коэффициента теплопередачи от температуры представленной на рисунке 31 для термопар Т1-Т4 на протяжении всего интервала записи температур. Расхождения между экспериментальными и расчетными температурами в слитке для термопары Т5, которая расположена в расплаве, также не превышают $15 \text{ }^\circ\text{C}$. Однако, наблюдаются более значительные расхождения (до $35 \text{ }^\circ\text{C}$ для термопар Т1-Т4 и до $215 \text{ }^\circ\text{C}$ для термопары Т5) между экспериментальными и расчетными температурами при моделировании с фиксированным значением коэффициента теплопередачи

500 Вт/м²·К. Это свидетельствует о том, что распределение температур в форме и в отливке при использовании фиксированного значения коэффициента теплопередачи значительно отличается от реальных условий распределения температур при проведении эксперимента. И поэтому для получения достоверных кривых распределения температуры, при моделировании в СКМ ЛП, необходимо использовать сложную зависимость коэффициента теплопередачи от температуры, которая учитывает его изменение в ходе процесса затвердевания.

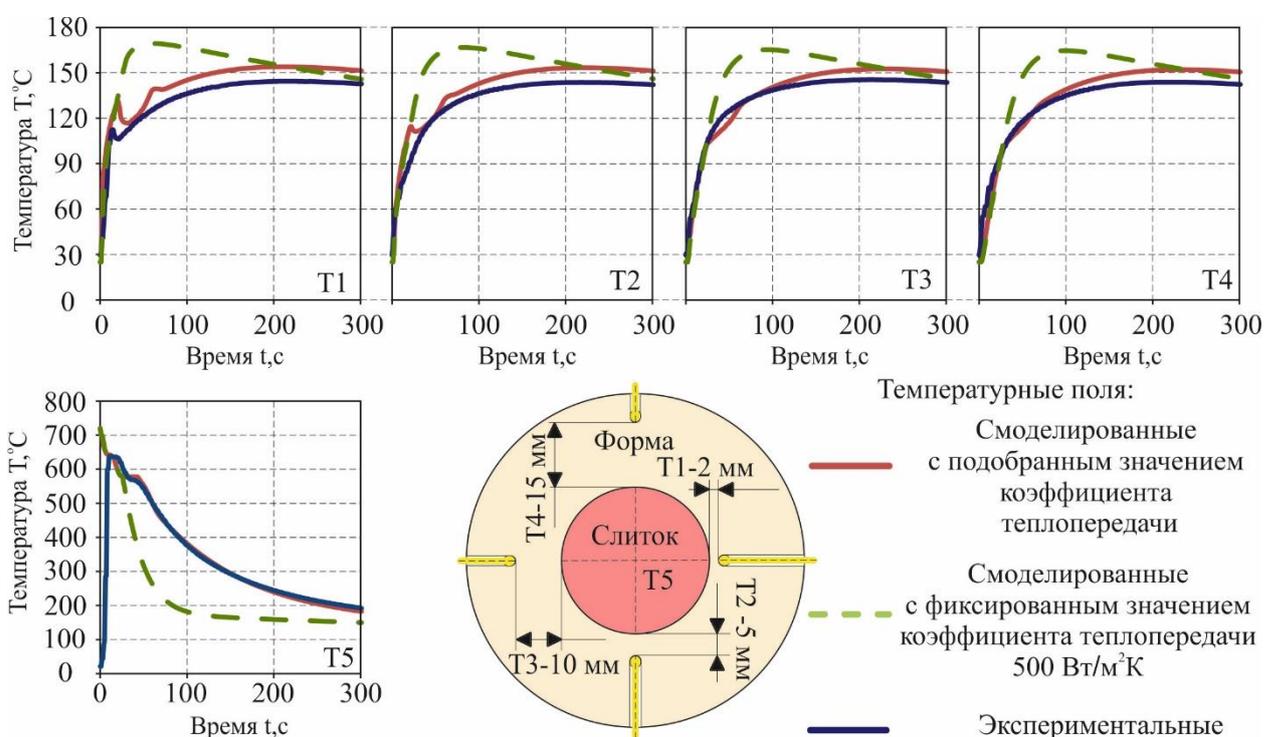


Рисунок 31 – Экспериментальные (сплошные синие T1-T5), полученные в процессе моделирования с найденным значением коэффициента теплопередачи представленным на рис. 30 (сплошные красные T1-T5), полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²·К (пунктирные зеленые T1-T5) температурные поля для случая заливки сплава Al-3Si в форму из стали.

На рисунке 32 представлены распределения температурных полей в отливке и форме для термопар T1-T5, для случая заливки сплава Al-7Si в

металлическую форму из стали Ст3. Обозначения кривых такие же как и для сплава Al-3Si. Расчетные (для случая использования температурной зависимости коэффициента теплопередачи) и экспериментальные температурные поля хорошо согласуются для большинства термопар. Однако, наибольшее расхождение между расчетными и экспериментальными температурами наблюдалось для термопары T1, которая находилась в 2 мм от границы раздела слитка и формы. Разница между смоделированными и экспериментальными температурами для этой термопары достигала 25 °С. Для экспериментальной кривой для термопары T4 был отмечен резкий спад на 5 °С на 180-й секунде, который мог быть вызван смещением термопары в отверстие при нагреве формы и деформацией клея, фиксирующего термопару. На графиках видно, что на всем временном интервале для термопар T2-T4 наблюдались незначительные расхождения (до 15 °С) между экспериментальными и расчетными температурами. Максимальное расхождение между экспериментальными и расчетными температурами в отливке для термопары T5, расположенной в расплаве (рисунок 32, термопара T5), не превышало 23 °С в начальный момент времени. В то же время, расхождения между экспериментальными и смоделированными температурными кривыми с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²·К достигали 135 °С. Таким образом, для случая заливки сплава Al-7Si в стальную форму также показано, что использование постоянного значения коэффициента теплопередачи не позволяет получить достоверное распределение температуры в форме и слитке при моделировании. Особенно велики расхождения именно для кривой охлаждения, записанной при затвердевания слитка.

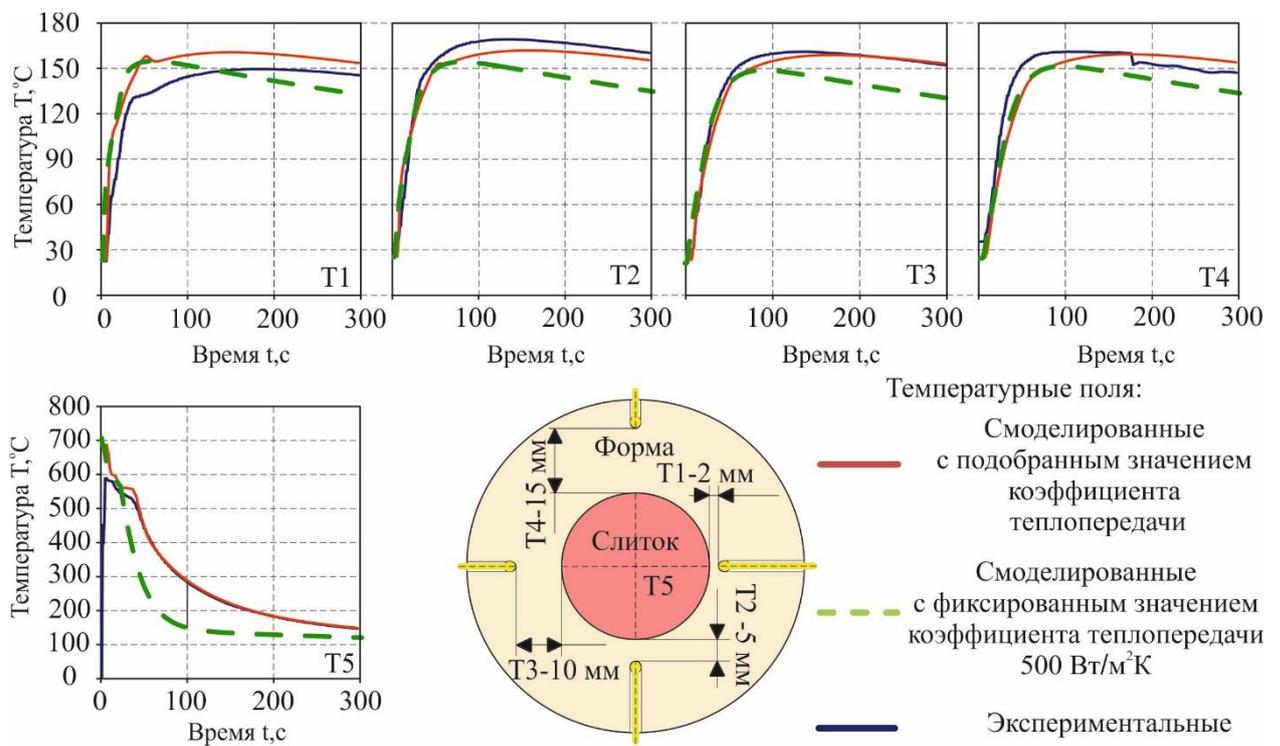


Рисунок 32 – Экспериментальные (сплошные синие T1-T5), полученные в процессе моделирования с найденным значением коэффициента теплопередачи представленным на рис. 30 (сплошные красные T1-T5), полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи $500 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ (пунктирные зеленые T1-T5) температурные поля для случая заливки сплава Al-7Si в форму из стали Ст3.

На рисунке 33 показаны экспериментальные и расчетные (для случая использования температурной зависимости коэффициента теплопередачи представленной на рисунке 30) температурные поля, в слитке и форме для термопар T1—T5. На графиках видно, что для всех термопар, установленных в форме T1-T4, на всем интервале времени имеются незначительные расхождения (до $10 \text{ }^\circ\text{C}$) между экспериментальными и расчетными температурами. Разница между экспериментальной и расчетной температурами в отливке для термопары T5 расположенной в расплаве (рисунок 33, термопара T5) не превышает $30 \text{ }^\circ\text{C}$. Расхождения между экспериментальными и смоделированными с фиксированным значением

коэффициента теплопередачи температурными зависимостями составило до 24 °С для термопар Т1-Т4 и до 150 °С для термопары Т5. Можно сделать вывод о том, что использование постоянного значения коэффициента теплопередачи не позволяет получить достоверное распределение температуры в форме и слитке и необходимо экспериментально определять зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки (слитка) если необходимо получить достоверное распределение температур, особенно для слитка.

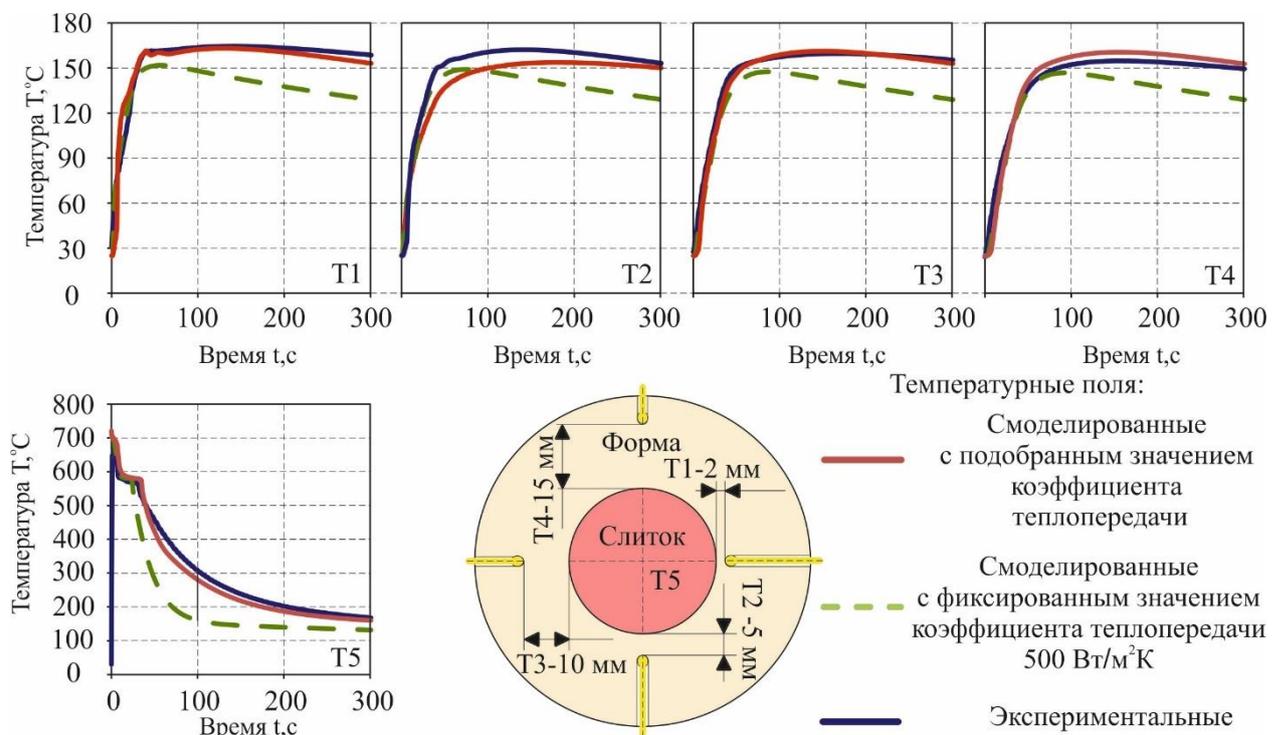


Рисунок 33 – Экспериментальные (сплошные синие Т1-Т5), полученные в процессе моделирования с найденным значением коэффициента теплопередачи представленным на рис. 30 (сплошные красные Т1-Т5), полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²·К (пунктирные зеленые Т1-Т5) температурные поля для случая заливки сплава Al-12Si в форму из стали Ст3.

4.2.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из стали Ст3

На рисунке 34 представлен график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка для случая заливки магниевого сплава МЛ5 в металлическую форму из стали Ст3. Из графика видно что от температуры заливки сплава МЛ5 (720 °С) до температуры поверхности слитка 543 °С, значение коэффициента теплопередачи растет до значения 1600 Вт/(м²·К). При температуре ликвидуса сплава (605 °С) значение коэффициента теплопередачи составляет 1490 Вт/(м²·К). От температуры поверхности слитка 543 °С значение коэффициента теплопередачи резко падает до температуры солидуса сплава 406 °С и составляет 450 Вт/(м²·К), от температуры солидуса сплава до комнатной температуры значение коэффициента теплопередачи плавно уменьшается с 450 Вт/(м²·К) до 240 Вт/(м²·К).

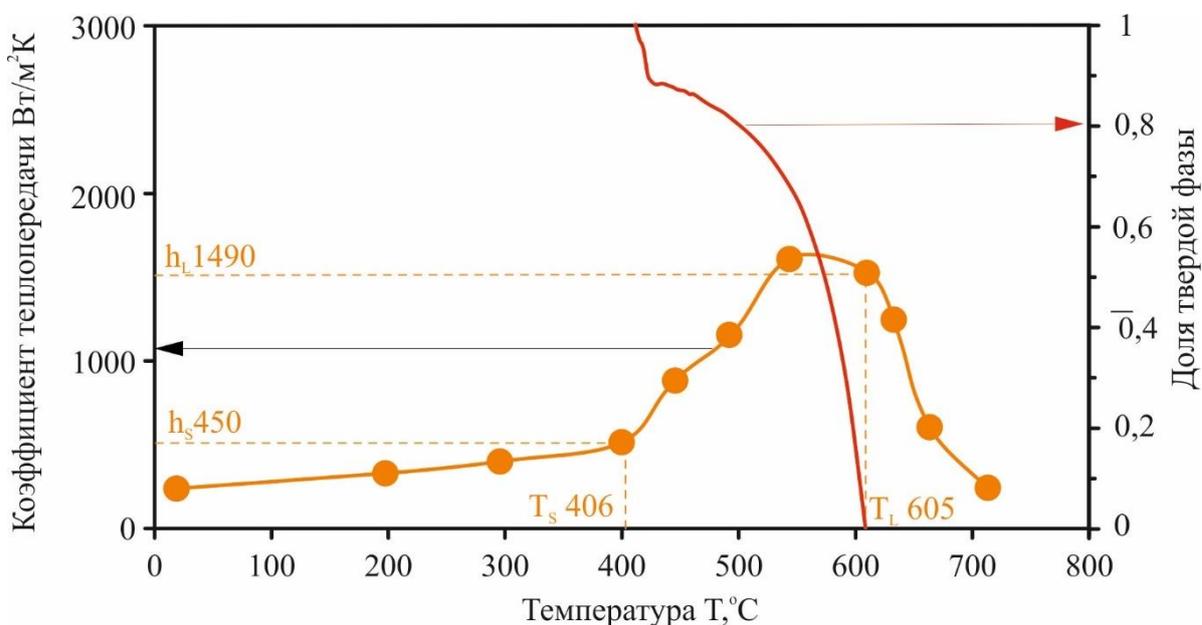


Рисунок 34 - Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности отливки при заливке сплава МЛ5 в металлическую форму из стали Ст3

На рисунке 35 представлены экспериментальные (сплошная синяя линия) и расчетные (пунктирная красная линия) температурные зависимости от времени для термопар T1-T5. Как видно на графиках для термопар T2-T4 максимальное отклонение между расчетными и экспериментальными температурными зависимостями от времени составляет до 5 °С на всем промежутке времени для термопары T5. Наибольшее отклонение до 30 °С в интервале времени от 0 до 50 секунд, наблюдается для термопары T1 установленной на 2 мм от границы раздела слиток – форма. Для термопары T5 наблюдается хорошее совпадение между экспериментальными и расчетными температурными кривыми от времени, расхождение между экспериментальными и расчетными температурами для термопары T5 не превысило 11 °С.

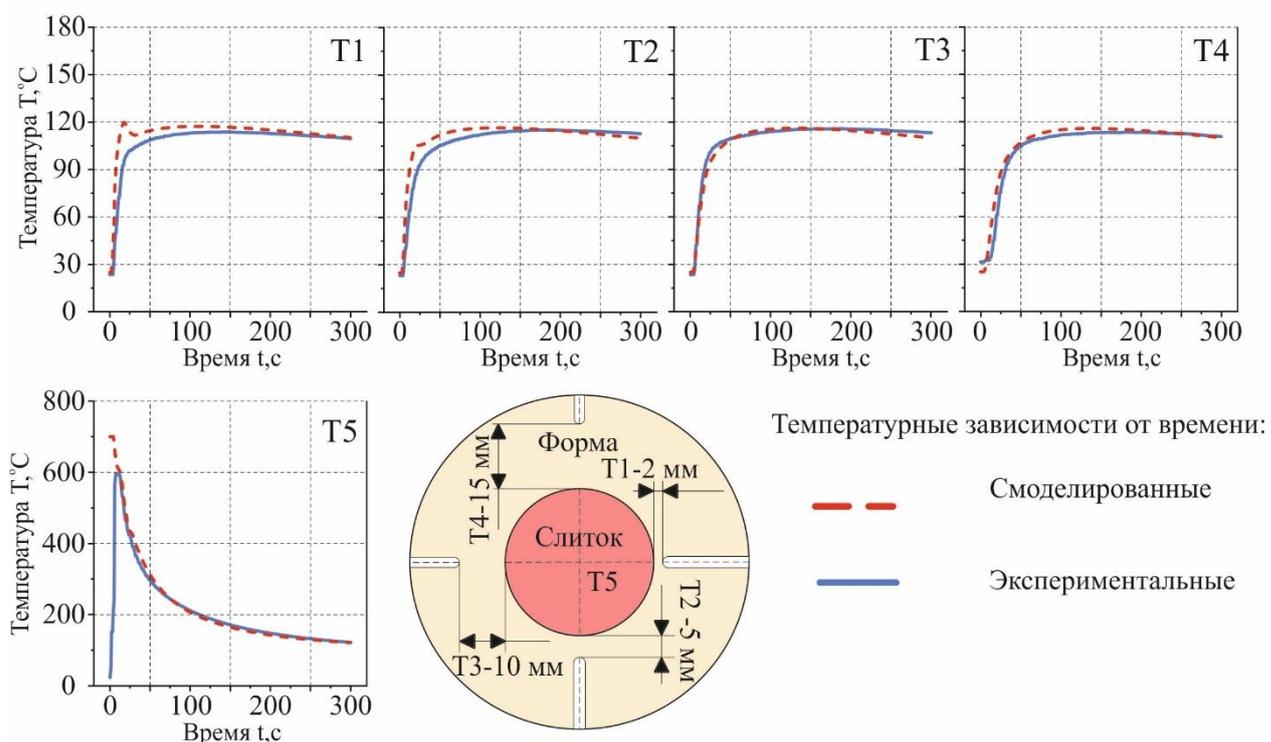


Рисунок 35 – Экспериментальные (сплошные синие T1-T5), полученные в процессе моделирования (сплошные красные T1-T5), полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²·К (пунктирные зеленые T1-T5) температурные поля для случая заливки сплава МЛ5 в форму из стали Ст3.

Таким образом, для графика изменения коэффициента теплопередачи между слитком из сплава МЛ5 и стальной формой наблюдаются те же закономерности что и для слитков из сплавов Al-Si. В частности максимальное значение коэффициента теплопередачи наблюдается при температуре близкой к температуре ликвидуса сплава. Наиболее значительное изменение коэффициента теплопередачи можно видеть в интервале кристаллизации сплава. А после полного затвердевания слитка, коэффициент теплопередачи меняется менее заметно.

4.2.3. Сравнительный анализ температурных кривых при заливке сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si и МЛ5 в форму из стали Ст3.

Кривые зависимости температуры от времени для всех термопар в литейной форме были очень похожими для слитка из каждого сплава. После заливки сплава температура увеличивалась до максимального значения, а затем медленно снижалась. Максимальные температуры, полученные экспериментально и при моделировании для каждой термопары из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, отлитых в стальную форму, показаны в таблице 6.

Из таблицы 6 видно, что для всех сплавов расчётные и экспериментальные максимальные температуры достаточно близки и различаются не более чем на 10 °С, что говорит о правильно подобранном виде кривой изменения коэффициента теплопередачи от температуры. Что же касается самих максимальных значений температуры, то для сплавов Al-Si максимальные температуры на расчётных и экспериментальных кривых мало отличаются. Но можно видеть, что для сплавов Al-7Si и Al-12Si температуры выше чем для сплава Al-3Si. Это связано с тем, что с увеличением содержания кремния в сплаве увеличивается значение скрытой теплоты кристаллизации.

Средние значения экспериментальных максимальных температур слитков из сплава Al-7Si и сплава МЛ5, отлитых в стальную форму,

различались (160°C против 115°C для сплавов Al-7Si и МЛ5 соответственно). Кривая охлаждения (Т5) для сплава Al-7Si также отличалась от таковой для сплава МЛ5, это связано с тем, что слиток из сплава МЛ5 охлаждался быстрее, при этом теплота кристаллизации была меньше, поэтому этот эффект выделения теплоты кристаллизации не проявился на температурной кривой и не был зафиксирован (рис. 35). Для сплава Al-7Si замечено четкая площадка связанная с кристаллизацией сплава (рис. 32). Теплоты кристаллизации сплавов Al-7Si и МЛ5 близки (389 Дж/г и 373 Дж/г соответственно). Однако их плотности при комнатной температуре составляют 2,69 г/см³ и 1,81 г/см³ соответственно. Это означает, что скрытая теплота кристаллизации, выделяющаяся при затвердевании 1 см³ сплавов Al-7Si и МЛ5, составляет 1046 Дж и 674 Дж соответственно. Таким образом, основной причиной различий между кривыми зависимости температуры от времени для двух сплавов являются различия в выделении скрытой теплоты кристаллизации.

Таблица 6 – максимальные температуры для экспериментальных и расчетных температурных полей от времени при заливке отливки из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si и МЛ5 в форму из стали

Термопары	МЛ5		Al-3Si		Al-7Si		Al-12Si	
	Эксп., °C	Расчет, °C						
T1	114	117	143	154	150	161	164	163
T2	115	117	142	152	167	160	162	152
T3	116	116	145	152	161	159	160	161
T4	113	116	144	151	160	159	155	160

4.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке различных сплавов в форму из графита

Определяли коэффициент теплопередачи между слитками из сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, А99, МЛ5 и формой из графита. Так же определяли

коэффициент теплопередачи между элементами графитовой формы номер 1 (графит—графит). Его задавали при моделировании в виде постоянной величины в интервале от 500 до 1500 Вт/(м² К) с шагом 100 Вт/(м²·К). Коэффициент теплопередачи графит—графит определяли, основываясь на показаниях термопары Т10, расположенной в части формы IV (рисунок 6). Эта часть формы напрямую не контактирует с расплавом, и ее нагрев происходит из-за передачи тепла от части формы III через границу раздела форма—форма (графит—графит). Значение коэффициента теплопередачи между элементами формы, для которого величина функции ошибок t_{Err} оказалась минимальна, составило 1000 Вт/(м²·К).

4.3.1. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке чистого алюминия марки А99 в форму из графита

График зависимости коэффициента теплопередачи от времени, прошедшего с начала заливки, представлен на рисунке 36. Максимальные изменения величины коэффициента теплопередачи (h) происходит в начальный период после заливки расплава, поэтому поиск коэффициентов теплопередачи производили в интервале времени от 2 до 9 секунд при шаге 1 секунда. Далее шаг был увеличен, и значение коэффициента теплопередачи (h) определяли для времени равном 20, 30, 40, 60, 120, 180, 240 и 300 секунд. Промежуточные значения между полученными точками, для которых производился поиск величины коэффициента теплопередачи, задавались линейной зависимостью. Было обнаружено, что расчетное время полного затвердевания отливки составило 20 секунд. Это значительно меньше, чем время полного затвердевания, зафиксированное визуально по исчезновению последних капель жидкости в усадочной раковине. По результатам 4-х экспериментальных заливок среднее время затвердевания составило 37 секунд. Чтобы добиться совпадения экспериментального времени затвердевания с полученным в процессе моделирования, изменили подход к определению

оптимального значения коэффициента теплопередачи для каждого временного шага. Для первых 40 секунд моделирования подбирали величину коэффициента теплопередачи h так, чтобы значение функции ошибок t_{Err} было как можно меньшим для термодатчика T5, находящейся в полости формы примерно по оси слитка. Время затвердевания слитка, полученное в моделировании с учетом этого условия, составило 30 секунд. Средняя величина функции ошибок t_{Err} , при моделировании процесса заполнения и затвердевания от 0 до 300 секунд, составила 13,4 °C.

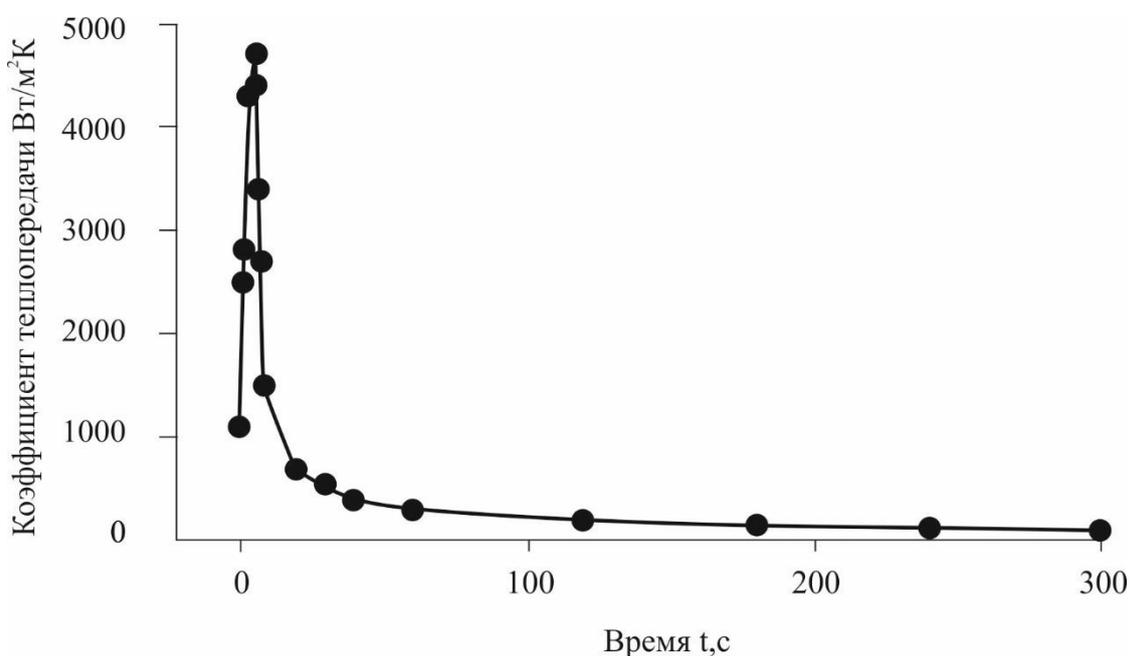


Рисунок 36 - Зависимость коэффициента теплопередачи от времени, прошедшего с начала заливки отливки из алюминия А99 при заливке в форму из графита

На рисунке 37 представлен график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка. Установлено, что при температурах расплава от начала заливки (1000 °C) до температуры плавления алюминия коэффициент теплопередачи растет. Максимальная величина коэффициента теплопередачи составила 4700 Вт/(м² К) достигается при температуре поверхности отливки 660 °C. Далее, из-за увеличения зазора между отливкой и формой, коэффициент теплопередачи снижается и при

температуре 618 °С составляет 700 Вт/(м²·К); при уменьшении температуры поверхности отливки до 190 °С величина коэффициента теплопередачи изменяется до 100 Вт/(м²·К). Следует отметить, что значение функции ошибок, вычисленное при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки с помощью температурной зависимости коэффициента теплопередачи, составило 10,8 °С, что меньше, чем в случае использования его временной зависимости (13,4 °С). Это связано с тем, что температура поверхности слитка не одинакова в местах расположения термопар верхнего и нижнего уровней. Следовательно, и коэффициент теплопередачи для этих участков должен быть разным. В случае применения в расчетах зависимости коэффициента теплопередачи от времени этого учесть нельзя

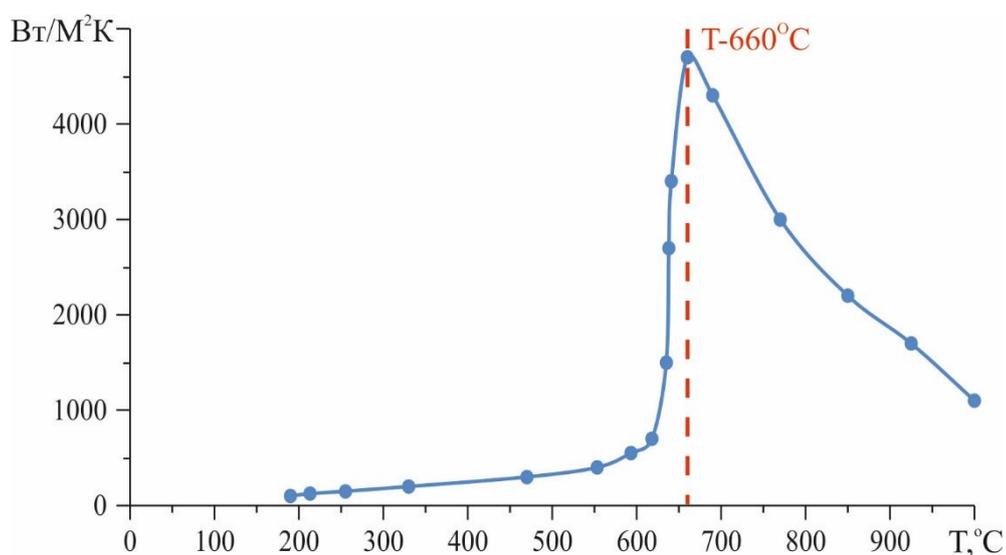
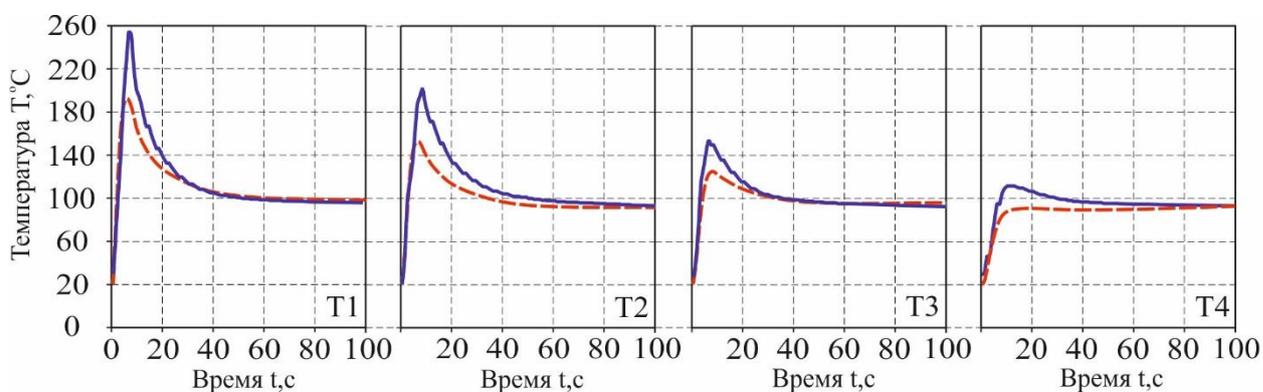


Рисунок 37 - Зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка для чистого алюминия А99 при заливке в форму из графита

На рисунке 38 представлены результаты сопоставления экспериментальных (синие сплошные линии) и расчетных (красные штриховые линии), полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания слитка с использованием значений коэффициента теплопередачи, представленных на рис. 37, графиков изменения температуры в зависимости

от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар Т1 - Т10. На графиках видно, что в интервале времени от 3 до 30 секунд имеются значительные расхождения (до 60 °С) между экспериментальными и расчетными кривыми для термопар Т1, Т4, Т6. Это связано с тем, что при подборе значений коэффициента теплопередачи стремились достичь максимального совпадения распределений температуры для термопары, установленной в отливке (термопара Т5) и полученного путем моделирования, и времени затвердевания отливки. Разница между экспериментальной и расчетной температурами в отливке (рисунок 38 термопара Т5) не превышает 20 °С. По истечении 30 секунд расхождение между полученным путем моделирования и экспериментальными распределениями температур в форме не превышает 20 °С для всех термопар. Сопоставление расчетных и экспериментальных температур в форме и отливке в интервале времени от 100 до 300 секунд не показано, так как при достижении 100 секунд, разница между этими температурами остается практически постоянной и не превышает 20 °С.

Как было указано ранее, термопара Т10 позволяет определить коэффициент теплопередачи форма—форма (графит—графит), так как часть формы, где была установлена термопара не контактировала с расплавом. Разница между расчетным и экспериментальными распределениями температуры на этой термопаре не превышает 3 °С.



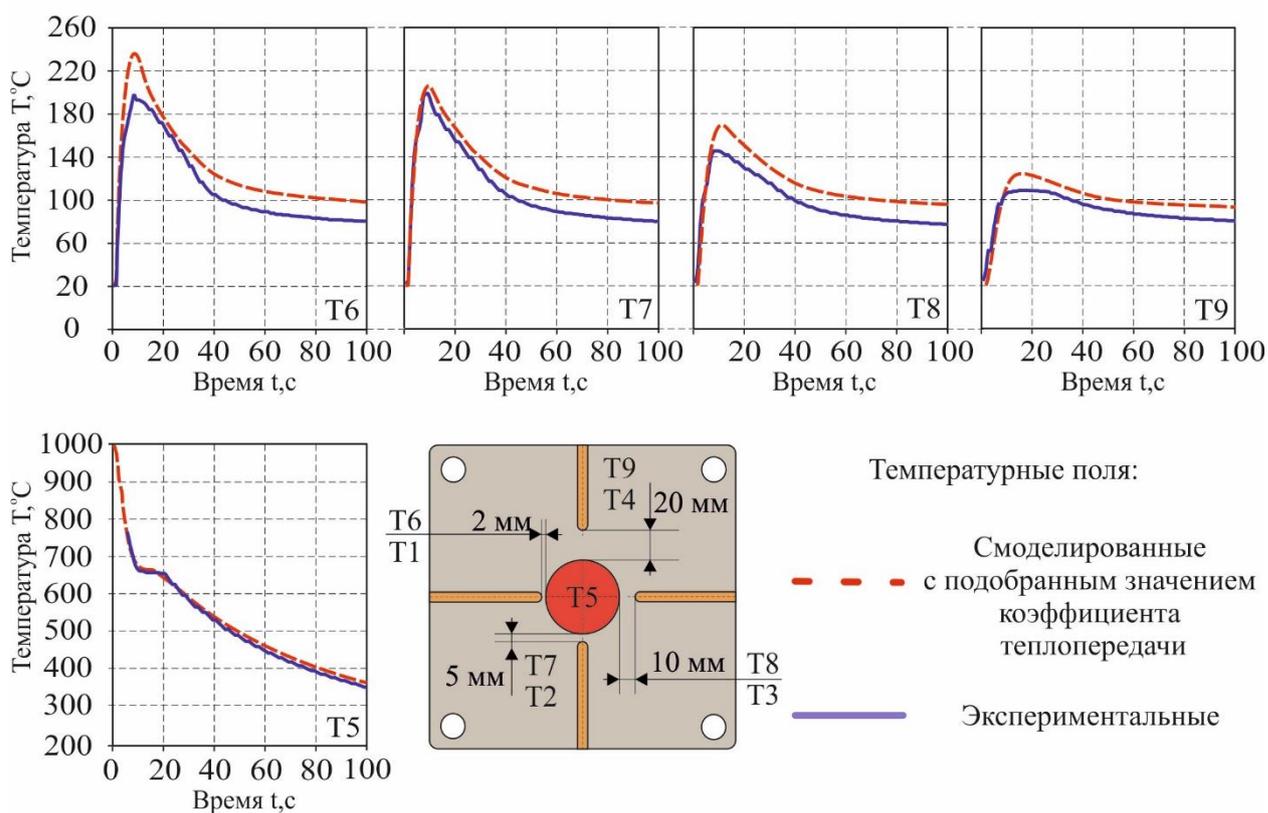


Рисунок 38 – Экспериментальные (сплошные синие T1-T9), полученные в процессе моделирования с коэффициентом теплопередачи представленным на рис. 37 (штриховые красные T1-T9), температурные поля для случая заливки сплава А99 в форму из графита номер 1.

4.3.2. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплавов на основе Al-Si в форму из графита

На рисунке 39 представлены графики зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитков из сплавов Al-3Si (а), Al-7Si (б) и Al-12Si (в) заливаемых в форму из графита. Так же на графиках, для каждого сплава нанесена кривая изменения доли твердой фазы. Как можно видеть из рисунка 39, кривые зависимости значений коэффициента теплопередачи от температуры различаются для всех трех сплавов.

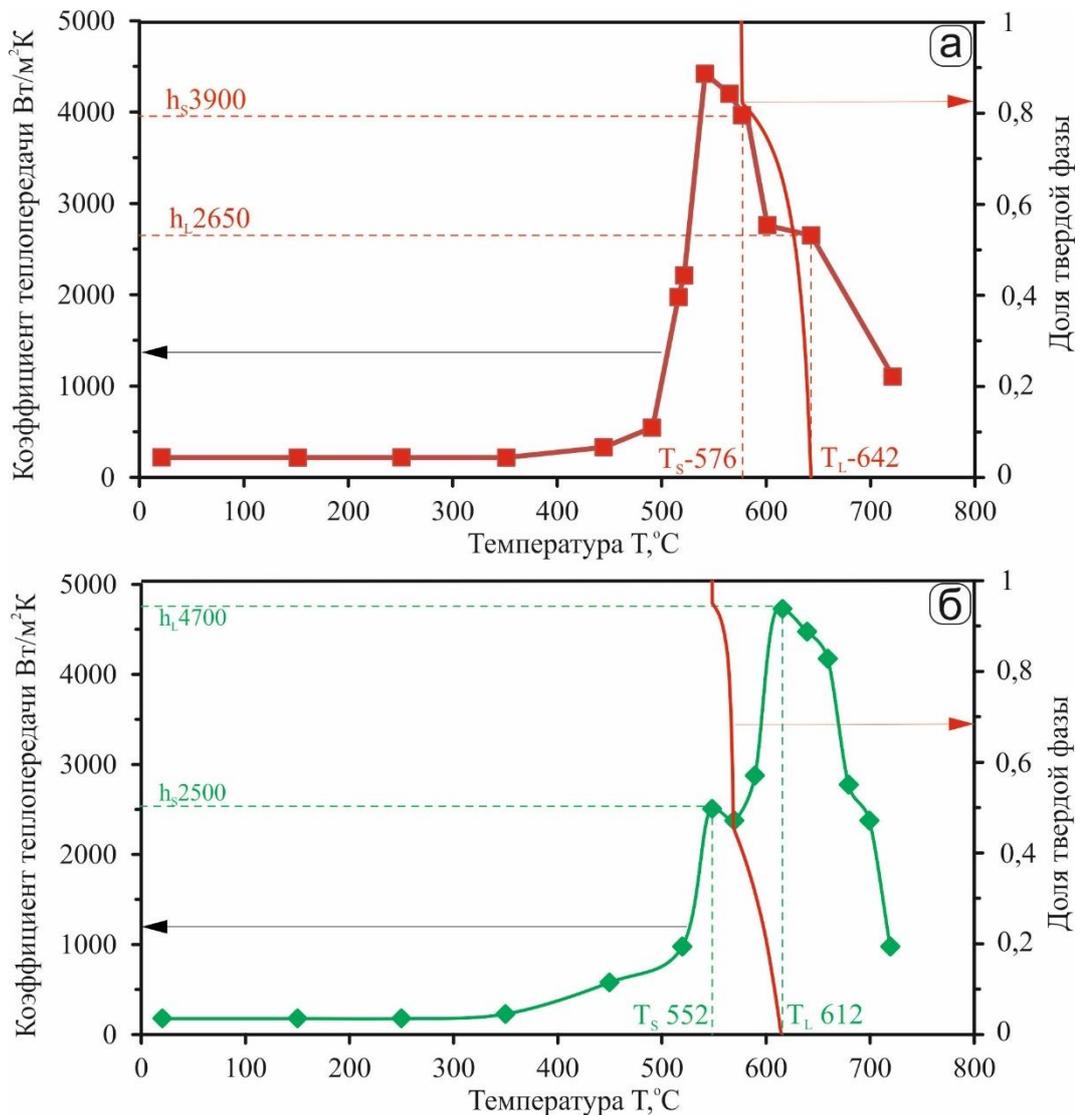
Для сплава Al-3Si можно видеть, что в интервале от температуры заливки (720 °С) до температуры ликвидуса сплава ($T_L = 642^\circ\text{C}$) значение коэффициента теплопередачи повышается до 2650 Вт/(м²К). При T_L на

графике (рисунок 39) образуется небольшая площадка, совпадающая с первичной кристаллизацией алюминиевого твёрдого раствора. Такое поведение кривой изменения коэффициента теплопередачи от температуры выглядит странным. Дело в том, что для ранее рассмотренных кривых характерна близость максимального значения коэффициента теплопередачи к температуре ликвидуса сплава. Здесь же максимальное значение ($4500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$) достигается при температуре ниже температуры солидуса сплава. По всей видимости, полученная кривая не совсем достоверна. В то же время, судя по кривой изменения коэффициента теплопередачи для сплава Al-7Si, при температуре ликвидуса сплава (T_L) 612 °C коэффициент теплопередачи достигает максимального значения и составляет $4700 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$, что очень похоже на результаты определения коэффициента теплопередачи для сплавов Al-Si при заливке в форму из стали. Значение коэффициента теплопередачи для сплава Al-12Si при температуре ликвидуса (T_L) 589 °C составляет $3076 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$. Ранее уже указывалось что реальная температура ликвидуса для сплава Al-12Si может значительно отличаться от расчётной, а доля первичных кристаллов очень мала. Поэтому фактически для этого сплава ликвидус и солидус совпадает при 576 °C и этой температуре соответствует максимальное значение коэффициента теплопередачи ($4500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$).

Значение коэффициента теплопередачи при температуре солидуса для сплавов Al-3Si, Al-7Si и Al-12Si при температурах 576 °C , 552 °C и 576 °C соответственно, составляет $3900 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$, $2500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ и $3186 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$. То есть даже после полного затвердевания значение коэффициента теплопередачи достаточно высоко.

Изучая максимальные значения коэффициент теплопередачи между отливкой и формой, было обнаружено, что для сплава Al-12Si на кривой зависимости коэффициента теплопередачи наблюдается резкий скачок в интервале от температуры солидуса (T_S) до температуры поверхности отливки (568 °C), при этой температуре наблюдается максимальное значение коэффициента теплопередачи, которое составляет $4500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$. Такое же

поведение наблюдается и для сплава Al-3Si, у которого от температуры солидуса сплава до температуры поверхности отливки 535°C значение коэффициента теплопередачи возрастает до 4500 Вт/(м²К). В отличие от сплавов Al-12Si и Al-3Si, у Al-7Si максимальное значение коэффициента теплопередачи наблюдается при температуре ликвидуса сплава (T_L) и составляет 4700 Вт/(м²К). Как можно видеть, максимальные значения коэффициента теплопередачи для всех исследованных сплавов Al-Si близки.



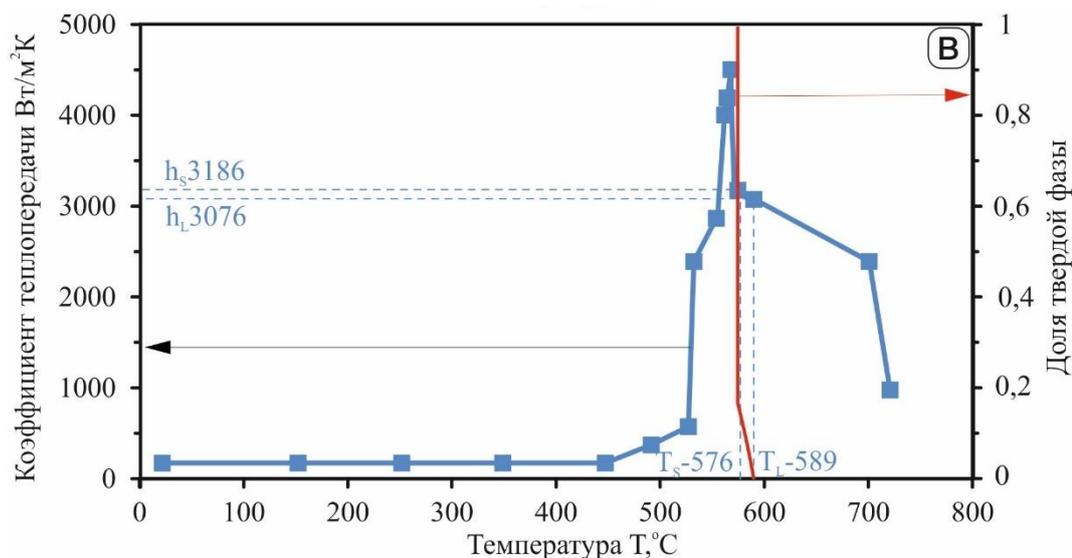


Рисунок 39 - Графики зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки и доли твердой фазы для сплавов Al-3Si(а), Al-7Si(б), Al-12Si(в) при заливке в форму из графита.

На рисунке 40 представлены результаты сопоставления экспериментальных (синие линии), расчетных с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) (красные пунктирные линии) и расчетных с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/(м²К) (зеленые сплошные линии), полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания слитка из сплава Al-3Si, графиков изменения температуры в зависимости от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар T1 – T5. На графиках видно, что для всего интервала времени имеются незначительные расхождения до 17 °С между экспериментальными и расчетными температурами для термопар T1, T3, T4. На графиках видно, что значительные расхождения (до 100 °С) наблюдаются между экспериментальными и расчётными значениями для термопары T2. Разница между экспериментальными и расчетными температурами в отливке для термопары расположенной в расплаве (рисунок 40, термопара T5) не превышает 38 °С. Максимальное расхождение между экспериментальными и расчетными (с использованием фиксированного значения коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²К) температурными

зависимостями составило $45\text{ }^{\circ}\text{C}$ для термопар расположенных в форме Т1-Т4 и $217\text{ }^{\circ}\text{C}$ для термопары Т5 расположенной в отливке.

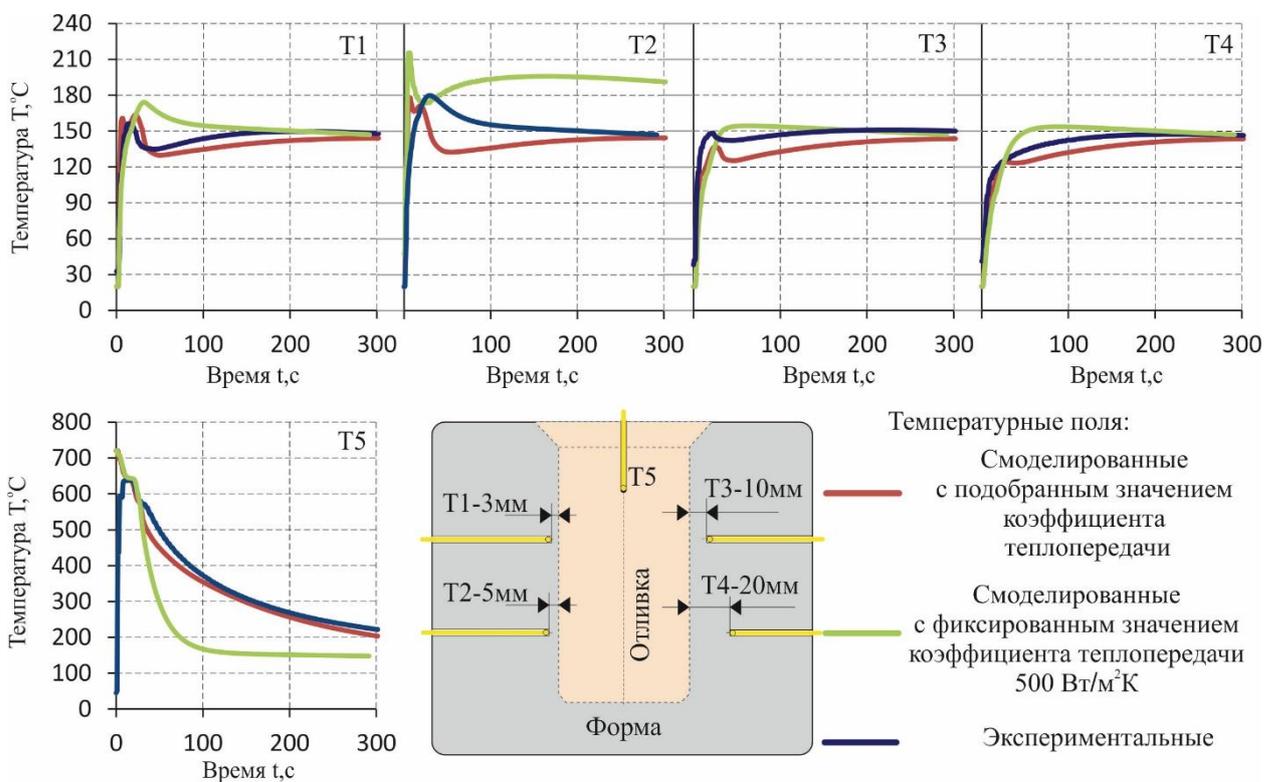
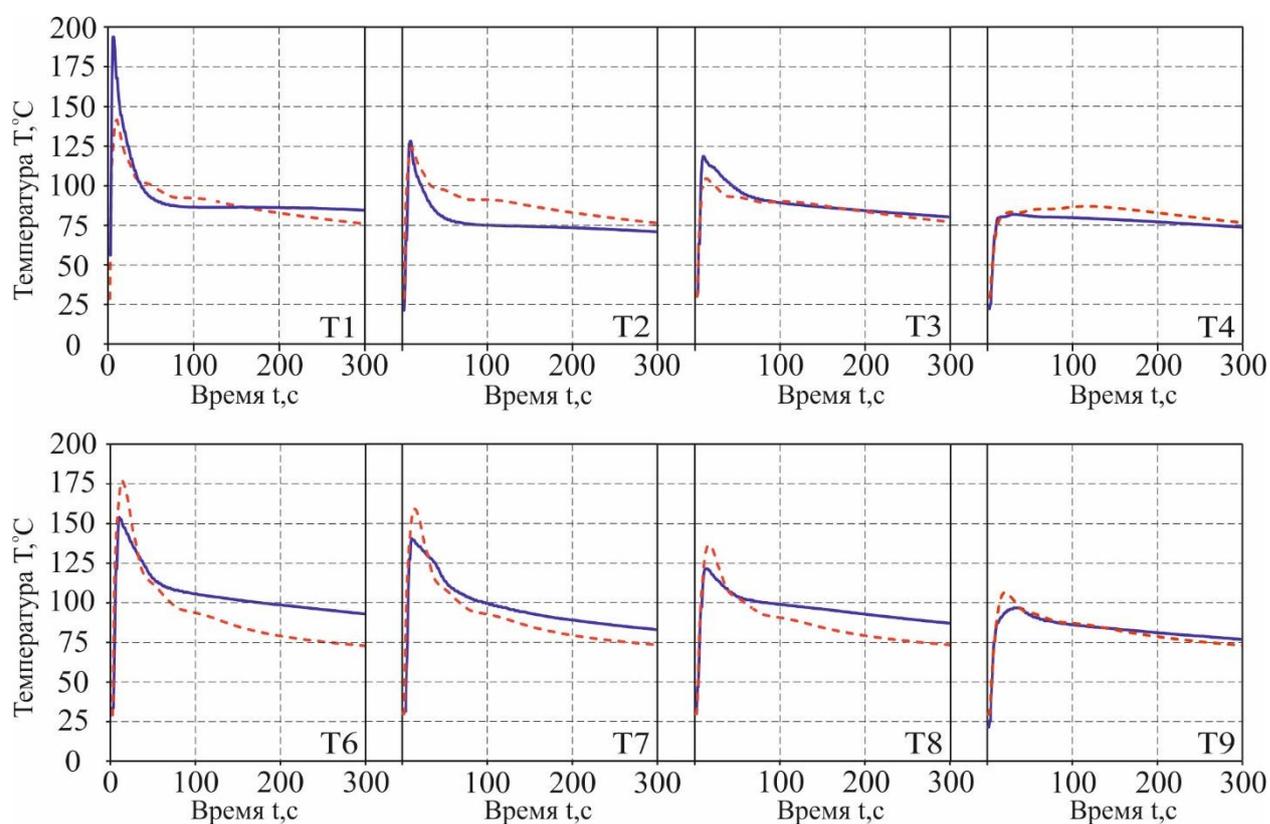


Рисунок 40 - Экспериментальные (синие линии), полученные в процессе моделирования с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) (красные линии) и полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи $500\text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ (зеленые линии) температурные поля для сплава Al-3Si, заливаемого в форму из графита номер 2.

На рисунке 41 представлены результаты сопоставления экспериментальных (синие сплошные линии), расчетных с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) (красные штриховые линии) и полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки, графиков изменения температуры в зависимости от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар Т1 - Т10 для сплава Al-7Si, заливаемого в графитовую форму. На графиках видно, что в интервале времени от 3 до 40 секунд имеются

значительные расхождения (до 100 °С) между экспериментальными и расчетными кривыми для термопар Т1, Т6, Т7, Т8. Это связано с тем, что при подборе значений коэффициента теплопередачи стремились достичь максимального совпадения экспериментального и полученного путем моделирования распределений температуры в отливке (термопара Т5) и времени затвердевания отливки. Разница между экспериментальной и расчетной температурами в отливке (рисунок 41, термопара Т5) не превышает 15 °С. По истечении 40 секунд расхождение между полученным путем моделирования и экспериментальными распределениями температур в форме не превышает 20 °С для всех термопар.



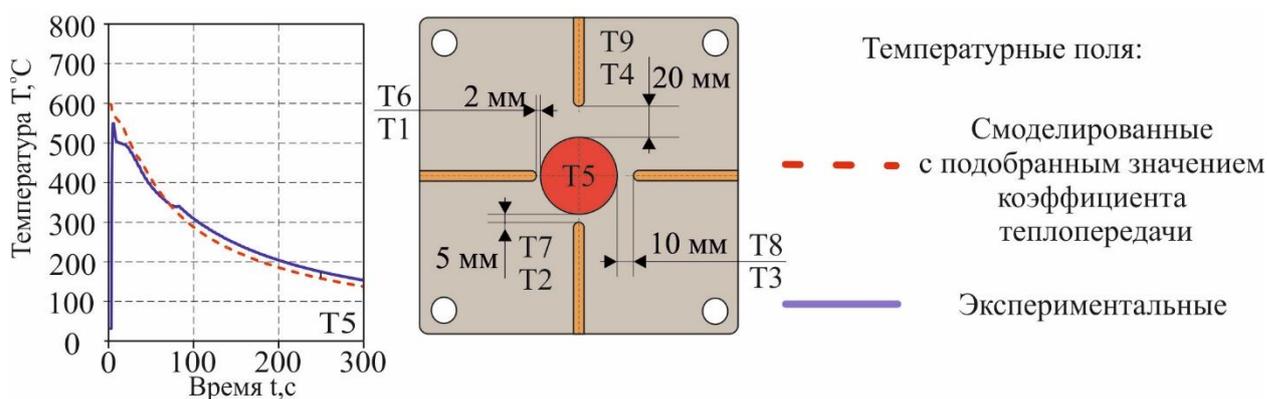


Рисунок 41 – Экспериментальные (сплошные синие), полученные в процессе моделирования (штриховые красные) значение температуры в точках установки термопар (Т1-Т9) для сплава Al-7Si, заливаемого в форму из графита номер 1.

Эксперимент со сплавом Al-12Si проводили с использованием второй графитовой формы. На рисунке 42 представлены результаты сопоставления экспериментальных (синие линии), расчетных с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) (красные линии) и расчетных с фиксированным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²К (зеленые линии), полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания слитка, графиков изменения температуры в зависимости от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар Т1 – Т5. На графиках видно, что на всем интервале времени имеются не значительные расхождения до 15 °С между экспериментальными и расчетными кривыми для термопар Т1 -Т4. Это связано с тем, что при подборе значений коэффициента теплопередачи пытались достичь максимального совпадения экспериментального и полученного путем моделирования распределений температуры в отливке (термопара Т5) и времени затвердевания отливки. Так же на графиках видно, что значительные расхождения до (50 °С) имеются между экспериментальными и рассчитанными с фиксированным значением коэффициента теплопередачи температурными зависимостями от времени для термопар Т1-Т4. Разница между экспериментальной и расчетной с использованием найденной кривой

зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) температурами в отливке для термопары расположенной в расплаве (рисунок 42, термопара T5) не превышает 10 °С. В случае же использования фиксированного значения коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²К расхождение между экспериментальными и рассчитанными температурными кривыми достигает 220 °С.

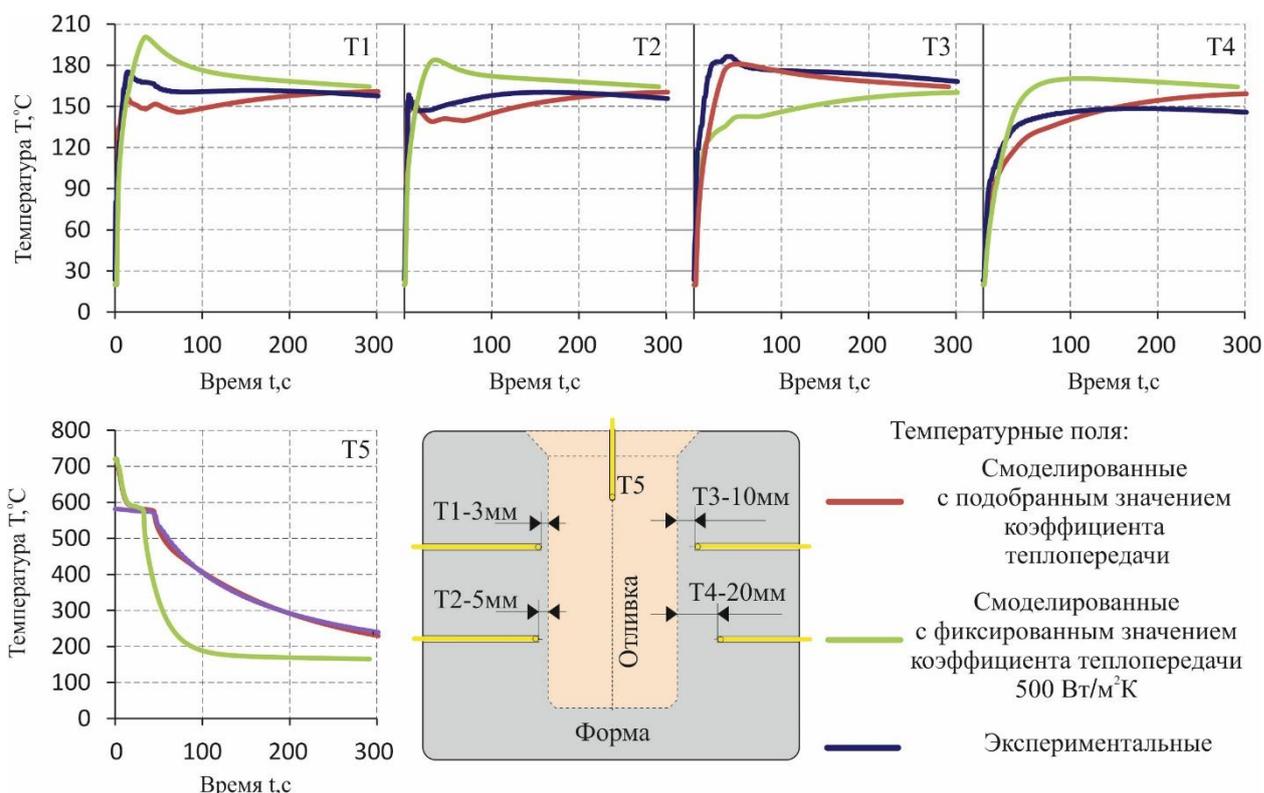


Рисунок 42 - Экспериментальные (синие линии), полученные в процессе моделирования с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 39) (красные линии) и полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи 500 Вт/м²·К (зеленые линии) значения температур в точках установки термопар T1-T5 для сплава Al-12Si, заливаемого в форму из графита номер 2.

Можно видеть, что, как и в случае заливки сплавов в стальную форму, использование постоянного значения коэффициента теплопередачи 500

Вт/м²·К не позволяет получить достоверное распределение температуры в форме, что приводит к появлению значительных расхождений при моделировании и эксперименте. Наибольшие расхождения при использовании постоянного значения коэффициента теплопередачи наблюдаются для кривой охлаждения слитка. Использование же найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры позволяет значительно повысить сходимость между экспериментальными и расчётными кривыми.

4.3.3. Результаты определения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из графита

На рисунке 43 представлены зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки для сплава МЛ5 при заливке в форму из графита. Кривые зависимости значения коэффициента теплопередачи для пары МЛ5/графит были очень похожи на кривые для пары Al-7Si/графит. Пиковое значение коэффициента теплопередачи для сплава МЛ5 и графитовой формы составило 4700 Вт/(м² К) при температуре ликвидуса магниевого сплава МЛ5 (608 °С). Далее, при снижении температуры, значение коэффициента теплопередачи снижается в два этапа. По всей видимости первое значительное снижение связано с ростом первичных кристаллов и образованием дендритного каркаса на границе металл/форма. Далее наблюдается небольшая площадка, по всей видимости связанная с эвтектическим превращением в сплаве. Ниже температуры солидуса значение коэффициента теплопередачи является практически постоянным.

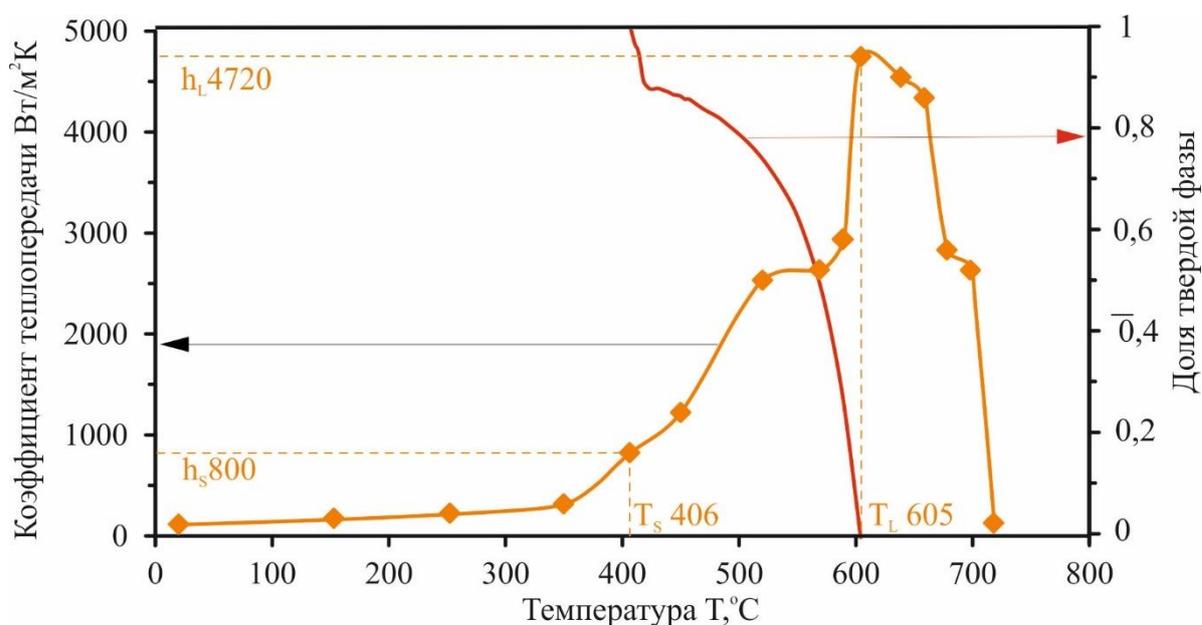


Рисунок 43 - Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности отливки для сплава МЛ5 при заливке в форму из графита.

На рисунке 44 представлены результаты сопоставления экспериментальных (синие сплошные линии) и расчетных с использованием найденной кривой зависимости коэффициента теплопередачи от температуры (рис. 43) (красные штриховые линии), полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки, графиков изменения температуры в зависимости от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар Т1 – Т9. На графиках видно что в интервале времени от 3 до 40 секунд имеются значительные расхождения (до 50 °С) между экспериментальными и расчетными кривыми для термопар Т1, Т2, Т3, Т6, Т9. Разница между экспериментальной и расчетной температурами термопары Т5 расположенной в отливке не превышает 20 °С. По истечении 40 секунд расхождение между значениями, полученными путем моделирования и экспериментально не превышает 20 °С для всех термопар.

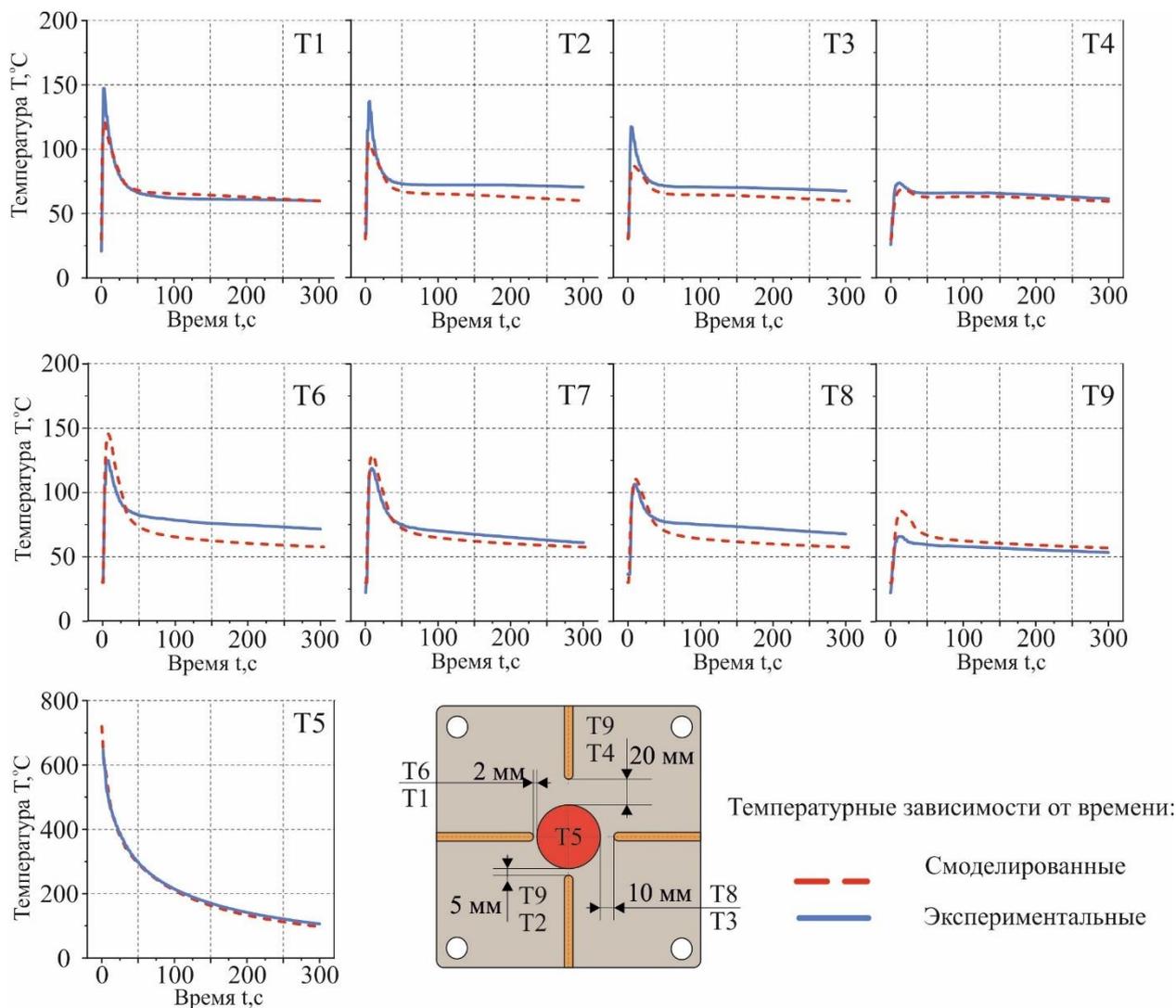


Рисунок 44 - Экспериментальные (сплошные синие), полученные в процессе моделирования (сплошные красные) и полученные в процессе моделирования с постоянным значением коэффициента теплопередачи $500 \text{ Вт/м}^2\cdot\text{К}$ (пунктирные зеленые) значения температур в точках установки термопар Т1-Т9 для сплава МЛ5, заливаемого в форму из графита 1.

ГЛАВА 5. СРАВНЕНИЕ НАЙДЕННЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ СЛИТКА ДЛЯ ФОРМ ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ РАЗЛИЧНЫЕ СКОРОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ

5.1. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава Al-3Si в формы из стали и графита

На рисунке 45 представлены графики зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка, между отливкой из сплава Al-3Si и формами из графита и стали Ст3. На графике видно, что значения коэффициента теплопередачи при температуре ликвидуса сплава (T_L) 642 °C составляют 2650 Вт/м²К для графитовой формы и 2320 Вт/м²К для стальной формы. При температуре солидуса сплава (T_S) 576 °C значение коэффициента теплопередачи составило 3900 Вт/м²К для графитовой формы и 1000 Вт/м²К для стальной формы. Максимальные значения достигаются для стальной и графитовой форм при различных температурах, для стальной формы максимальное значение коэффициента теплопередачи составляет 2530 Вт/м²К при температуре поверхности слитка 664 °C, то есть чуть выше температуры ликвидуса сплава. Для графитовой формы максимальное значение коэффициента теплопередачи составляет 4500 Вт/м²К и достигается при температуре поверхности отливки 540 °C, чуть ниже температуры солидуса сплава. Как было указано ранее, график зависимости коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава Al-3Si в форму из графита по всей видимости не совсем верный. В большинстве случаев максимальное значение коэффициента теплопередачи наблюдается при температуре ликвидуса или температуре близкой к ней. В этом же случае невозможно обосновать, почему именно при достаточной низкой температуре поверхности формы, когда сплав полностью затвердел наблюдается передача тепла с максимальной интенсивностью.

В то же время можно видеть, что ниже температуры 500 °С в формах из стали и графита коэффициент теплопередачи практически идентичен и составляет 200 Вт/м²К. Это связано с тем, что ниже этой температуры между слитком и формой формируется значительный зазор.

Можно видеть, что максимальное значение коэффициента теплопередачи при заливке сплава Al-3Si в графитовую форму в 1,8 раза выше, чем при заливке этого сплава в стальную форму.

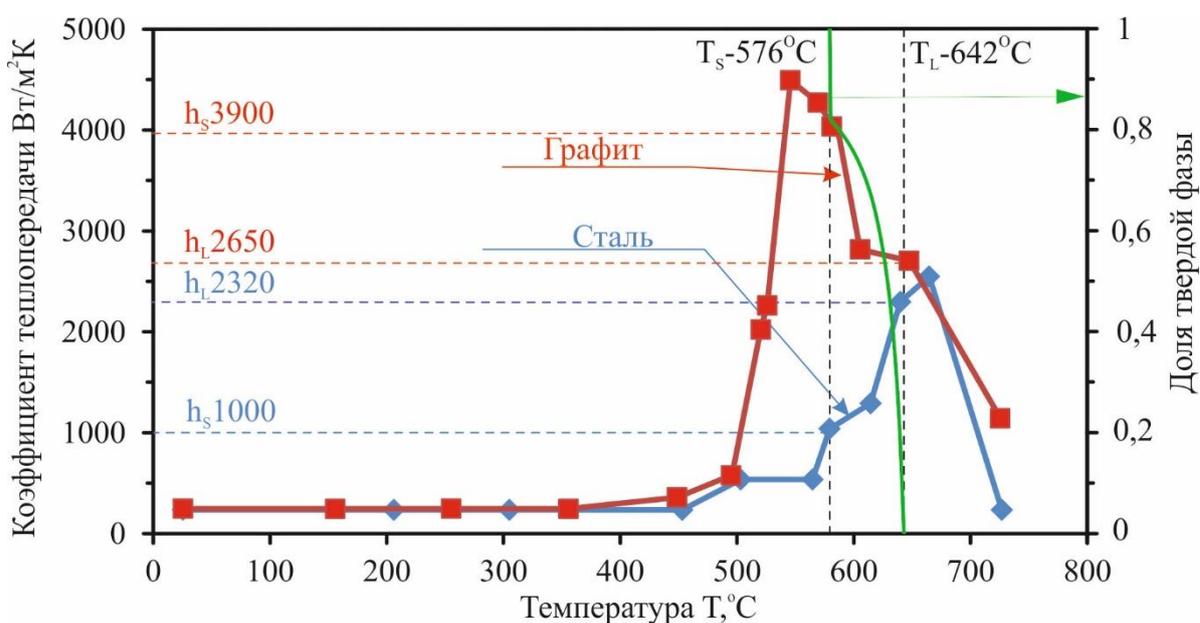


Рисунок 45 - Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности слитка для сплава Al-3Si при заливке в формы из стали и графита.

5.2. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплава Al-7Si в формы из ХТС, стали и графита

На рисунке 46 представлена зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка при заливке алюминиевого сплава Al-7Si в формы из ХТС, стали и графита. Как видно графики изменения коэффициента теплопередачи при литье в стальную, графитовую и форму из ХТС значительно отличаются.

Максимальное значение коэффициента теплопередачи между отливкой и формой достигаются при температуре ликвидуса T_L (612°C) для форм из ХТС и графита, и составляет $4700 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ и $900 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ соответственно. Для стальной формы максимальное значение коэффициента теплопередачи достигается чуть выше температуры ликвидуса сплава 640°C , и составляет $2050 \text{ Вт/м}^2\text{К}$. Таким образом максимальные значения коэффициента теплопередачи при заливке сплава в графитовую форму больше в 2,3 раза чем при заливке в стальную форму и в 5 раз, чем при литье в форму из ХТС.

Значение коэффициента теплопередачи при температуре солидуса T_S (552°C) составляет $2500 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ при заливке сплава в графитовую форму, $600 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ для формы из ХТС и $550 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ для формы из стали. Таким образом при температуре солидуса значения коэффициента теплопередачи при литье сплава Al-7Si в графитовую форму примерно в 4 раза больше, чем при литье в формы из ХТС и стали. Ранее было указано, что при заливке сплава Al-7Si в графитовую форму на графике изменения коэффициента теплопередачи имеется площадка, скорее всего связанная с активным выделением тепла при эвтектическом приращении.

Когда температура поверхности отливки ниже температуры солидуса сплава (500°C) разница между коэффициентами теплопередачи при литье в стальную и графитовую формы незначительна и их значение составляет $200 \text{ Вт/м}^2\text{К}$. Коэффициент теплопередачи между сплавом и формой из ХТС имеет более высокое значение равное $600 \text{ Вт/м}^2\text{К}$, но и оно сохраняется до комнатной температуры. Это связано с тем, что для определения данного значения коэффициента теплопередачи использовались только 2 значения коэффициента теплопередачи: выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса. В действительности возможно, что при низких температурах значение коэффициента теплопередачи между сплавом Al-7Si и формой из ХТС значительно ниже, и близко к значениям, полученным при заливке сплава в формы из графита и стали.

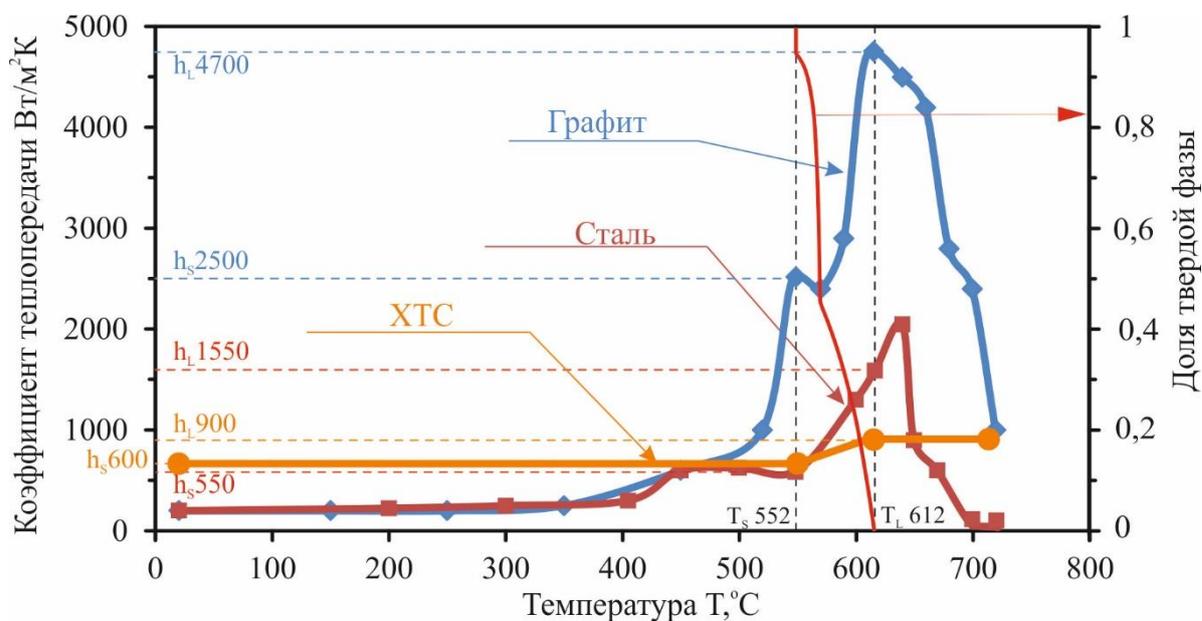


Рисунок 46 – Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности слитка при заливке алюминиевого сплава Al-7Si в формы из ХТС, стали и графита

5.3. Сравнение найденных зависимостей коэффициента теплопередачи от температуры при заливке сплавов на основе Al-12Si в формы с различной скоростью охлаждения

На рисунке 47 представлена зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка, между сплавом Al-12Si и формами из графита и стали. Из графиков видно, что в отличие от сплавов Al-3Si и Al-7Si максимальное значение коэффициента для сплава Al-12Si достигается при одной и той же температуре поверхности отливки 570 °C и составляет 4700 Вт/м²К для графитовой формы и 2500 Вт/м²К для стальной формы. Таким образом максимальное значение коэффициента теплопередачи для графитовой формы в 1,8 раза больше, чем для стальной формы. При температуре солидуса сплава (T_s) 576 °C значения коэффициента теплопередачи составляют 3186 Вт/м²К для графитовой формы и 1500 Вт/м²К для стальной формы. Как указывалось ранее, это связано с тем, что критические точки где происходит резкое изменение коэффициента

теплопередачи не всегда точно совпадают с критическими температурами сплава (ликвидусом и солидусом). По всей видимости, на это влияют процессы, связанные с выделением теплоты кристаллизации. Также следует учитывать, что рассчитанные температуры ликвидуса и солидуса могут не в полной мере совпадать с экспериментальными. При уменьшении температуры поверхности слитка разница между коэффициентами теплопередачи графитовой и стальной формы уменьшается. Ниже 350 °С графики изменения коэффициента теплопередачи при заливке сплава Al-12Si в формы из стали и графита совпадают.

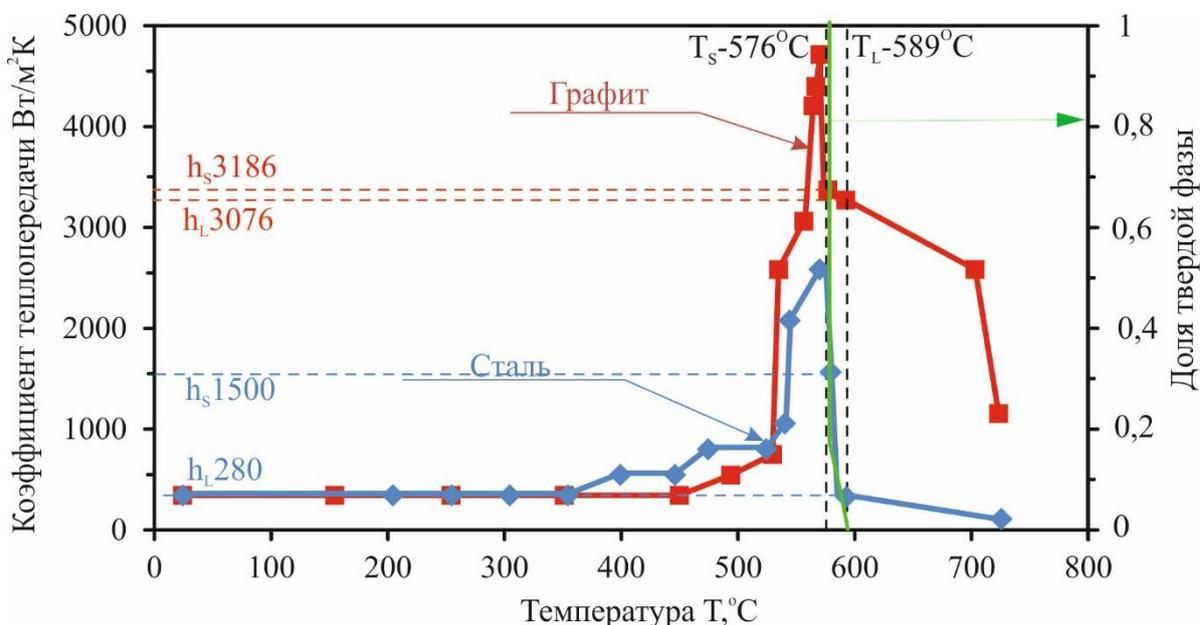


Рисунок 47 – Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности слитка для сплава Al-12Si при заливке в формы из стали и графита.

5.4. Сравнение температурных зависимостей коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в формы из ХТС, стали и графита

На рисунке 48 представлена зависимость коэффициента теплопередачи от температуры поверхности слитка между магниевым сплавом МЛ5 и формами из ХТС, стали и графита. Максимальное значение коэффициента

теплопередачи между слитком и формой из ХТС, графита и стали достигается при температуре близкой к ликвидусу сплава (T_L) 605°C и составляет $1200 \text{ Вт/м}^2\text{К}$, $1490 \text{ Вт/м}^2\text{К}$, $4720 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ соответственно. Для формы из графита максимальное значение коэффициента теплопередачи в 3,1 раза больше, чем для формы из стали и в 3,9 раза больше, чем для формы из ХТС. При температуре солидуса сплава (T_S) 406°C значение коэффициента теплопередачи примерно схожи для форм из ХТС и стали и составляют 500 и $450 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ соответственно. Для формы из графита это значение чуть выше и составляет $800 \text{ Вт/м}^2\text{К}$. При более низких температурах значения коэффициента теплопередачи между сплавом МЛ5 и формами из стали и графита сравниваются, а коэффициент теплопередачи между сплавом и формой из ХТС имеет более высокое значение равное $600 \text{ Вт/м}^2\text{К}$, которое сохраняется до комнатной температуры. Аналогичная ситуация наблюдалась для сплава Al-7Si и связана с тем, что для определения данного значения коэффициента теплопередачи использовались только 2 значения коэффициента теплопередачи: выше температуры ликвидуса и ниже температуры солидуса и, в действительности, график изменения коэффициента теплопередачи при заливке сплава МЛ5 в форму из ХТС может иметь более сложный вид при низких температурах и не быть постоянным.

В целом можно видеть, что максимальное значение коэффициента теплопередачи вне зависимости от состава сплава при литье в графитовые формы составляет около $4500 - 4700 \text{ Вт/м}^2\text{К}$, при литье в стальные формы $2000 - 2500 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ и $900 - 1200 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ при литье в формы из ХТС. То есть коэффициенты теплопередачи соотносятся как 1:2:4. То есть, когда сплав жидкий интенсивность передачи тепла от него в форму из графита в два раза интенсивнее, чем в форму из стали, и в 4 раза интенсивнее, чем в форму из ХТС. По мере кристаллизации сплава значение коэффициента теплопередачи снижается для всех форм, и после её окончания значения коэффициентов теплопередачи для всех материалов формы схожее.

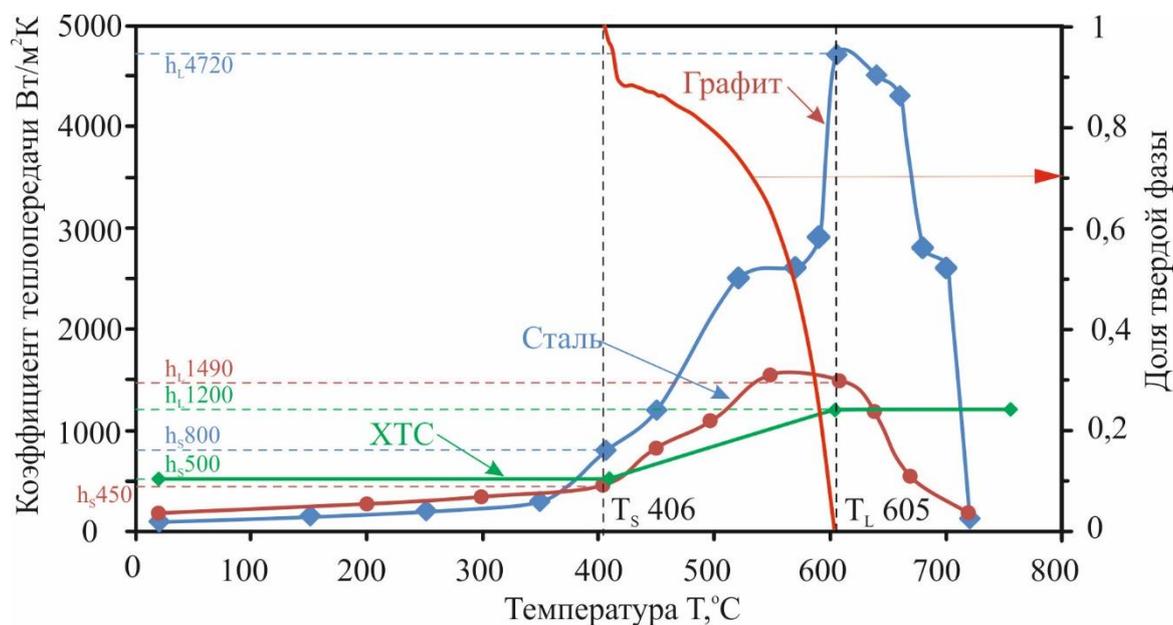


Рисунок 48 – Зависимость коэффициента теплопередачи и доли твердой фазы от температуры поверхности слитка для сплава МЛ5 при заливке в формы из ХТС, стали и графита.

5.5. Сравнительный анализ скорости охлаждения и времени затвердевания для сплавов Al-7Si и МЛ5 в стальной и графитовой формах

На рисунке 49 представлены зависимости времени затвердевания (рисунок 49, а) и скорости охлаждения (рисунок 49, б) от диаметра цилиндрического слитка для сплавов МЛ5 и Al-7Si в формы из графита и стали. Из графиков видно, что наибольшее время затвердевания наблюдается для сплава Al-7Si при заливке в стальную форму, как при диаметре слитка $D=10$ мм, так и при $D=100$ мм и составляет 13 и 144 секунды соответственно. Минимальное время затвердевания наблюдается для сплава МЛ5 при заливке в форму из графита. При диаметре слитка $D=10$ мм оно составляет 3 секунды, а при диаметре слитка $D=100$ мм - 85 секунд. Видно, что время затвердевания в 4 раза больше для сплава Al-7Si при литье в стальную форму, чем для сплава МЛ5 при заливке в графитовую форму при диаметре слитка $D=10$ мм. С увеличением диаметра слитка до 100 мм разница времени затвердевания между сплавами Al-7Si в стальной форме и сплавом МЛ5 в графитовой форме уменьшилась

примерно в 2,5 раза. Графики зависимости скорости охлаждения от диаметра слитка при литье слитков из сплавов Al-7Si и МЛ5 в графитовые и стальные формы представлены на рисунке 49(б). Минимальная скорость охлаждения ожидаемо наблюдается для сплава Al-7Si при заливке в стальную форму. При диаметрах слитков $D=10$ и $D=100$ мм она составляет $10\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$ и $0,5^{\circ}\text{C}/\text{с}$ соответственно. Наибольшая скорость охлаждения наблюдается для сплава МЛ5 в форму из графита. При диаметрах слитков $D=10$ и $D=100$ мм она составляет $62^{\circ}\text{C}/\text{с}$ и $4^{\circ}\text{C}/\text{с}$ соответственно. Таким образом скорость охлаждения выше в 6,2 раза при диаметре слитка 10 мм и в 8 раз при диаметре слитка 100 мм для при заливке сплава МЛ5 в графитовую форму, чем при заливке сплава Al-7Si в стальную форму.

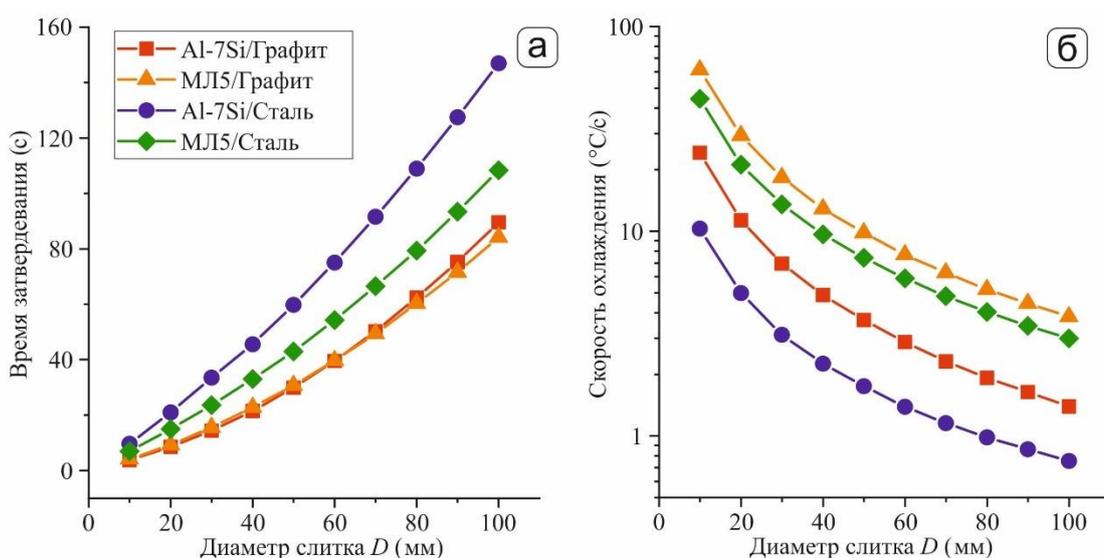


Рисунок 49 - Зависимость времени затвердевания (а) и скорости охлаждения (б) слитка диаметром D из сплавов Al-7Si и МЛ5 в формах из стали и графита

ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ

1. В ходе проведения экспериментов отработана методика снятия температурных полей в литейных формах из различных материалов (ХТС, стали и графита) и кривых охлаждения сплава при заливке цилиндрических слитков. Получены температурные поля и кривые охлаждения для экспериментальных сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия А99. Предложена и опробована методика определения коэффициента теплопередачи между сплавом и литейной формой, основанная на сопоставлении экспериментальных и смоделированных с заданным значением коэффициента теплопередачи температурных кривых. Сопоставление осуществляется за счёт вычисления минимизации функции ошибок.

2. С использованием метода, описанного в п.1 были найдены температурные зависимости коэффициентов теплопередачи на границе слиток/форма при заливке сплавов Al-3Si, Al-7Si, Al-12Si, МЛ5, БрО8Ц4 и чистого алюминия А99 в формы из холоднотвердеющей смеси, стали и графита, в широком диапазоне от температуры заливки до извлечения отливки из формы.

3. Были рассчитаны теплофизические свойства сплавов с помощью термодинамической базы программы ProCast и показано, что они достаточно хорошо коррелируют со свойствами, представленными для этих сплавов в литературе. Аналогичный анализ был сделан и для материалов формы, по результатам которого были выбраны наиболее адекватные теплофизические свойства, которые можно использовать для получения адекватных результатов компьютерного моделирования .

4. Анализ температурных зависимостей коэффициентов теплопередачи между алюминиевыми сплавами Al-3Si, Al-7Si Al-12Si и формами из стали и графита, удалось установить влияние интервала кристаллизации сплава на вид температурной зависимости коэффициента теплопередачи. В частности, для

всех случаев характерно достижение максимального значения коэффициента теплопередачи при температуре поверхности слитка вблизи температуры ликвидуса сплава, далее по мере затвердевания и формирования зазора между слитком и формой значение коэффициента теплопередачи снижалось.

5. Показано, что при температуре поверхности слитка ниже температуры солидуса сплава значение коэффициента теплопередачи практически постоянное для всех сплавов.

6. При литье алюминиевых и магниевых сплавов в формы из графита стали и холоднотвердеющей смеси максимальные значения коэффициентов теплопередачи находятся в диапазонах 900-1200, 2000-2500 и 4500-4700 Вт/м²К, соответственно. Таким образом максимальная интенсивность передачи тепла при одинаковой разности температур между слитком и формой при литье в форму из ХТС в 2 раза ниже чем при литье в стальную форму и в 4 раза ниже чем при литье в графитовую.

7. Обнаружено, что максимальные значения коэффициентов теплопередачи при литье различных сплавов в форму из одного и того же материала максимальное значение коэффициента теплопередачи практически не изменяется. Меняется только вид кривой в зависимости от температурного интервала кристаллизации сплава.

8. Показано, что использование значений коэффициентов теплопередачи, определенных в работе, повышает адекватность моделирования литейных процессов. Предложено использовать температурные зависимости коэффициентов теплопередачи для задач моделирования литейных процессов, что позволит достоверно прогнозировать образование недоливов, усадочных дефектов и термических напряжений.

СПИСОК ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Wang D., Zhou C., Xu G. et.al. Heat transfer behavior of top side-pouring twin-roll casting // *Journal of Materials Processing Technology*.- 2014.- Vol. 214.- P. 1275-1284.
2. Griffiths W., Kawai K. The effect of increased pressure on interfacial heat transfer in the aluminium gravity die casting process // *Journal of Materials Science*.- 2010.- Vol. 45.- P. 2330-2339.
3. Sun Z., Hu H., Niu X. Determination of heat transfer coefficients by extrapolation and numerical inverse methods in squeeze casting of magnesium alloy AM60 // *Journal of Materials Processing Technology*.- 2011.- Vol. 211.- P. 1432-1440.
4. Nishida Y., Droste W., Engler S. The Air-Gap Formation Process at the Casting-Mold Interface and the Heat Transfer Mechanism through the Gap // *Metallurgical Transactions B*.- 1986.- Vol. 17B.- P. 833-844.
5. Тихомиров М.Д. Компьютерный анализ литейной технологии: проблемы и перспективы // *Материалы семинара 15-19 октября 2007 г. СПб.: ЦНТИ «Прогресс»*.- 2007.- С.20-29
6. Bouchard D., Leboeuf S., Nadeau J.P. et.al. Dynamic wetting and heat transfer at the initiation of aluminum solidification on copper substrates // *Journal of Materials Science*.- 2009.- Vol. 44. Is. 8.- P. 1923-1933.
7. K.N. Prabhu, K.M. Suresha. Effect of superheat, mold, and casting materials on the metal/mold interfacial heat transfer during solidification in graphite-lined permanent molds//*J. Mater. Eng. Perform.* 13, 619 (2004).
8. Palumbo G., Piglionico V., Piccininni A. et.al. Determination of interfacial heat transfer coefficients in a sand mould casting process using an optimised inverse analysis // *Applied Thermal Engineering*.- 2015.- Vol. 78.- P. 682-694.

9. Zhang L., Li L., Ju H. et.al. Inverse identification of interfacial heat transfer coefficient between the casting and metal mold using neural network // Energy Conversion and Management.- 2010.- Vol. 51.- P. 1898-1904.
10. K. Ho and R.D. Pehlke. Metal-Mold interfacial heat transfer// Metall. Trans. B, 1985, vol. 16B, pp. 585-94.
11. Ramesh K. Nayak & Suresh Sundarraj. Selection of Initial Mold–Metal Interface Heat Transfer Coefficient Values in Casting Simulations—a Sensitivity Analysis // Metallurgical and Materials Transactions B volume 41, pages151–160 (2010).
12. H.S. Kim, I.S. Cho, J.S. Shin, S.M. Lee, B.M. Moon Solidification parameters dependent on interfacial heat transfer coefficient between aluminum casting and copper mold // ISIJ Int., 45 (2005), pp. 192-198.
13. Baghani A., Davami P., Varahram N. et.al. Investigation on the Effect of Mold Constraints and Cooling Rate on Residual Stress During the Sand-Casting Process of 1086 Steel by Employing a Thermomechanical Model // Metallurgical and Materials Transactions B.- 2014.- Vol. 45.- P. 1157-1169.
14. M. Prates, H. Biloni. Variables affecting the nature of the chill zone // Metall. Trans., 3 (1972), pp. 1501-1510.
15. Chen L., Wang Y., Peng L. et.al. Study on the interfacial heat transfer coefficient between AZ91D magnesium alloy and silica sand // Experimental Thermal and Fluid Science.- 2014.- Vol. 54.- P. 196-203.
16. Bertelli F., Cheung N., Garcia A. Inward solidification of cylinders: Reversal in the growth rate and microstructure evolution // Applied Thermal Engineering.- 2013.- Vol. 61.- P. 577-582.
17. Martorano M., Capocchi J. Heat transfer coefficient at the metal-mould interface in the unidirectional solidification of Cu-8%Sn alloys // International Journal of Heat and Mass Transfer.- 2000.- Vol. 43.- P. 2541-2552.
18. Griffiths W. A model of the interfacial heat-transfer coefficient during unidirectional solidification of an aluminum alloy // Metallurgical and Materials Transactions B.- 2000.- Vol. 31B. Is. 2.- P. 285-295.

19. Kulkarni S., Radhakrishna D. Effect of casting/ mould interfacial heat transfer during solidification of aluminium alloys cast in CO₂-sand mould // *Materials Science-Poland.*- 2011.- Vol. 29.- P. 135–142.
20. J.V. Beck. Determination of optimum transient experiments for thermal contact conductance // *Int. J. Heat Mass Trans.*, 12 (1969), pp. 21-33.
21. J.V. Beck. Nonlinear estimation applied to the nonlinear inverse heat conduction problem // *Int. J. Heat Mass Trans.*, 13 (1970), pp. 703-716.
22. E.N. Souza, N. Cheung, C.A. Santos, A. Garcia. Factors affecting solidification thermal variables along the cross-section of horizontal cylindrical ingots // *Mater. Sci. Eng. A*, 397 (2005), pp. 239-248.
23. Prabhu K.N., Griffiths W.D. Assessment of metal/mould interfacial heat transfer during solidification of cast iron. *Mater. Sci. Forum.* 2000. Vol. 329—330. P. 455—460.
24. H.M. Sachin, K. Kocatepe, R. Kayikci, N. Akar. Determination of unidirectional heat transfer coefficients during unsteady state solidification at metal casting chill interface // *Energy Convers. Manage.*, 47 (2006), pp. 19-34.
25. X. Xue, B.D. Zhou, K.L. Lin. Numerical simulation of equivalent heat transfer coefficient between cast aluminum alloy ZL101 and furan resin sand mould // *Mater. Sci. Technol.*, 9 (2001), pp. 206-210.
26. H.C. Sun, L.S. Chao. An investigation into effective heat transfer coefficient in the casting of aluminum in a green-sand mold // *Mater. Trans.*, 50 (2009), pp. 1396-1403.
27. V. Paschkis. Heat Flow Problems in Foundry Work // *AFA Transactions*, 1944, vol. 52, pp. 649-70.
28. R.J. Sarjant and M. R. Slack. Internal temperature distribution in the cooling and reheating of steel ingots // *J. Iron and Steel Inst.*, 1954, vol. 177, pp. 428-44.
29. Kang J., Hao X., Nie G. et.al. Intensive riser cooling of castings after solidification // *Journal of Materials Processing Technology.*- 2015.- Vol. 215.- P. 278–286.

30. Kubo K., Pehlke R. Mathematical modeling of porosity formation in solidification // Metallurgical Transactions B.- 1985.- Vol. 16.- P. 359–366.
31. Fardi Ilkhchy A. Jabbari M. Davami P. Effect of pressure on heat transfer coefficient at the metal/mold interface of A356 aluminum alloy//International Communications in Heat and Mass Transfer 39 (2012) 705–712.
32. И.А. Дибров. Состояние и перспективы развития литейного производства России // 29-я Международная научно-техническая конференция и информационная выставка “Литейное производство и металлургия” Беларусь 2021. С. 6-11.
33. P. Sharifi, Y. Fan, H.B. Anaraki. Evaluation of Cooling Rate Effects on the Mechanical Properties of Die Cast Magnesium Alloy AM60 // et al., Met. Mater. Trans. A. 47, 5159 (2016).
34. N.A. Belov, A.N. Alabin, A.Yu. Prokhorov, Russ. J. The influence that a zirconium additive has on the strength and electrical resistance of cold-rolled aluminum sheets // Non-Ferr. Met. 50, 357 (2009).
35. N.A. Belov, A.N. Alabin, I.A. Matveeva. Optimization of phase composition of Al–Cu–Mn–Zr–Sc alloys for rolled products without requirement for solution treatment and quenching // J. Alloy. Compd. 583, 206 (2014).
36. L. Jia, D. Xu, M. Li, J. Guo, H. Fu. Casting defects of Ti-6Al-4V alloy in vertical centrifugal casting processes with graphite molds//Met. Mater. Int. 18, 55 (2012).
37. G.V. Mysov. Use of permanent graphite molds for obtaining a bronze casting//Chem. Petrol. Eng. 11, 1038 (1975).
38. G. Baumeister, D. Bucezi-Ahmeti, J. Glaser, H.-J. Ritzhaupt-Kleissl. New approaches in microcasting: permanent mold casting and composite casting // Microsyst. Technol. 17, 289 (2011).
39. W.C. Chen, F.Y. Teng, C.C. Hung. Characterization of Ni–Cr alloys using different casting techniques and molds// Mater. Sci. Eng., C 35, 231 (2014).

40. Антипов В.В., Ключкова Ю.Ю., Романенко В.А. Современные алюминиевые и алюминий-литиевые сплавы // *Авиационные материалы и технологии*. - 2017.- № 5. - С. 195-211.
41. Белов В.Д. и др. *Литейное производство: учеб.* – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд. Дом МИСиС, - 2015. – 487 с.
42. Y.Ali., D. Qiu., B. Jiang., F. Pan., Current research progress in grain refinement of cast magnesium alloys : A review article // *Journal of Alloys and Compounds* 2015. Vol. 619. P. 639-651.
43. K.Luo., L.Zhang., G.Wu., W.Liu., W.Ding. Effect of Y and Gd content on the microstructure and mechanical properties of Mg–Y–RE alloys // *Journal of Magnesium and Alloys*. 2019. Vol.7. Iss2. P.345-354.
44. M.Yeganeh., N.Mohammadi. Superhydrophobic surface of Mg alloys: A review // *Journal of Magnesium and Alloys*. 2018. Vol.6. Iss.1. P.59-70.
45. J.Du., Z.Lana., H.Zhang., S.Lü., H.Liu., J.Guo. Catalytic enhanced hydrogen storage properties of Mg-based alloy by the addition of reduced graphene oxide supported V2O3 nanocomposite // *Journal of Alloys and Compounds*. 2019. Vol.802. P.660-667.
46. Song J., She J., Chen D., Pan F. Latest research advances on magnesium and magnesium alloys worldwide. // *Journal of Magnesium and Alloys* 2020. Vol. 8.
47. N.Mo., I.McCarroll., Q.Tan., A.Ceguerra., Y.Liu., and all. Understanding solid solution strengthening at elevated temperatures in a creep-resistant Mg–Gd–Ca alloy // *Acta Materialia*. 2019. Vol.181. P.185-199.
48. D.Zhang., Q.Yang., B.Li., K.Guan., N.Wang. Improvement on both strength and ductility of Mg–Sm–Zn–Zr casting alloy via Yb addition // *Journal of Alloys and Compounds*. 2019. Vol.805. P.811-821.
49. I.J.Polmear. Recent developments in light alloys // *Materials transactions*. 1996. Vol.37. P.12-31.

50. Y.Z Lü, Q.D Wang, W.J Ding, X.Q Zeng, Y.P Zhu. Fracture behavior of AZ91 magnesium alloy // *Materials Letters Volume 44, Issue 5, July 2000, Pages 265-268*
51. А.В. Тебякин, А.Н. Фоканов, В.Ф. Подуражная. Многофункциональные медные сплавы // *труды ВИАМ. г.2016. С.37-41*
52. Тихомиров М.Д. Сравнение тепловых задач в системах моделирования литейных процессов «Полигон» и ProCast // *Компьютерное моделирование литейных процессов: Сб. тр. Вып. 2. СПб.: ЦНИИМ, 1996. С. 22.*
53. Тихомиров М.Д. Моделирование тепловых и усадочных процессов при затвердевании отливок из высокопрочных алюминиевых сплавов и разработка системы компьютерного анализа литейной технологии: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. СПб.:СПбГПУ, 2004.
54. А.В. Монастырский. О современных методах разработки и оптимизации технологических процессов в литейном производстве//*Литейное производство. – 2010.- №5, с19-22.*
55. Никаноров А.В. Сравнительный анализ компьютерных программ для моделирования литейных процессов // *Вестник Иркутского государственного технического университета. - 2018. - № 22(11). - С. 209-218.*
56. Монастырский А.В. Моделирование литейных процессов. Эпизод 1- й. Работаем в ProCAST // *CADmaster. - 2009. - №1. - С 10-16.*
57. Колтыгин А.В. Моделирование процессов и объектов в металлургии // *Учебное пособие для вузов. – М.: МИСиС.- 2009.*
58. Вольнов И.Н. Моделирование литейных процессов - современные вычислительные технологии // *Литейщик России. - 2007.- № 11. С. 27-30.*
59. Koptev A.V. The Navier – Stokes equations. From theory forward to solution of practical problems // *International Research Journal. 2016, no 7-4 (49).*
60. ГОСТ 1583-93. Сплавы алюминиевые литейные. Технические условия. – М.: ИПК Издательство стандартов, 2003.

61. ГОСТ 11069-2001. Цветные металлы. Алюминий первичный. - М.: Издательство стандартов, 2001.
62. ГОСТ 11069-74. Цветные металлы. Алюминий. - М.: Издательство стандартов, 2000.
63. ГОСТ 2169-69. Цветные металлы. Кремний, магний, кадмий, титан. -М.: ИПК Издательство стандартов, 2001
64. ГОСТ 2856-79. Сплавы магниевые литейные М.: ИПК Издательство стандартов, 1981.
65. ГОСТ 804-93. Магний первичный чушковый. М.: ИПК Издательство стандартов, 2004.
66. ГОСТ 3640-94. Цинк. Технические условия. М.: Стандарта информ 2011.
67. ГОСТ 613-79. Бронзы оловянные литейные. М.: ИПК Издательство стандартов, 2004.
68. ГОСТ 859-2001 Катодная медь. Минск. Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. 2001.
69. ГОСТ 860-75. Олово. Технические условия. М.: Государственный комитет СССР по стандартам. 1975.
70. ГОСТ 2138-91 Пески формовочные. Общие технические условия. М.: Стандарта информ. 2005.
71. ТУ 48-4802-86-97 Изделия фасонные из графита различных марок
72. ГОСТ 380-2005 Сталь углеродистая обыкновенного качества. М.: Стандарта информ. 2009.
73. Leite D.S., Carvalho P.L.G., de Lemos L.R., Mageste A.B., Rodrigues G.D. Hydrometallurgical recovery of Zn(II) and Mn(II) from alkaline batteries waste employing aqueous two-phase system // Separation and Purification Technology. 2019. Vol.210. P.327-334.
74. Rudajevová A., Stank M., Luká P. Determination of thermal diffusivity and thermal conductivity of Mg – Al alloys // Materials Science and Engineering: A. 2003. Vol. 341, No. 1. P. 152–157.

75. Lee S., Ham H. J., Kwon S. Y., Kim S. W., Suh C. M. Thermal conductivity of magnesium alloys in the temperature range from -125°C to 400°C // *International Journal of Thermophysics*. 2013. Vol. 34, No. 12. P. 2343–2350.
76. Rudajevová A., Kiehn J., Kainer K. U., Mordike B. L., Lukác P. Thermal diffusivity of short-fibre reinforced Mg – Al – Zn – Mn alloy // *Scripta materialia*. 1998. Vol. 40, No. 1. P. 57–62.
77. Rudajevová A., Luká P. Thermal diffusivity and thermal conductivity of Mg alloys and Mg-matrix composites // *Acta Universitatis Carolinae. Mathematica et Physica*. 2000. Vol. 41, No. 1. P. 3–36.
78. Lindemann A., Schmidt J., Todte M., Zeuner T. Thermal analytical investigations of the magnesium alloys AM 60 and AZ 91 including the melting range // *Thermochimica acta*. 2002. Vol. 382, No. 1. P. 269–275.
79. Бабичев А. П., Бабушкина Н. А., Братковский А. М. и др. Физические величины : справочник / под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Мейлихова. — М. : Энергоатомиздат, 1991
80. Yu K.-O. Modeling for casting and solidification processing. N.Y.: CRC Press, 2001.
81. Bakhtiyarov S.I., Overfelt R.A., Teodorescu S.G. Electrical and thermal conductivity of A319 and A356 aluminum alloys // *J. Mater. Sci*. 2001. Vol. 36. P. 4643—4648.
82. Bencomo A.I., Bisbal R.I., Morales R. Simulation of the aluminum alloy A356 solidification cast in cylindrical permanent molds// *Revista Matéria*. 2008. Vol. 13. No. 2. P. 294—303.
83. Victor A. Karkhin. Thermal Processes in Welding // Singapore, Springer Nature. 2019.
84. Midea T., Shah, J.V. Mold material thermophysical data. // *AFS Trans*. 2002. Vol. 110. P. 121—136.
85. R.E. Taylor, H. Groot, Thermophysical Properties of POCO Graphite (Purdue University, West Lafayette, IN, 1978), p. 16

86. Zhmurikov E.I., Savchenko I.V., Stankus S.V., Yatsuk O.S., Tecchio L.B., Measurements of the thermophysical properties of graphite composites for a neutron target converter // Nucl. Instr. Meth. Phys. Res. A, 2012, 674, 79–84.
87. Дьячкова Л. Н., Осипов В. А., Пинчук Т. И. Влияние состава инфильтрата и режимов инфильтрации на структуру и свойства композиционного материала на основе искусственного графита // 99 Порошковая металлургия: республиканский межведомственный сборник научных трудов. Минск. 2019, Вып. 42. - С. 175-179
88. Cabrera O., Ramírez M., Campillo B. et.al. Effect of the presence of SiCr on dendritic coherency of Al–Si-based alloys during solidification // Materials and Manufacturing Processes. - 2007. - Vol. 23. - P. 46–50.
89. Taylor R.E., Groot H., Thermophysical Properties of POCO Graphite: AFOSR-TR-78–1375 (Re-port) // Purdue Univ. Lafayette Prop. Res. Lab., Indiana. - 1978.
90. R.D. Pehlke, A. Jeyarajan, H. Wada, Summary of thermal properties for casting alloys and mold materials// STIN 83, 36293 (1982).
91. P.A. Schweitzer, Metallic Materials: Physical, Mechanical, and Corrosion Properties (Marcel Dekker Inc, New York, 2003).
92. ASM International Handbook Committee, ASM Handbook, Properties and selection: Irons, steels and high performance alloys, Vol. 1, tenth ed., (ASM International, Materials Park, 1990).