

НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЛИТЕЙНЫЕ ФОРМЫ

МОНОГРАФИЯ



НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЛИТЕЙНЫЕ ФОРМЫ

Монография

ОДЕССА,
«Феникс»
2017

УДК 669.018.41:621.744.3

ББК 34.31:34.616

Н613

Рекомендовано Ученым советом Одесского национального политехнического университета, протокол № 4 от 27.12.2016 г.

Рецензенты:

О.И. Пономаренко, д-р техн. наук, проф., проф. каф. литейного производства Национального технического университета «Харьковский политехнический институт»;

В.Г. Могилатенко, д-р техн. наук, проф., проф. каф. литейного производства черных и цветных металлов Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт им. Игоря Сикорского»

Авторский коллектив:

О.И. Шинский, д-р техн. наук, проф., ФТИМС НАН Украины;

Т.В. Лысенко, д-р техн. наук, проф. ОНПУ;

И.В. Прокопович, д-р техн. наук, доц. ОНПУ;

Н.И. Замятин, канд. техн. наук, ОНПУ;

Л.И. Солоненко, инженер, ОНПУ

Низкотемпературные литейные формы : моногр. /
Н613 [Шинский О.И., Лысенко Т.В., Прокопович И.В. и др.] – Одесса :
Феникс, 2017. – 247 с.

ISBN 978-966-928-120-3

В монографии рассмотрены теоретические и практические аспекты применения низкотемпературных форм и стержней, а также исследованы их физико-механические, теплофизические, технологические свойства. Приведены методы улучшения качества поверхности литых деталей, путем использования противопригарных покрытий. Разработан низкотемпературный холодильный комплекс для замораживания литейных форм и стержней, который позволяет обеспечить стабильные условия заморозки и не зависит от сторонних источников холода. Монография может быть полезна для студентов специальности 136 – Металлургия.

УДК 669.018.41:621.744.3

ББК 34.31:34.616

ISBN 978-966-928-120-3

© О.И. Шинский, Т.В. Лысенко,
И.В. Прокопович, Н.И. Замятин,
Л.И. Солоненко, 2017

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	7
1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ОТЛИВОК С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КРИОТЕХНОЛОГИЙ	9
1.1. Сравнительная оценка традиционных методов формообразования	9
1.2. Процессы формообразования с использованием криотехнологий	16
1.3. Способы производства и оборудование	18
2. МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ФОРМ	27
2.1. Методика исследования механических и технологических свойств дисперсных формовочных материалов, упрочненных с использованием низких температур	30
2.2. Влияние состава, дисперсности и температуры охлаждения формовочных материалов на механические свойства охлажденных форм	32
2.3. Технологические свойства низкотемпературных литейных форм	42
3. ПРОЦЕССЫ ТЕПЛООВОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ФОРМЫ С ЖИДКИМ И ЗАТВЕРДЕВАЮЩИМ МЕТАЛЛОМ	51
3.1. Методика исследования влияния технологических параметров низкотемпературных форм на гидродинамику заполнения, затвердевания и свойства металлов в отливках	51
3.2. Тепловые процессы в поверхностном слое низкотемпературной форме в период ее заполнения металлом ..	56
3.3. Теплофизическая модель теплопереноса в низкотемпературной форме при взаимодействии с жидким и затвердевающим металлом	62
3.4. Процессы теплопереноса в низкотемпературной форме (стержне) при наличии противопригарного покрытия	75

3.5. Математическая модель теплопереноса в системе «низкотемпературная форма (стержень) –противопригарное покрытие – металл» на основе клеточных автоматов	81
3.6. Теоретическое определение граничных условий применяемости разработанной технологии производства стержней	90
4. ЗАТВЕРДЕВАНИЕ И ОХЛАЖДЕНИЕ ОТЛИВОК В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ФОРМЕ	92
4.1. Затвердевание и свойства отливок из алюминиевых сплавов в низкотемпературных формах	92
4.2. Затвердевание и свойства отливок из железоуглеродистых сплавов в низкотемпературных формах	96
4.3. Процессы затрудненной и свободной линейной усадки при литье в низкотемпературную форму	103
4.4. Объемная усадка сплавов при литье в низкотемпературную форму	107
4.5. Исследование влияния технологических параметров низкотемпературной формы на жидкотекучесть расплава	109
4.6. Влияние температуры формы на формирование пригара на поверхности отливки	112
5. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ, ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПРОТИВОПРИГАРНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ И СТЕРЖНЕЙ	114
5.1. Составы противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней	114
5.2. Теплофизические и технологические свойства противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней	119
5.2.1. Теплопроводность противопригарного покрытия	119
5.2.2. Газотворная способность противопригарного покрытия	129
5.2.3. Газопроницаемость противопригарного покрытия	132
5.2.4. Седиментационная устойчивость противопригарного покрытия	137
5.2.5. Ужминостойкость противопригарного покрытия	138

5.3. Физико-механические свойства противопригарных покрытий низкотемпературных форм и стержней.....	141
5.3.1. Продолжительность высыхания противопригарного покрытия	141
5.3.2. Определение эрозионной стойкости противопригарного покрытия	142
5.3.3. Зависимость прочности формовочной и стержневой смесей от содержания в ней воды, размера зёрен кварцевого песка и температуры.....	143
6. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ПОЛУЧЕНИЯ ОТЛИВОК В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЛИТЕЙНЫЕ ФОРМЫ	147
6.1. Выбор и оптимизация составов противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней	147
6.2. Технология получения отливок в низкотемпературных литейных формах с замороженными стержнями и противопригарным покрытием	156
7. ВЫБОР И РАСЧЕТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ	159
7.1. Выбор методов охлаждения для реализации разновидностей.....	159
7.2. Выбор рабочих веществ и промежуточного хладоносителя	163
7.3. Варианты замораживаний литейных форм промежуточным хладоносителем.....	168
7.4. Охлаждение песчаных форм охлажденным воздухом.....	180
7.5. Охлаждение песчаных форм в холодильных камерах	191
7.5.1. Тепловой расчет холодильной камеры	191
7.5.2. Выбор конструкции камер замораживания и хранения, определение толщины теплоизоляции ограждений.....	193
7.6. Расчет и выбор холодильного оборудования для получения низкотемпературных форм.....	196
7.6.1. Тепловые расчеты циклов каскадной машины и выбор оборудования	196
7.6.2. Тепловой и конструктивный расчет конденсатора водяного охлаждения.....	210

7.6.3. Тепловой и конструктивный расчет конденсатора-испарителя (R13/R22)	216
7.6.4. Тепловой и конструктивный расчет низкотемпературного воздухоохладителя	220
7.6.5. Тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника верхней ветви каскада (R22), тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника нижней ветви каскада (R13).....	227
7.6.6. Выбор вспомогательного оборудования, приборов, арматуры и магистральных трубопроводов	231
7.7. Система автоматической защиты и оперативного управления холодильным комплексом	234
7.8. Работы холодильного комплекса для реализации разновидностей технологических процессов низкотемпературных форм	236
ЛИТЕРАТУРА	239

ВВЕДЕНИЕ

Литье в низкотемпературные формы (НТФ) – одно из наиболее перспективных направлений. Особенностью литья в НТФ является существенное увеличение прочности форм, по сравнению с литьем в песчанно-глинистые формы, а также возможность использования в качестве основного связующего – воду. Данный метод изготовления форм улучшает структуру, повышает точность и геометрию отливок, экономит формовочные материалы, и, что особенно важно, улучшает экологию, устраняя вредные выбросы в атмосферу литейных цехов.

Однако, способ литья в НТФ имеет ряд недостатков, связанных с образованием на поверхности отливок раковин, пор, а также, повышенного пригара. Для устранения данных недостатков предлагается нанесение противопопригарных покрытий на поверхность НТФ и стержней.

Используя высококачественные противопопригарные покрытия, можно существенно повысить чистоту поверхности отливок, улучшить товарный вид литья, улучшить условия работы на очистных операциях, снизить газонасыщенность металла отливок. Известно большое количество противопопригарных покрытий песчано-глинистых форм и стержней, нашедших применение при литье чугуна, стали и цветных сплавов.

Что же касается замороженных форм и стержней, то разработка подобного рода покрытий не велась. При использова-

нии технологии изготовления отливок в НТФ с применением внешнего воздействия (низкое давление) для заливки металла, наблюдается значительное усиление проникновения металла в поры формы и стержня, а, следовательно, и увеличение пригара на отливках. Поэтому, исследования, направленные на создание и внедрение противопопригарных покрытий НТФ и стержней, является весьма актуальной.

Также в книге приведено оригинальное решение проблемы по замораживанию литейных форм. Многочисленные литературные источники, а также патентный фонд, посвященные изучаемому вопросу, свидетельствуют о важном значении этой проблемы для металлургической и машиностроительной промышленности. В подавляющем большинстве публикаций, авторских свидетельств и патентов отечественных и зарубежных авторов проблема замораживания литейных форм решается однообразно, т.е. с помощью эпизодических источников холода, например, дробленным водным льдом, сухой углекислотой, жидким азотом. Использование перечисленных источников холода приводит к значительным затратам, связанным с наработкой продукта, транспортировкой и сохранением его. Кроме этого, ограниченное количество хладоносителя вынуждает к сокращению и прерыванию намеченных циклов исследований, а иногда и к отказу от дальнейшей работы.

Разработанный комплекс представляет собой альтернативное решение проблемы. Реализация предлагаемой системы обеспечит не только стабильные условия для замораживания литейных форм при полной автономности, независимости от сторонних источников холода, но и позволит обслуживать других потребителей холода на любое продолжительное время.

Экологической опасности установка не представляет, так как система полностью герметична и, благодаря специальной конструкции теплообменных аппаратов, емкость по хладонам незначительна.

1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ОТЛИВОК С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КРИОТЕХНОЛОГИЙ

1.1. Сравнительная оценка традиционных методов формообразования

В мировой практике, при решении вопроса о возможности применении определенной технологии в производстве отливок, пользуются обычно тремя основными критериями: экономической эффективностью, энергосбережением и безопасностью для окружающей среды. При этом значение последнего критерия все время возрастает, а иногда и является решающим, так как литейное производство, являясь основной заготовительной базой машиностроительного комплекса, служит главным источником загрязнения окружающей среды.

В настоящее время для получения отливок в разовых формах разработаны и применяются самые различные технологии, которые могут быть разделены, исходя из вида применяемой формы и метода ее изготовления.

Исторически традиционным способом получения литых изделий считается способ заливки расплавленного металла в сырые или высушенные формы на основе кварцевого песка с добавлением к нему глины и воды – песчано-глинистые формы (ПГФ). Принято различать такие разновидности производства ПГФ, как «формовка по-сырому» и «формовка по-сухому».

Изготовление отливок в сырых ПГФ имеет существенные преимущества: низкую стоимость формовочных материалов, возможность многократного использования оборотной смеси, высокую производительность формовочного оборудования и технологическую гибкость. Однако, такие формы имеют невысокую прочность. Производство форм «по-сухому» применяется при серийном, мелкосерийном и единичном производстве ответственных и тяжелых отливок, и для тонкостенных отливок сложной конфигурации. Такие формы обладают большей, по сравнению с «сырыми», прочностью, высокой газопроницаемостью, удовлетворительной податливостью. Однако, введение дополнительной операции – сушки форм, применение большего количества материалов и увеличения времени охлаждения отливок в форме, приводит к возрастанию стоимости литья, усложнению оборудования, увеличению времени производственного цикла. Длительное время этот способ литья, объединяющий в себе такие преимущества, как простота и отсутствие дефицитных материалов, являлся самым распространенным. Но возрастающие требования, предъявляемые к качеству литых изделий, вызвали необходимость разработки новых технологий, позволяющих получать изделия большей точности и с меньшими трудозатратами на единицу продукции.

Так как одним из основных недостатков ПГФ считается их низкая прочность, возникла необходимость в поисках новых связующих материалов способных поднять прочность смесей на основе кварцевого песка до необходимого уровня. С середины 50-х гг. XX столетия в качестве такого связующего используется силикат натрия, который, для ускорения отверждения, обрабатывается различными отвердителями: угле-

кислый газ, Fe-Cr шлак, и др. Использование в качестве отвердителя жидкого стекла углекислого газа (CO_2 -процесс), позволяет резко сократить длительность цикла упрочнения смеси, обеспечить высокую живучесть форм и высокую универсальность технологического процесса. Однако, наличие вспомогательного оборудования для осуществления продувки углекислым газом создает определенные сложности при использовании в производственном цикле. Процесс, где отверждение песчаножидкостекольных смесей происходит под воздействием химического реагента – двухкальциевого силиката ($2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) в виде феррохромового шлака, вводимого в смесь при ее приготовлении, получил название ПСС-процесс – процесс на основе песчано-самотвердеющих смесей. Процесс нашел широкое применение в промышленности, причем он является более технологичным, чем CO_2 -процесс, вследствие отсутствия углекислотного оборудования. Дальнейшим развитием этих процессов является процесс на основе жидких самотвердеющих смесей. В отличие от обычных смесей на основе силиката натрия, жидкоподвижные смеси практически не требуют уплотнения, что достигается вводом в их состав поверхностно-активных веществ (ПАВ), образующих мелкие пузырьки пены, снижающие силы трения между отдельными песчинками. Одновременно с ПАВ в состав смесей вводятся отверждающие добавки, вызывающие самоотверждение смеси после ее заливки в форму. Однако, высокая прочность форм, полученных с применением силиката натрия, сыграла свою негативную роль на заключительных этапах производства отливок в результате отсутствия термодеструкции связующего и, как следствие, плохой выбиваемости. Кроме того, большая часть силикатных связующих материалов производится по двух-стадийной технологии: получение силикат глыбы в специальных стекловаренных печах с последующим растворением в автоклавах. Этот процесс характерен высоким уровнем выбросов в атмосферу углекислого и угарного газов (до 300 м^3 на 1 т стекла), окислов натрия, силикозоопасной кремнеземи-

стой пыли, а для нейтрализации образовавшихся щелочных отходов требуются значительные экономические затраты.

Поиски новых связующих, сочетающих в себе высокую прочность на этапах технологического цикла, предшествующих заливке и теряющих ее после затвердевания отливки, привели к применению органических связующих, отвечающих всем этим требованиям. Наиболее широкое применение получили две технологии: изготовление оболочковых или сплошных форм из влажных смесей «по горячим ящикам» и применение сухих формовочных смесей «cold box» процесс. Однако, применение органических связующих, в частности фурановых смол, резко ухудшило экологическую обстановку в литейных цехах, вследствие выделения токсических газов, практически на всех этапах технологического цикла. Так, при производстве стержней в нагреваемой оснастке отходящие газы в своем составе содержат аммиак, метанол, акролеин, фенол, формальдегид, цианистый водород и др. При этом для цеха производительностью 40...50 тыс. т отливок в год количество выбросов, содержащих вышеперечисленные вещества, составляет от 1 до 3 млн.м³ в сутки [1, 2]. Немаловажно, что бракованные формы и стержни, содержащие целый спектр высокотоксичных веществ [3], вывозятся в отвалы обычно без всякой переработки [4, 5, 6]. Попыткой хотя бы частично избавиться от газовых выделений в процессе изготовления органических смесей явилось, создание процесса «cold box». Однако, необходимость нейтрализации высокотоксичных отвердителей требует немалых затрат.

Возрастающие требования, предъявляемые к точности получаемых изделий, возможность получать более сложные отливки, привели к появлению новых прогрессивных методов литья таких как, литье по газифицируемым моделям (ЛГМ), литье по удаляемым моделям (ЛУМ) и вакуум-плночная формовка (ВПФ). В настоящее время в промышленно развитых странах, в том числе США, ФРГ, Англии, Японии, Франции и др., насчитывается более 500 литейных цехов и участков, освоивших различные варианты ЛГМ-процесса для серийного и массового производства отливок из цветных и железоуглеродистых сплавов, а в СНГ более 30 [7].

Существующие разновидности ЛГМ-процесса отличаются по типу формовочного материала и по методам упрочнения форм, однако, во всех разновидностях ЛГМ-процесс отличается от остальных наличием модели в форме в период ее заливки [7].

Формы из связанного материала применяются, в основном, в условиях единичного производства при изготовлении крупногабаритных отливок. При этом, основными требованиями, предъявляемыми к смесям, является высокая газопроницаемость.

Использование крепителей оставляет не решенными вопросы разупрочнения смеси после заливки и регенерации формовочной смеси, что негативно сказывается на качестве получаемых отливок, производительности процесса и ухудшает экологичность производства в целом.

Следующим шагом в развитии метода стало применение форм третьего поколения, т.е. форм с физическими методами упрочнения – вакуумирования и магнитного поля. Вакуумирование форм с газифицируемой моделью позволило решить спектр проблем, связанных с термодеструкцией модели в период заливки. В частности, увеличить сопротивление песка сдвигу, улучшить условия эвакуации газов через песок, вследствие чего форма заполняется без выделения дыма в атмосферу цеха, повысить эффективную жидкотекучесть металла. Оптимальное значение вакуума для таких форм составляет 0,045...0,050 МПа [8].

Применение ферромагнитного материала, связанного магнитным полем позволяет получать отливки с прочностными характеристиками, повышенными на 20...30 % за счет более высокой теплоаккумулирующей способности материала формы. Эта особенность магнитных форм позволяет значительно снизить объем прибылей на стальном литье, а в некоторых случаях полностью их исключить, повысив выход годного без ущерба для качества литья, который для обычных форм составляет около 75 % [9]. В целом, при наличии таких достоинств технологии, как возможность полной автоматизации процесса, снижение трудоемкости операций смесеприго-

товления, выбивки и очистки, полная регенерация формовочного материала, отсутствие дефектов, связанных со сборкой полуформ, технология обладает рядом существенных недостатков: низкая прочность моделей, ограничивающая минимальную толщину стенки [9], возможность науглероживания отливки, значительное газовыделение при деструкции модели [10]. Последний фактор, несмотря на сравнительно небольшой расход полистирола, требует обязательного термокаталитического обезвреживания отходящих газов и регенерации формовочного материала вследствие накопления в нем продуктов деструкции при многократном использовании.

Литье по удаляемым моделям (ЛУМ) – способ получения отливок в многослойных оболочковых неразъемных формах, изготавливаемых с использованием выплавляемых, выжигаемых или растворимых моделей одноразового использования.

Применение высокоогнеупорных и термостойких материалов для изготовления оболочковых форм, пригодных для нагрева до температуры, превышающей температуру плавления литейного сплава, и возможность быстрого охлаждения без деформации и разрушения, позволяет эффективно использовать методы направленной кристаллизации. Это позволяет получать высококачественные отливки с заданной структурой вплоть до транскристаллической и монокристаллической.

Способ ЛУМ позволяет изготавливать фасонные отливки из любых сплавов со сложной конфигурацией и толщиной стенки до 1 мм и менее, максимально приближенные по форме и размерам к готовой детали при величине припусков в пределах 0,2...0,7 мм [11, 12], а в ряде случаев не нуждающиеся в обработке резанием. Высокая чистота поверхности оболочковой формы позволяет получать отливки с шероховатостью поверхности в пределах от $R_z=20$ мкм до $R_a=1,25$ мкм. В результате значительно снижаются трудоемкость и стоимость изготовления деталей, сокращаются расход металла и инструмента, потребность в производственных площадях, станочном оборудовании и приспособлениях.

Следует отметить, что это достаточно сложный процесс, характеризующийся высокими энергозатратами, многостадийностью и длительностью. Практически полная невозможность регенерации формовочных материалов требует их захоронения, что причиняет значительный ущерб окружающей среде. Кроме того, применение большого количества исходных материалов, которые проходят множество переделов, увеличивает количество факторов, определяющих качество получаемого литья, а применение таких токсичных материалов, как этил силикат и др., требует дополнительных затрат на очистку образующихся газов на различных этапах технологического цикла.

Вакуум-пленочная формовка (*V*-процесс) получила в последнее время достаточно широкое распространение, благодаря своей относительно низкой цене, отсутствию дефицитных материалов и экологической чистоте производства. Размеры отливок, которые могут быть изготовлены *V*-процессом, ограничиваются только габаритными размерами опок и производительностью применяемых вакуум-насосов, а сложность конфигурации изготавливаемых отливок ограничивается свойствами применяемых синтетических пленок. Благодаря тому, что усилие вытяжки модели при использовании *V*-процесса в 10 раз меньше, чем при формовке «по-сырому» и в 20 раз меньше, чем при применении жидкостекольных смесей, удастся использовать модели с углами литейных уклонов не более 1 %. При этом отклонения точности отливок по массе не превышает 1 %, а коробление при длине 2500 мм не превышает 1 мм [13].

Использование данного метода, позволяет сократить расход формовочных материалов на 35...40 %, уменьшить трудоемкость операций на всех стадиях технологического цикла, повысить производительность труда в 2...5 раз, снизить брак литья, вызванный засорами и трещинами, отказаться от традиционного формовочного оборудования, сократить капитальные затраты и эксплуатационные расходы, связанные с подготовкой и регенерацией песка. В частности, себестои-

мость отливок, полученных V-методом, на 10...15 % ниже себестоимости отливок, полученных в сырые ПГФ [13].

Однако, обладая неоспоримыми преимуществами, метод требует решения ряда вопросов, связанных с повышенной газовой пористостью и пригаром. К недостаткам способа можно так же отнести повышенные требования к литниковой системе, которая должна препятствовать разрушению формы при заливке и образованию поверхностных дефектов в виде наростов, заливов, пригара и эрозии [13]. Существенным так же является вопрос трудности утилизации синтетической пленки и существующие потери песка, которые за один цикл составляют до 3 %.

Возрастающие требования к экологичности производства и нехватка основных компонентов формовочных материалов, привели к необходимости разработки новых экологически чистых, ресурсосберегающих технологий. Перспективным направлением в этой области является создание технологий, позволяющих отказаться от применения крепежей как таковых, заменив их действие, процессами, позволяющими на уровне физических явлений, достичь прочности формы необходимой для образования качественной отливки, в частности использованием форм на основе песка и воды, которые упрочняются охлаждением до отрицательных температур – низкотемпературные формы (НТФ).

1.2. Процессы формообразования с использованием криотехнологий

Первые сведения о применении охлажденных литейных форм относятся к 30-м гг. XX столетия, а в 1934 г. А.А. Лунев предложил способ производства отливок, при котором ПГФ охлаждалась перед заливкой до температуры $-24...-25$ °С, что способствовало повышению плотности отливок [14]. Однако, эти исследования носили эпизодический характер и не вышли

за рамки экспериментов, послуживших основой для публикации ряда изобретений. Основным препятствием для создания промышленных технологий получения отливок в НТФ являлось в то время отсутствие достаточно производительной аппаратуры для охлаждения литейных форм. Поэтому разрабатываемые технологии были направлены, в основном, на использование природного холода и ориентированы, соответственно, для районов с холодными климатическими условиями.

Систематические исследования способа производства литейных форм замораживанием начались в 60-х гг. XX столетия практически одновременно в различных странах в связи с поисками новых технологий, направленных на улучшение экологических условий производства в литейных цехах. Разработка таких процессов стала возможна благодаря интенсивному развитию криотехнологий в различных отраслях промышленности. В частности, в Японии фирма «Кавасаки дзюкоге к.к.» с середины 60-х гг. XX столетия провела исследования и осуществила разработку методов транспортировки жидкого природного газа (LNG): трубопровода и базовых резервуаров, которое было завершено в 1977 г. XX в. [15]. На выставке «Литейное производство – 77», проходившей в г. Бирмингеме (Великобритания), оборудование, представленное компанией Distiller (CO²) LTD, позволило продемонстрировать изготовление алюминиевых отливок заливкой расплавленного металла в НТФ. Позже было подписано соглашение между фирмами В.О.С.LTD и W.H. Booth & Company LTD о разработке процесса получения литейных форм с применением в качестве хладагента жидкого азота и создании оборудования для производства отливок массой до 136 кг [16].

В Чехословакии с 1978 г. под координацией Чехословацкой Академии наук (г. Острава) в лабораторных полупроизводственных условиях проводятся систематические исследования, позволившие в 1985 г. в условиях опытного производства завода «ТАТРА» создать участок литья с морозильным туннелем, позволяющим производить НТФ с размерами 1000×1000×250 мм [17].

Одновременно в СССР начиная с 70-х гг. XX в. на Уралвагонзаводе ведутся интенсивные исследования, направленные на изучение процессов изготовления и заливки НТФ, и создания технологии получения бездефектных отливок. Результатом этих исследований стала разработка ряда технических решений и создание участка литья в НТФ [13].

1.3. Способы производства и оборудование

Одним из основных вопросов организации производства отливок в НТФ является выбор метода замораживания формовочной смеси. При этом следует учитывать, что методы замораживания должны удовлетворять главному требованию – быстрой охладения форм до заданной температуры, что позволит обеспечить необходимую производительность изготовления форм. Достаточно высокую производительность возможно обеспечить с помощью стационарных агрегатов либо привозных хладагентов. Однако, использование стационарных агрегатов требует значительных капиталовложений в то время, как привозные хладагенты, при рациональном использовании, позволяют практически без предварительных затрат снизить энергозатраты при переходе с сырой формовки на криогенную до 140 кВт/ч.

В качестве хладагента для производства НТФ используется в основном жидкий азот, технология замораживания достаточно широко варьируется в зависимости от имеющегося оборудования и объема производства. Имеется опыт (Англия) производства НТФ с помощью оборудования для быстрого замораживания продуктов, где формы охлаждаются в камере путем разбрызгивания жидкого азота [18].

К этой же технологии следует отнести и устройство замораживания литейных форм в туннеле (рис. 1.1).

Устройство содержит пористую или со сквозными каналами модельную плиту 1, закрепленную на штоке 2 гидроцилиндра. Форма перемещается горизонтальным транспорте-

ром 3, расположенным в вакуумном туннеле 4, изготовленном из теплоизолирующего материала. Туннель снабжен уплотнениями 7, установленными на входе и выходе, а также в отверстии 8, выполненном в боковой стенке туннеля, через которое на участке формообразования между полуформами 9 вводится блок 10 для распыления хладагента. Устройство может быть использовано в автоматических линиях для производства форм горизонтально-стопочной безопочной формовки.

В ряде технологий [19, 20] формы охлаждаются путем погружения в жидкий азот. Такой процесс разработан польскими технологами [21] (рис. 1.2). Жидкий азот из изотермической передвижной емкости 1 через металлорукав 2 подают в теплоизолированный бак 3, через загрузочное окно 5. Форму 4 погружают в жидкий азот, а интенсивно образующиеся пары вентилятором 6 подают для охлаждения готовых форм при их хранении на стеллаже 7.

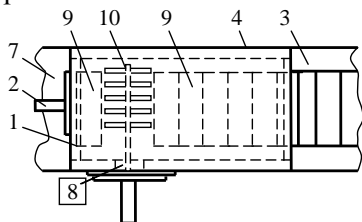


Рис. 1.1. Схема установки для замораживания литейных форм разбрызгиванием жидкого азота:

- 1 – модельная плита;
- 2 – шток гидроцилиндра;
- 3 – транспортер; 4 – вакуумный туннель; 5 – уплотнители;
- 6 – полуформа; 7 – блок для распыления хладагента;
- 8 – отверстие; 9 – полуформы;
- 10 – распылитель хладагента

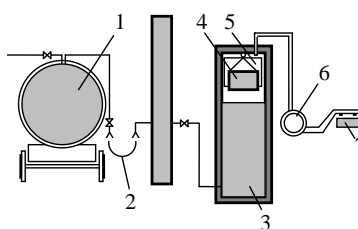


Рис. 1.2. Схема установки для охлаждения литейных форм окунаем:

- 1 – изотермическая передвижная емкость;
- 2 – металлорукав;
- 3 – теплоизолированный бак;
- 4 – форма; 5 – загрузочное окно;
- 6 – вентилятор;
- 7 – стеллаж

Однако, такие технологии, несмотря на свою простоту, не получили достаточного распространения в производстве в силу своей малой производительности и невысокого коэффициента использования жидкого азота, (по данным английских

исследований на производство 1 т смеси расходуется в среднем около 300 кг жидкого азота).

Стремление наиболее полно использовать хладагент и ускорить процесс охлаждения форм до заданных температур, привели к разработке технологии, где хладагент подается непосредственно в поры формы либо в виде своих паров, либо в жидком виде. Такая технология позволила значительно ускорить процесс замораживания, однако, чрезмерная интенсификация охлаждения вызывает резкий рост деформации песка и возникновение напряжений, ведущих зачастую к разрушению НТФ уже в процессе изготовления отливок.

Практически все методы охлаждения форм путем подачи хладагента в поры формы используют вакуум, как средство транспортировки паров хладагента. Известен целый ряд патентов и авторских свидетельств, направленных на снижение расхода хладагента. Для всех методов характерно, что жидкий азот поступает из резервуара под воздействием разности давлений в вакуумированной полости охлаждаемой формы и атмосферным давлением. Очевидно, что эти способы отличаются простотой организации и изготовления оборудования. Однако, такой метод охлаждения форм имеет существенные недостатки, связанные с большими тепловыми перегрузками, возникающими при подаче первых порций хладагента и практической невозможностью регулировать температуру и скорость подачи охлаждающей среды в поры формы. Кроме того, при увеличении аэродинамического сопротивления в формах значительной толщины процесс охлаждения замедляется.

Перспективным направлением, позволяющим резко сократить время замораживания формовочной смеси и одновременно повысить коэффициент использования хладагента, является разработка методов предварительного охлаждения песка до отрицательных температур.

К этой же группе методов следует отнести создание установки по нанесению на охлажденную модель формовочной смеси, состоящей из отдельных гранул наполнителя, заключенных в ледяную оболочку. Вариант такой установки

разработанный японскими исследователями представлен на рис. 1.3.

Устройство состоит из корпуса 1, разделенного на три камеры 2, 3 и 4. Из камеры 2 сухой песок подается через затвор 8 и конус 10 в камеру 3, где охлаждается сжиженным газом через разбрызгиватель 11. Из камеры 3 через затвор 9 по конусу 5 – в камеру 4, где увлажняется разбрызгивателем 6, а затем через отверстие 7 подается на модельную оснастку. При этом холодные пары газа поднимаются вверх и охлаждают сухой песок в камере 2.

На начальных этапах применения НТФ в качестве наполнителя использовали кварцевый песок, с добавлением к нему определенного количества воды [13, 21]. В связи с возрастающим интересом к технологии производства отливок в НТФ и расширением исследований, направленных на поиск возможностей более широко использовать новые для литейного производства материалы, предлагались такие наполнители, как вата, шерсть, хлопок, искусственное волокно, целлюлоза, асбест и др. Такие материалы предлагается использовать для изготовления тонкостенных охлаждаемых оболочковых форм, которые получают путем нанесения на модель в увлажненном виде и впоследствии отверждают замораживанием. В качестве огнеупорного наполнителя, предлагается использовать циркониевый, хромитовый, оливинный или шамотный пески, окислы металлов, металлическую дробь или их смеси. При этом величина расхода жидкого азота для замораживания форм зависит от типа наполнителя и повышается в следующей последова-

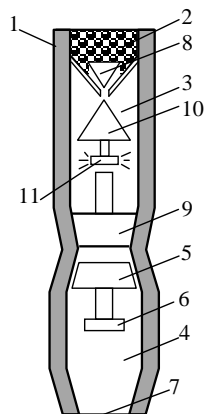


Рис. 1.3. Устройство для покрытия зерен наполнителя оболочкой льда: 1 – корпус; 2, 3, 4 – камеры; 5 – конус; 6 – разбрызгиватель; 7 – отверстие; 8, 9 – затвор; 10 – конус; 11 – разбрызгиватель

тельности: шамотный песок, хромитовый песок, оливиновый песок, кварцевый и циркониевый.

Соотношение удельного расхода жидкого азота на единицу объема форм увеличивается в следующем порядке: кварцевый песок, шамотный песок, оливиновый, хромитовый и циркониевый [22]. Результаты этих исследований и работ [23, 24] доказывают, что использование в качестве наполнителя других песков (циркониевого, хромитового, оливинового, шамотного), повышая огнеупорность формы, в тоже время требует больших затрат на охлаждение и замораживание. Следует учитывать, что расход жидкого азота увеличивается также с увеличением степени уплотнения смеси, применением более крупнозернистых наполнителей и добавкой бентонита.

Методы производства НТФ, по отношению к использованию модельной оснастки, можно разбить на две группы. К первой группе относятся методы, предусматривающие замораживание формы после снятия ее с модели, к второй группе относятся методы, при которых замораживание формы происходит без снятия модели (рис. 1.4).



Рис. 1.4. Классификация способов получения НТФ

Основным недостатком первой группы является необходимость использования смесей с сырой прочностью, достаточной для бездефектного снятия формы с модели. Придать необходимую прочность формовочной смеси, возможно, путем добавки определенного количества связующего, например,

глины. Однако, эта операция ухудшает условия труда при производстве смесей и транспортировке выбитого песка.

Методы, относящиеся ко второй группе, получают в последнее время достаточно широкое распространение в России, Японии, ФРГ, Польше и других странах, где уделяют внимание разработке технологии получения отливок в НТФ.

Охлаждение смеси в методах, относящихся ко второй группе, производится через модельную оснастку. Такая оснастка может быть, как металлической, так и неметаллической. В то же время, в зависимости от габаритов формы могут быть использованы просто охлажденные модели, модели с полостями, омываемыми хладагентом, или пористые модели, через поры которых хладагент подается непосредственно в форму.

Одновременно с постоянными и полупостоянными моделями при литье в НТФ используются также газифицируемые и легкоиспаряемые.

Легкоиспаряемые модели по своим технологическим параметрам относятся к удаляемым, т.к. удаление модели происходит до заливки, но в отличие от традиционных требуют значительно меньше энергозатрат. Сегодня известны способы получения низкотемпературных легкоиспаряемых моделей, изготавливаемых из уплотненного снега, из льда, покрытого криогидратным слоем тонкодисперсного хлористого железа, из гранул пенополистирола, заключенных в замороженную оболочку, из замерзших жидкостей (воды, полиэтиленгликоля, парафина), а также из сухого льда. Удаление таких моделей не представляет трудности и может происходить за счет теплоты окружающей смеси или с использованием вакуума. Очевидно, что эти модели можно считать наиболее перспективными для НТФ, т.к. они применимы для неразъемных форм. Не требуют больших энергетических затрат на удаление и используют недорогие, недефицитные и нетоксичные материалы.

Использование газифицируемой модели так же позволяет применять неразъемную форму. Причем предпочтительней использовать пористую модель для обеспечения быстрого охлаждения формы подачей хладагента через поры модели.

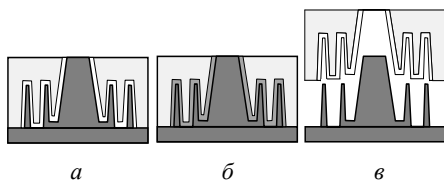


Рис. 1.5. Использование замороженной смеси для облицовки кокиля

Однако, применение пенополистироловой газифицируемой модели не позволяет в полной мере использовать преимущества способа ЛЗМ – такие как высокая экологическая чистота и отсутствие дорогих, дефицитных материалов.

Одним из примеров применения замороженных формовочных смесей, также может служить их использование в качестве облицовки кокилей. Схема получения отливок в таком случае следующая: кокиль и модель охлаждают до $-30...-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ и собирают (рис. 1.5, *а*), в зазор $10...20\text{ мм}$ между кокилем и моделью надувают глиносодержащий песок с влажностью $3...5\%$ (рис. 1.5, *б*) [25].

Температура песка должна быть не более $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, при этом в рабочую полость кокиля желательно надувать песок с пониженной температурой. После промерзания песка в зазоре, облицованный кокиль снимают с модели (рис. 1.5, *в*). Для того, чтобы съем происходил легко, без разрушения облицовочного слоя, поверхность модели тщательно очищают от конденсата, что упрощается при использовании моделей, изготовленных из материалов с низкой теплоаккумулирующей способностью.

Время, в течение которого замороженная оболочка на облицованном кокиле может сохранять отрицательную температуру, зависит от таких факторов, как температура окружающей среды, соотношение массы и облицованной поверхности кокиля и т.д. Так, например, масса алюминиевого кокиля, обладающего повышенной теплоемкостью, должна превышать массу облицовки в $3...4$ раза. Считают, что, управляя этими параметрами, можно обеспечить живучесть облицованного слоя в течение $30...90\text{ мин}$.

Использование замороженных формовочных смесей с различными наполнителями, позволяет устранить многие не-

достатки при производстве отливок методом точного литья. Следует отметить, что замена традиционных материалов, применяемых при ЛУМ, на нетоксичные и дешевые, позволяет наиболее полно реализовать преимущества данной технологии: уменьшить стоимость производства за счет снижения количества и стоимости компонентов, снизить общие энергозатраты, упростить и повысить практически до 100 % регенерируемость и получать отливки повышенной точности и сложности.

Одним из вариантов получения отливок в формах с неудаляемыми моделями, является технология литья по газифицируемым моделям в магнитном поле в формах из сыпучих ферромагнитных материалов. В качестве формовочных материалов для магнитных форм применяют сыпучие ферромагнитные материалы, выпускаемые промышленностью: дробь стальную колотою и литую (ДСК и ДСЛ), чугунную колотою и литую (ДЧК и ДЧЛ) согласно ГОСТ 11964-83.

Метод получения отливок в магнитном поле в формах из сыпучих ферромагнитных материалов имеет ряд преимуществ. К ним следует отнести: возможность получения отливок с высокой геометрической точностью, улучшение качества поверхности и структуры металла в отливках, уменьшение их веса.

Однако, применение немагнитной модели, приводит к неравномерному распределению напряженности магнитного поля по объему формы. Особенно резко выражено это явление на границе «металлическая дробь – поверхность модели». Неравномерность поля на этом участке возрастает скачкообразно, увеличиваясь к центру модели. При заливке жидкого металла, модель газифицируется и в форме образуется газовый зазор между зеркалом металла и передним фронтом модели. Наличие зазора освобождает частицы дроби в приграничной к модели области от связи между собой. В результате этого несвязанные частицы выстраиваются в пряди по силовым линиям магнитного поля и происходит зарастание полости формы со стороны поверхностей, перпендикулярных магнитным силовым линиям. При больших значениях индукции магнитного

поля частицы внедряются в поверхностные слои отливки, что приводит к ее браку. Известные методы предотвращения этого явления не способствуют полному устранению зарастания полости газового зазора частицами ферромагнитного формовочного материала.

Применение низкотемпературных удаляемых моделей при магнитной формовке, позволяет отказаться от газифицируемых моделей [9]. Способ заключается в том, что замороженную модель с нанесенным на нее охлаждающим криогидратным слоем помещают в опоку. После чего в нее засыпают на 3/4 объема охлажденную до 5...10 °С ферромагнитную смесь. Смесь предварительно уплотняют, в незаполненный объем опоки засыпают нагретую до 150...200 °С обратную смесь и после доуплотнения смесей в соленоидные катушки подают электрический ток. Возникающее электромагнитное поле упрочняет форму. Тепло от смеси передается через смесь к модели и она начинает расплавляться. Вода через поры смеси поступает в водосборник. После сушки формы в нее заливают расплавленный металл и, когда отливка закристаллизуется, электромагнитное поле отключают.

2. МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ФОРМ

Разработка методики исследования свойств НТФ базировалась на том, что процессы взаимодействия между формой и отливкой можно условно разделить, во времени, на ряд характерных этапов:

- взаимодействие формы с жидким металлом;
- взаимодействие формы с образовавшейся тонкой коркой на поверхности отливки;
- этап значительного утолщения затвердевшего слоя отливки;
- этап взаимодействия формы с твердой отливкой.

При этом следует учитывать, что хотя при заливке различных сплавов вклад факторов на отдельных этапах может существенно отличаться, общая картина взаимодействия остается практически без изменений.

На первом этапе взаимодействия нагрев формы начинается еще до установления непосредственного контакта между металлом и формой за счет излучения от зеркала металла. В дальнейшем струя металла может размывать поверхность формы и переносить продукты разрушения на то или иное расстояние, образуя засоры. После заполнения металлом возрастает гидростатическое давление на стенки формы, что при

недостаточной прочности формы может привести к ее полному разрушению. Вследствие теплового взаимодействия между металлом и формой, и образовавшегося градиента давления, возникают интенсивные тепломассопотоки направленные вглубь формы. Интенсивный прогрев приводит к высушиванию граничащих с металлом слоев формы, что может приводить к ее разрушению уже на начальных этапах охлаждения отливки. На этом этапе возможно просачивание металла в поры между зернами формы и образование механического пригара. Очевидно, что на этом этапе определяющими являются факторы, влияющие на прочностные свойства формы, ее стойкость к излучению, конвективным потокам нагретого металлом воздуха, эрозионному воздействию жидкого металла, гидростатическому давлению.

На втором этапе происходит дальнейший прогрев формы. Образовавшийся пар проникает в форму на значительную глубину, повышая температуру глубинных слоев формы. В начале этого этапа тонкая корка затвердевшего металла под действием гидростатического напора прижимается к стенке формы и передает на нее все гидростатическое давление. Возникающие значительные газовые потоки образуют поле давления на поверхности раздела «металл – форма». В случае, если давление на поверхности превышает прочность образовавшейся корки, газы проникают в отливку и образуют газовые раковины. Начинается интенсивный прогрев поверхностных слоев формы, вследствие окончания испарения влаги, и начинается спекание формовочной смеси. Если на этом этапе литейная форма оказывает значительное сопротивление усадке, то могут образовываться горячие трещины в отливке. На этом этапе определяющими являются факторы, обеспечивающие прочность формы в период существования тонкой корочки затвердевшего металла, газопроницаемость формовочной смеси, а также ее податливость после образования достаточно жесткого каркаса в отливке.

На третьем этапе форма прогревается на значительную глубину. Происходит выравнивание температуры по сечению формы, а температура поверхности достигает максимума. Происходит интенсивное силовое взаимодействие между от-

ливкой и формой. Газовые потоки в форме значительно ослабевают и перестают выполнять роль переносчиков тепла. Продолжается спекание формовочной смеси. При значительном нагреве возможно образование ряда соединений кремниевой кислоты, легкоплавкие эвтектики этих соединений мигрируют в поры формы, образуя контактную зону, внутренний слой, которой представляет собой пригар. На этом этапе прочностные свойства формы теряют свое значение и наиболее существенными являются факторы, определяющие максимальную температуру поверхностного слоя формы, и факторы, определяющие возможность разупрочнения формы.

После окончания затвердевания отливки интенсивные процессы в форме прекращаются. Газовое давление в форме практически падает до атмосферного. В этот период в различных частях отливки в следствие большой разности температур могут возникать значительные термические напряжения. На этом этапе основное влияние на качество отливки оказывают факторы, обеспечивающие податливость формы и хорошую выбиваемость отливки после полного охлаждения.

Анализ выше изложенного позволил определить группу факторов, оказывающих влияние на качество отливок, получаемых в НТФ. К таким, в первую очередь, были отнесены факторы, влияющие на прочность НТФ, оказывающие непосредственное влияние на размерную точность, качество поверхности и уровень остаточных напряжений в отливке, а также факторы, оказывающие влияние на протекание процесса охлаждения металла в форме. Диапазон изменения этих факторов, определенный на основании проведенного анализа и сопоставления его с литературными данными представлен в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Диапазоны изменения параметров формовочной смеси

Фактор	Обозначение	Диапазон изменения
Влажность, %	<i>W</i>	2...10
Температура, °С	<i>T</i>	-60...+20
Глинистая составляющая, %	<i>Г</i>	2...5

2.1. Методика исследования механических и технологических свойств дисперсных формовочных материалов, упрочненных с использованием низких температур

Для исследования механических и технологических свойств замороженных формовочных смесей использовались два типа песков:

– 3К02А (гранулометрический состав 0315-02-016 со средним значением зерна 0,24 мм и модулем мелкости $N=67,08$ (ГОСТ 2138-91);

– 3К016А (гранулометрический состав 02-16-01 со средним размером зерна 0,19 мм и модулем мелкости $N=67,08$).

Содержание глины и влаги в исследуемых смесях определялось по ГОСТ 23409.7-78 и ГОСТ 23409.18-78 соответственно.

Исследование механических свойств проводились по стандартной методике (ГОСТ 23409-78) на универсальной машине типа 1958-У-1 завода «Измеритель» (г. Москва, РФ), оборудованной термостатической камерой, позволяющей проводить испытания при заданной температуре образцов и зажимов с охлаждением до $-150\text{ }^{\circ}\text{C}$.

При испытании образцов определяли:

- предел прочности при растяжении, сжатии и изгибе;
- относительную деформацию при сжатии;
- коэффициент жесткости, как тангенс угла наклона кривой нагрузки на участке от нуля до разрушающего (максимального) усилия, или прирост нагрузки на единицу деформации.

Коэффициент жесткости позволяет оценить деформационную способность формовочного материала в области «докритических» напряжений, не приводящих к началу разрушения.

Газопроницаемость замороженной смеси определяли по ГОСТ 23409.6-78.

Одним из важнейших технологических свойств формовочных смесей является текучесть. В соответствии с выводами А.А. Волкомича [25] текучесть смеси можно характеризовать

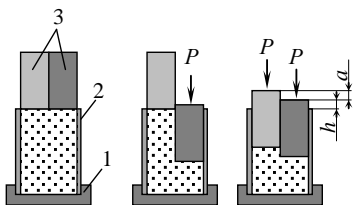


Рис. 2.1. Схема определения текучести смеси: 1 – поддон; 2 – гильза; 3 – половины пуансонов

коэффициентом перетекания, который определяется, как отношение объема смеси, перетекшей из определенного объема при уплотнении, к смеси, оставшейся в этом объеме.

Достаточно достоверный способ определения текучести формовочной смеси, по мнению авторов [26], состоит в уплотнении смеси двумя пуансонами в цилиндрической гильзе (рис. 2.1).

Данный метод позволяет имитировать реальный процесс движения смеси при уплотнении в форме: одновременно происходит перетекание и уплотнение.

Просеянную смесь засыпали в гильзу, затем в нее устанавливали одну половину пуансона, представляющего собой разрезанный вдоль оси цилиндр, и уплотняли тремя ударами копра.

В оставшийся зазор вставляли вторую половину пуансона и уплотняли остаток смеси. Под действием одной половины пуансона смесь вытекала в соседнюю область, а оставшаяся часть уплотнялась. Под действием второй половины пуансона получали равномерную плотность по всему объему образца. При этом количество перетекшей из-под первого пуансона смеси пропорционально разнице высот пуансонов и определяется текучестью:

$$m = \frac{a F}{2 \rho}, \quad (2.1)$$

где a – разница высот половин пуансона;
 F – площадь сечения гильзы;
 ρ – плотность смеси.

Относительную текучесть определяли по формуле:

$$\frac{\Delta m}{m} 100 = \frac{1}{\frac{2h}{a} + 1} 100, \quad (2.2)$$

где m – масса;

h – высота образца под нижней половиной пуансона.

Для исследования стойкости поверхности низкотемпературной песчаной формы воздействию излучения от жидкого металла создана установка, (рис. 2.2.), на основе галогенных ламп типа КГ220-2000, позволяющая создавать тепловые потоки мощностью 19...24 Вт/см², что соответствует определенному [27] тепловому потоку над расплавом алюминиевых сплавов.

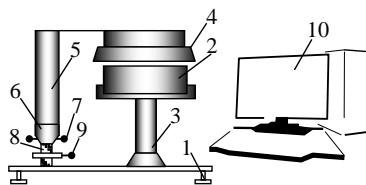


Рис. 2.2. Схема установки для моделирования излучения от зеркала металла: 1 – опорные винты; 2 – опытный контейнер; 3 – опора; 4 – излучатель; 5 – опора; 6 – подъемная гайка; 7 – ручка; 8 – винт; 9 – контргайка; 10 – регистрирующий прибор

2.2. Влияние состава, дисперсности и температуры охлаждения формовочных материалов на механические свойства охлажденных форм

Из многих обязательных технологических свойств литейной формы прочность является важнейшим и наиболее универсальным. От нее зависит производительность труда на операциях изготовления стержней, формовки, сборки, выбивки. Прочность существенно влияет на качество отливок, в том числе размерную точность, от прочностных свойств зависит образование многих видов литейных дефектов. В конечном счете и сама технология зависит от прочности материала формы. Хронология создания большинства новых процессов производства отливок представляет собой историю разработки новых или применения известных материалов с заданными прочностными свойствами. Так появилось литье в металлические и оболочковые формы, группа технологий с отверждением стержней и форм в оснастке (СО₂-процесс). Создание автоматических фор-

мовочных линий, в том числе безопочных с производительностью до 250...300 форм в час, стало возможным благодаря разработке высокопрочных песчано-бентонитовых смесей [28].

Прочность формы зависит от ее размеров и конфигурации, прочности собственно формовочного материала, силового взаимодействия формовочной смеси с элементами оснастки – опоки, каркаса, жакета. При этом главную роль здесь играет прочность материала формы, которая в современных технологиях отличается в сотни и даже тысячи раз (табл. 2.2).

Проблема получения литейной формы заданной прочности при минимальных затратах труда, энергетических и материальных ресурсов продолжает оставаться весьма актуальной. Одним из возможных способов решения этой проблемы может стать применение НТФ, отвечающих всем этим условиям.

Для ограничения объема опытно-лабораторных работ и получения общих зависимостей влияния параметров НТФ на её прочностные характеристики, применен метод многофакторного эксперимента.

Таблица 2.2

Прочность литейных форм

Тип формы	σ_p , МПа
Металлическая	150...500
Керамическая (литье по выплавляемым моделям)	1,2...3,0 (изгиб)
Вакуумированная	0,05...0,1
Оболочковая	3,0...4,0
Песчано-бентонитовая для автоматических линий	0,02...0,05
Низкотемпературная	1,0...2,0
Графитовая	24
Песчано-смоляная холоднотвердеющая	0,6...1,5
Песчано-глинистая сухая	0,15...0,20
Магнитная	0,05...0,1
Песчано-жидкостекольная	0,25...0,4

Переменные факторы при постоянной плотности формовочного материала $\rho=1700 \text{ кг/м}^3$ представлены в табл. 2.3.

Таблица 2.3

Элементы многофакторного эксперимента

Факторы	Обозначение	Предельные значения		
		-1	0	+1
Влажность смеси, %	В	5	7,5	15
Температура замораживания, °С	Т	-60	-35	-10
Добавка глины, %	Г	0	2,5	3
Максимальный размер зерен песка, мм	М	0,25	0,62	1

Результаты экспериментов представлены в табл. 2.4 и 2.5.

Таблица 2.4

Исходные и расчетные данные по определению прочности на изгиб замороженной формовочной смеси

№ п/п	Факторы				$\sigma_{сж}$, МПа	
	Влажность, %	Температура, °С	Добавка глины, %	Максимальный размер зерен песка, мм	Экспериментальная	Расчетная
1	15	-10	5	1,0	5,85	6,84
2	5	-10	5	1,0	4,45	3,21
3	15	-60	5	1,0	11,50	11,52
4	5	-60	5	1,0	5,40	5,64
5	15	-10	0	1,0	6,80	6,45
6	5	-10	0	1,0	2,45	3,05
7	15	-60	0	1,0	11,20	10,55
8	5	-60	0	1,0	4,50	4,90
9	15	-10	5	0,25	5,83	5,27
10	5	-10	5	0,25	1,30	2,12
11	15	-60	5	0,25	11,10	10,67
12	5	-60	5	0,25	5,10	5,27
13	15	-10	0	0,25	5,90	5,84
14	5	-10	0	0,25	3,10	2,91
15	15	-60	0	0,25	9,69	10,66
16	5	-60	0	0,25	6,30	5,49

Таблица 2.5

Исходные и расчетные данные по определению прочности на сжатие замороженных формовочных смесей

№ п/п	Факторы				$\sigma_{сж}$, МПа	
	Влажность, %	Температура, °С	Добавка глины, %	Максимальный размер зерен песка, мм	Экспериментальная	Расчетная
1	15	-10	5	1,0	6,3	6,52
2	5	-10	5	1,0	4,0	3,02
3	15	-60	5	1,0	18,4	18,65
4	5	-60	5	1,0	10,8	11,30
5	15	-10	0	1,0	9,2	8,92
6	5	-10	0	1,0	4,6	5,62
7	15	-60	0	1,0	17,5	17,3
8	5	-60	0	1,0	10,7	10,15
9	15	-10	5	0,25	6,8	7,1
10	5	-10	5	0,25	0,9	1,35
11	15	-60	5	0,25	20,8	20,02
12	5	-60	5	0,25	10,4	10,45
13	15	-10	0	0,25	8,7	8,45
14	5	-10	0	0,25	3,4	2,9
15	15	-60	0	0,25	16,9	17,62
16	5	-60	0	0,25	8,2	8,22

По каждому виду испытаний были получены уравнения регрессии для определения прочности как многофакторной функции:

$$\begin{aligned} \sigma_{сж} = & -1,89 + 0,55B - 0,07T - 0,41Г + \\ & + 5,34M - 0,007BT + 0,004BG - \\ & - 0,3VM - 0,015TG + 0,021TM - 0,28GM, \end{aligned} \quad (2.3)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{и} = & 1,14 + 23,17B - 0,0338T - 0,266Г + \\ & + 0,0602M - 0,0045BT + 0,0045BG + 0,0633VM - \\ & - 0,0023TG + 0,0193TM + 0,2533G, \end{aligned} \quad (2.4)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие;
 $\sigma_{и}$ – предел прочности на изгиб.

Анализ полученных уравнений позволил сделать вывод о достаточно высоком уровне детерминированности ($r_2=0,921$ для $\sigma_{сж}$ и $r_2=0,905$ для $\sigma_{и}$), что указывает на наличие сильной зависимости между независимыми переменными и уровнем прочности формы.

Использование F -статистики позволило определить, является ли этот результат случайным. Так как полученный результат определения $F_2=32,3$ значительно больше табличного $F_{кр}=4,8$ полученные уравнения могут быть использованы для прогноза уровня прочности НТФ. Расчеты значимости переменных с применением t -статистики показали, что основными факторами, оказывающими влияние на прочность формы, являются влажность и температура, в то время как количество глины и дисперсность песка практически не оказывают влияния на прочность НТФ. Для сравнения полученных расчетных данных с экспериментальными на рис. 2.3 представлен в виде двух штриховых линий график расчетных значений $\sigma_{и}$ (для случая $V=5\%$, температур от $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\Gamma=0$ и 5%). Расчетные кривые приближаются к экспериментальным.

Проведенный анализ результатов экспериментов по определению влияния параметров замороженной формовочной смеси на её предел прочности на сжатие (рис. 2.4) показал, что уже при температуре замораживания $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ величина $\sigma_{сж}$ для песка с 5% -ми влаги без добавки глины (кривые 4 и 5) превышает 4 МПа . Это значительно выше прочности сухих форм. С понижением температуры замораживания (до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$) величина $\sigma_{сж}$ растет более, чем вдвое

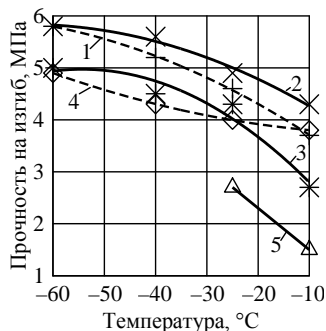


Рис. 2.3. Прочность на изгиб низкотемпературной смеси:
 1 – песок 3К02А, влажность 5%, без добавки глины;
 2 – песок 3К02А, влажность 5%, без добавки глины;
 3 – песок 3К02А, влажность 5%, с добавкой глины 5%;
 4 – песок 3К02А, влажность 5%, с добавкой глины 5%;
 5 – лед пресноводный

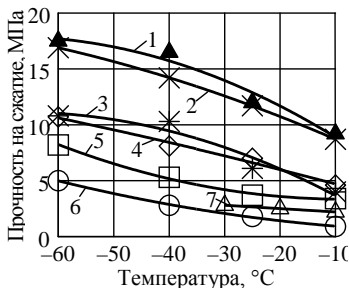


Рис. 2.4. Прочность на сжатие низкотемпературной формовочной смеси: 1 – песок 3К02А, влажность 5 %, без добавки глины; 2 – песок 3К02А, влажность 5 %, без добавки глины; 3 – песок 3К02А, влажность 5 %, с добавки глины 5 %; 4 – песок 3К02А, влажность 5 %, с добавки глины 5 %; 5 – песок 3К16А влажность 5 %, без добавления глины; 6 – песок Т016Б влажность 5 %, без добавления глины; 7 – лед пресноводный

достигая 8...11 МПа. Резко возрастает прочность и при повышении влажности до 15 %. Это связано с образованием более толстой непрерывной ледяной связки между песчинками, которая может колебаться в пределах 10...44 мкм, за счет сильного капиллярного всасывания. При понижении температуры прочность такой связки возрастает, т.к. возрастает прочность самого льда [29].

Важным фактором, определяющим прочностные свойства замороженного формовочного материала, является состав песка. Пески, содержащие малые количества SiO_2 (тощие пески типа Т016Б), являются многофазным материалом, в состав которого входит глина, полевой шпат, слюда и окислы. Такие примеси в составе песка создают

дополнительные плоскости скольжения в системе «лед – песок» и снижают её прочность. Такой песок не может быть использован, как основа замороженной формовочной смеси.

Добавка в замороженный формовочный материал 5 % глины повышает прочность его на сжатие незначительно (кривые 4 и 3). Такая смесь может быть отнесена уже к смесям 2-го рода. При перемешивании в них происходит образование глинистой пасты, обладающей высокой структурной прочностью и пластической вязкостью. Связующие с глиной распределяются более равномерно между манжетами и пленками на свободных поверхностях. Толщины оболочек находятся в пределах от 10 до 30 мкм. При этом известно [30], что чем меньше соотношение в связующем между содержанием глины и жидкой фазы,

тем больше проявляются капиллярные свойства композиции и тем меньше роль глины в формировании структуры.

Проведенные испытания на разрыв образцов формовочной смеси показали (рис. 2.5), что уже при -10°C и 5 % влажности прочность смеси на разрыв 0,3 МПа на порядок выше прочности сырой смеси для автоматических линий 0,012...0,035 МПа и вдвое выше прочности сухой смеси 0,05...0,15 МПа, а при 15 %-ой влажности равна средней прочности стержневой массы 1...1,5 МПа [31].

При понижении температуры замораживания формы от -10°C до -60°C прочность на сжатие, возрастает более чем вдвое. Как и при сжатии, прочность на разрыв с увеличением влажности смеси от 5 до 15 % возрастает примерно вдвое. Более эффективно влияет на прочность повышение влажности при низкой температуре замораживания формы.

Сравнение значений прочности на сжатие и разрыв показали (табл. 2.6), что для замороженной формовочной смеси величина $\sigma_{\text{сж}}$ более, чем на порядок выше, чем $\sigma_{\text{р}}$. Такое соотношение наблюдается и для обычных формовочных смесей [31].

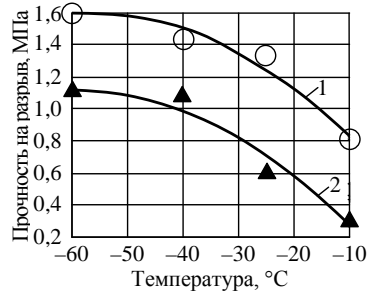


Рис. 2.5. Прочность на разрыв низкотемпературной формовочной смеси: 1 – песок 3К02А, влажность 5 %, без добавки глины; 2 – песок 3К02А, влажность 5 %, без добавки глины

Таблица 2.6

Прочность замороженной формовочной смеси
(песок 3К02А, влажность 5 и 15 %)

Прочность, МПа	$t_{\text{охл}} = -60^{\circ}\text{C}$		$t_{\text{охл}} = -10^{\circ}\text{C}$	
	Влажность, %			
	5	15	5	15
$\sigma_{\text{сж}}$	11,0	17,5	4,5	9,0
$\sigma_{\text{р}}$	1,1	1,6	0,3	0,8

Результаты испытания на изгиб (рис. 2.3) показывают, что прочность замороженной формы как с добавками глины, так и без них возрастает по мере охлаждения, но не столь резко, как при других механических испытаниях и увеличивается примерно на 50 %. Добавка 5 % глины повышает на 20 % прочность замороженной формы на изгиб.

Следует отметить, что соотношение значений $\sigma_{и}$, $\sigma_{р}$ и $\sigma_{сж}$ отличается от таковых в обычной песчано-глинистой форме и составляют для НТФ:

$$\sigma_{сж} > 2\sigma_{и} > 10\sigma_{р}; \quad (2.5)$$

для обычных смесей то соотношение имеет вид:

$$\sigma_{сж} > 10\sigma_{р} > 30\sigma_{и}. \quad (2.6)$$

Наряду с прочностью важную роль в литейной технологии играют величина и характер упругих и остаточных деформаций, которые заметно проявляются при статических и динамических нагрузках на литейную форму.

С такими деформациями связывают дефекты типа «подутость», деформация опорных поверхностей формы при установке стержней, неточности в размерах отливки. Для оценки деформационной способности НТФ в области «докритических» напряжений, которые не приводят к разрушению впервые введено понятие коэффициента жесткости K (изменение нагрузки на единицу деформации). Чем больше его значение, тем более значительное усилие требуется для деформации форм (рис. 2.6).

Из рис. 2.6 следует, что величина коэффициента жестко-

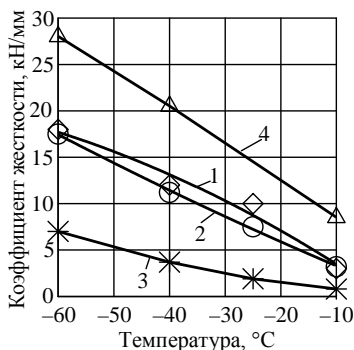


Рис. 2.6. Влияние температуры охлаждения на коэффициент жесткости НТФ: 1 – песок 3К02А, влажность 5 %, с добавлением глины 5 %; 2 – песок 3К02А и песок 3К016А, влажность 5 %, без добавления глины; 3 – песок Т016Б, влажность 5 %, без добавления глины; 4 – песок 3К16А, влажность 15 %, без добавления глины

сти замороженной формы существенно возрастает с понижением температуры замораживания, для кривой 1 в диапазоне – 10...–60 °С от 8 до 27 кН/мм, при меньшей влажности от 4 до 17 кН/мм. Скорость нарастания жесткости почти прямо пропорциональна температуре замораживания и примерно одинакова, т.е. мало зависит от зернистости песка и влажности. Величины жесткости для песка ЗКО16А и ЗКО2А при 5 % влажности одинаковы и значительно ниже, чем у песка с повышенной влажностью (кривая 1). Добавка в песок 5 % глины немного повышает коэффициент жесткости (кривая 3).

Очень низким параметром K , характеризуется песок с низким содержанием SiO_2 , этот песок слишком податлив. При малой величине K трудно поддерживать постоянными размеры отливок.

По выведенным ранее уравнениям регрессии были построены номограммы, позволяющие определять уровень механических свойств замороженных формовочных смесей в зависимости от их технологических параметров, таких, как влажность, температура и количество глинистой составляющей, и решать обратную задачу – определять технологические параметры смеси по заданному уровню механических свойств рис. 2.7, 2.8 и 2.9.

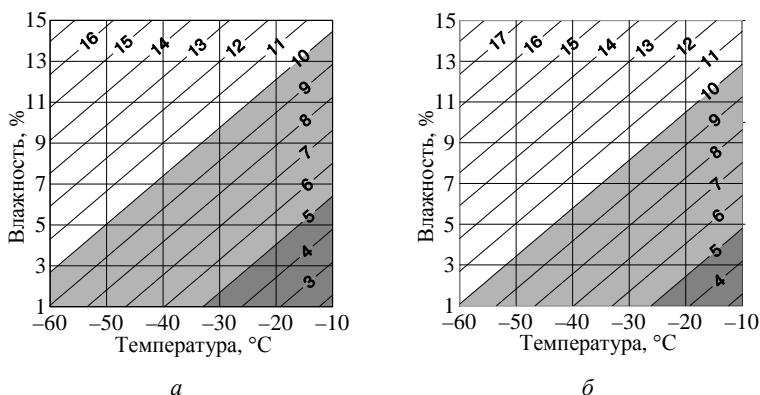


Рис. 2.7. Прочность на сжатие замороженной формовочной смеси без добавки глины (а) и с добавкой глины 3 % (б): ■ – уровень прочности, соответствующий ЖСС; □ – уровень прочности, соответствующий ХТС

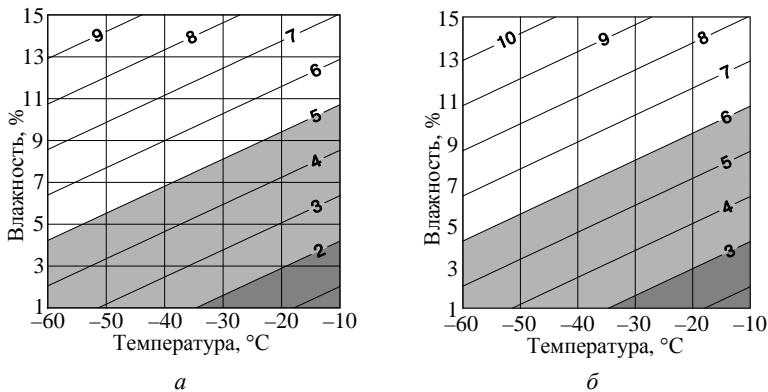


Рис. 2.8. Прочность на изгиб замороженной формовочной смеси без добавки глины (а) и с добавкой глины 3 % (б): ■ – уровень прочности, соответствующий ЖСС; □ – уровень прочности, соответствующий ХТС

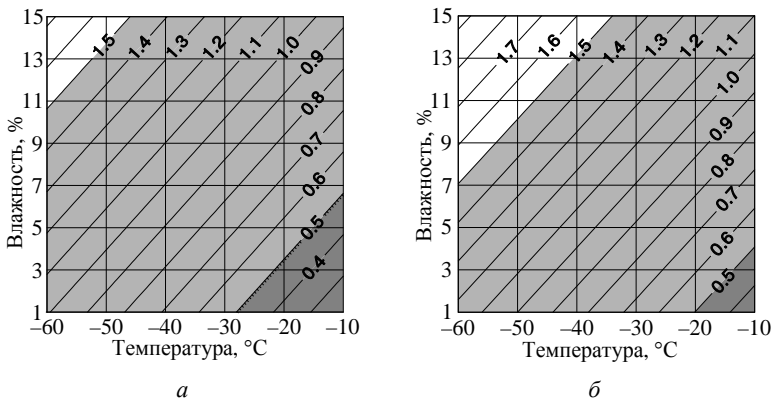


Рис. 2.9. Прочность на разрыв замороженной формовочной смеси без добавки глины (а) и с добавкой глины 3 % (б): ■ – уровень прочности, соответствующий ЖСС; □ – уровень прочности, соответствующий ХТС

2.3. Технологические свойства низкотемпературных литейных форм

Качество литейной формы, которая в значительной степени определяет качество отливки, зависит от целого ряда свойств формовочной смеси. Для процесса формообразования особое значение имеют пластические свойства, которые позволяют оценить реакцию смеси на внешнее усилие, т.е. способность формоваться. Способность смесей к деформации определяется текучестью.

Текучесть характеризует способность формовочной смеси под действием внешнего давления получать пластические деформации без изменения объема и заполнять полость формы или стержневого ящика [32]. Это свойство определяет равномерность распределения смеси при уплотнении по всему объему формы. Учитывая такую особенность НТФ, как очень низкая сырая прочность, которая не зависит от способа и усилия уплотнения, наиболее рациональным способом уплотнения смеси является виброуплотнение. В пользу этого метода свидетельствует и повышение текучести смеси при вибрации формы. В этом случае текучесть смеси приобретает решающее влияние на распределение плотности, а, следовательно, и механические свойства формы.

Влияние текучести (сопротивления сдвигу) зависит от внутреннего трения смеси и от сил взаимного сцепления. Силы сцепления, действующие в смесях, обусловлены молекулярными и капиллярными силами. В смесях НТФ, состоящих в основном из песка и воды, – силы сцепления зависят от количества влаги и доли глинистой составляющей в песке.

Учитывая достаточный уровень механических свойств НТФ изготовленных из смесей без добавки глины и отрицательное ее влияние на газопроницаемость, исследование текучести проводили на смесях без добавления глины.

Влажность смеси изменяли от 0 до 15 %. Результаты определения текучести смесей для изготовления НТФ приведены в табл. 2.7 и на рис. 2.10.

Таблица 2.7

Результаты определения текучести смесей

Влажность, %	0	2	5	7	10	15
Текучесть, %	62	47	53	54	55	55

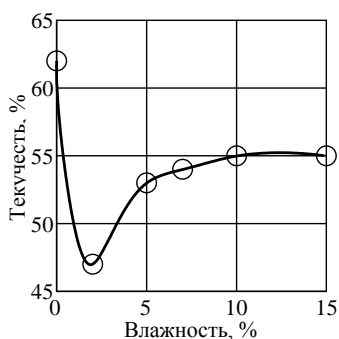


Рис. 2.10. Влияние влажности на текучесть формовочной смеси

Анализ приведенных результатов показывает, что сухой песок, вследствие отсутствия каких-либо связующих компонентов, обладает максимальной текучестью 62 %. Незначительная добавка влаги – 2 % снижает текучесть смеси до 47 %. Дальнейшее увеличение влажности смеси способствует увеличению текучести, причем при влажности смеси 5 и 15 % различие в этом показателе незначительно и составляет 2 %. Малое значение текучести при влажности 2 %, очевидно вы-

звано гидратацией глинистой составляющей в песке и действием капиллярных сил и сил сцепления, которые могут достигать больших значений.

Возрастание текучести смеси при содержании влаги более 2 % можно объяснить появлением избыточной воды, находящейся в виде гравитационной или механически удерживаемой влаги и адсорбцией влаги на поверхности песчинок, что снижает силы трения между ними.

Смеси с влажностью 5 % и более процентов обладают практически одинаковыми значениями текучести. Таким образом, исходя из соображений получения достаточного уровня механических свойств, газопроницаемости и текучести можно

считать, что оптимальное значение влажности формовочной смеси для изготовления НТФ составляет 5 %.

Данные о двух физико-механических параметрах – уплотняемости и твердости – представлены вместе, т.к. твердость и прочность НТФ зависит от плотности смеси в форме.

Под уплотняемостью понимают деформацию под воздействием внешних усилий. Предварительное уплотнение оказывает большое влияние на прочность формы и, в частности, на прочность при высокой температуре. Так, при уменьшении плотности образцов от 1,7 до 1,5 г/см³ прочность смеси с жидким стеклом падает в 2,5...3 раза [10].

В проводимых нами экспериментах применялось уплотнение образцов с помощью копра и виброуплотнение экспериментальных форм. Формовочную смесь приготавливали из кварцевого среднего песка ЗКО2А. Опытные образцы имели размер: диаметром 50 мм и высотой 50 мм и опоки с высотой смеси 50 и 150 мм.

В гильзу для получения образцов засыпается, при ручном уплотнении, 169 г мокрого песка. При ее объеме гильзы 98 см³ плотность смеси составила $\rho = \frac{m}{v} = \frac{169}{98} = 1,72 \text{ г/см}^3$.

С такой исходной плотностью проводились испытания на прочность замороженных смесей.

Уплотнение форм производилось на вибростоле при амплитудах колебания от 0,04 до 1,5 мм (табл. 2.8).

Таблица 2.8

Амплитуда колебания вибростола при различных режимах

№ ступеней регулирования	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Амплитуда, мм	0,04	0,06	0,07	0,11	0,15	0,3	0,45	0,6	0,83	1,1	1,5

На рис. 2.11 и 2.12 представлены величины плотности формовочной смеси для образцов с высотой 50 и 150 мм при изменении амплитуды и постоянном времени (длительности, вибрации 2 мин), и при изменении времени и постоянной ам-

плитуде (1,1 мм). Анализ кривых изменения плотности формовочной смеси показал, что с увеличением амплитуды вибрации плотность смеси увеличивается до величины 1,7 г/см³ при амплитуде вибрации 1,1 мм. Дальнейшее увеличение амплитуды вибрации не оказывает заметного влияния на изменение плотности смеси.

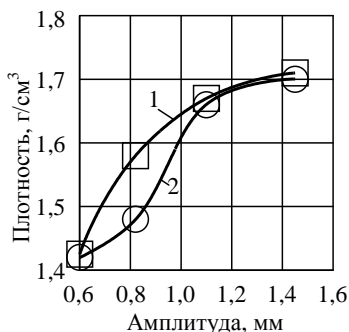


Рис. 2.11. Влияние амплитуды вибрации на плотность формовочной смеси при постоянном времени уплотнения: 1 – при высоте смеси в опоке 150 мм; 2 – при высоте смеси в опоке 50 мм

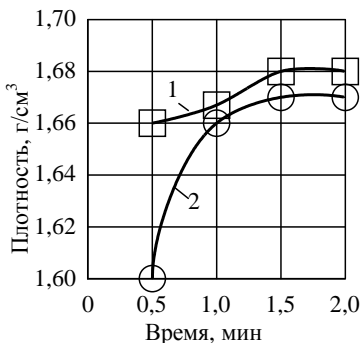


Рис. 2.12. Влияние времени уплотнения на плотность формовочной смеси при постоянной амплитуде вибрации: 1 – при высоте смеси в опоке 150 мм; 2 – при высоте смеси в опоке 50 мм

При уплотнении образцов с постоянной амплитудой 1,1 мм нарастание плотности происходит в течении 1 мин, после чего плотность практически не изменяется. Изменение высоты смеси в опоке существенно влияет на плотность лишь на начальном этапе уплотнения. В дальнейшем различие в плотности уменьшается и находится в пределах 1...3 %. Такой характер зависимости изменения плотности влажного песка от амплитуды и длительности вибрации позволил изготавливать образцы для испытания свойств формовочной смеси и литейные формы с постоянной плотностью 1,7 г/см³ и использовать виброуплотнение для проведения всех дальнейших испытаний.

Для определения влияния плотности формовочной смеси на прочностные характеристики НТФ, в частности, на твердость, опоку объемом 3379 см³ и площадью 230×115 мм

с влажным песком подвергали вибрации по различным режимам, в результате чего получали формовочную смесь с плотностью 1,4...1,7 г/см³. Затем форму замораживали и измеряли твердость статическим способом непосредственно в холодильной камере. Как показали проведенные измерения разница в твердости форм, уплотненных по различным режимам, обусловленная различием в плотности формовочной смеси 1,7 г/см³ и 1,54 г/см³ не превышает 8...9 %, а изменение температуры замораживания приводит к изменению плотности до 25 %.

Это позволило сделать вывод о том, что твердость НТФ в большей степени определяется температурой охлаждения, чем плотностью смеси в процессе ее уплотнения.

Для определения влияния вакуумирования в процессе охлаждения на твердость НТФ определяли в нижней части экспериментальной формы, где предусмотрена вакуумируемая полость, соединенная с основной массой смеси через отверстия с сеткой. Воздух откачивали с помощью насоса ВВН1-0,75 до вакуума 0,5 атм, замораживание под вакуумом до указанной температуры проводили в камере, там же измеряли твердость. Количество экспериментов не меньше шести. Результаты приведены в табл. 2.9.

Таблица 2.9

Измерение твердости при вакуумировании

Температура замораживания смеси, °С	Твердость		Изменение твердости, Δ %
	Без вакуумирования	При вакуумировании	
-10	37,5	46,5	24
-20	51	58	14
-25	62,5	67	7

Таким образом, в результате вакуумирования твердость замороженной формовочной смеси возрастает, причем при понижении температуры замораживания эффект упрочнения снижается: определяющим становится упрочнение от замораживания.

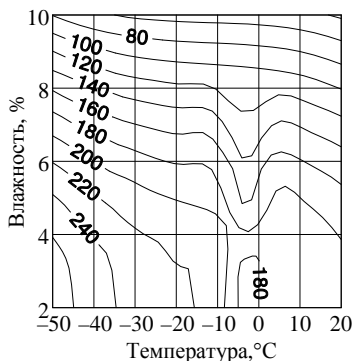


Рис. 2.13. Влияние температуры и влажности на газопроницаемость низкотемпературной смеси

Для определения влияния технологических параметров замороженной смеси на ее газопроницаемость эксперименты проводились на песке 3К02А с влажностью 5 % и 10 %.

Установлено, что увеличение влажности смеси снижает газопроницаемость неравномерно. При положительных температурах добавка воды до 5 % снижает газопроницаемость медленней, чем аналогичное изменение влажности при добавках воды более 5 %. Это вызвано изменением распределения на поверхности зерен песка адсорбированной и избыточной влаги.

В области температур ниже $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ влияние влажности на газопроницаемость уменьшается, т.к. его в некоторой степени компенсирует более сильное охлаждение воздуха, фильтрующегося через смесь (рис. 2.13).

Падение газопроницаемости при кристаллизации влаги, как следует из таблицы 2.10, происходит неодинаково для замороженных форм с различной влажностью. Причем наибольшее изменение происходит при 5 % влажности.

Добавка большего количества воды уменьшает изменение газопроницаемости и при содержании влаги 10 % газопроницаемость при переходе температуры смеси через $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ не изменяется. Несмотря на такую особенность изменения газопроницаемости, во всем исследованном интервале влажности от 2 % до 10 % минимальное значение газопроницаемости при кристаллизации влаги не подало ниже исходного значения, определенного при комнатной температуре (табл. 2.10).

Добавка к песку 3К0315Б глины при влажности смеси 5 % значительно снижает газопроницаемость смеси в области как положительных, так и отрицательных температур.

Таблица 2.10

Газопроницаемость замороженных форм

Момент определения газопроницаемости	Газопроницаемость формы, при влажно- сти смеси, %			
	2	5	7	10
+20 °С	178	173	126	40
Перед началом кристаллизации влаги	219	205	156	48
После окончания кристаллизации влаги	205	173	138	48
Падение газопроницаемости при кристаллизации влаги	14	32	18	0

Кроме того, глина уменьшает величину падения газопроницаемости при кристаллизации влаги. Наиболее интенсивно снижение газопроницаемости происходит при добавках глины до 1 % (рис. 2.14). Такую особенность необходимо учитывать при вводе добавок глины с целью повышения сырой прочности форм.

Качество поверхности отливки во многом определяется поверхностной прочностью формы или осыпаемостью. Механические свойства НТФ зависят от таких технологических параметров, как влажность и температура охлаждения. Если температура охлаждения может регулироваться в широких пределах с точностью погрешности измерительной аппаратуры, то влажность формовочной смеси после замораживания проконтролировать сложнее, а управлять ею невозможно. Учитывая, что процессы испарения влаги происходят интенсивнее при фазовом

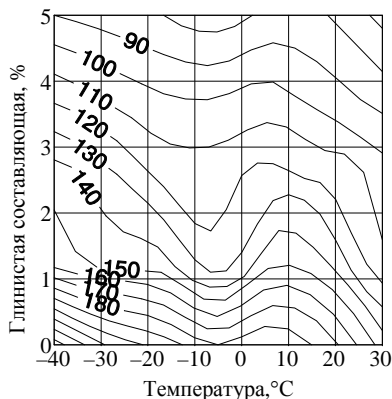


Рис. 2.14. Влияние температуры и содержания глины на газопроницаемость формовочной смеси при влажности 5 %

переходе «вода – пар», чем при сублимации, поверхностный слой формовочной смеси при охлаждении формы будет терять влагу в основном только до момента достижения температуры 0 °С. Следовательно, влажность поверхностного слоя НТФ будет определяться скоростью, т.е. способом замораживания.

Для обеспечения минимальной потери влажности в поверхностном слое НТФ скорость охлаждения должна быть максимальной. Следует учитывать, что не все методы замораживания позволяют контролировать параметр влажности и управлять им.

Наиболее медленное охлаждение формы происходит при объемном замораживании (в морозильной камере, проходном туннеле и т.д.).

С целью снижения осыпаемости поверхностного слоя формы за счет высыхания было исследовано влияние режима охлаждения в морозильной камере на влажность смеси. Для этого в экспериментальную опоку высотой 180 мм засыпалась формовочная смесь с влажностью 5 %, которая виброуплотнялась и помещалась в морозильную камеру с различной температурой. В одном случае рабочий объем морозильной камеры имел комнатную температуру, а в другом случае был предварительно охлажден до –20 °С или –60 °С. Формы охлаждали до одинаковой температуры (–60 °С), после чего отбирали пробы смеси из участков, расположенных на различной глубине от поверхности, и определялась влажность смеси.

В результате проведенных экспериментов установлено, что длительность охлаждения формы до –20 °С составляет 95 мин, а до –60 °С – 150 мин (при одинаковой начальной температуре рабочего объема камеры 20 °С) практически не влияет на изменение влажности поверхностного слоя (табл. 2.11).

Содержание влаги в поверхностном слое смеси падает до 4,1 %, что несколько понижает механические свойства. В тоже время на глубине 40 мм влажность остается без изменений.

При охлаждении формы в морозильной камере, предварительно охлажденной до температуры –60 °С, влажность поверхностного слоя, а, следовательно, и механические свойства смеси изменяются слабее, чем в предыдущем случае.

Таблица 2.11

Потеря влажности формовочной смеси при охлаждении
по различным режимам

Глубина отбора проб, мм	Изменение влажности смеси при различных режимах охлаждения, %		
	Начальная температура рабочего объема камеры 20 °С		Начальная температура рабочего объема камеры –60 °С
	Конечная температура		Конечная температура
	–20 °С	–60° С	–60 °С
0	0,9	0,9	0,3
10	0,6	0,7	0,1
25	0,2	0,4	0
40	0	0	0

Общая толщина слоя смеси, в котором произошло изменение влажности при таком режиме замораживания также меньше и не превышает 10 мм. Это связано с тем, что при помещении формы в охлажденную камеру, формовочная смесь и, в первую очередь, ее поверхностные слои быстрее достигают температуры замерзания влаги.

Следовательно, для предотвращения осыпаемости поверхности формы и во избежание снижения механических свойств в результате потери влаги при объемном замораживании необходимо производить предварительное охлаждение рабочих объемов морозильных установок.

3. ПРОЦЕССЫ ТЕПЛООВОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ФОРМЫ С ЖИДКИМ И ЗАТВЕРДЕВАЮЩИМ МЕТАЛЛОМ

3.1. Методика исследования влияния технологических параметров низкотемпературных форм на гидродинамику заполнения, затвердевания и свойства металлов в отливках

Для определения влияния технологических параметров формы на особенности протекания процессов кристаллизации металла в НТФ использовалась форма, представленная на рис. 3.1.

Экспериментальная отливка представляла собой цилиндр с диаметром 50 мм и высотой 100 мм, заливаемая снизу через газифицируемый питатель.

Для определения объема усадочных раковин использовался конусный образец, полученный путем заливки неразъемной формы с газифицируемым питателем (рис. 3.2).

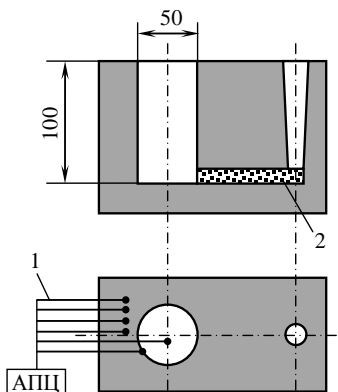


Рис. 3.1. Экспериментальная форма:
1 – термодары; 2 – газифицируемый
питатель

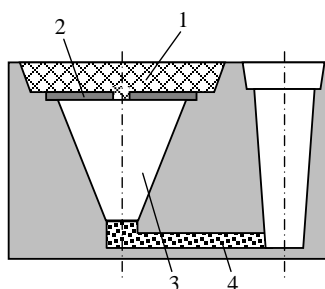


Рис. 3.2. Проба для определения
усадочных раковин: 1 – стержень;
2 – холодильник; 3 – проба;
4 – газифицируемый питатель

В суммарный объем усадочных дефектов входит объем концентрированной усадочной раковины и прилегающих к ней пористости.

Общий объем внутренних раковин определялся как разность между фактическим объемом конуса и объемом плотного металла:

$$V_{вр} = V_k - V_m, \quad (3.1)$$

где V_k – фактический объем конуса;
 V_m – объем плотного металла в конусе.

Для определения фактического объема конуса (V_k) и его плотности (ρ_k) проводили взвешивание его на воздухе и в жидкости с известной плотностью и рассчитывали по формулам:

$$V_k = \frac{G_k - G_{ж}}{\rho_{в} - \rho_{ж}}, \quad (3.2)$$

где G_k – вес конуса на воздухе;
 $G_{ж}$ – вес конуса в жидкости;
 $\rho_{ж}$ – плотность жидкости;
 $\rho_{в}$ – плотность воздуха.

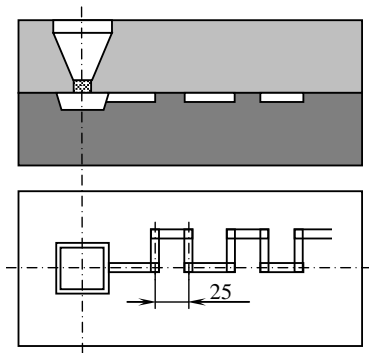


Рис. 3.3. Форма для определения жидкотекучести сплавов

Общий объем усадочных дефектов V_p определяли по объему керосина залитого в полость раковины из мерной бюретки. В случае закрытой усадочной раковины предварительно просверливали литейную корку до соединения с усадочной раковиной.

Для определения жидкотекучести сплавов применялся метод основанный на прекращении течения жидкого расплава в канале постоянного сечения вследствие охлаждения и

кристаллизации. Экспериментальная форма для определения жидкотекучести при литье в НТФ представлена на рис. 3.3.

Наличие в конструкции экспериментальной формы воронки с пробкой позволяет контролировать температуру металла непосредственно в форме, а объем воронки и объем литникового канала подобраны таким образом, что полное заполнение канала вызывает изменение металлостатического напора в системе менее, чем на 8 %. Для изучения влияния газового режима формы в период заполнения ее металлом на жидкотекучесть сплавов проводились эксперименты в форме с закрытым каналом и в форме, в которой в конце канала был выполнен выпор.

Оценка жидкотекучести проводилась путем замера полной длины залитого литникового канала, оценка формозаполняемости по длине залитой части пробы, имеющей четкий отпечаток.

Исследование процессов свободной и затрудненной линейной усадки при литье в НТФ производилось с использованием экспериментальной установки, схема которой представлена на рис. 3.4. Измерительная система прибора выполнена на базе фотодиода и обеспечивает чувствительность системы к линей-

ным перемещениям не менее 0,01 мм, что удовлетворяет условиям ГОСТ 16817-71. Запись величины линейной усадки производилась синхронизировано во времени с записью температуры.

Для исследования процессов торможения усадки НТФ проводились сравнительные исследования на прямом и Т-образном образцах.

Расчет полной линейной усадки проводился по формуле:

$$\varepsilon_{\text{л}} = \frac{l_{\text{ф}} - l_{\text{ввл}}}{l_{\text{ввл}}} 100 \% . \quad (3.3)$$

Для исследования влияния параметров замороженной формовочной смеси и толщины стенки отливки на образования пригара применяли экспериментальную форму, представленную на рис. 3.5. Величину пригара определяли с помощью микроскопа на шлифе изготовленном по всей высоте образца из стенки расположенной напротив питателя.

Для определения влияния параметров НТФ на структуру и свойства металла в отливках с различной толщиной стенок, заливались пробы с толщинами стенок 7, 15, 30, и 45 мм. Механические свойства сплавов определялись согласно соответствующим ГОСТам. Металлографический анализ прово-

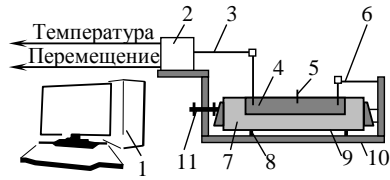


Рис. 3.4. Экспериментальная установка для определения линейной усадки: 1 – регистрирующий прибор; 2 – датчик перемещения; 3 – тяга; 4 – образец; 5 – термоэлектрический преобразователь; 6 – неподвижный стержень; 7 – НТФ; 8 – опора; 9 – опока; 10 – станина; 11 – регулятор хода

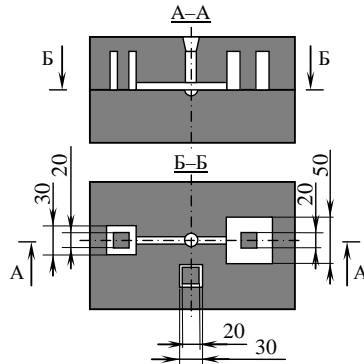


Рис. 3.5. Экспериментальная форма для определения величины пригара

дился на шлифах, изготовленных из образцов использованных для определения механических свойств.

Для измерения величин электрических потенциалов, полученных с различных датчиков в ходе проведения экспериментов, использовался программно-аппаратный комплекс на базе платы ADC-1280 предназначенной для преобразования аналоговых сигналов в цифровую форму, а также для ввода/вывода дискретных ТТЛ сигналов.

ADC-1280 является функционально полным комплексом, включающим в себя многоканальный, 12-ти разрядный аналого-цифровой преобразователь с входным диапазоном сигнала ± 5 В и частотой преобразования до 66 кГц на один канал, 4 ТТЛШ входа и 2 ТТЛШ выхода, и трехканальный таймер типа i8253.

Аналого-цифровой преобразователь работает в режиме 8 дифференциальных каналов.

Генерация прерываний, внутренняя синхронизация и работа в режиме реального времени обеспечивается тремя 16-ти разрядными таймерами с опорной кварцевой частотой до 1 МГц. Предусмотрены различные типы синхронизации АЦП и таймера.

Характеристики платы АЦП:

Количество аналоговых каналов	– 8
Входное сопротивление	– 2 МОм
Входной диапазон	– ± 5 В (базовая модель)
Разрядность АЦП	– 12 бит
Время преобразования АЦП	– 15 мкс
Интегральная нелинейность	– 1 МЗР
Дифференциальная нелинейность	– 1 МЗР
Режим запуска	– программный – от внутреннего таймера – внешний
Частота дискретизации	– до 60 кГц
Режим ввода	– программный – по прерыванию – канал прямого доступа к памяти
ТТЛ-совместимые входы/выходы:	
Число входов	– 4
Число выходов	– 2
Нагрузочная способность	– 20 мА

Режим ввода/вывода	– программный
Программируемый таймеры	– i8253
Три 16 битовых счетчика-таймера, входы/выходы которых доступны пользователю со стороны разъёма, второй и третий счетчики-таймеры каскадно соединены.	
Счетчики-таймеры могут быть каскадно соединены и использованы для запуска АЦП, генерирования прерываний, измерения частоты и интервалов времени.	
Кварцевая стабилизация частоты	– 1 МГц
Система генерации прерываний:	
Номер канала прерывания:	– IRQ2(9) – IRQ3 – IRQ5 – IRQ7
Источник прерывания	– готовность АЦП
Внешний разъем платы	– 16 входных аналоговых линий; – 4 линий дискретного ввода; – 2 линии дискретного вывода; – 8 линий земли; – 1 линия внешнего запуска АЦП; – 2 линии питания +5 В; – 4 линии управления таймером;
Внешние факторы:	– рабочая температура от +5 до +70 °С; – температура хранения от –10 до +110°С; – относительная влажность от 5 % до 90 %.

3.2. Тепловые процессы в поверхностном слое низкотемпературной формы в период ее заполнения металлом

Процесс взаимодействия формы с жидким металлом начинается с момента установления непосредственного контакта между расплавом и формовочной смесью за счет интенсивного теплового излучения от поверхности фронта металла.

Для моделирования этих процессов в качестве расплава был выбран алюминиевый сплав АК5М2. В связи с этим была определена величина теплового потока излучения от жидкого алюминия, с помощью датчика теплового потока ДТП-04к. На расстоянии 50 мм от расплава определялся максимальный тепловой поток к моменту окончания заливки.

В этом случае, удельный тепловой поток рассчитывался по формуле:

$$q = ke, \text{ Вт/м}^2; \quad (3.4)$$

где $k=428,4 \text{ Вт/(м}^2\text{мВ)}$ – переводной коэффициент датчика;
 e – ЭДС датчика, мВ.

Результаты измерений приведены в таблице 3.1.

Для создания аналогичных условий при проведении моделирующих экспериментов замеры температурных полей в форме проводили при расстоянии между излучателем и поверхностью формы 100 мм, что соответствует тепловому потоку $0,9 \text{ Вт/см}^2$. Ввиду того, что во время заполнения формы температура металла меняется незначительно эксперименты проводили при постоянном тепловом потоке.

Таблица 3.1

Тепловой поток над расплавом АК5М2 на расстоянии 50 мм

$t, ^\circ\text{C}$	880	830	795	770	705	665	640	585
$e, \text{ мВ}$	21,5	17,3	13,9	13,5	11,0	10,6	9,3	8,0
$q, \text{ Вт/см}^2$	0,95	0,74	0,6	0,57	0,49	0,45	0,4	0,34

Для проведения экспериментов использовали формовочные смеси с влажностью 5 %, из которых изготавливали экспериментальные формы, охлаждаемые до заданной температуры в морозильной камере. После достижения формой заданной температуры ее устанавливали на экспериментальную установку и подвергали облучению. Температурное поле по сечению формы определяли с помощью термоэлектрических преобразователей, показания которых обрабатывались вычислительным комплексом.

Изменение температуры по сечению формы во времени при лучистом нагреве представлено на рис. 3.6.

Анализ динамики прогрева слоев 1 и 5 мм для форм с различной начальной температурой (рис. 3.6) показал, что для формы с температурой $20 ^\circ\text{C}$ наблюдается монотонный прогрев слоев 1 и 5 мм, с темпом нагрева равным $3,2 \dots 4,8 ^\circ\text{C/с}$.

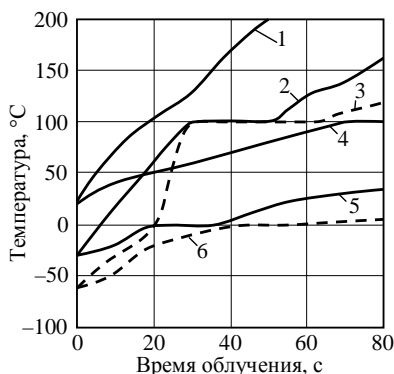


Рис. 3.6. Кинетика прогрева форм с различной температурой охлаждения при лучистом нагреве: 1 – влажная форма на расстоянии 1 мм от поверхности ($t=-20\text{ }^{\circ}\text{C}$); 2 – НТФ на расстоянии 1 мм от поверхности ($t=-20\text{ }^{\circ}\text{C}$); 3 – НТФ на расстоянии 1 мм от поверхности ($t=-60\text{ }^{\circ}\text{C}$); 4 – влажная форма на расстоянии 5 мм от поверхности ($t=20\text{ }^{\circ}\text{C}$); 5 – НТФ на расстоянии 5 мм от поверхности ($t=-30\text{ }^{\circ}\text{C}$); 6 – НТФ на расстоянии 5 мм от поверхности ($t=-60\text{ }^{\circ}\text{C}$)

После достижения слоем 1 мм температуры $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ темп нагрева не изменяется, а на кривой нагрева слоя 5 мм наблюдается характерная остановка при температуре $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, связанная с образованием «зоны конденсации» и интенсивным испарением влаги. Анализ кривых нагрева форм с температурой -20 и $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ показал, что для них характерно значительное замедление темпа прогрева как слоев 1...5 мм. Так в начальный период темп составил $1,13...1,6\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$, а в окончательной стадии $1...2,76\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$, что на $2,02\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$ меньше, чем для увлажненной формы при $20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Так на кривой прогрева слоя 1 мм для формы с начальной температурой $-20...-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ уже через 25 с наблюдается остановка при

температуре $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, отсутствовавшая для формы с начальной температурой $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, а слое формы на глубины 5 мм для форм с температурой $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ эффект «зоны конденсации» наблюдается на 70 с, а для НТФ уже на 20 и 40 с. Такое распределение температур по сечению НТФ позволяет говорить о достаточно высоком уровне живучести поверхности НТФ под воздействием излучения от поверхности фронта расплавленного металла. Так поверхность НТФ с температурой охлаждения $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ прогревалась до температуры $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ в течении 30 с, т.е. в слой содержал остаточную влажность, что препятствовало его разрушению.

Более детальный анализ кривых нагрева форм с различной начальной температурой охлаждения показал, что для НТФ происходит характерное уменьшение градиента температур по сечению формы по сравнению с формой при температуре 20 °С. В табл. 3.2 приведены величины разности температур поверхностного слоя и слоя, расположенного на глубине 5 мм, для форм с начальной температурой 20 и –60 °С.

Таблица 3.2

Температуры различных слоев НТФ при лучистом нагреве

Время, с	5	10	15	20	25
T , °С слоя 1мм*	–45/50	–29/74	–5/96	0/104	52/148
T , °С слоя 5мм*	–53/26	–44/30	–22/36	–20/40	–17/52
$[\Delta t]$, С°*	8/24	14/44	17/60	20/64	69/96

Учитывая незначительные различия, приведенные ранее, величин теплофизических характеристик смесей с различными температурами, меньший градиент температур по сечению НТФ может быть объяснен только влиянием дополнительного фактора, обеспечивающего более равномерное распределение энергии по сечению формы в интервале температур от температуры охлаждения до 0 °С.

Важно отметить, что и образование «зоны конденсации влаги» для НТФ наблюдается, также на более ранней стадии нагрева (рис. 3.6, кривые 2, 3, 5, 6), чем в форме с температурой 20 °С (рис. 3.6 кривые 1, 4). Это связано с существенной потерей тепловой энергии на прогрев формы до температуры окружающей среды 20 °С.

Этим фактором может быть описана прозрачность формы, что позволит увеличить интенсивность теплообмена системы «метал – форма» за счет потери теплоты излучением.

Исходя из того, что НТФ имеет структуру, состоящую из отдельных песчинок, заключенных в ледяную оболочку,

* числитель – температура формы –60 °С;
знаменатель – температура формы 20 °С

которая может является оптически прозрачным телом, было высказано предположение о переносе энергии вглубь НТФ излучением.

Для изучения явления переноса энергии излучений вглубь НТФ формы в моделирующей установке, вместо термоэлектрических преобразователей на глубине 7 мм от поверхности формы был установлен фоторезистор ФСД-1Г, который регистрировал только часть тепловой энергии передаваемой излучением. С целью предотвращения искажений измерений, связанных с изменением показаний фоторезистора при изменении температуры окружающей его среды, фоторезистор был заключен в теплоизолирующий кожух, что обеспечивало поддержание постоянной температуры фоторезистора и, следовательно, линейный характер зависимости величины его сопротивления от температуры [32]. Излучение, прошедшее через слой смеси и падающее на фоторезистор, регистрировалось измерительно-вычислительным комплексом.

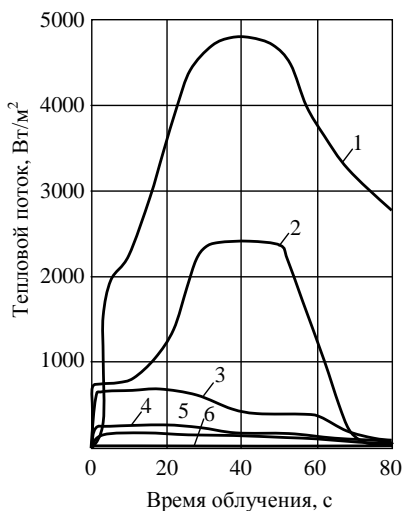


Рис. 3.7. Тепловые потоки в виде излучения в формах различного типа НТФ при 10 % влажности

Для выявления эффекта «прозрачности» НТФ в сравнении с различными типами форм определение величин тепловых потоков проводили для жидкостеклянной смеси с 5 % жидкого стекла, для влажного песка при влажности 5 % и 10 %, для песчано-глинистой смеси влажностью 3 % и содержанием глины 6 % и для НТФ при с влажностью 5 % и 10 % при температуре охлаждения $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Анализ полученных результатов (рис. 3.7) показал, что формы с разными связующими обладают совершенно различной степе-

нию прозрачности, при чем кривые, характеризующие динамику изменения тепловых потоков во времени, имеют ряд характерных участков.

Так, на кривых 2 и 4 соответствующих тепловому потоку в НТФ при $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ наблюдается замедленное нарастание теплового потока по сравнению с кривыми 1, 3, 5, 6 (рис. 3.7)

Такое замедление вызывается наличием в слое льда, окружающем песчинки, микротрещин, образовавшихся в процессе его охлаждения особенно вблизи поверхности, что резко ухудшает его оптические свойства при низких температурах.

В процессе нагрева поверхности льда при облучении происходит подплавление поверхностного слоя, и вода под действием капиллярных сил проникает в микротрещины, залечивая их. Следует отметить, что это явление возможно не только вблизи температуры $0\text{ }^{\circ}\text{C}$, но и при более низких температурах, т.к. капиллярная вода, обладая рядом особых свойств, имеет пониженную температуру замерзания. В частности, при диаметре капилляра $0,06\text{ мм}$ температура замерзания воды понижается до $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$ [33].

В табл. 3.3 представлены максимальные значения тепловых потоков для форм различного типа, определенные на глубине 7 мм от облучаемой поверхности, при величине падающего теплового потока 11500 Вт/м^2 .

Таблица 3.3

Поток излучения на глубине 7 мм для формовочных смесей различного типа

Тепловой поток	Песчано-глинистая смесь (Г=5 %, W=5 %)	Жидкостекольная смесь (5 % ЖС)	Влажный песок		НТФ	
			W=5 %	W=10 %	W=5 %	W=10 %
$q, \text{Вт/м}^2$	300	1100	500	900	2150	4781

Приведенные данные позволяют сделать вывод о достаточно высоком уровне прозрачности замороженных формовочных смесей. Так для смеси, содержащей $5...10\%$ воды при температуре охлаждения $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ удельный поток излучения

составил 2150 и 4781 Вт/м², что составляет около 20 и 40 % от падающего потока.

Таким образом, для форм с температурой –20 и –60 °С полное удаление влаги и потеря прочности в поверхностном слое наступает только через 50 с. Этого времени вполне достаточно для заполнения формы. Если учесть, что в реальной форме прогрев не столь интенсивен за счет меньшего углового коэффициента облучения (<1), можно сделать вывод, что НТФ обладает достаточной стойкостью для изготовления отливок из легких сплавов.

Применение сплавов с более высокой температурой плавления вызовет интенсификацию процесса теплового облучения внутренних поверхностей формы при ее заполнении. Удельный тепловой поток по данным [34] над зеркалом расплава стали на два порядка больше, чем над алюминием, и составляет 17,3 Вт/см². Стойкость НТФ без добавок глины, влажностью 5 %, при таком тепловом излучении составляет 1 с. Добавка глины до 1 % увеличивает стойкость НТФ на 11 с, т.к. разрушение начинается при более высоких температурах нагрева 400...500 °С.

Увеличение вводимого количества глины сверх 1 % не рационально – стойкость НТФ изменяется незначительно. Кроме того, компенсировать снижение стойкости НТФ при литье металлов с высокой температурой плавления можно уменьшением углового коэффициента облучения (формы с вертикальным разъемом) и большим охлаждением НТФ.

3.3. Теплофизическая модель теплопереноса в низкотемпературной форме при взаимодействии с жидким и затвердевающим металлом

Схема теплообмена между отливкой и формой используемая для построения математической модели представлена на рис. 3.8.

Анализируя характер изменения температуры формы и очень интенсивное охлаждение отливки в первые 10...20 с после заливки, можно заметить, что в случае влажной и замороженной влажной формы происходит весьма интенсивная передача тепла излучением от поверхности отливки к поверхности формы и, кроме того, вглубь формы в следствие наличия лучепрозрачного слоя льда или воды.

Этот слой льда или воды покрывает каждую песчинку и служит своеобразным проводником лучистой энергии, соприкасаясь с соседними песчинками.

Схема описанного прогрева массива песчинок за счет лучепрозрачного слоя показана на рис. 3.9.

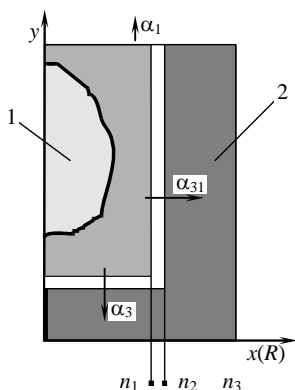


Рис. 3.8. Схема для расчета теплообмена между отливкой и НТФ: α_1 – от наружной поверхности; α_3 – от отливки по оси y ; α_{31} – от отливки по радиусу R

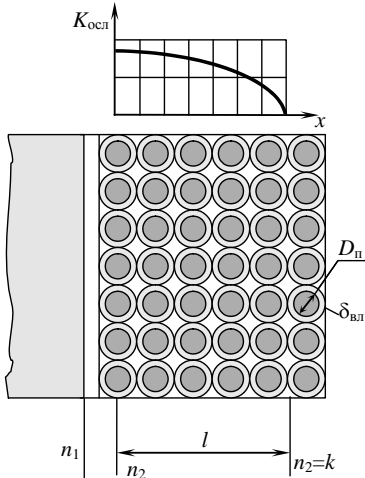


Рис. 3.9. Прогрев формы излучением: l – эффективная толщина слоя; $K_{осл}$ – коэффициент ослабления лучистого потока по толщине формы; $D_{п}$ – диаметр песчинки; $\delta_{вл}$ – толщина слоя льда

По мере прогрева низкотемпературной и влажной формы лед постепенно тает, превращаясь в воду, вода нагревается, испаряется и в виде пара фильтруется через слой песка вглубь формы.

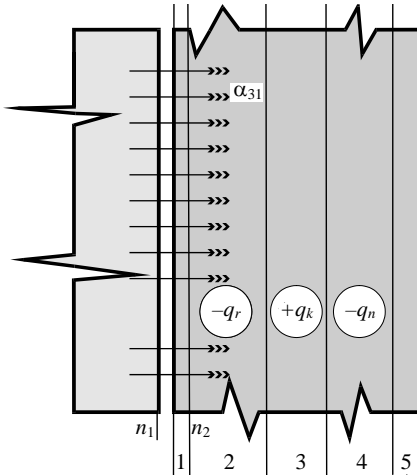


Рис. 3.10. Тепломассоперенос в НТФ:
 1 – зона перегрева ($t > 100\text{ °C}$); 2 – зона испарения (100 °C); 3 – зона конденсации; 4 – влажный песок; 5 – замороженная смесь

Соприкасаясь с более холодными глубинными слоями формы образовавшийся пар может конденсироваться. Таким образом происходит механический перенос энергии – теплоты парообразования – к наиболее удаленным слоям формы.

Общая схема тепломассопереноса в НТФ представлена на рис. 3.10.

Учитывая сложность происходящих процессов и трудности, связанные с точным измерением и записью температуры в отдельных точках отливки и формы, часть

исследований при различных режимах и материалах отливки и формы проводились при помощи численных расчетов нестационарных температурных полей отливки и формы.

Математическая модель теплопереноса в НТФ реализована на базе нестационарного уравнения теплопроводности, алгоритмы расчетов и программы для ПЭВМ на языке программирования Паскаль 6.0.

Экспериментальные исследования проводились на цилиндрической отливке, верхний торец которой открыт в окружающую среду – поэтому в основу математической модели положено нестационарное уравнение теплопроводности в цилиндрических координатах (y, r) с соответствующими граничными условиями:

$$C_p \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \frac{1}{r} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \pm q_v. \quad (3.5)$$

Это уравнение в канонической форме описывает диффузионные процессы теплопередачи, происходящие в отливке – область $1-n_1$ и в форме – область n_2-n_3 .

На границах обозначенных областей действуют законы теплопередачи, которые описываются при помощи коэффициентов теплоотдачи. Эти коэффициенты рассчитываются в зависимости от температуры отливки и формы по формулам для лучистого теплообмена и свободной конвекции [35, 36, 37].

Наличие источников или стоков в правой части уравнения (3.5) позволяет описывать перенос энергии излучением вглубь формы через лучепрозрачный слой, а также перенос энергии с испарившейся влагой при конденсации на охлажденных поверхностях глубинных слоев.

Для численного решения уравнения (3.5) необходимые граничные и начальные условия представлены следующими уравнениями:

– граница с окружающей средой:

$$-\lambda_2 T'_r = \alpha_1 (T_{n_2})(T_{n_2} - T_0); \quad r = n_3; \quad (3.6)$$

$$T'_r = 0; \quad r = 1; \quad (3.7)$$

$$-\lambda_2 T'_y = \alpha_1 (T_{n_2})(T_{n_2} - T_0); \quad y = 1; \quad (3.8)$$

$$-\lambda_1 T'_y = \alpha_1 (T_{n_1})(T_{n_1} - T_0); \quad y = m_4; \quad r = 1..n_1; \quad (3.9)$$

$$-\lambda_2 T'_y = \alpha_1 (T_{n_2})(T_{n_2} - T_0); \quad y = m_4; \quad r = n_2..n_3; \quad (3.10)$$

– граница между отливкой и формой:

$$-\lambda_1 T'_r = -\lambda_2 T'_r = \alpha_{31}(T)(T[y, n_1] - T[y, n_2]); \quad (3.11)$$

$$x = n_1; \quad x = n_2;$$

$$-\lambda_1 T'_y = -\lambda_2 T'_y = \alpha_3(T)(T[m_2, x] - T[m_1, x]); \quad (3.12)$$

$$y = m_1; \quad y = m_2;$$

– начальные условия

$$t = 0; \quad \begin{cases} T_1 = T_{\text{зал}}, \\ \text{область 1;} \end{cases} \quad \begin{cases} T_2 = T_{\text{нач}}, \\ \text{область 2.} \end{cases} \quad (3.13)$$

Для численного решения методом конечных разностей уравнение было разделено на 2 части – по координате y и r . Была произведена конечно-разностная аппроксимация производных, входящих в уравнение и в граничные условия по методикам [37, 38].

Области 1 и 2 были разделены равномерной прямоугольной сеткой на отдельные участки, расчет производился по неявной схеме методом прогонки на 4-точечном шаблоне. Шаг по времени и по координате выбирался по критерию консервативности уравнения.

Приведенная система уравнений и граничных условий является скелетом математической модели, описывающей многообразные физические процессы переноса тепла и влаги в системе «отливка – влажная форма».

Ниже приведены формулы и описание процессов, дополняющих основную расчетную модель.

В НТФ при наличии лучепрозрачного слоя льда или воды плотность источников q в уравнении (3.5) определяется из закона Стефана-Больцмана [35], пропорциональна T и зависит от глубины расположения i -го слоя:

$$q_{vi} = H_{lm} C_{\text{прив}} \tau (\theta_{n_1}^4 - \theta_{n_2}^4) K_{\text{осл}(i)}, \text{ Дж/м}^3, \quad (3.14)$$

где $\theta_{n_1}^4$ и $\theta_{n_2}^4$ – температурный фактор, К;

$$\theta_{n_1}^4 = \left(\frac{T_{n_1} + 273}{100} \right)^4 \text{ и } \theta_{n_2}^4 = \left(\frac{T_{n_2} + 273}{100} \right)^4; \quad (3.15)$$

τ – время, с;

$C_{\text{прив}}$ – приведенный коэффициент излучения системы «отливка – i -й слой песчинок», Вт/(м²К⁴);

$$C_{\text{прив}} = C_0 \varepsilon_{\text{прив}}; \quad (3.16)$$

$C_0 = 5,6687 \cdot 10^{-8}$ коэффициент излучения абсолютно черного тела.

$$\varepsilon_p = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\varepsilon_1} - 1 \right) \varphi_{12} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) \varphi_{12}}. \quad (3.17)$$

Здесь, как и раньше, индекс 1 относится к отливке, 2 – к форме [39, 40], $\varepsilon_1=0,28$ и $\varepsilon_2=0,99$ степень черноты отливки и формы, соответственно [38].

Коэффициент φ_{12} зависит от глубины расположения слоя:

$$\varphi_{12} = 1 - (1 - \varphi'_{12})^n; \quad (3.18)$$

$$\varphi'_{12} = 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{s}{d}\right)^2} + \frac{s}{d} \arctg \sqrt{\left(\frac{s}{d}\right)^2 - 1}, \quad (3.19)$$

где φ'_{12} – коэффициент для первого ряда песчинок;

$\frac{s}{d}$ – отношение шага к диаметру песчинки,

при $\frac{s}{d}=2$, $\varphi'_{12}=0,657$; при этом φ'_{12} изменяется мало и равно $0,934 \approx 1$.

В табл. 3.4. приведены теплофизические параметры НТФ

Таблица 3.4

Теплофизические параметры НТФ

ε_1	0,1	0,2	0,3	0,4
$\varepsilon_{пр}$	0,11	0,22	0,36	1,42
$C_{прив}$	0,62	1,23	2,00	2,40

Эффективная толщина слоя для первого ряда песчинок, м,

$$H_{lm} = \frac{h_1}{d_{п}},$$

где h – толщина слоя, равная шагу, м;

$d_{п} = 0,25 \cdot 10^{-3}$ – средний диаметр песчинки, м.

Коэффициент ослабления лучистого потока в зависимости от номера слоя i по радиусу:

$$K^r = 0,6 \left(1 - \frac{1 - n_2}{kl} \right), \quad (3.20)$$

где $kl=10...12$ мм – глубина лучепрозрачного слоя, рассчитанная из экспериментальных данных;

В конечном итоге, лучистый поток приводит к увеличению температуры i -го или j -го слоя песчинок на T , °C:

$$\Delta T = \frac{q_{vi}\tau}{C_2\rho_2}, \quad (3.21)$$

где τ – время, с;

C_2 – удельная теплоемкость формы, Дж/(кг·K);

ρ_2 – плотность формы, кг/м³.

Учет изменения газопроницаемости замороженной формы на влагоперенос проводился путем введения коэффициента K_r :

$$K_r = 1 - \frac{(T[y, r] + 60)}{180}. \quad (3.22)$$

Теплота плавления льда и испарения воды учитывалась путем увеличения удельной теплоемкости формы C_2 в интервале температур плавления:

$$C'_2 = C_2 + \frac{r_1 WT[y, r]}{t_f^2}; \quad (3.23)$$

где $r_1 = 334000$ Дж/кг – теплота плавления льда;

W – влажность, %;

t – интервал температур плавления (испарения), °C.

$$C'' = C_2 + \frac{r_p WT[y, r]}{t_f^2}; \quad (3.24)$$

где $r_p = 2257$ Дж/кг – теплота испарения воды.

При прохождении пара вглубь непрогретой формы происходит конденсация пара на более холодных поверхностях песчинок, с выделением теплоты конденсации и увеличением температуры слоя на T_k :

$$\Delta T_k = \frac{r_p W}{C_2}, \quad (3.25)$$

Для верификации математической модели был поставлен эксперимент по замеру освещенности на глубине 7 мм песчаной формы.

Согласно данным эксперимента освещенность составила 20 Люкс при влажности 10 % и начальной температуре формы -60°C .

Такая освещенность соответствует мощности теплового потока

$$q=6838 \cdot 7=4781 \text{ Вт/м}^2.$$

Расчетное значение теплового потока, реконструированного из температурного поля соответствующего расчетного варианта составляет $q=5250 \text{ Вт/м}^2$.

По описанным выше формулам были составлены алгоритмы и написаны программы для выполнения численных расчетов температурных полей отливки и формы. Для верификации программы было сделано сравнение результатов, полученных при расчете, и измеренных в процессе физического эксперимента. Расчетные кривые и экспериментальные точки для скоростей охлаждения отливок из силумина и серого чугуна приведены на рис. 3.11 и рис. 3.12.

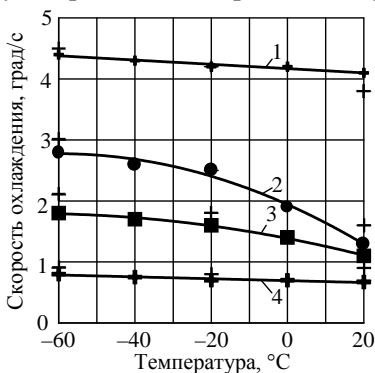


Рис. 3.11. Расчетные зависимости скорости охлаждения отливок из силумина от начальной температуры формы: 1, 3 – в интервале температур $720 \dots 500^{\circ}\text{C}$; 2, 4 – в интервале температур $720 \dots 577^{\circ}\text{C}$; 1, 2 – приведенная толщина стенки отливки 5 мм; 3, 4 – приведенная толщина стенки отливки 15 мм

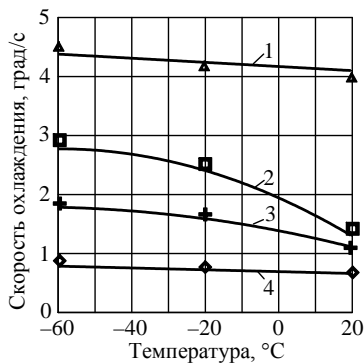


Рис. 3.12. Расчетные зависимости скорости охлаждения отливок из чугуна от начальной температуры формы: 1, 3 – в интервале температур $1350 \dots 1150^{\circ}\text{C}$; 2, 4 – в интервале температур $1350 \dots 750^{\circ}\text{C}$; 1, 2 – приведенная толщина стенки отливки 5 мм; 3, 4 – приведенная толщина стенки отливки 15 мм

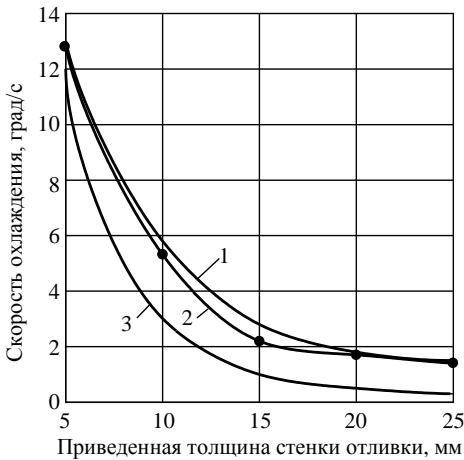


Рис. 3.13. Расчетные зависимости скорости охлаждения силумина от приведенной толщины стенки отливки: 1 – расчетные данные с учетом теплопередачи тепла излучением; 2 – экспериментальные данные; 3 – расчетные данные без учета передачи тепла излучением

Для иллюстрации влияния начальной температуры на процесс теплообмена между отливкой и формой, на рис. 3.13 представлены расчетные зависимости скорости охлаждения сплава АК5М2 от приведенной толщины стенки отливки с учетом эффекта передачи тепла излучением и без него.

Сопоставление полученных расчетных данных и данных эксперимента позволило сделать вывод о достаточной степени корреляции модели, учитывающей влияние теплопередачи излучением и

плохой сопоставимости результатов расчетов, проводимых без учета лучистого теплообмена в форме.

Таким образом, математическая модель обеспечивает выполнение достоверных расчетов нестационарных температурных полей отливки и влажной, сухой и НТФ, и может использоваться для численных исследований.

Одновременно с описанной выше была разработана альтернативная математическая модель, отличительной чертой которой наряду с учетом энергии, связанной с переходом связующего из одного агрегатного состояния в другое – расчетная область представляется в виде многосвязной области.

Перенос тепла описывается двумерным уравнением теплопроводности, эффективные значения коэффициентов которого позволяют учесть особенности теплопередачи при формировании отливок, получаемых в НТФ:

$$\frac{\partial W_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_i \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_i \frac{\partial T}{\partial y} \right), \quad (3.26)$$

где W_i – энтальпия,

$$W_i = \int c_i \gamma_i dT + \gamma_i k_i \eta_i(T);$$

c, γ, λ – эффективные коэффициенты теплоемкости, плотности и теплопроводности, соответственно, зависящие от температуры и координат;

$i=1, 2$ – области отливки и формы, соответственно;

k – скрытая теплота кристаллизации (при $i=1$) либо количество энергии, связанной с переходом из одного агрегатного состояния в другое (при $i=2$);

$\eta(T)$ – объемная доля жидкой фазы при фазовом переходе.

Граничные условия позволяют учесть теплообменные процессы с окружающей средой:

$$\lambda_i \frac{\partial T}{\partial n_{\Gamma_i}} = \alpha_i (T_{\Gamma_i} - T_{c_i}), \quad (3.27)$$

где T_{c_i} – температура окружающей среды на внешних границах;

Γ_i – соответствующая граница;

α_i – коэффициент теплопередачи на участке границы Γ_i .

Замороженную форму рассматриваем как композиционный материал – песок и связующее (одно из агрегатных состояний воды в зависимости от температуры – лед, вода, пар). Исходя из особенностей агрегатного состояния связующего выбирали эффективные характеристики НТФ с учетом массового соотношения компонентов.

Плотность и теплоемкость рассчитывали исходя из принципа аддитивности, в соответствии с которым:

$$\begin{aligned} c^* &= c_1 V_1 + c_2 V_2; \\ \gamma^* &= \gamma_1 V_1 + \gamma_2 V_2, \end{aligned} \quad (3.28)$$

где c^*, γ^* – теплоемкость и плотность формы, соответственно;

V_1 и V_2 – объемные доли связующего и песка, соответственно.

В общем случае это соотношение применимо и для расчета коэффициента теплопроводности, но получаемые результаты дают слишком грубое приближение, из-за неопределенности свойств материалов при неравномерном нагреве либо охлаждении. Поэтому применялась теория одноточечного и двухточечного момента, согласно которой:

$$\lambda^* = \langle \lambda \rangle - V_1 V_2 \frac{\lambda_3^2}{3m + (V_2 - V_1)\lambda_3}, \quad (3.29)$$

где $\lambda_3 = \lambda_1 - \lambda_2$;
 $\langle \lambda \rangle = V_1 \lambda_1 + V_2 \lambda_2$;
 $m = \langle \lambda^{-1} \rangle^{-1}$.

Считаем, что рассматриваемая отливка симметрична, поэтому, введя соответствующим образом систему координат, будем иметь отсутствие потока тепла в центре, т.е.

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0. \quad (3.30)$$

В начале процесса имеет место идеальный контакт на границе НТФ – жидкий металл, что обуславливает равенство тепловых потоков и температур на данной границе. В результате этого в приграничных областях наблюдается быстрый рост температур, что приводит к образованию паровой прослойки, которая эффективным образом учитывается в виде термического сопротивления в условиях сопряжения на границе раздела.

$$\left. \begin{aligned} \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma-0} &= \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma+0} \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma} &= \alpha_g (T \Big|_{\Gamma-0} - T \Big|_{\Gamma+0}) \end{aligned} \right\}, \quad (3.31)$$

где $\alpha_g = \alpha_g(t, z)$ – коэффициент теплопередачи через паровую прослойку, причем предполагаем его изменяющимся как во времени, так и пространстве.

Для расчета эффективных теплофизических характеристик формовочной смеси использовалась компьютерная система ФТИМС «Свойства композиционных материалов» [41]. Изменение некоторых теплофизических характеристик для песка с влажностью 5 % и различного агрегатного состояния воды приведены в табл. 3.5.

Таблица 3.5

Теплофизические характеристики формовочной смеси

Формовочная смесь	γ , кг/см ³	λ , Вт/(м·°С)	C , КДж/(кг·°С)
Песок + лед	1614	1,16	2,1
Песок + вода	1619	1,08	2,19
Песок + пар	1572	1,04	2,09

Видно, что теплофизические характеристики формовочной смеси при различном агрегатном состоянии воды изменяются незначительно. Поэтому при математическом моделировании особое внимание уделяли оценке времени образования паровой прослойки на границе НТФ – отливка и учету ее толщины.

Для проверки адекватности математической модели была проведена серия вычислительных экспериментов, позволивших оценить коэффициенты теплопередачи на соответствующих границах. В качестве объекта исследований был выбран сплав АК5М2. Рассматривали температурные поля отливок с приведенной толщиной стенки 12 мм, залитых в формы с различной начальной температурой –20 и –60 °С.

Натурные замеры проводились с помощью аналого-цифрового преобразователя, позволяющего фиксировать показания термопар в компьютере с частотой 0,1 с [42]. Для сопоставления были выбраны точки в центре отливки, а также в форме на расстоянии 1, 5 и 10 мм от границы с отливкой.

При контакте жидкого металла со стенками НТФ происходит резкое увеличение температур в приграничных областях (рис. 3.14, а, б, кривая 2).

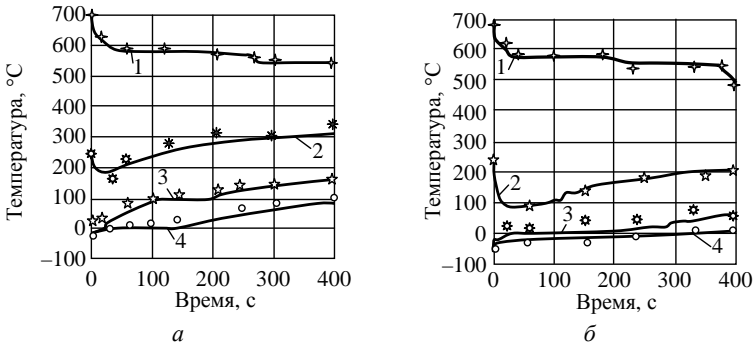


Рис. 3.14. Изменение температуры при охлаждении отливки из сплава АК5М2 в НТФ с начальной температурой $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ (а) и $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (б): 1 – в центре отливки; 2 – в форме на расстоянии 1 мм от поверхности формы; 3 – 5 мм; 4 – 10 мм

Так, для формы $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ эта величина составляет $250\text{ }^{\circ}\text{C}$, для $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ – $238\text{ }^{\circ}\text{C}$. Образовавшаяся паровая прослойка обуславливает падение температур формы до 95 и $190\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно. Причем указанный эффект по мере удаления от теплового центра снижается либо полностью исчезает (рис. 3.14, а, б, кривая 3, 4). В дальнейшем температура в приграничной области на некоторое время устанавливается на уровне $97\dots 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ на протяжении 70 с для формы с начальной температурой $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 3.14 б кривая 2) и на уровне $190\text{ }^{\circ}\text{C}$ на протяжении 30 с при начальной температуре НТФ $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 3.14, а, кривая 2). Далее наблюдается практически линейное увеличение температуры. Начиная с 300 -ой секунды рост температур прекращается и составляет для НТФ -60 – $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, для НТФ -20 – $310\text{ }^{\circ}\text{C}$, соответственно

Для слоя 5 мм (НТФ $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, рис. 3.14, б, кривая 3) повышение температуры до $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ происходит за 70 с , далее температура устанавливается на протяжении 60 с , что связано с выделением энергии при переходе связующего из твердого состояния в жидкое, и затем повышается до $70\text{ }^{\circ}\text{C}$. Кривая 4 на рисунке, а отражает изменение температуры для слоя 10 мм . Видно, что температура не превышает $3\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Для НТФ с начальной температурой $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 3.14, *a*) наблюдаем рост температур до $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ за 110 с, далее ее остановку на этой отметке в течении 90 с и, затем, рост до $175\text{ }^{\circ}\text{C}$. Для слоя 10 мм характерна остановка на отметке $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ в течении 100 с и далее линейный рост температуры до $95\text{ }^{\circ}\text{C}$. Кривые 1 на рис. 3.14 отражают изменение температуры в центре отливки при ее формировании. Обращает на себя внимание факт высокого совпадения расчетных и экспериментальных данных в термометрии отливки. Для сравнения на этих же графиках приведены данные натуральных замеров. Результаты натуральных замеров несколько отличаются на начальных стадиях. Это можно объяснить тем, что показания термопар фиксируются с меньшей частотой, чем при расчетах, и эффект образования паровой прослойки не фиксируется. В дальнейшем же показания натуральных и расчетных значений отличаются незначительно.

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать вывод об удовлетворительном описании предлагаемой моделью реального процесса, что дает возможность использовать ее для исследования влияния технологических параметров НТФ на формирование отливок из различных сплавов.

3.4. Процессы теплопереноса в низкотемпературной форме (стержне) при наличии противоположного покрытия

С целью изучения теплофизических явлений, происходящих в НТФ с противоположным покрытием при затвердевании металла была проведена серия экспериментов по исследованию температурных полей в системе «НТФ – противоположное покрытие – металл».

Для определения влияния технологических параметров формы на особенности протекания процессов кристаллизации металла в НТФ использовалась форма, представленная на рис. 3.15.

Экспериментальная отливка представляла собой цилиндр диаметром 100 мм и высотой 200 мм, заливаемый снизу через питатель.

Форма изготавливалась на встряхивающей формовочной машине. На внутреннюю поверхность формы наносилось исследуемое противопригарное покрытие. В форму устанавливались термопары. Схема установки термопар представлена на рис. 3.16.

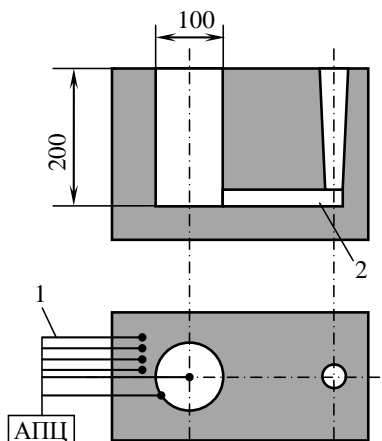


Рис. 3.15. Экспериментальная форма:
1 – термопары; 2 – полость формы

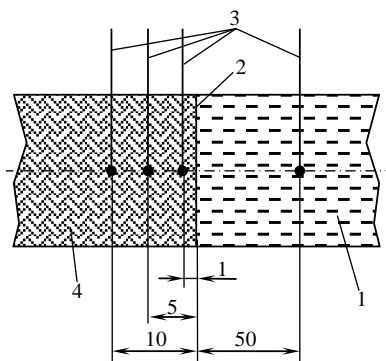
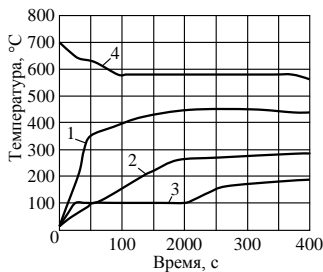


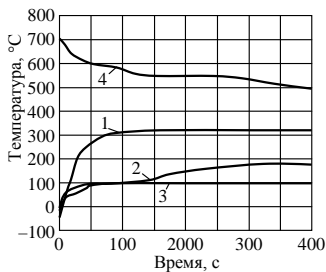
Рис. 3.16. Схема установки термопар:
1 – жидкий металл; 2 – граница раздела «металл – форма»;
3 – термопары;
4 – низкотемпературная форма

Затем форма охлаждалась до заданной температуры в течении 3 ч. Полученная НТФ заливалась алюминиевым сплавом АК5М2 ГОСТ 1583-93 при температуре 700 °С. Показания термопар фиксировались при помощи автоматического цифрового потенциометра (АПЦ). Данные записывались в виде графиков зависимости температуры от времени (рис. 3.17 – 3.21).

Анализ кривых рис. 3.17 – 3.21 показал, что скорость охлаждения расплава до температуры солидус зависит от начальной температуры формы. Так при охлаждении расплава в форме с температурой 20 °С эта величина составит 1,2 °С/с, а в НТФ с температурой –20 и –60 °С темп охлаждения уже составит 2,5 и 40 °С/с, что в 2 и 3,5 раза выше чем в ПГФ (рис 3.17 а, б, в кривая 4).

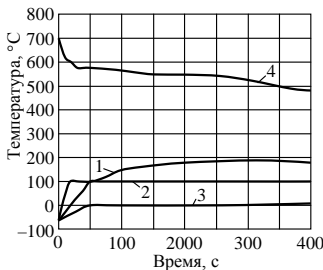


a

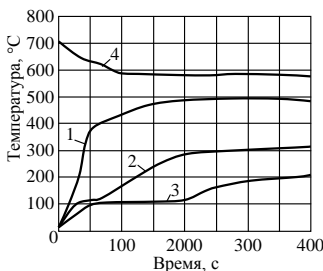


б

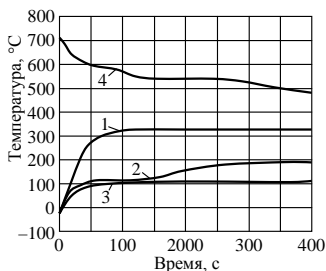
Рис. 3.17. Нагрев различных слоев в формах без покрытия, при охлаждении отливки из сплава АК5М2 при температурах формы 20 (*a*), -20 (*б*) и -60 °С (*в*):
1, 2, 3 – температура слоя в 1, 5, 10 мм, соответственно;
4 – кривая охлаждения металла



в

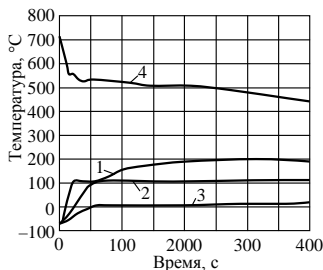


a

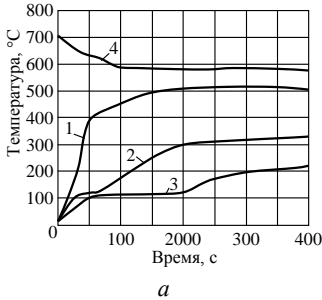


б

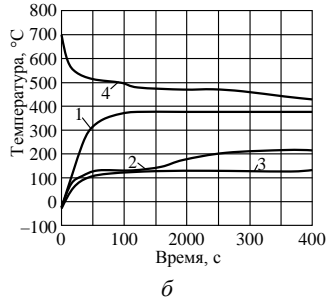
Рис. 3.18. Нагрев различных слоев в формах с покрытием I, при охлаждении отливки из сплава АК5М2 при температурах формы 20 (*a*), -20 (*б*) и -60 °С (*в*):
1, 2, 3 – температура слоя в 1, 5, 10 мм, соответственно;
4 – кривая охлаждения металла



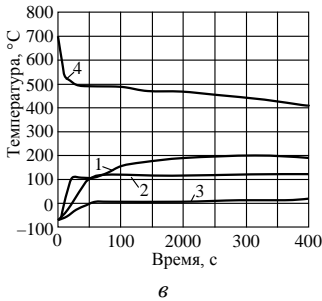
в



a

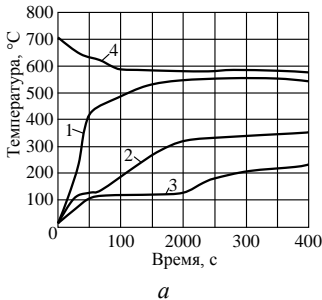


б

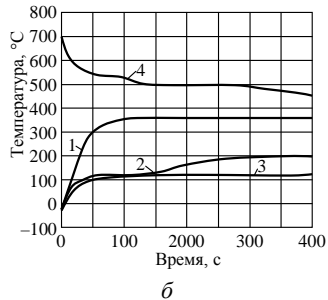


б

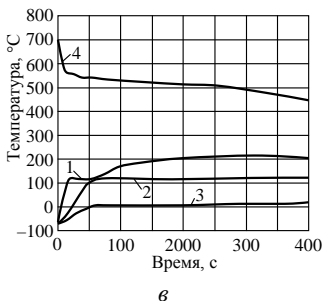
Рис. 3.19. Нагрев различных слоев в формах с покрытием II, при охлаждении отливки из сплава АК5М2 при температурах формы 20 (*a*), -20 (*б*) и -60 °С (*в*): 1, 2, 3 – температура слоя в 1, 5, 10 мм, соответственно; 4 – кривая охлаждения металла



a



б



б

Рис. 3.20. Нагрев различных слоев в формах с покрытием III, при охлаждении отливки из сплава АК5М2 при температурах формы 20 (*a*), -20 (*б*) и -60 °С (*в*): 1, 2, 3 – температура слоя в 1, 5, 10 мм, соответственно; 4 – кривая охлаждения металла

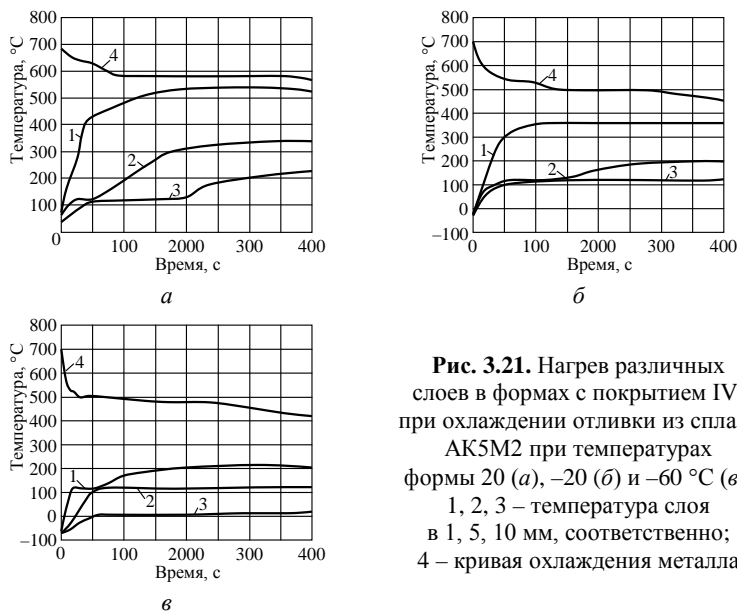


Рис. 3.21. Нагрев различных слоев в формах с покрытием IV, при охлаждении отливки из сплава АК5М2 при температурах формы 20 (*a*), -20 (*б*) и -60 °С (*в*):
 1, 2, 3 – температура слоя в 1, 5, 10 мм, соответственно;
 4 – кривая охлаждения металла

Длительность прогрева при достижении расплавом T_s контактного слоя (1 мм) для НТФ с температурой -20 °С составляет 55 с (рис. 3.17, *б*, кривая 1) при этом он нагревается до 300 °С, аналогичное значение для ПГФ +20 °С достигает величины 100 и 400 °С соответственно (рис. 3.17. *a*, кривая 1). Следует отметить, что в обоих случаях не наблюдается формирования «зоны конденсации влаги», на что указывает отсутствие остановки температуры на уровне 100 °С, а температуры поверхности контакта на границе «металл – форма» в НТФ ниже на 100 °С, что обеспечивает более высокий темп охлаждения расплава в этой форме по сравнению с ПГФ (+20 °С). В то же время на кривой нагрева поверхностного слоя НТФ (-60 °С), наблюдается формирование «зоны конденсации влаги», т.е. остановка температуры при 100 °С, что на 30 с превышает время окончания кристаллизации отливки (рис. 3.17, *в*, кривая 1).

Стабилизация температуры на уровне 100 °С в контактной зоне «металл – форма» существенно увеличивает темп

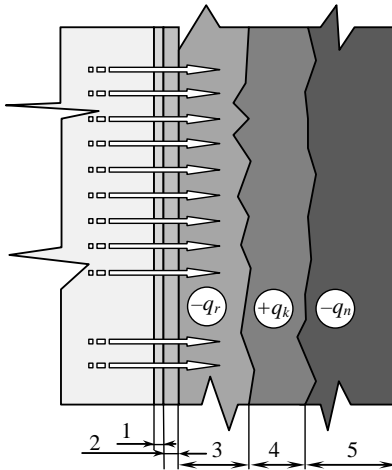


Рис. 3.22. Схема расположения зон агрегатного состояния влаги в НТФ (стержне): 1 – противопригарное покрытие; 2 – зона сухого песка; 3 – зона испарения; 4 – зона конденсации; 5 – влажный песок; 5 – замороженная смесь

охлаждения отливки до T_S , что время кристаллизации в ПГФ (+20 °С) и НТФ (-20 °С) до 20 против 50 и 100 °С, соответственно (рис. 3.17, а, б, в, кривая 1).

Прогрев участков, расположенных на глубине 5 и 10 мм для ПГФ и НТФ -20 и -60 °С, имеет аналогичный характер, однако при понижении температуры формы удлиняется температурная остановка при 100 °С на кривых нагрева и снижается максимальная температура прогрева слоя. Так в поверхностном слое НТФ (-60 °С) температура не поднимается выше 180 °С, что вызвано дополнительным расходом

тепла, выделяемого при кристаллизации отливки, на агрегатное превращение воды и меньшей скоростью передвижения 100-градусной зоны, определяемой по окончанию 100-градусной остановки на кривой нагрева.

В отличие от других форм, в НТФ (-60 °С) слой глубиной 10 мм не прогревается до 100 °С за данный отрезок времени. Это означает, что перемещение фронта 100-градусной зоны прекращается раньше, в то время как для обычной смеси и НТФ (-20 °С) он продолжает монотонно перемещаться.

Схема расположения зон по глубине НТФ на начальном этапе кристаллизации отливки представлена на рис. 3.22. В начальный период после заливки металла происходит быстрый прогрев пограничных слоев формы. Скорость и величина прогрева на данном этапе зависит от количества тепла, необходимого на агрегатное превращение воды в пар и интенсивности

отвода тепла за счет теплообмена между слоями, а также за счет переноса пара под действием возникшего в процессе его образования и направленного вглубь формы градиента давления.

3.5. Математическая модель теплопереноса в системе «низкотемпературная форма (стержень) – противопригарное покрытие – металл» на основе клеточных автоматов

В данной работе моделирование переноса тепловой энергии осуществляется на базе специальной модификации метода стохастических возбудимых клеточных автоматов (Stochastic Excitable Cellular Automata – SECA). Возбудимый автомат способен совершать последовательную цепочку переключений состояний под влиянием внешнего воздействия. Каждый такой автомат характеризуется определенным набором соседей на первой координационной сфере (рис. 3.23), а также числовыми параметрами, соответствующими материалу, содержащемуся в моделируемом объеме пространства, такими как плотность дислокаций, удельная теплопроводность, удельная теплоёмкость, коэффициент температурного расширения и др. [43].

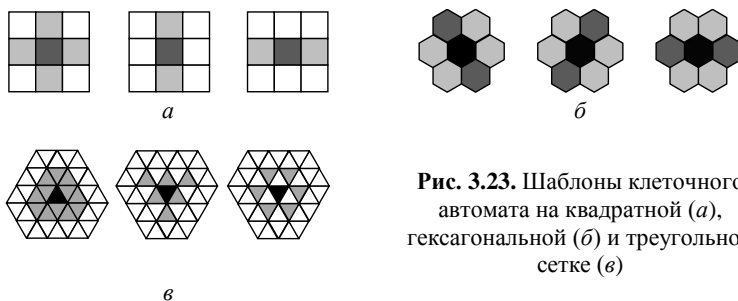


Рис. 3.23. Шаблоны клеточного автомата на квадратной (а), гексагональной (б) и треугольной сетке (в)

При взаимодействии с соседними автоматами могут меняться тепловые и механические составляющие энергии, а

значит, и связанные с ними физические параметры (температура, энтропия, напряжение, деформация, плотность и т.д.).

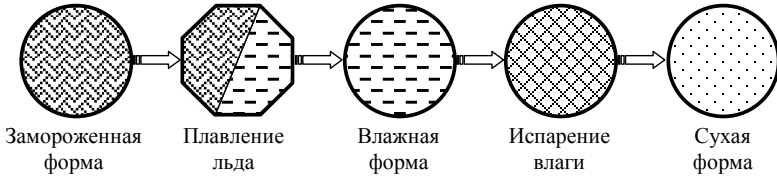


Рис. 3.24. Переход клеточного автомата из одного состояния в другое

Теплоперенос моделируется согласно гипотезе Фурье, где количество теплоты dQ , проходящее через элемент изотермической поверхности dF за промежуток времени dx , прямо пропорционально градиенту температуры, т.е.

$$\frac{dQ}{dFd\tau} = J_T = \lambda \text{grad}(t),$$

где J_T – плотность теплового потока, определяемая как количество теплоты, проходящее в единицу времени через единицу площади изотермической поверхности;

λ – коэффициент теплопроводности.

Причины, вызывающие поток J_i , т.е. градиенты температуры, градиенты концентрации, внешние силы и т.д., принято называть обобщенными силами и обозначать X_i .

Для определения температур клеточных автоматов на нулевом шаге численного эксперимента для каждого из них задаются начальные значения температуры T_0 , величины теплопроводности λ , теплоемкости c . Затем на каждом n -ом временном шаге вычисляется новое значение температуры автомата с учетом тепловых потоков со стороны каждого соседнего автомата:

$$T_i^n = T_i^{n-1} + \frac{1}{C_i} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n, \quad (3.32)$$

где T_i^n, T_i^{n-1} – температуры i -го клеточного автомата на n -ом и $(n-1)$ -ом шагах по времени;

C_i – теплоёмкость i -го автомата;

Q_{ik}^n – поток тепловой энергии из соседнего клеточного автомата с индексом k в рассматриваемый автомат с индексом i на n -ом шаге повремени;

N – число соседей.

Изменение тепловой энергии Q_{ik}^n определяется по формуле:

$$Q_{ik}^n = \frac{\lambda_{ik}\Omega}{l} (T_k^{n-1} - T_i^{n-1}) \Delta\tau, \quad (3.33)$$

где λ_{ik} – коэффициент взаимной теплопроводности;

l – расстояние между центрами рассматриваемых автоматов;

Ω – площадь смежной грани;

$\Delta\tau$ – величина временного шага.

Клеточный автомат может находиться в трех состояниях: низкотемпературная форма, влажная форма, сухая форма. Каждое из этих состояний характеризуется различным значением теплофизических характеристик (табл. 3.5).

Также, при анализе теплопереноса, необходимо учитывать затраты тепла на плавление и испарение воды, а также выделение тепла при конденсации влаги.

Теплота плавления льда C' и испарения воды C'' учитывалась путем увеличения удельной теплоемкости формы C_2 в интервале температур плавления:

$$C'_2 = C_2 + \frac{r_l W T_i^n}{t_f^2}; \quad (3.34)$$

где $r=334000$ Дж/кг – теплота плавления льда;

W – влажность, %;

t – интервал температур плавления (испарения), °С.

$$C''_2 = C_2 + \frac{r_p W T_i^n}{t_f^2}, \quad (3.35)$$

где $r_p=2257010$ Дж/кг – теплота испарения воды.

При прохождении пара вглубь непрогретой формы происходит конденсация пара на более холодных поверхностях песчинок, с выделением теплоты конденсации и увеличением температуры клеточного автомата на T_k :

$$\Delta T_k = \frac{r_p W}{C_2}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (3.36)$$

Для НТФ уравнение температуры клеточного автомата:

$$T_i^n = T_i^{n-1} + \frac{1}{c_i} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n. \quad (3.37)$$

Для замороженной и влажной форм в зоне конденсации влаги:

$$\begin{aligned} T_i^n &= T_i^{n-1} + \frac{1}{c_i} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n + \Delta T_k = \\ &= T_i^{n-1} + \frac{1}{c_i} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n + \frac{r_p W}{C_2}. \end{aligned} \quad (3.38)$$

Для НТФ в период плавления:

$$T_i^n = T_i^{n-1} + \frac{1}{C_i + \frac{r_i W T_i^n}{t_f^2}} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n. \quad (3.39)$$

Для влажной формы в период испарения влаги:

$$T_i^n = T_i^{n-1} + \frac{1}{C_i + \frac{r_p W T_i^n}{t_f^2}} \sum_{k=1}^N Q_{ik}^n. \quad (3.40)$$

Переключение между состояниями клеточных автоматов происходит при условии, когда три соседних клеточных автомата принимают более высокое состояние.

Для определения температуры на границе «отливка – форма» можно применить формулу:

$$T_k = T_0 + (T_{\text{зал}} - T_0) \frac{b_c}{b_c + b_\Phi}, \quad (3.41)$$

где T_0 – начальная температура формы;
 $T_{\text{зал}}$ – температура сплава в форме после заливки;
 b_c – коэффициент аккумуляции тепла сплавом;
 b_ϕ – коэффициент аккумуляции тепла формой.
 Удельную теплоемкость формы C_ϕ найдем как эффективную, т.е. с учетом теплоты фазовых превращений воды при плавлении и испарении.

$$C_\phi = \frac{\left(-C_{\text{п}}T_0 - C_1T_0 + C_2100 + C_3(T_{\text{к}} - 100) + \frac{W_0(r_{\text{и}} + r_{\text{пл}})}{100}\right)}{(T_{\text{к}} - T_0)}, \quad (3.42)$$

где $C_{\text{п}}, C_1, C_2, C_3$ – соответственно удельные теплоемкости противопопригарного покрытия, замороженной, влажной и сухой форм;

$r_{\text{и}}, r_{\text{пл}}$ – удельная теплота испарения и плавления воды;

W_0 – исходная влажность смеси, %.

При расчете C_ϕ можно принять:

$$T_{\text{к}} = T_{\text{кр}} = \frac{T_{\text{л}} + T_{\text{сол}}}{2}, \quad (3.43)$$

где $T_{\text{л}}, T_{\text{сол}}$ – температуры ликвидуса и солидуса сплава.

Аналогично для расчета удельной теплоемкости сплава можно применить формулу:

$$C_{\text{с}} = C_{\text{с1}} + \frac{Q_{\text{кр}}}{T_{\text{зал}} - T_{\text{к}}}, \quad (3.44)$$

где $Q_{\text{кр}}$ – удельная теплота кристаллизации сплава;

$C_{\text{с1}}$ – удельная теплоемкость твердого сплава.

Поскольку в начальные моменты после заливки расплав непосредственно контактирует с НТФ, а толщина сухого слоя бесконечно мала, в первом приближении для оценки величины теплового потока в форму в начале затвердевания можно применить выражение:

$$dQ = \frac{b_\phi}{\sqrt{\pi\tau}} (T_{\text{к}} - T_0) F d\tau,$$

которое справедливо для полуограниченного тела при граничных условиях первого рода.

С учетом вышеизложенного напишем уравнение теплового баланса:

$$\frac{b_{\phi}}{\sqrt{\pi\tau}}(T_{\kappa} - T_0)Fd\tau = Q_{\text{кр}}\rho_c Fd\varepsilon. \quad (3.45)$$

Интегрируя это уравнение, получим формулу для кинетики затвердевания отливки в начальные моменты процесса

$$\varepsilon = \frac{2b_{\phi}(T_{\kappa} - T_0)}{\sqrt{\pi}Q_{\text{кр}}\rho_c} \sqrt{\tau}. \quad (3.46)$$

Величина $\frac{2b_{\phi}(T_{\kappa} - T_0)}{\sqrt{\pi}Q_{\text{кр}}\rho_c} = m_1$ – константа затвердевания.

Как видно из выражения 3.46, увеличение b_{ϕ} , которое в свою очередь растет с увеличением влажности и уменьшением T_0 , приводит к ускорению затвердевания.

Однако, в процессе прогрева формы условия теплообмена существенно изменяются. Со стороны ее внутренней поверхности формируется относительно мало теплопроводный сухой слой, толщина которого со временем увеличивается. Кинетика затвердевания отливки при этом определяется термическим сопротивлением сухого слоя. Выделяющиеся на наружной границе этого слоя продукты испарения направляются вглубь формы, где конденсируются. Для расчета кинетики роста толщины сухого слоя в данных условиях можно применить формулу:

$$\varepsilon = \sqrt{1 + \frac{2n_2(n_2 + 1)a_3\tau}{(n_2 + 1)W_1r_{\text{н}}}} \cdot \sqrt{C_3(100 - W_1)(T_{\text{кр}} - T_{\text{кип}})}, \quad (3.47)$$

где $n_2=1,75$ – показатель степени температурной кривой в сухом слое;

a_3 – коэффициент температуропроводности сухого слоя;

C_3 – удельная теплоемкость сухого слоя.

$$W_1 = \frac{\left(-C_1 T_0 + r_{пл} \frac{W_0}{100} + C_2 100\right)}{r_0} 100 + W_0, \quad (3.48)$$

где C_1, C_2 – удельная теплоемкость замороженной и влажной смеси, соответственно.

Величина C_2 зависит от влажности. В первом приближении ее можно вычислить по формуле:

$$C_2 = 815 + 33,75W_0.$$

Как видно из (3.46), при прочих равных условиях влажность W_1 при литье в НТФ выше, чем при литье в сырые формы.

По описанным выше формулам были составлены алгоритмы и написаны программы для выполнения численных расчетов температурных полей отливки и формы.

Во всех численных экспериментах моделировались образцы с размерами $50 \times 50 \times 50$ мм. В начальный момент времени температура каждого автомата равнялась -60 °С. Граничные условия задавались следующим образом: верхняя грань образца нагрета до 700 °С, нижняя – до 20 °С. Величина временного шага равнялась 10^{-10} с, размер клеточного автомата – 1 мм. Общий вид образца, представленного в виде трехмерной сети возбуждимых клеточных автоматов, и схема его нагружения представлены на рис. 3.25.

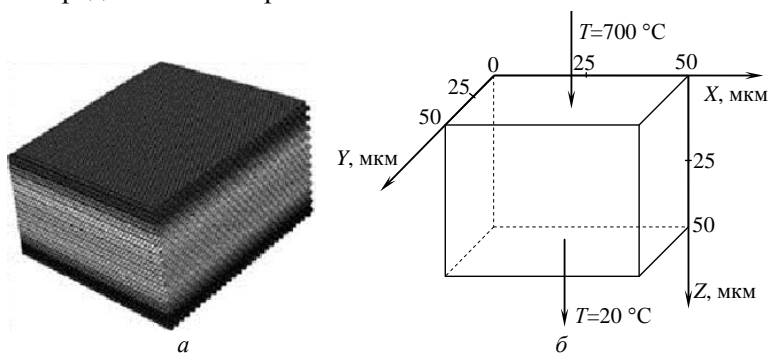


Рис. 3.25. Общий вид (а) и схема нагружения (б) моделируемого образца

Были проведены численные эксперименты по распространению теплового фронта в низкотемпературной литейной форме, состоящей из противопопригарного покрытия, сухой формовочной смеси, влажной формовочной смеси и замороженной формовочной смеси, а также – с зонами конденсации и кристаллизации влаги.

Для верификации программы было сделано сравнение результатов, полученных при расчете, и измеренных в процессе физического эксперимента.

Расчетные кривые и экспериментальные точки для скоростей охлаждения отливок из сплава АК5М2 приведены на рис. 3.26.

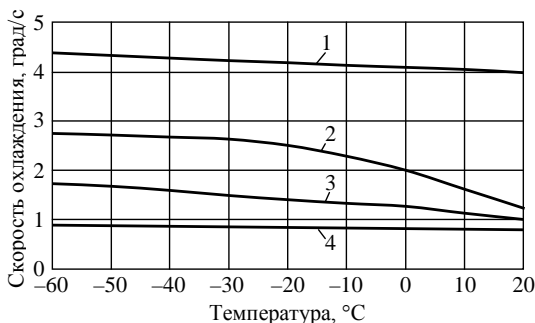


Рис. 3.26. Расчетные зависимости скорости охлаждения отливок из сплава АК5М2 от начальной температуры формы: 1, 3 – в интервале температур 720...500 °C; 2, 4 – в интервале температур 720...577 °C; 1, 2 – приведенная толщина стенки отливки 5 мм; 3, 4 – приведенная толщина стенки отливки 15 мм

Сопоставление полученных расчетных данных и данных эксперимента позволило сделать вывод о достаточной степени корреляции модели, учитывающей влияние теплопередачи.

Таким образом, математическая модель обеспечивает выполнение достоверных расчетов нестационарных температурных полей отливки и влажной, сухой и низкотемпературной формы, и может использоваться для численных исследований.

Для проверки адекватности математической модели была проведена серия вычислительных экспериментов, позволивших оценить коэффициенты теплопередачи на соответствующих границах. В качестве объекта исследований был

выбран сплав АК5М2. Рассматривали температурные поля отливок с приведенной толщиной стенки 12 мм, залитых в формы с различной начальной температурой -20 и -60 °С.

Натурные замеры проводились с помощью аналого-цифрового преобразователя, позволяющего фиксировать показания термопар в компьютере с частотой 0,1 с [44]. Для сопоставления были выбраны точки в центре отливки, а также в форме на расстоянии 1, 5 и 10 мм от границы с отливкой.

Динамика увеличения температур в приграничных областях системы «металл – форма» приведена на рис. 3.14. Для НТФ с начальной температурой -20 °С (рис. 3.27, *а*) наблюдаем рост температур до 100 °С за 110 с, далее ее остановку на этой отметке в течении 90 с и, затем, рост до 175 °С. Для слоя 10 мм характерна остановка на отметке 0 °С в течении 100 с и далее линейный рост температуры до 95 °С.

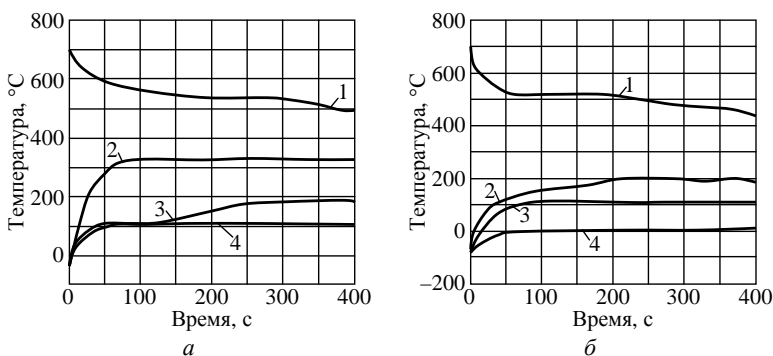


Рис. 3.27. Изменение температуры при охлаждении отливки из сплава АК5М2 в НТФ с начальной температурой -20 (*а*) и -60 °С (*б*): 1 – в центре отливки; 2 – в форме на расстоянии 1 мм от поверхности формы; 3 – в форме на расстоянии 5 мм от поверхности формы; 4 – в форме на расстоянии 10 мм от поверхности формы

Кривые 1 (рис. 3.27, *а* и *б*) отражают изменение температуры в центре отливки при ее формировании.

Обращает на себя внимание факт высокого совпадения расчетных и экспериментальных данных в термометрии отливки.

Для сравнения на этих же графиках приведены данные экспериментов. Результаты натуральных замеров несколько от-

личаются на начальных стадиях. Это можно объяснить тем, что показания термопар фиксируются с меньшей частотой, чем при расчетах, и эффект образования паровой прослойки не фиксируется. В дальнейшем же показания натуральных и расчетных значений отличаются незначительно.

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать вывод об удовлетворительном описании предлагаемой моделью реального процесса, что дает возможность использовать ее для исследования влияния технологических параметров НТФ на формирование отливок из различных сплавов.

3.6. Теоретическое определение граничных условий применимости разработанной технологии производства стержней

На основании полученных данных, была построена номограмма (рис. 3.28).

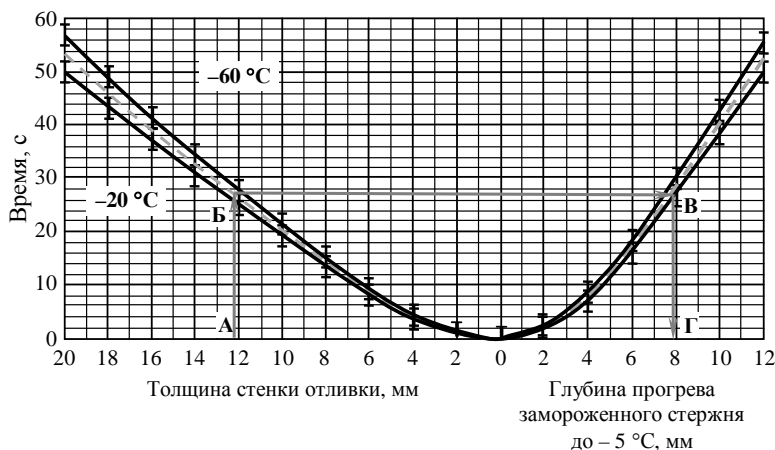


Рис. 3.28. Номограмма определения толщины замороженного стержня в зависимости от толщины стенки отливки

Данная номограмма позволяет определять минимальную толщину замороженного стержня в зависимости от толщины стенки отливки и температуры охлаждения формы (стержня). Выбираем толщину стенки отливки (точка А), проводим вертикальную линию, до пересечения с кривой. Кривую выбираем в зависимости от температуры замороженной формы: -60 или -20 °С (точка Б). Затем проводим горизонтальную линию до пересечения с кривой глубины прогрева замороженного стержня (точка В). Опускаем вертикальную линию до пересечения с осью, определяем минимальную толщину стержня (точка Г).

Была получена математическая зависимость глубины прогрева (δ) формы (стержня) до -5 °С, при которой прочность замороженной формы (стержня) сравнивается с прочностью ППФ, в зависимости от толщины стенки отливки (x).

$$\delta = -0,002x^3 + 0,065x^2 + 0,206x + 0,110. \quad (3.49)$$

4. ЗАТВЕРДЕВАНИЕ И ОХЛАЖДЕНИЕ ОТЛИВОК В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ФОРМЕ

4.1. Затвердевание и свойства отливок из алюминиевых сплавов в низкотемпературных формах

Качество отливки определяется процессами взаимодействия между формой и металлом, которые можно условно разделить, во времени, на ряд характерных этапов:

- взаимодействие формы с жидким металлом;
- взаимодействие формы с кристаллизующейся отливкой;
- взаимодействие с затвердевшей отливкой.

На первом этапе взаимодействия теплообмен между жидким металлом и формой происходит, в основном, за счет излучения. В дальнейшем после разогрева влажного поверхностного слоя формы в ней возникают интенсивные тепловые потоки направленные вглубь формы. Такое комбинированное

взаимодействие факторов приводит к интенсификации на начальных этапах процесса передачи тепла от отливки форме.

В дальнейшем, в пограничных слоях формы образуется слой сухого песка, играющий роль теплового буфера. Толщина этого слоя, обуславливающая уменьшение теплоотвода от отливки определяется, в основном, скоростью удаления влаги, которая, в свою очередь, зависит от ряда параметров – таких, как соотношение температур отливки и формы, газопроницаемость, теплоемкость и теплопроводность формы. Очевидно, что чем ниже температура плавления сплава и меньше толщина стенки отливки, тем сильнее будет выражено влияние НТФ на ход кристаллизации.

С целью изучения влияния процессов теплоотвода от металла в форму на процессы структурообразования при затвердевании сплавов с различной температурой плавления и различной чувствительностью к скорости охлаждения были проведены эксперименты на сплавах АК5М2, серый чугун, высокопрочный чугун.

Сравнительные данные скоростей охлаждения отливок из сплава АК5М2, с приведенной толщиной стенки 12 мм, представлены в табл. 4.1 и на рис. 4.1. Сравнение полученных результатов показало, что скорость охлаждения отливки в интервале кристаллизации сплава АК5М2 залитого в НТФ значительно выше, чем в ПГФ.

Таблица 4.1

Скорость охлаждения отливок из сплава АК5М2
в различных литейных формах

Температурный интервал, °С	Скорость охлаждения, °С/с, для различных форм				
	ПГФ	НТФ при t , °С		Кокиль при t , °С	
		-20	-60	100	20
700 – солидус	0,95	1,6	2,1	5,0	5,2
700...500	0,3	0,6	0,8	3,2	3,2

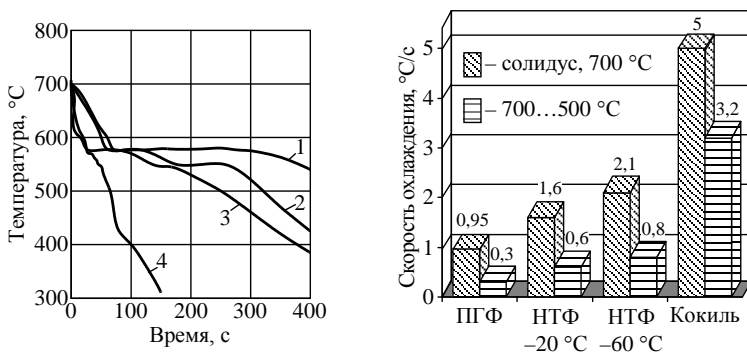


Рис. 4.1. Скорости охлаждения отливок из сплава АК5М2:
1 – ПГФ; 2 – НТФ ($-20\text{ }^{\circ}\text{C}$); 3 – НТФ ($-60\text{ }^{\circ}\text{C}$); 4 – кокиль

Увеличение скорости охлаждения в НТФ способствует более быстрому протеканию процесса затвердевания металла. По сравнению с ПГФ в форме, охлажденной до $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$, происходит увеличение скорости охлаждения в 1,7 раза, а в форме, охлажденной до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ – в 2,2 раза.

Абсолютные значения скоростей охлаждения в начальный период кристаллизации приближаются к значениям характерным для кокиля. На более поздних этапах охлаждения, в интервале температур от 700 до 500 $^{\circ}\text{C}$ значения скоростей охлаждения в ПГФ и НТФ уменьшаются, однако различие сохраняется.

Ускоренное охлаждение в НТФ в период эвтектической кристаллизации приводит к увеличению количества и измельчению эвтектических ячеек в структуре сплава.

Макроструктуры металла в отливках, затвердевавших в НТФ ($-60\text{ }^{\circ}\text{C}$) и в кокиле практически одинаковы. В поверхностной части отливки отчетливо видна зона столбчатых кристаллов, образование которой связано с ускоренным охлаждением в начале кристаллизации. В дальнейшем, после образования термического сопротивления в виде слоя сухого песка и замедления процесса отвода тепла, сплав кристаллизуется в виде измельченных равностных эвтектических ячеек.

Микроструктура алюминиевых сплавов, залитых в НТФ, также претерпевает изменения. С ускорением теплоотвода от

отливки уменьшаются, как осевые участки первичных кристаллитов, так и элементы эвтектики: длина и ширина иголок кремния и расстояние между ними.

В поверхностной зоне отливки первичные кристаллиты плохо развиты, преобладает структура сплошной эвтектики.

Приблизительно можно оценить диаметр (условный) осевых участков первичных кристаллитов поверхностной зоны как в 1,5...3 раза менее крупный, чем в средней зоне.

Первичные выделения кремния имеют вид «осколков» или частиц почти правильной геометрической формы. Размер их с увеличением скорости охлаждения практически не меняется или меняется очень мало.

Были проведены измерения диаметра (условного) осевых пространств первичных кристаллитов для чего использовался метод «секущей», проводимой на фотографии микроструктуры при увеличении 100. По каждому варианту отливки проводилось более 20 измерений, на основании которых определялось среднее значение диаметра осевого пространства. Таким образом, произведена количественная оценка степени измельчения структурных элементов сплава АК5М2 при увеличении скорости кристаллизации. Результаты анализа, приведены в табл. 4.2, показывают, что с увеличением скорости кристаллизации происходит уменьшение осевых участков от 82 до 45 мкм.

Таблица 4.2

Результаты металлографического анализа отливок из сплава АК5М2

Образец	Тип формы	Твердость НВ отливки		Средний диаметр осевых пространств в средней зоне отливки, мкм
		предел значений	среднее значение	
1	ПГФ	50,9...56,7	53,8	82
2	НТФ (-20 °С)	51,8...56,8	54,3	61
3	Стальной кокиль	54,3...56,8	55,8	45

При переходе от ПГФ к НТФ осевые участки уменьшаются в 1,3 раза, а при переходе к кокилю почти в 2 раза. Наряду с этим происходит измельчение составляющих эвтектики –

пластинок Si и пространств – твердого раствора между ними. Измельчение структурных составляющих приводит к незначительному повышению твердости. Можно предположить, что отмеченное изменение структуры и твердости сплава при увеличении скорости охлаждения и кристаллизации приведет к повышению характеристик прочности и пластичности сплава.

Для сплава АК5М2 влияние охлаждения формы на его механические свойства проявляется сильнее. Так значение твердости в центральной части экспериментальной отливки возрастают по мере понижения температуры охлаждения формы (рис. 4.2). Аналогичный характер имеет зависимость, описывающая влияние температуры формы на временное сопротивление разрыву.

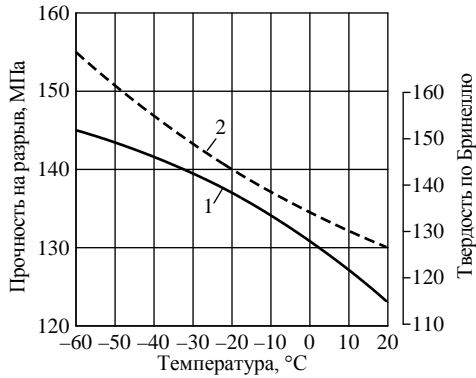


Рис. 4.2. Механические свойства сплава АК5М2 при различной температуре формы: 1 – твердость по Бринеллю; 2 – прочность на разрыв

4.2. Затвердевание и свойства отливок из железоуглеродистых сплавов в низкотемпературных формах

Исследование процесса затвердевания отливок из алюминиевого сплава в низкотемпературных песчаных формах показало, что особенности процессов теплопереноса в замороженных формовочных смесях, состоящих из песка и воды, отражаются на процессе охлаждения металла.

При этом было установлено, что охлаждение отливки условно можно разделить на два этапа: первый – ускоренное охлаждение и второй – замедленное. Как известно, микроструктура чугуна состоит из графитовых включений (для ВЧ – сферической формы) ферритной, феррито-перлитной или др. металлической матрицы. Графитовые включения образуются на начальных этапах кристаллизации из пересыщенного углеродом расплава. В высокопрочных чугунах графитовая фаза из расплава выделяется в виде сферических включений. Однако, уже на этапе эвтектической кристаллизации они обволакиваются аустенитом и теряют контакт с жидкостью [45]. На поздних этапах эвтектической кристаллизации и при последующем охлаждении они несколько увеличивают свой диаметр за счет диффузии углерода через аустенит, но их форма и количество, в основном, остаются без изменений. Благодаря такой особенности кристаллизации микроструктура высокопрочного чугуна, а именно, форма, размер и количество графитовых включений, будут зависеть от интенсивного охлаждения на первом этапе затвердевания.

В связи с этим были проведены эксперименты по изучению степени влияния охлаждения формы на процесс кристаллизации, структуру и свойства такого распространенного железоуглеродистого сплава, как высокопрочный чугун ВЧ50. Химический состав исходного чугуна был следующий, мас. %: 3,46 углерода, 2,35 кремния, 0,57 марганца, 0,12 хрома, 0,017 серы, 0,07 фосфора.

Экспериментальная форма позволяла не только определить степень влияния охлаждения литейной формы, но и влияние толщины стенки отливки на структуру и свойства чугуна, что немаловажно для ВЧ.

Микроструктуру чугуна определяли по ГОСТ 3443-87 в местах разрушения образцов для испытания механических свойств. Одновременно определяли степень сфероидизации графитовых включений по методике, изложенной в работе [26] для количественной оценки их формы.

Результаты металлографического анализа приведены в табл. 4.3 и на рис. 4.3.

Анализ результатов металлографического анализа и кри-
вых охлаждения (рис. 4.4) показывает, что на первом этапе бла-
годаря интенсивному теплоотводу от отливки в форму, обу-
словленном передачей тепла излучением и малой толщиной
термического сопротивления в виде слоя сухого песка, высоко-
прочный чугун в НТФ охлаждался и затвердевал с большей
скоростью, чем в ПГФ.

Таблица 4.3

Микроструктура чугуна в пробах с различной толщиной стенки

Толщина стенки,	Микроструктура чугуна											
	ССГ, %		ШГФ		ШГД		ШГ		П, %		Ц, %	
	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ
4	95	95	4, 5	3, 4, 5	15...20	15...20	6	6	96	96	10	4
10	95	90	4, 5	3, 4, 5	15...20	15...45	6	6	96	96	0	0
25	90	85	4, 5 3 3, 4	3, 4 ВГФ 2, 3	25	45	8	8	90	90	0	
40	90	80	5	1, 3, 5 ВГФ 2, 3	45	60	10	8	80	90	0	0

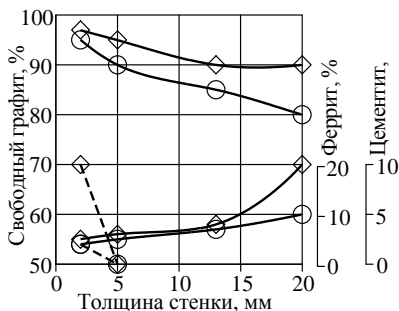


Рис. 4.3. Влияние приведенной
толщины стенки на структуру ЧВГ:
◇ – НТФ (-60 °С); ○ – ПГФ

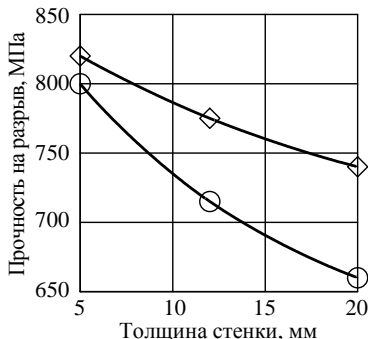


Рис. 4.4. Механические свойства
чугуна при литье в формы
различного типа:
◇ – НТФ (-60 °С); ○ – ПГФ

Это выражается в меньшем угле наклона кривой охлаждения к оси времени и меньшей длиной эвтектической остановки. При этом скорость охлаждения чугуна в НТФ на первом этапе затвердевания от температуры 130 °С до конца эвтектической остановки ($T_s=1151$ °С), который включает в себя первичную кристаллизацию, составила 1,5 °С/с. Ускоренное охлаждение наблюдалось во всех сечениях экспериментальной формы.

В результате этого произошло измельчение графитовых включений. Повышенная скорость охлаждения более толстых сечений пробы по сравнению с ПГФ способствовала тому, что вырождение шаровидного графита в чугуне в НТФ произошло в меньшей степени, а включения вермикулярной формы отсутствовали полностью.

В то же время, в самом тонком сечении пробы 4 мм, очевидно в результате большого переохлаждения, чем при литье в ПГФ повысилась склонность чугуна к метастабильной кристаллизации. В структуре металлической основы ВЧ было до 10 % структурно-свободных карбидов, а в пробе, залитой в ПГФ, их количество не превышало 4 %.

Дальнейшее охлаждение пробы в НТФ происходило медленнее, чем в ПГФ, о чем свидетельствует больший угол наклона кривой охлаждения при температурах ниже температуры солидус. Это привело к тому, что различие в скоростях охлаждения одинаковых сечений отливок в НТФ и ПГФ, рассчитанных для более широкого интервала температур (1300...750 °С), уменьшалось. Скорости охлаждения в пробе толщиной 10 мм составили 0,82 и 0,80 град/с, соответственно, для НТФ и ПГФ.

Меньшая скорость охлаждения отливки в НТФ на втором этапе вызвана образованием слоя сухого песка с низкой теплопроводностью, в то время как в ПГФ за счет глины, графита и других добавок теплопроводность сухого слоя несколько выше. Замедленное охлаждение чугуна в НТФ на втором этапе привело к более полной графитизации цементита и образованию в массивных сечениях пробы большого количе-

ства ферритной составляющей. Структурно-свободные карбиды полностью отсутствовали уже в пробах толщиной 10 мм, как в НТФ, так и в ПГФ.

Таким образом, в результате ускоренного охлаждения чугуна на этапе первичной кристаллизации в НТФ, изменение толщины стенки отливки оказывает меньшее влияние на форму графитовых включений, в частности на степень их сфероидизации, и вызывает образование структурно-свободных карбидов в отливках с толщиной стенки менее 10 мм. Снижение скорости охлаждения на втором этапе в НТФ приводит к тому, что в структуре металлической основы выделяется большее количество феррита, и его количество возрастает с увеличением толщины стенки отливки.

Описанные особенности затвердевания и структуры высокопрочного чугуна в НТФ приводят изменению его механических свойств (табл. 4.4, рис. 4.4).

Таблица 4.4

Механические свойства чугуна

Толщина стенки пробы, мм	Свойства при литье в форму					
	песчано-глинистую			низкотемпературную		
	σ_b , Мпа	δ , %	НВ	σ_b , Мпа	δ , %	НВ
10	650	5	275	670	5	279
25	560	6	273	620	4	263
40	520	4	269	575	4	254

Очевидно, что за счет меньшего искажения шаровидной формы графитовых включений при затвердевании толстых сечений отливок из чугуна в НТФ различие в механических свойствах в зависимости от скорости охлаждения уменьшается. Причем более правильная форма шаровидного графита компенсирует отрицательное влияние возросшей доли ферритной составляющей на прочностные свойства чугуна.

Вследствие такого влияния охлаждения формы, микроструктура и временное сопротивление разрыву при растяжении высокопрочного чугуна при литье в НТФ в меньшей степени зависит от толщины стенки отливки, чем при литье

в ПГФ. Об этом же свидетельствуют меньшие значения коэффициентов при соответствующих переменных в рассчитанных уравнениях регрессии.

Для НТФ:

$$\sigma_{\%} = 714,44 - 9,77\delta + 0,18\delta^2, R=98 \%. \quad (4.1)$$

Для ПГФ:

$$\sigma_{\%} = 732,22 - 18,22\delta + 0,32\delta^2, R = 97\%. \quad (4.2)$$

Аналогичные исследования были проведены на чугуна с пластинчатым графитом СЧ 15 следующего химического состава, мас. %: 3,65 углерода, 2,5 кремния, 0,6 марганца, 0,048 фосфора, 0,045 серы. Такой состав чугуна был выбран для получения заэвтектического чугуна.

Известно [46], что при кристаллизации заэвтектического чугуна в межкритическом интервале температур (между ликвидусом и солидусом) выделяется первичная фаза – пластинчатый графит (ПГ), который контактирует с жидкостью. Контакт с расплавом сохраняется и в процессе эвтектической кристаллизации, т.к. линейная скорость продольного роста графитовых включений превышает скорость роста оторочек аустенита. В таком случае ускоренный отвод тепла от отливки в НТФ может в большей степени повлиять на форму и размер графитовых включений, чем в случае высокопрочного чугуна с шаровидным графитом.

Результаты металлографического анализа чугуна с пластинчатым графитом, залитого в НТФ и ПГФ приведены в табл. 4.5. Изучение микроструктуры чугуна показало, что в участках пробы с толщиной стенки 4 мм температура литейной формы не влияет на форму, размер, распределение графитовых включений и структуру металлической основы. Очевидно, это связано с достаточно высокой скоростью охлаждения металла в тонком сечении, когда влияние особенностей теплоотвода в НТФ не успевает проявиться в полной мере. Графитовые включения в структуре чугуна в обоих случаях имеют прямолинейную пластинчатую форму и среднюю длину 15 мкм.

Таблица 4.5

Результаты металлографического анализа чугуна с пластинчатым графитом

Толщина стенки, мм	Микроструктура чугуна											
	ПГф		ПГд		ПГр		ПГ		П, %		Ц, %	
	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ	НТФ	ПГФ
4	1	1	15	15	9	9	4	6	100	100	0	0
10	1,2	2,3	25...45	90...180	1	1,3	6	6	90	990	0	0
25	1,2	1,3,4	45...90	180	1	1	8	8	45	70	0	0
40	90	1,2,4	180	350	1	1	10	10	45	70	0	0

Распределение графита междендритное, металлическая основа перлитная. В участках проб толщиной 10 мм в микроструктуре чугуна, залитого в формы с начальной температурой -20 и -60 °С наблюдается различие. В контрольной ПГФ, в структуре чугуна с пластинчатым графитом выделяются графитовые включения пластинчатой завихренной формы и игольчатой, длина включений достигает 180 мкм, распределение равномерное и колониями.

В НТФ, в результате ускоренного охлаждения на первом этапе затвердевания, в чугуне с пластичатым графитом отсутствуют игольчатые включения первичного графита большой длины. Графит имеет пластинчатую прямолинейную и завихренную форму.

Длина включений по сравнению с контрольной пробой меньше и не превышает 45 мкм, распределение более равномерное, колонии пластинчатого графита отсутствуют. При дальнейшем увеличении толщины пробы различия в форме, распределении и размере пластинчатого графита сохраняются (см. табл. 4.5).

Как было отмечено ранее, на втором этапе затвердевания чугуна в НТФ, скорость охлаждения отливки уменьшается, что привело к образованию большего количества ферритной составляющей и более полной графитизации чугуна.

Таким образом, при получении отливок в НТФ особенности процесса тепломассопереноса в охлажденных формовочных смесях оказывают влияние на структуру чугунов как с пластинчатым, так и с шаровидным графитом.

Положительным результатом можно считать измельчение графитовых включений и выравнивание механических свойств в разностенных отливках. Однако, следует отметить повышенную склонность к карбидообразованию в модифицированных высокопрочных чугунах в участках отливок с приведенной толщиной стенки менее 5 мм.

4.3. Процессы затрудненной и свободной линейной усадки при литье в низкотемпературную форму

Для изучения влияния технологических параметров НТФ на особенности протекания процессов свободной и затрудненной линейной усадки сплава АК5М2 проводились эксперименты на прямом и Т-образном образцах при влажности формы от 5 до 10 % и температуре от +20 до -60 °С.

Одновременно с записью кривой процесса усадки проводилась запись температуры центральной части образца. Результаты проведенных экспериментов представлены в табл. 4.6 и 4.7.

Обработка экспериментальных данных проведенная с помощью ЭВМ позволила построить поверхность отклика для предсудачного расширения и линейной усадки, как функции температуры и влажности литейной формы (рис. 4.5 и 4.6).

Для предсудачного расширения линии равного хода, полученные сечением поверхности отклика плоскостями, перпендикулярными оси предсудачного расширения с шагом 0,01 % представлены на рис. 4.5.

Таблица 4.6.

Свободная линейная усадка сплава АК5М2

Тип формы	Влажность, %	Температура, °С	Предусадочное расширение, %;	Усадка, %
ВФ	5	+20	0,08	1,44
НТФ	5	-20	0,08	1,49
НТФ	5	-60	0,05	1,54
ВФ	10	+20	0,06	1,50
НТФ	10	-20	0,04	1,63
НТФ	10	-60	0,03	1,87
ПГФ	3	+20	0,09	1,40

Таблица 4.7

Затрудненная линейная усадка сплава АК5М2

Тип формы	Влажность, %	Температура, °С	Предусадочное расширение, %;	Усадка, %
ВФ	5	+20	0,03	1,23
НТФ	5	-20	0,02	1,17
НТФ	5	-60	0	1,14
ВФ	10	+20	0,04	1,28
НТФ	10	-20	0	1,23
НТФ	10	-60	0	1,23
ПГФ	3	+20	0	1,06

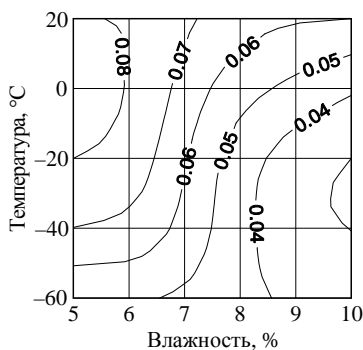


Рис. 4.5. Предусадочное расширение при свободной линейной усадке сплава АК5М2

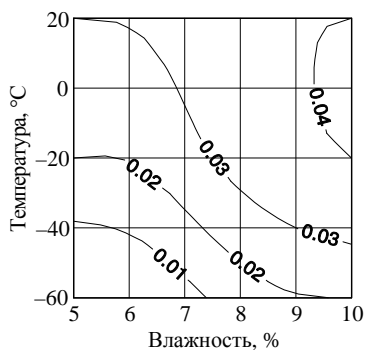


Рис. 4.6. Предусадочное расширение при затрудненной линейной усадке сплава АК5М2

Анализ полученных номограмм показал, что предсудочное расширение сплава АК5М2, при свободной линейной усадке зависит как от температуры формы, так и от ее влажности. При этом с понижением температуры формы предсудочное расширение уменьшается от 0,08 % для формы с температурой +20 °С до 0,05 % для формы с температурой –60 °С.

Увеличение влажности формы до 10 % не оказывает существенного влияния на подавление предсудочного расширения. Так, понижение температуры формы от +20 до –60 °С вызвало уменьшение предсудочного расширения с 0,06 до 0,03 %, соответственно.

При затрудненной линейной усадке сплава АК5М2 изменение влажности и температуры формы интенсивней влияет на протекание предсудочного расширения. Так, увеличение влажности и понижение температуры формы и, как следствие, увеличение ее жесткости приводит к полному подавлению предсудочного расширения для форм с влажностью 5 % при температуре –60 °С, а для формы с влажностью 10 % уже начиная с температуры –20 °С.

Линии равного хода, полученные сечением поверхности отклика для свободной и затрудненной усадки плоскостями перпендикулярными оси усадки с шагом 0,1 % представлены на рис. 4.7 и 4.8.

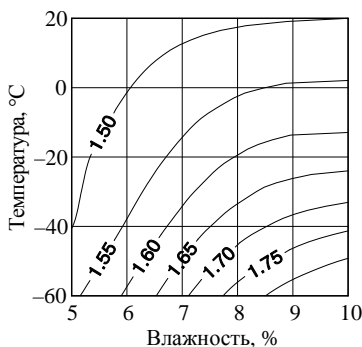


Рис. 4.7. Свободная линейная усадка сплава АК5М2

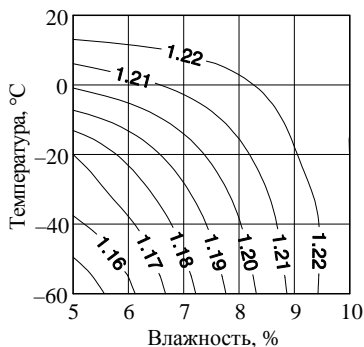


Рис. 4.8. Затрудненная линейная усадка сплава АК5М2

Как следует из рисунков, технологические параметры НТФ оказывают существенное влияние на процесс свободной линейной усадки сплава АК5М2. Понижение температуры формы с влажностью 5 % привело к возрастанию свободной линейной усадки от 1,48 % для формы с температурой +20 °С до 1,54 % для формы с температурой –20 °С. В то же время для формы с температурой –60 °С величина усадки возросла до 1,88 %.

Следует отметить, что такое увеличение усадки не может быть объяснено только подавлением предусадочного расширения (вызванного увеличением прочности формы), которое составляет 0,03 % и, очевидно, связано с возрастанием теплоаккумулирующей способности литейной формы.

Увеличение прочности и теплоаккумулирующей способности НТФ оказывает влияние и на процесс протекания затрудненной линейной усадки. Так, затрудненная линейная усадка при влажности формы 5 % уменьшилась от 1,22 % для формы при температуре 20 °С до 1,14 % для формы –60 °С, а для формы с влажностью 10 % с 1,28 до 1,22 %.

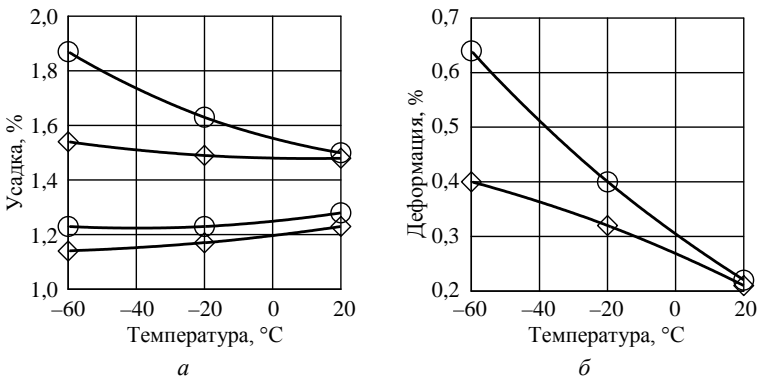


Рис. 4.9. Влияние температуры охлаждения формы на линейную усадку сплава АК5М2 (*а*) и деформацию отливки (*б*) при влажности смеси 5 (◇) и 10 % (○)

Анализ полученных результатов позволяет предположить, что основными факторами, оказывающими влияние на

протекании процессов свободной и затрудненной линейной усадки в НТФ, являются жесткость формы и ее теплоаккумулирующая способность. Следует отметить, что особенности протекания процессов затрудненной и свободной литейной усадки приводит к появлению деформаций и остаточных напряжений в отливке (рис. 4.9) и может вызывать появление дефектов в виде горячих трещин, что накладывает определенные требования на конструирование отливок, отливаемых в НТФ.

4.4. Объемная усадка сплавов при литье в низкотемпературную форму

Конструкция отливки и технология ее изготовления может способствовать объемной или направленной кристаллизации металла. В связи с этим, исследование особенностей образования усадочных дефектов при литье в НТФ проводили на экспериментальных отливках из сплава АК5М2, которые не обеспечивают направленной кристаллизации металла, и на пробах Купцова, способствующих протеканию направленной кристаллизации.

В цилиндрических отливках повышение на первом этапе скорости охлаждения металлов в НТФ приводит к ускоренной кристаллизации и, как следствие, к уменьшению газоусадочной пористости (рис. 4.10).

С понижением температуры охлаждения формы до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ относительный объем газоусадочной пористости уменьшается и составляет 2,7 % по сравнению с 5,1 % при $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Пористость отливок, полученных в форме, охлажденной до $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$, и в ПГФ и влажные формы (ВФ) при комнатной температуре отличается незначительно, что можно объяснить близкими условиями затвердевания металла. Следует отметить, что охлаждение формы до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ способствует получению отливок с пористостью, близкой к получаемой при литье в кокиль.

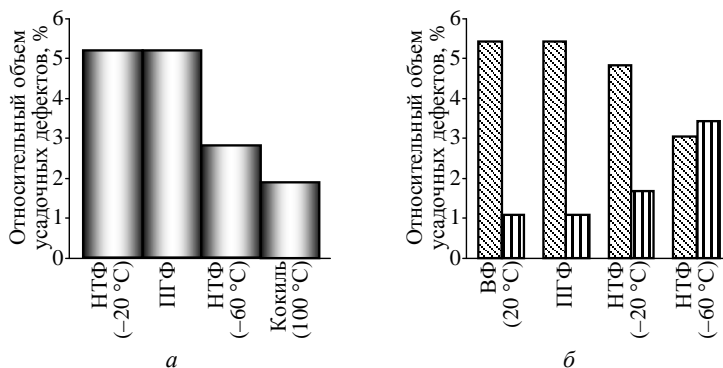


Рис. 4.10. Относительный объем усадочных дефектов в отливках из сплава АК5М2 без направленной (*а*) и с направленной кристаллизацией (*б*): ▨ – пористость; ▤ – раковины

Уменьшение склонности к образованию газоусадочной пористости в отливках при охлаждении формы позволяет получить более высокую плотность металла. Плотность сплава АК5М2 в НТФ при $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ достигает $2,72\text{ г/см}^3$, в кокиле $2,75\text{ г/см}^3$, а в ПГФ $2,63\text{ г/см}^3$. Такое же уменьшение пористости и повышение плотности металла характерно и для отливок, конструкция которых способствует направленной кристаллизации. Однако, в условиях направленной кристаллизации в пробах Купцова происходит одновременное увеличение объема концентрированных усадочных раковин. Увеличение объема усадочных раковин связано с тем, что последние порции жидкого металла после образования вокруг отливки термического сопротивления в виде слоя сухого песка затвердевают с гораздо меньшей скоростью, чем первые, благодаря чему улучшаются условия питания отливок и работы прибыли.

Некоторое увеличение объема концентрированной усадочной раковины наблюдалось и в пробах Купцова, залитых из высокопрочного чугуна ВЧ50 (табл. 4.8). Это, очевидно, связано с тем, что температура заливки высокопрочного чугуна намного выше, чем силумина, и за счет более интенсивного излучения от

расплава слой сухого песка вокруг отливки образуется раньше и ухудшает условия для направленной кристаллизации.

Таблица 4.8

Объем усадочных раковин и плотность ВЧ50 в формах различного типа

Показатель	Тип формы		
	НТФ (-60 °С)	НТФ (-20 °С)	ПГФ
Объем раковин, %	5,9	5,6	5,5
Плотность ВЧ50, г/см ³	7,2	7,13	7,11

Такое объяснение подтверждается выводами о том, что при понижении температуры формы объем усадочных дефектов в стальных отливках, заливаемых при еще более высокой температуре, чем температура заливки отливо из ВЧ, не изменяется. Поэтому для увеличения плотности сплавов с высокой температурой плавления требуется более глубокое охлаждение формы.

4.5. Исследование влияния технологических параметров низкотемпературной формы на жидкотекучесть расплава

Жидкотекучесть литейных сплавов зависит от ряда факторов, которые можно разделить на две группы. С одной стороны, факторы, зависящие от свойств металла, а с другой – факторы внешние по отношению к металлу такие, как газопроницаемость, влажность и др. Перечисленные свойства НТФ отличаются от показателей характерных для традиционных форм, и оказывают значительное влияние на процессы течения металла в полостях литейной формы. Особенности протекания процессов тепломассопереноса на границе раздела «металл – НТФ» также влияет на данный процесс. В связи с этим были проведены исследования влияния технологических

параметров низкотемпературной формы на жидкотекучесть и формозаполняемость сплава АК5М2.

Проведенные исследования позволили выявить ряд особенностей процесса заполнения НТФ жидким металлом (табл. 4.9).

Таблица 4.9

Жидкотекучесть сплава АК5М2 в формах различного типа, мм^{*}

НТФ при температуре, °С		ПГФ
–20	–60	
245/252	170/267	220/285

В НТФ без выпора при температуре –20 °С наблюдается некоторое повышение жидкотекучести расплава. Такое явление, очевидно, вызвано уменьшением сопротивления течению металла вследствие образования на границе «металл – форма» парогазовой рубашки и повышенной газопроницаемостью. Однако, при большем охлаждении формы –60 °С жидкотекучесть расплава уменьшается. Резкое падение жидкотекучести при уменьшении температуры формы связано с увеличением давления пара в канале формы, обусловленного интенсификацией процессов конденсации на переохлажденных стенках канала и, как следствие, падению газопроницаемости поверхностных слоев формы. В результате этого повышается противодавление в канале и расплав останавливается.

При заливке расплава в НТФ с выпором влияние давления пара в канале формы полностью устранено и с понижением температуры формы парогазовая прослойка на границе «металл – форма» увеличивается. Так как при глубоком охлаждении формовочной смеси 100-градусная зона расположена ближе к металлу и количество пара, попадающего в контактную зону увеличивается. Парогазовая рубашка снижает силу трения между расплавом и формой, что приводит к плавному росту жидкотекучести (рис. 4.11).

^{*} числитель – жидкотекучесть в форме без выпора;
знаменатель – жидкотекучесть в форме с выпором в конце канала

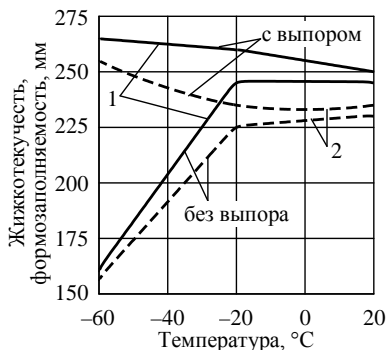


Рис. 4.11. Влияние температуры охлаждения формы на жидкотекучесть сплава АК5М2 (1) и формозаполняемость сплавом АК5М2 (2)

Следует отметить, что с понижением температуры формы различие между жидкотекучестью металла в формах с выпором и без выпора возрастает (табл. 4.9). Это происходит в результате большего изменения газопроницаемости охлажденной смеси.

Увеличение влажности формовочной смеси в НТФ так же оказывает заметное влияние на жидкотекучесть расплава в следствие снижения общей газопроницаемости и увеличения объема образующегося пара.

Представлением общей картины влияния температуры охлаждения формовочной смеси и ее влажности на жидкотекучесть сплава АК5М2 в форме без выпора может служить поверхность отклика, изображенная линиями равного хода на рис. 4.12.

Очевидно, что увеличение количества влаги и понижение температуры формы уменьшает жидкотекучесть, однако, при 5 % влажности и температуре охлаждения -20 °C отрицательное влияние влажности и температуры полностью компенсируется за счет образования парогазовой рубашки между металлом и формой.

Таким образом, можно сделать вывод, что охлаждение до -60 °C форм, не обеспечива-

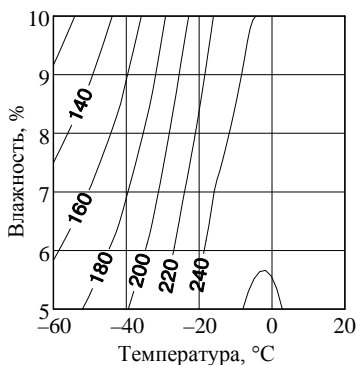


Рис. 4.12. Влияние температуры и влажности смеси на жидкотекучесть сплава АК5М2

ющих свободную вентиляцию их внутренней полости, уменьшает жидкотекучесть металлов за счет сужения и большего насыщения зоны конденсации влаги. Кроме того, эта зона расположена ближе к расплаву. При свободной вентиляции полости литейной формы особенности процессов тепломассопереноса на границе раздела «металл– форма» способствуют увеличению жидкотекучести.

4.6. Влияние температуры формы на формирование пригара на поверхности отливки

Качество литой поверхности, полученной из различных сплавов зависит от чистоты поверхности, которая определяется инородным слоем (пригар), т.е. физико-химическими процессами, протекающими в зоне контакта расплава с формовочной смесью.

В работе были проведены исследования склонности к образованию пригара отливок из сплава АК5М2 и чугуна с пластинчатым графитом СЧ25 по методике, изложенной в разделе 2. Конструкция проб обеспечивала различную скорость охлаждения расплава в отливках и, соответственно, время контакта жидкого металла с формовочной смесью. Особенно неблагоприятными с точки зрения образования пригара были внутренние углы и поверхности отливок, так как они контактировали с более горячими участками формы, отвод тепла от которых был затруднен.

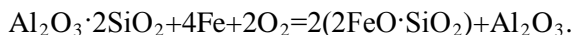
Анализ исследований показал, что для низкотемпературных сплавов типа силуминов на внешних и внутренних поверхностях экспериментальных отливок химический и механический пригар отсутствовал. Для железоуглеродистого сплава СЧ25 на внутренних поверхностях образовался легкоудаляемый механический пригар.

Отсутствие трудноотделимого пригара как для случая сплава с низкой температурой заливки (720 °С – силумин), так

и для сплава с высокой температурой заливки (1390 °С – чугуна) обусловлено тем, что химического взаимодействия между материалом формы и отливкой не происходит.

Формовочная смесь для изготовления НТФ состоит только из кварцевого песка и воды. Как известно [47], пригар на чугунных и стальных отливках в основном образуется в результате взаимодействия окислов железа с глиной, а степень сцепления слоя пригара с чугуном зависит от содержания в первом окислов железа. Продуктами такого взаимодействия становятся фаялит, железные шпинели и сложные алюмосиликаты.

По реакции $2\text{FeO} + \text{SiO}_2 = 2\text{FeO} \cdot \text{SiO}_2$ образование фаялита в НТФ не происходит, так как эта реакция термодинамически невозможна [48]. В ППФ железо вступает в реакцию с метакаолином:



Кроме того, следует учесть, что температура плавления фаялита составляет 1178 °С, а поверхность НТФ, как отмечалось ранее прогревается медленнее на первом этапе затвердевания отливок, чем поверхность ППФ. Это также способствует уменьшению вероятности образования химического пригара.

Для уменьшения механического пригара, образующегося в результате проникновения расплава в поры формы следует применять облицовочные смеси с мелкодисперсным наполнителем, зерновой состав которого будет определяться смачиваемостью расплавом.

5. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ, ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПРОТИВОПРИГАРНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ И СТЕРЖНЕЙ

5.1. Составы противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней

Исходя из анализа литературных данных и сформулированных выше задач исследований, разработаны следующие шесть составов противопригарных покрытий (табл. 5.1).

В разработанных противопригарных покрытиях I – V (табл. 5.1) количество бентонита принято равным 2...3 %, т.к. дальнейшее увеличение содержания бентонита по литературным данным [49], незначительно стабилизирует красочную суспензию, но способствует повышению пригара.

Известно [50], что при введении в суспензию 8 % бентонитоцирконовой краски не предотвратило образование на отливках трудноотделяемого пригара.

Таблица 5.1

Составы противоположных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней

Маркировка покрытия	Компоненты покрытия	Состав, % (по массе)
I	Циркон	26...30
	Дистен-силлиманит	53...55
	Бентонит	1...2
	ЛСТ	4...5
	Na — КМЦ	7...8
	Вода	К необходимой плотности
II	Графит аморфный	11...13
	Графит кристаллический	14...15
	Мел	18...19
	Бентонит	1...2
	Оксид цинка	7...8
	Жидкое стекло	7...8
	Вода	К необходимой плотности
III	Диоксид титана	30...32
	Дистен-силлиманит	30...32
	Бентонит	1...2
	ЛСТ	3...4,5
	Вода	К необходимой плотности
IV	Циркон	23...25
	Дистен-силлиманит	53...55
	Бентонит	1...2
	Фурановая смола	4...6
	Вода	К необходимой плотности
V	Графит аморфный	15...16
	Графит кристаллический	10...12
	Тальк	20...25
	Бентонит	2...3
	АФ-связующее	4...6
	Вода	К необходимой плотности
VI	Тальк	50...52
	Декстрин	8...9
	Графит	10...12
	Вода	29...82

Количество сульфитно-спиртной барды в красках принималось равным 3...5 %, т.к. по имеющимся сведениям [49]

при введении в краску свыше 10 % сульфитной барды качество поверхности отливок ухудшается – появляется повышенная шероховатость поверхности. При применении красок, которые содержат до 20 % сульфитной барды, пригарная корка легко удаляется, но поверхность отливок получается «пористой» в результате проникновения в отливку большого количества газов, которые образуются при деструкции барды.

С целью уменьшения расслоения предложенных противопригарных красок, в них введены поверхностно-активные вещества Na-карбоксиметилцеллюлоза (Na-КМЦ) и декстрин.

Растворяясь в воде, Na-КМЦ образует коллоидные растворы высокой вязкости, способные удерживать во взвешенном слое мелкодисперсный наполнитель.

При приготовлении красок на основе циркона и других наполнителей с повышенным удельным весом рекомендуется [51] применять 4,0...4,5 %-ый раствор Na-КМЦ, а для покрытий на основе дистенсиллимонита 3...4 %-ный раствор Na-КМЦ.

Указанным концентрациям растворов Na-КМЦ отвечает расход этих стабилизаторов в пределах 1,5...2,5 %, что и принималось при определении составов предложенных нами противопригарных покрытий. Содержание противопригарных наполнителей обычно составляет 50...80 %, что также учитывалось при выборе опытных составов покрытий.

Для приготовления противопригарного покрытия была выбрана следующая методика.

В барабан 1 загружались (рис. 5.1) керамические шары 3, диаметром 30 мм, используемые в качестве мелющих тел и улучшающие перемешивание компонентов покрытия. Затем засыпали сухие компоненты покрытия. Закрывали барабан и устанавливали его на шаровую мельницу 2. Проводили перемешивание сухих компонентов в течении 2 ч. Затем в барабан заливали дистиллированную воду. Закрывали барабан и опять устанавливали на шаровую мельницу 2. Проводили перемешивание еще в течении 30 мин.

Соотношение «сухие компоненты – мелющие тела – вода» берется как 1:2:0,5 по массе. Затем готовая суспензия пе-

реносилась в мешалку, где в нее добавлялась еще вода, для достижения необходимой нам плотности.

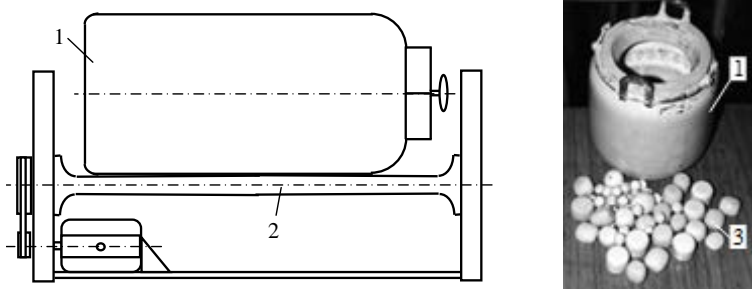


Рис. 5.1. Шаровая мельница: 1 – барабан; 2 – шаровая мельница; 3 – керамические (алундовые) шары

Приведенные в табл. 5.1 противопопригарные покрытия наносились на песчано-глинистые формы и стержни с помощью пульверизатора (состав VI (табл. 5.1) – натиром). После сушки при 120...150 °С поверхностного слоя противопопригарного покрытия окрашенные формы и стержни замораживались и заливались сплавом АЛ-5 под низким давлением на экспериментальной установке. По приведенной выше методике оценивался пригар окрашенной формы к поверхности отливок.

Данные, полученные при усреднении значений пригара на 3-х опытных отливках по каждому из покрытий, приведены в табл. 5.2.


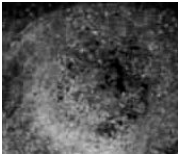

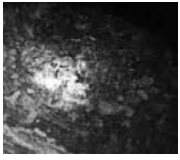
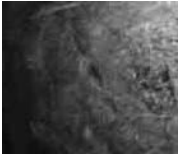
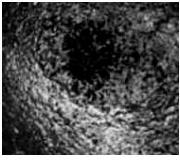
Виды поверхностей отливок, формы для изготовления которых окрашены покрытиями I – IV и VI (табл. 5.1), представлены на рис. 5.2.

Как следует из табл. 5.2 и рис. 5.2 – 5.6, условию полного отсутствия пригара на отливках удовлетворяют покрытия I, III, IV, V (табл. 5.1). При использовании покрытий II и IV образуется пригар.

Исходя из вышеизложенного, нами для последующих исследований были отобраны покрытия 4-ох составов: I, III, IV и V (табл. 5.1).

Таблица 5.2

Средние значения величины пригара на отливках при окрашивании поверхности формы противоположными покрытиями

Покрытие (табл. 5.1)	Поверхность	Пригар на отливке, гр.	Шероховатость поверхности отливки, мкм
I		Пригар отсутствует	Rz=20
II		0,26	Rz=80
III		Пригар отсутствует	Rz=30
IV		Пригар отсутствует	Rz=25
V		Пригар отсутствует	Rz=40
VI		0,32	Rz=160

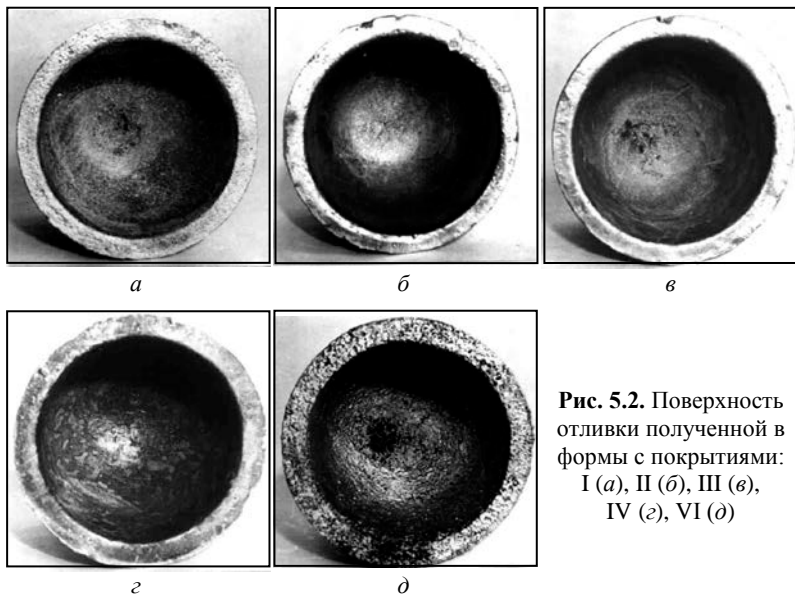


Рис. 5.2. Поверхность отливки полученной в формы с покрытиями: I (а), II (б), III (в), IV (г), VI (д)

5.2. Теплофизические и технологические свойства противопожарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней

5.2.1. Теплопроводность противопожарного покрытия

Экспериментальные и расчетные данные, использованные для вычисления коэффициентов теплопроводности, приведены в табл. 5.3 – 5.6 (где τ – время, t_{Me} – температура металла, $t_{цo}$ – температура центра отливки), по этим данным построены соответствующие зависимости (рис. 5.3 – 5.7).

Таблица 5.3

Экспериментальные и расчетные данные для расчета коэффициентов теплопроводности покрытия I (табл. 5.1)

№ П/П	τ , с	t_{Me} , °C	$t_{цo}$, °C	$t_{Me} - t_{цo}$, °C	$\lg(t_{Me} - t_{цo})$
1	0	878	-100	978	2,9903
2	10	876	0	876	2,9425
3	20	874	59	815	2,9112
4	30	872	129	743	2,8710
5	40	870	230	640	2,8062
6	50	868	323	545	2,7364
7	60	866	414	452	2,6551
8	70	864	486	378	2,5775
9	80	862	548	314	2,4969
10	90	860	602	258	2,4116
11	100	858	642	216	2,3345
12	110	856	674	182	2,2601
13	120	854	706	148	2,1703
14	130	852	729	123	2,0899
15	140	850	748	102	2,0086
16	150	848	763	85	1,9294
17	160	846	773	73	1,8633
18	120	845	778	67	1,8261
19	180	844	783	61	1,7853
20	190	843	788	55	1,7404
21	200	842	792	50	1,6990
22	210	841	795	46	1,6628
23	220	840	798	42	1,6232
24	230	839	799	40	1,6021
25	240	839	799	40	1,6021
26	250	838	800	38	1,5798
27	260	838	800	38	1,5798
28	270	837	801	36	1,5563
29	280	837	801	36	1,5563



Таблица 5.4

Экспериментальные и расчетные данные для расчета коэффициентов теплопроводности покрытия II (табл. 5.1)

№ п/п	τ , с	t_{Me} , °C	$t_{цо}$, °C	$t_{Me} - t_{цо}$, °C	$\lg(t_{Me} - t_{цо})$
1	0	881	-100	981	2,9917
2	10	880	-10	890	2,9494
3	20	879	43	836	2,9222
4	30	877	163	714	2,8536
5	40	874	208	666	2,8234
6	50	872	341	531	2,7251
7	60	869	424	445	2,6484
8	70	866	493	373	2,5717
9	80	864	538	326	2,5132
10	90	862	577	285	2,4548
11	100	859	619	240	2,3802
12	110	856	638	218	2,3384
13	120	854	660	194	2,2878
14	130	852	678	174	2,2405
15	140	849	697	152	2,1818
16	150	846	711	135	2,1303
17	160	844	722	122	2,0863
18	120	842	737	105	2,0211
19	180	839	756	83	1,9191
20	190	836	759	77	1,8865
21	200	834	763	71	1,8512
22	210	832	766	66	1,8195
23	220	829	771	58	1,7634
24	230	826	774	52	1,7160
25	240	824	780	44	1,6434
26	250	823	783	40	1,6020

Таблица 5.5

Экспериментальные и расчетные данные для расчета коэффициентов теплопроводности покрытия III (табл. 5.1)

№ П/П	τ , с	t_{Me} , °C	$t_{цо}$, °C	$t_{Me} - t_{цо}$, °C	$\lg(t_{Me} - t_{цо})$
1	0	668	-100	768	2,8854
2	10	667	-5	672	2,8274
3	20	666	89	577	2,7612
4	30	665	150	515	2,7118
5	40	664	219	445	2,6484
6	50	663	276	387	2,5877
7	60	662	330	332	2,5211
8	70	661	373	288	2,4594
9	80	660	415	245	2,3892
10	90	659	452	207	2,3160
11	100	658	480	178	2,2504
12	110	657	502	155	2,1903
13	120	656	529	127	2,1038
14	130	655	542	113	2,0530
15	140	654	555	99	1,9956
16	150	653	567	86	1,9345
17	160	652	580	72	1,8573
18	170	651	587	64	1,8062
19	180	650	594	56	1,7482
20	190	649	602	47	1,6721
21	200	648	607	41	1,6128
22	210	647	613	34	1,5315
23	220	646	618	28	1,4472
24	230	645	621	24	1,3802
25	240	644	625	19	1,2788
26	250	643	628	15	1,1761
27	260	642	629	13	1,1139
28	270	642	630	12	1,0792
29	280	641	630	11	1,0414



Таблица 5.6

Экспериментальные и расчетные данные для расчета коэффициентов теплопроводности покрытия IV (табл. 5.1)

№ П/П	τ , с	t_{Me} , °C	$t_{цo}$, °C	$t_{Me} - t_{цo}$, °C	$\lg(t_{Me} - t_{цo})$
1	0	777	-100	877	2,9430
2	10	777	-10	787	2,8960
3	20	775	70	705	2,8482
4	30	773	192	581	2,7648
5	40	771	355	416	2,6191
6	50	769	475	294	2,4684
7	60	767	575	192	2,2833
8	70	765	618	147	2,1673
9	80	763	645	118	2,0719
10	90	761	675	86	1,9345
11	100	759	692	67	1,8261
12	110	757	707	50	1,6990
13	120	755	716	39	1,5911
14	130	753	720	33	1,5185
15	140	750	725	25	1,3979
16	150	749	727	22	1,3424
17	160	748	730	18	1,2553
18	170	747	731	16	1,2041
19	180	747	731	16	1,2041
20	190	746	730	16	1,2041
21	200	746	730	16	1,2041

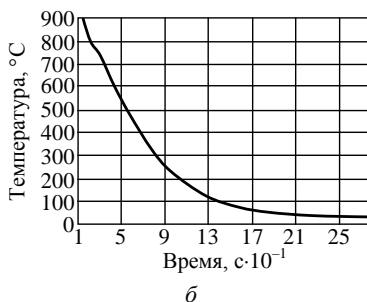
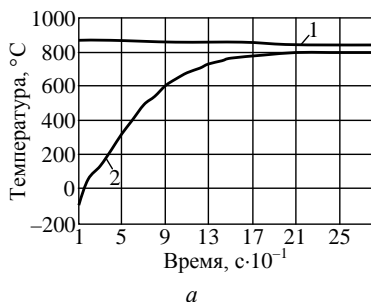


Рис. 5.3. Изменение температуры образца (а) с покрытием I (табл. 5.1) и величины $t_{Me} - t_{цo}$ (б) для этого образца: 1 – температура расплавленного металла; 2 – температура центра образца

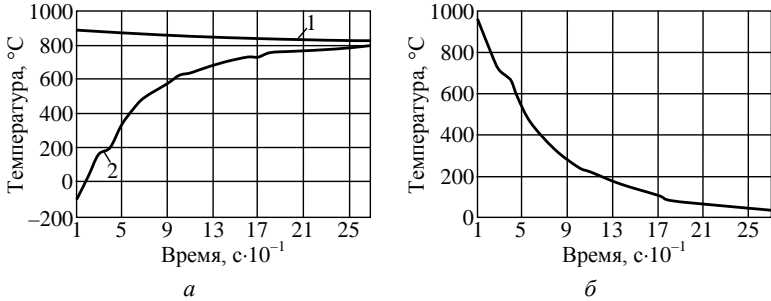


Рис. 5.4. Изменение температуры образца (а) с покрытием II (табл. 5.1) и величины $t_{\text{Me}}-t_{\text{но}}$ (б) для этого образца: 1 – температура расплавленного металла; 2 – температура центра образца

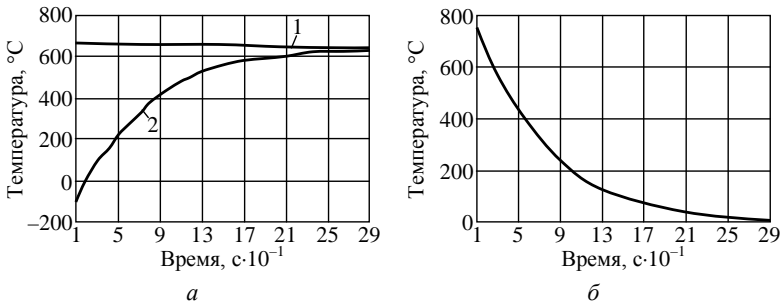


Рис. 5.5. Изменение температуры образца (а) с покрытием III (табл. 5.1) и величины $t_{\text{Me}}-t_{\text{но}}$ (б) для этого образца: 1 – температура расплавленного металла; 2 – температура центра образца

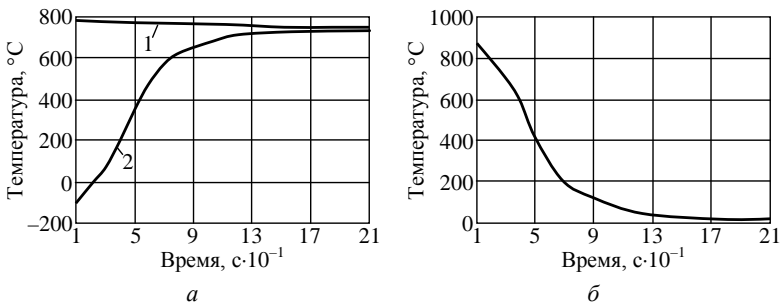


Рис. 5.6. Изменение температуры образца (а) с покрытием IV (табл. 5.1) и величины $t_{\text{Me}}-t_{\text{но}}$ (б) для этого образца: 1 – температура расплавленного металла; 2 – температура центра образца

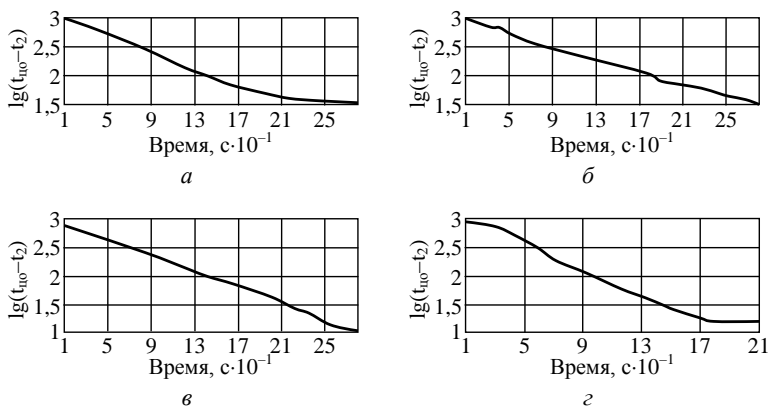


Рис. 5.7. Кривая прогрева центра образца с покрытием в полулогарифмической системе координат для составов (табл. 5.1):
I (а); II (б); III (в); IV (г)

Как видно из графиков (рис. 5.3 – 5.7) условием постоянного теплообмена в опытах для образцов с покрытиями отвечают следующие отрезки времени:

- для покрытия I – 35...210 с;
- для покрытия II – 40...230 с;
- для покрытия III – 30...220 с;
- для покрытия IV – 45...165 с.

Для повышения точности результатов эксперимента использовали сплайн-интерполяцию.

Экспериментальные точки попарно соединили отрезками полиномов. Для этого выбрали полиномы третьей степени. Для того чтобы найти коэффициенты этих полиномов на сплайн накладывали дополнительные условия сшивки - первая и вторая производные слева и справа от каждой экспериментальной точки должны быть равны между собой. Дополнительные два условия должны быть наложены в начальной и конечной экспериментальных точках, поскольку в них нет условий сшивки. В начальной и конечной точках накладывалось условие линейности. Данные экспериментов приведены на рис. 5.3 – 5.6.

Интерполяция кубическими сплайнами приведена на рис. 5.8.

Мера отклонения:

$$D_1 := \sum_i (T_i - y_1(\tau_i))^2,$$

$$D_1 = 0.$$

Интерполяция кубическими сплайнами показала, что погрешность отклонения равна нулю.

Приступаем к расчетам коэффициента теплопроводности покрытия точным и приближенным методами.

На этих прямолинейных участках кривых для каждого из покрытий избирались точки отсчета времени 1 и 2, исходя из которых были подсчитаны значения $\operatorname{tg} \varphi$ а затем $\beta_{\text{покр}}$ и $\lambda_{\text{покр}}$.

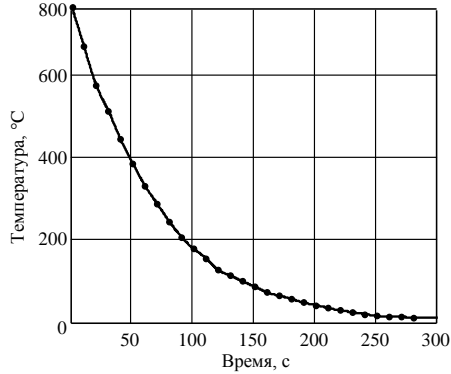


Рис. 5.8. Интерполяция кубическими сплайнами

Расчет коэффициента теплопроводности покрытия I (табл. 5.1).

Точный метод.

Точка 1. $\tau_1 = 50 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_1 = 2,5821$.

Точка 2. $\tau_2 = 140 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_2 = 1,8865$.

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{2,58 - 1,8865}{140 - 50} = 0,00772;$$

$$\mu_1 = 1,517 \sqrt{5,96 \cdot 0,00772} = 0,3254;$$

$$AK_{\text{покр}} = 1 - \frac{0,325}{\operatorname{tg} 0,325} = 0,034;$$

$$\beta_{\text{покр}} = 10440 \cdot 0,034 = 355 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C};$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 355 \cdot 0,0005 = 0,178 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Приближенный метод.

$$\lambda_{\text{покр}} = 2,3 \cdot \frac{0,5546 \cdot 0,09 \cdot 0,0005}{0,0096 \cdot 0,014} \lg \frac{873 - 59}{873 - 486} = 0,138 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Погрешность значений λ полученных при использовании двух способов расчета:

$$\Delta = \frac{0,178 - 0,138}{0,178} \cdot 100 = 22,5 \% .$$

Расчет коэффициента теплопроводности покрытия II (табл. 5.1).

Точный метод.

$$\text{Точка 1. } \tau_1 = 90 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{ц0}})]_1 = 2,3054 .$$

$$\text{Точка 2. } \tau_2 = 190 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{ц0}})]_2 = 1,8129 .$$

$$\text{tg}\varphi = \frac{2,3054 - 1,8129}{190 - 90} = 0,004925 ;$$

$$\mu_1 = 1,517 \sqrt{5,96 \cdot 0,004925} = 0,260 ;$$

$$AK_{\text{покр}} = 1 - \frac{0,260}{\text{tg}0,260} = 0,022 ;$$

$$\beta_{\text{покр}} = 10440 \cdot 0,022 = 229,68 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C};$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 229,68 \cdot 0,0005 = 0,15 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C};$$

Приближенный метод.

$$G_0 = 0,5625 \text{ кг} ; \tau = 0,025 \text{ ч} ;$$

$$t_c = 871 \text{ °C} ; t_0 = 63 \text{ °C} ; t_2 = 660 \text{ °C}.$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 2,3 \cdot \frac{0,5625 \cdot 0,09 \cdot 0,0005}{0,0096 \cdot 0,025} \lg \frac{871 - 63}{871 - 660} = 0,140 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Погрешность значений λ полученных при использовании двух способов расчета:

$$\Delta = \frac{0,140 - 0,115}{0,140} \cdot 100 = 18 \% .$$

Расчет коэффициента теплопроводности покрытия III (табл. 5.1).

Точный метод.

$$\text{Точка 1. } \tau_1 = 50 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_1 = 2,4624.$$

$$\text{Точка 2. } \tau_2 = 160 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_2 = 1,7634.$$

$$\text{tg } \varphi = \frac{2,4624 - 1,7634}{160 - 50} = 0,00636;$$

$$\mu_1 = 1,517 \sqrt{5,96 \cdot 0,00636} = 0,2954;$$

$$AK_{\text{покр}} = 1 - \frac{0,2954}{\text{tg } 0,2954} = 0,0310;$$

$$\beta_{\text{покр}} = 10440 \cdot 0,0310 = 324 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C};$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 324 \cdot 0,0005 = 0,162 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Приближенный метод.

$$G_0 = 0,5625 \text{ кг}; \tau = 0,014 \text{ ч};$$

$$t_c = 665 \text{ °C}; t_0 = 89 \text{ °C}; t_2 = 373 \text{ °C}.$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 2,3 \cdot \frac{0,5625 \cdot 0,09 \cdot 0,0005}{0,0096 \cdot 0,014} \lg \frac{665 - 89}{665 - 373} = 0,110 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Погрешность значений λ полученных при сопоставлении двух способов расчета:

$$\Delta = \frac{0,162 - 0,110}{0,162} \cdot 100 = 32 \text{ \%}.$$

Расчет коэффициента теплопроводности покрытия IV (табл. 5.1).

Точный метод.

$$\text{Точка 1. } \tau_1 = 90 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_1 = 1,9542.$$

$$\text{Точка 2. } \tau_2 = 150 \text{ с} : [\lg(t_{\text{Ме}} - t_{\text{цо}})]_2 = 1,5682.$$

$$\text{tg } \varphi = \frac{1,9542 - 1,5682}{150 - 90} = 0,00643;$$

$$\mu_1 = 1,517 \sqrt{5,96 \cdot 0,00643} = 0,3080;$$

$$AK_{\text{покр}} = 1 - \frac{0,3080}{\text{tg } 0,3080} = 0,0380 ;$$

$$\beta_{\text{покр}} = 10440 \cdot 0,0380 = 397 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C};$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 397 \cdot 0,0005 = 0,198 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Приближенный метод.

$$G_0 = 0,555 \text{ кг}; \tau = 0,0251 \text{ ч};$$

$$t_c = 711 \text{ °C}; t_0 = 55 \text{ °C}; t_2 = 675 \text{ °C}.$$

$$\lambda_{\text{покр}} = 2,3 \cdot \frac{0,555 \cdot 0,09 \cdot 0,0005}{0,0096 \cdot 0,0251} \text{Ig} \frac{711 - 55}{711 - 675} = 0,222 \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}.$$

Погрешность значений λ полученных при сопоставлении двух способов расчета:

$$\Delta = \frac{0,222 - 0,198}{0,222} \cdot 100 = 11 \% .$$

Таким образом значения коэффициентов теплопроводности разработанных покрытий составляют (табл. 5.7):

Таблица 5.7

Значения коэффициента теплопроводности противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм

Покрытие (табл. 5.1)	Точный метод расчета $\lambda_{\text{покр}}, \text{Вт/м} \cdot \text{°C}$	Приближенный метод расчета $\lambda_{\text{покр}}, \text{Вт/м} \cdot \text{°C}$	Ошибка значений, %
I	0,178	0,138	22,5
II	0,115	0,140	18
III	0,162	0,11	32
IV	0,198	0,222	11

5.2.2. Газотворная способность противопригарного покрытия

Средние результаты из трех опытов по влиянию температуры на полное газовыделение покрытий, приведенные

к 1 гр высушенной и измельченной краски, приведены в табл. 5.8, по данным которой построен график (рис. 5.9).

Таблица 5.8

Полное газовыделение покрытий при нагреве, ($\text{м}^3/\text{кг}$) $\cdot 10^{-3}$

Покрытие (табл. 5.1)	Полное газовыделение покрытий при температуре			
	500 °С	600 °С	700 °С	800 °С
I	1,33	4,83	8,17	9,94
II	0	7,3	13,0	30,0
III	8,33	9,07	10,2	11,4
IV	0	3,05	4,35	4,85

Как видно из приведенных данных, наибольшую газотворную способность имеет покрытие II. Это может быть объяснено выгоранием углеродсодержащего наполнителя с образованием оксида и диоксида углерода. Наименьшую газотворную способность имеет покрытие IV (не больше $5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{кг}$). Покрытие I и III имеют приблизительно равную газообразующую способность (не больше $9 \cdot 10^{-3}$ и $11,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{кг}$, соответственно).

При температуре 800 °С изучена динамика газовыделения покрытий во времени. Полученные данные приведены в табл. 5.9 и представлены на рис. 5.10.

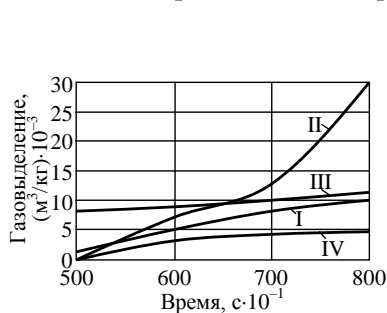


Рис. 5.9. Зависимость полной газотворной способности высушенных противопожарных покрытий I, II, III и IV (табл. 5.1) от температуры

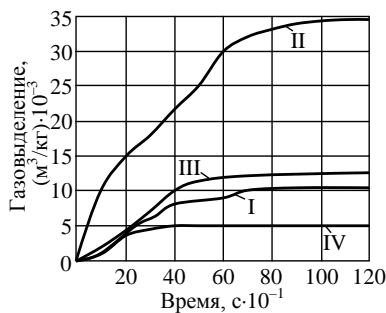


Рис. 5.10. Зависимость газовыделения покрытий I, II, III и IV (табл. 5.1) от времени при 800 °С

Таблица 5.9

Динамика газовыделения покрытий (табл. 5.1) по 5-ти экспериментам по времени при температуре 800 °С

Время, с	Газовыделение, (м ³ /кг)·10 ⁻³																																						
	Покрытие I					Покрытие II					Покрытие III					Покрытие IV																							
	Эксперимент №:																																						
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5																			
0	0,000																																						
10	1,13		1,14		1,12		1,15		1,11		10		10,5		10,3		10,4		10,3		1,91		1,9		1,92		1,94		1,93		1,06		1,08		1,05		1,04		1,03
20	4,35		4,33		4,32		4,34		4,35		15		15,3		15,2		15,43		15,45		15,43		4,4		4,4		4,42		4,43		3,76		3,8		3,74		3,73		
30	5,93		5,92		5,94		5,95		7,94		18		18,4		18,1		18,18		18,19		18,18		7,2		7,2		7,2		7,18		4,54		4,56		4,52		4,58		
40	7,94		7,95		7,96		7,93		7,92		22		22,3		22,1		21,9		22,2		22,2		10		10,1		9,9		9,9		4,82		4,83		4,81		4,9		
50	8,64		8,65		8,63		8,64		8,65		25		25,3		25,2		25,4		25,5		25,5		11,4		11,3		10,2		10,4		4,85		4,86		4,84		4,93		
60	8,92		8,91		8,93		8,95		8,94		30		30,1		30,2		30,3		30,1		30,1		11,8		11,7		11,9		11,7		4,86		4,86		4,85		4,94		
70	9,94		9,93		9,95		9,92		9,94		32		32,3		32,5		32,2		29,9		29,9		12,1		12,2		12,1		12,2		4,86		4,86		4,85		4,94		
80	10,2		10,3		10,2		10,3		10,4		33		33,1		33,2		33,3		33,4		33,4		12,3		12,3		12,2		12,3		4,86		4,86		4,85		4,94		
90	10,35		10,36		10,3		10,34		10,35		34		34,1		34,2		34,4		34,5		34,5		12,4		12,4		12,3		12,4		4,86		4,86		4,85		4,94		
100	10,4		10,42		10,41		10,4		10,45		34,5		34,6		34,7		34,4		34,5		34,5		12,5		12,4		12,3		12,4		4,86		4,86		4,85		4,94		
110	10,41		10,43		10,42		10,41		10,46		34,6		34,6		34,7		34,4		34,6		34,6		12,5		12,4		12,3		12,4		4,86		4,86		4,85		4,94		
120	10,42		10,43		10,42		10,41		10,46		34,6		34,6		34,7		34,4		34,6		34,6		12,5		12,4		12,3		12,4		4,86		4,86		4,85		4,94		

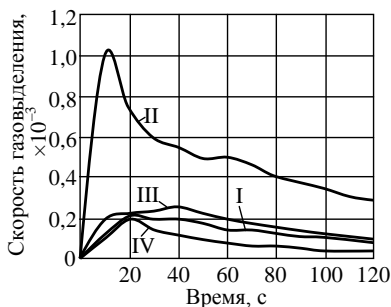


Рис. 5.11. Зависимость скорости газовыделения покрытий I, II, III и IV (табл. 5.1) от времени при температуре 800 °С

Скорость газовыделения в единицу времени определяли графическим дифференцированием по времени кривых газообразования. Полученные зависимости представлены на рис. 5.11.

Как следует из приведенных данных, у покрытий с малой газотворной способностью I и IV (табл. 5.1), процесс газовыделения заканчивается за 50 с, покрытие II, невзирая на сравнительно большую газотворность, полностью раскладывается за 60 с. Покрытие I (табл. 5.1) отличается тем, что процесс газовыделения у него значительно затягивается во времени, что можно объяснить повышенным содержанием в его составе сульфитно-спиртной барды и декстрина. Максимальная скорость газовыделения наблюдается в покрытии II (табл. 5.1), что очевидно, связано с высокой интенсивностью процесса выгорания углерода. Максимальная скорость газовыделения наблюдается в покрытии IV (табл. 5.1), что не имеет в своем составе органические соединения и стабилизаторы. Следовательно, в том случае, когда к покрытию предъявляется требование минимальной газотворной способности целесообразное использование покрытия IV (табл. 5.1) на основе циркона и дистенсиллиманита.

5.2.3. Газопроницаемость противопригарного покрытия

При исследовании газопроницаемости противопригарных покрытий были проведены две серии экспериментов.

Первая серия по определению влияния плотности противопригарного покрытия на газопроницаемость слоя покры-

тия H_c , охлажденного до температуры $-100\text{ }^\circ\text{C}$ и слоя нагретого до температуры $700\text{ }^\circ\text{C}$ в течение 60 с с газопроницаемостью H_T . Вторая серия экспериментов по определению влияния температуры термической обработки на газопроницаемость слоя покрытия.

Результаты, полученные в первой серии исследований, приведены в табл. 5.10.

Таблица 5.10

Влияние плотности красочной суспензии на газопроницаемость слоя покрытия

№ п/п	Покрытие (табл. 5.1)											
	I			II			III			IV		
	ρ , кг/м ³	H_c , ед.	H_T , ед.	ρ , кг/м ³	H_c , ед.	H_T , ед.	ρ , кг/м ³	H_c , ед.	H_T , ед.	ρ , кг/м ³	H_c , ед.	H_T , ед.
1	1400	55	57	1450	313	326	1700	36	56	1700	19	134
2	1520	47	50	1330	287	300	1610	56	58	1630	19	128
3	1630	44	46	1250	243	275	1580	61	60	1570	42	126
4	1740	42	43	1180	245	287	1470	93	178	1530	90	122
5	1800	42	49	1140	226	264	1350	253	264	1430	56	70

Как видно на рис. 5.12 газопроницаемость высушенного слоя покрытия I (табл. 5.1) мала и уменьшается с увеличением плотности красочной суспензии, что связано с ростом толщины плотной корки покрытия на песчаной основе. После термической обработки слоев, полученных из суспензий с плотностью до $1720...1740\text{ кг/м}^3$, растрескивание покрытия выражено слабо и газопроницаемость таких слоев после нагревания практически не меняется, но также уменьшается с ростом плотности суспензии. У слоев покрытий, полученных из суспензии с плотностью свыше 1740 кг/м^3 после термообработки резко растет газопроницаемость, которая объясняется, очевидно, отслаиванием участков растрескавшихся покрытий от песчаной основы слоев, что видно на рис. 5.12.

По данным табл. 5.10 построены графики (рис. 5.12).

Газопроницаемость высушенных слоев покрытия II (табл. 5.1) приблизительно в 5 раз больше, чем для покрытия I (табл. 5.1). Как в высушенных, так и термически об-

работанных слоях в покрытии II (табл. 5.1) наблюдается увеличение газопроницаемости и при росте плотности красочной суспензии. Некоторое снижение газопроницаемости слоя, полученного из суспензии плотностью 1180...1200 кг/м³, объясняется тем, что при этом слой высушенного покрытия получается без видимых трещин.

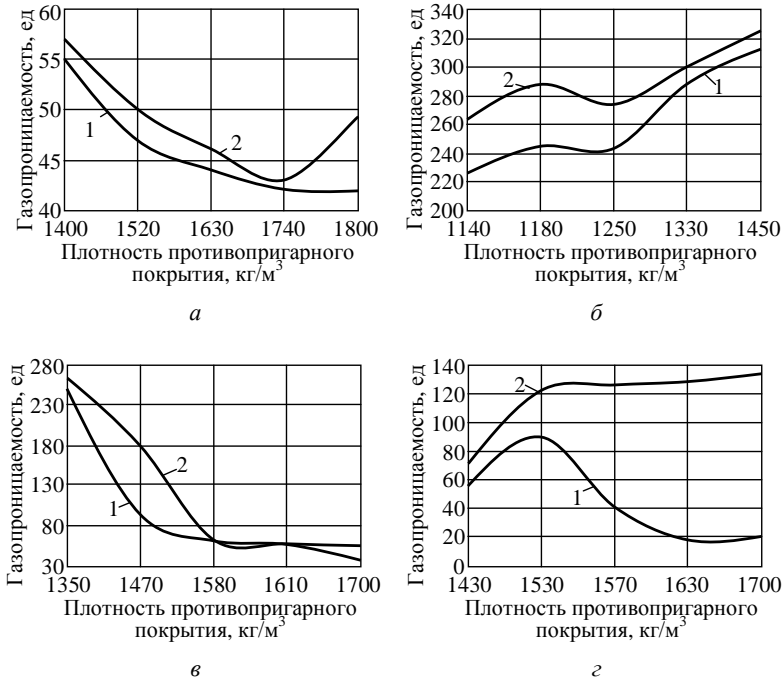


Рис. 5.12. Влияние плотности противопригарного покрытия (табл. 5.1) I (а), II (б), III (в) и IV (г) на газопроницаемость противопригарного слоя:
1 – сухой; 2 – нагретый за 60 с при 700 °С

На рис. 5.13 приведены фотографии образцов после окунания в суспензию покрытия II (табл. 5.1) и тепловой сушки. Видно, что плотность суспензии 1140 кг/м³ не обеспечивает хорошей кроющей способности песчаной основы, плотность в пределах 1180...1200 кг/м³ позволяет получить высу-

шенный слой без трещин и подтеков. При окрашивании суспензией с плотностью больше 1250 кг/м^3 слой высушенных покрытий растрескивается и тем сильнее, чем больше плотность используемого противопригарного покрытия.

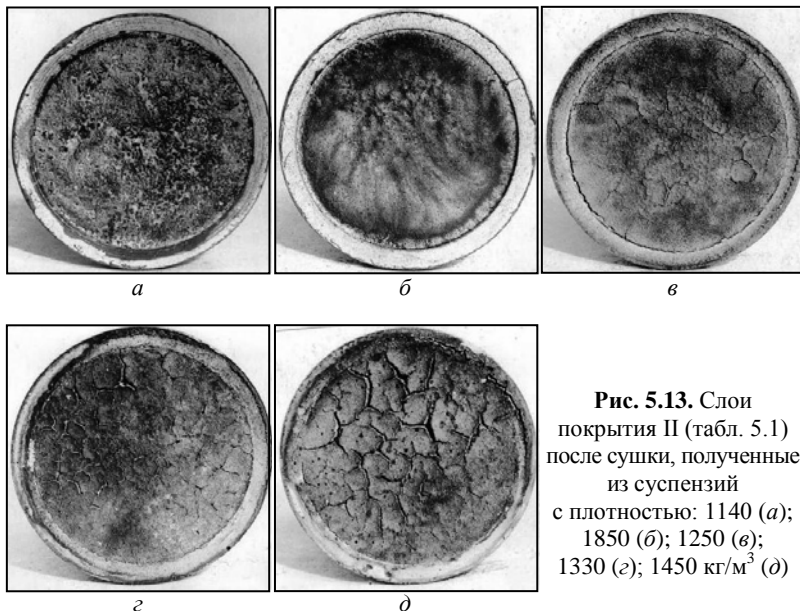


Рис. 5.13. Слои покрытия II (табл. 5.1) после сушки, полученные из суспензий с плотностью: 1140 (а); 1850 (б); 1250 (в); 1330 (г); 1450 кг/м^3 (д)

Как видно из рис. 5.12, использование покрытия III (табл. 5.1) дает возможность получить плотный слой с малой газопроницаемостью при значениях плотности противопригарного покрытия более 1550 кг/м^3 . Причем, растрескивание слоя покрытия после тепловой сушки и термообработки не наблюдается в интервале плотности суспензии покрытия III от 1550 до 1700 кг/м^3 .

Газопроницаемость высушенного слоя покрытия IV (табл. 5.1) при плотности суспензии 1430 кг/м^3 ниже, чем в покрытии с плотностью суспензии 1530 кг/м^3 . Очевидно это связано с тем, что суспензия с плотностью 1530 кг/м^3 еще не образует на песчаной основе сплошного слоя, а заполняет пустоты между зернами песка смеси значительно хуже, чем

краска с плотностью 1430 кг/м^3 . При последующем увеличении плотности красочной суспензии до 1600 кг/м^3 плотность слоя растет, о чем свидетельствует снижение его газопроницаемости. Увеличение плотности суспензии свыше 1650 кг/м^3 нецелесообразно, потому что при этом образуются слои повышенной толщины при приблизительно равной газопроницаемости. Необходимо отметить, что после термической обработки газопроницаемость слоев покрытия IV (табл. 5.1) резко увеличивается, что связано с растрескиванием слоев покрытий после термообработки. Причем, степень растрескиваний почти не зависит от плотности исходной красочной суспензии, которая нужна из практически постоянного значения газопроницаемости данных слоев.

Представляет интерес изучение возможности защиты отливок от пригара в НТФ с помощью разработанных покрытий не только для литья алюминиевых сплавов, но медных сплавов и чугуна. Поэтому стало целесообразно, проверить способность этих покрытий сохранять пониженную газопроницаемость при температуре заливки металла выше $700 \text{ }^\circ\text{C}$. С этой целью была проведена серия опытов для выяснения влияния температуры термообработки высушенных покрытий на их газопроницаемость. Температура термообработки принималась $700, 800, 900$ и $1000 \text{ }^\circ\text{C}$, время выдержки покрытий при этих температурах было одинаково и составляло 60 с .

Полученные данные приведены в табл. 5.11 и графически представлены на рис. 5.14.

Таблица 5.11

Влияние температуры нагревания на газопроницаемость предварительно высушенных покрытий

Покрытие (табл. 5.1)	$\rho, \text{ кг/м}^3$	$H_c, \text{ ед.}$	Газопроницаемость при температуре нагревания, $^\circ\text{C}$			
			700	800	900	1000
I	1710	38	42	42	42	193
III	1650	48	58	59	138	146
IV	1700	19	119	130	138	142

Как видно из рис. 5.14 газопроницаемость покрытия I (табл. 5.1) остается постоянной до температуры 900 °С, а затем резко растет. Последнее, вероятно, связанное с ростом количества и размеров трещин в покрытие, а также отслаиванием участков растрескивавшегося покрытия от песчаной основы.

Покрытие III (табл. 5.1) резко увеличивает свою газопроницаемость при нагреве сверх 800 °С, а покрытие IV (табл. 5.1) сохраняет практически равную газопроницаемость во всем исследованном температурном интервале.

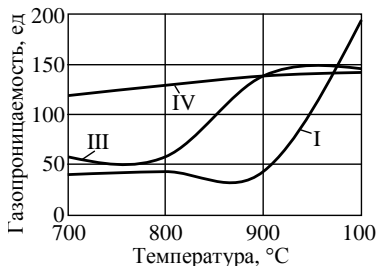


Рис. 5.14. Зависимость газопроницаемости высушенных покрытий после термообработки от температуры

5.2.4. Седиментационная устойчивость противопригарного покрытия

Экспериментальные данные приведены в табл. 5.12, по которым построены графические зависимости (рис. 5.15).

Таблица 5.12

Седиментационная стойкость красочных суспензий противопригарных покрытий

Покрытие (табл. 5.1)	Расслоение, % (за время, ч)							
	1	2	3	4	5	6	7	8
I	3,5	6,3	8,7	10,8	12,2	13,5	14,0	14,5
II	1,9	3,3	3,8	4,1	4,9	5,1	5,3	5,5
III	2,4	3,7	4,2	5,1	5,9	6,2	7,1	7,9
IV	8,2	2,7	3,8	5,4	7,8	8,5	8,7	9,4

Как видно из приведенных данных, расслоение покрытий I и III (табл. 5.1) после 8 ч отстаивания 5,5 и 7,9 %, что свидетельствует о хорошей седиментационной устойчивости

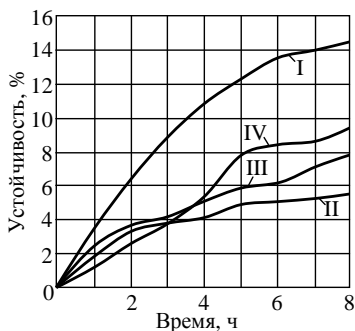


Рис. 5.15. Седиментационная устойчивость красочных суспензий противопригарных покрытий I, II, III и IV (табл. 5.1) при плотности суспензий: 1440; 1200; 1610; 1690 кг/м³, соответственно

известных цирконеевых покрытий 35...40 %.

этих покрытий. Осадок, который образуется, – не плотный и может быть легко суспендирован перемешиванием. Покрытие I и IV (табл. 5.1) имеют седиментационную стойкость, которая также превышает подобную величину обычно применяемых покрытий на основе циркона и ди-стенсиллимонита. Действительно у них отстой за 8 ч составляет 14,5 и 9,4 %, в то время как у

этой величина составляет

5.2.5. Ужиминостойкость противопригарного покрытия

Экспериментальные данные по оценке ужиминостойкости противопригарных покрытий приведены в табл. 5.13.

Таблица 5.13

Время образования ужимин при облучении поверхностей форм жидким алюминием

Покрытие (табл. 5.1)	Время образования ужимин, с	Температура жидкого металла, °С
I	95	740
II	65	740
III	87	740
IV	92	740
Без покрытия	72	740

Проводилась оценка влияния времени теплового воздействия на количество обвалившейся формовочной смеси, т.е. на увеличение количества ужимин. Данные результаты исследований представлены на рис. 5.16.

Результаты проведенных экспериментов подтверждают, что с уменьшением теплопроводности и увеличением отражающей способности слоя покрытия критическое время образования ужимин на окрашенной поверхности формы увеличивается, а, следовательно, возможность образования дефектов уменьшается.

Оценку влияния времени теплового воздействия на поверхность формы проводили по методике «обвалившихся квадратов». На рис. 5.17 представлены различные степени обрушения формы от 1-ой (обрушение отсутствует) до 8-ой (полное обрушение)

При изучении адгезионных свойств покрытий установлено, что сила адгезии у покрытий на основе циркония и диоксида кремния выше, чем у покрытия на основе графита и мела, что объясняется структурой материала и природой его взаимодействия. Аналогичные закономерности наблюдаются и при определении когезионной прочности покрытий. Кроме физико-химической природы составляющих покрытия на когезионную прочность покрытий оказывает влияние пористость покрытий. Чем выше пористость, тем меньше когезионная прочность образца, т.к. сечение образца ослаблено порами, имеющимися в покрытии.

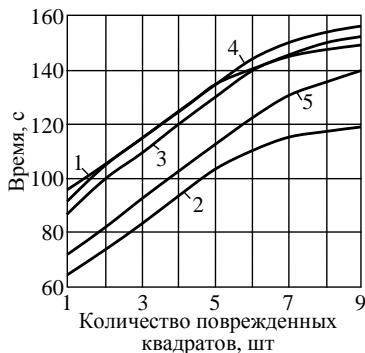


Рис. 5.16. Зависимость количества поврежденных квадратов поверхности формы с покрытиями I (1), II (2), III (3), IV (4) и без покрытия (5) от времени облучения (состав покрытий см. табл. 5.1)

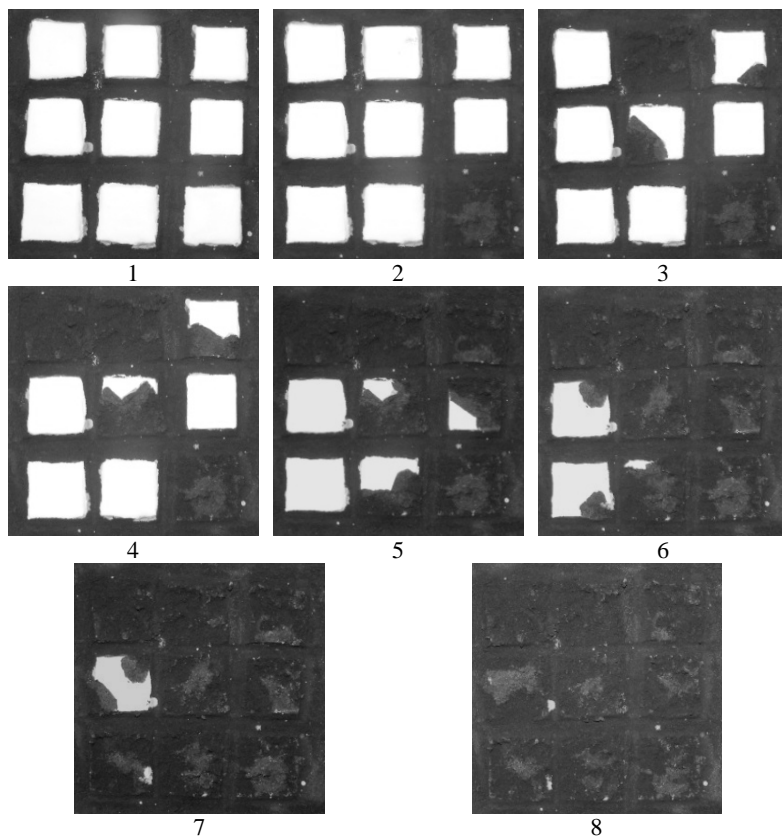


Рис. 5.17. Вид технологических проб при оценке влияния времени теплового воздействия на количество обвалившейся формовочной смеси

5.3. Физико-механические свойства противопригарных покрытий низкотемпературных форм и стержней

Проводились исследования по определению когезионных и адгезионных свойств, прочности высушенного слоя краски и эрозионной стойкости покрытия. Результаты исследований приведены в табл. 5.14.

Таблица 5.14

Физико-механические свойства противопригарных покрытий
низкотемпературных форм и стержней

Покрытие (табл. 5.1)	Плотность покрытия ρ , кг/м ³	Прочность на истирание, кг/мм	Прочность на разрыв σ , МПа	Условная вязкость (по шариковому вискозиметру), с	Сила адгезии, МПа
I	1710	0,92	4800	3,5	544
II	1190	1,1	3900	4,2	253
III	1650	1,0	5200	3,6	358
IV	1700	0,99	4800	3,5	562

Механическая прочность покрытий на истирание достаточно высока у покрытий на основе циркониевого концентрата, дистенсиллиманита. Но даже у покрытия на основе графита и мела при использовании его на практике, не наблюдается разрушения окрашенного слоя при формовке.

5.3.1. Продолжительность высыхания противопригарного покрытия

Продолжительность высыхания покрытий проводили в естественных условиях при температуре 18...20 °С и при температуре 50...55 °С в спокойном режиме и в потоке воздуха (рис. 5.18).

Процесс сушки водных покрытий в естественных условиях растягивается на длительное время до 4...6 ч и зависит от природы наполнителя.

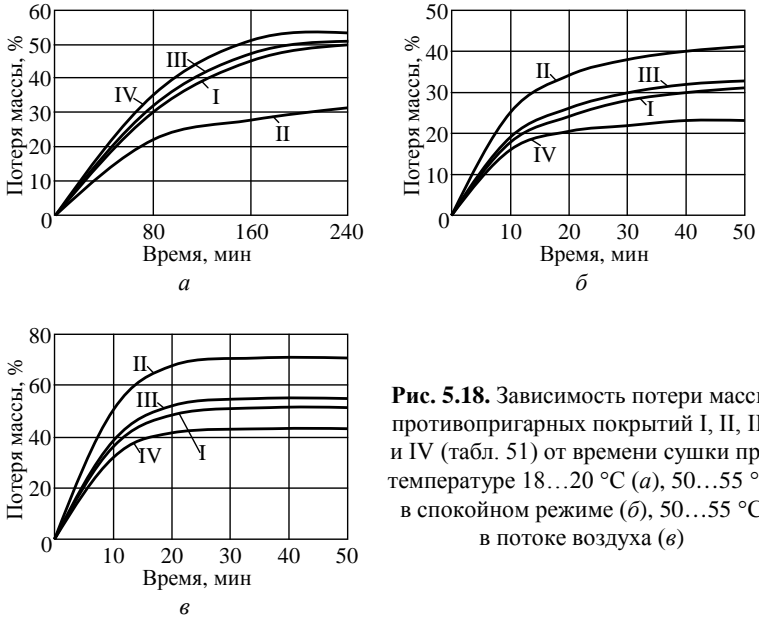


Рис. 5.18. Зависимость потери массы противопопригарных покрытий I, II, III и IV (табл. 51) от времени сушки при температуре 18...20 °C (а), 50...55 °C в спокойном режиме (б), 50...55 °C в потоке воздуха (в)

5.3.2. Определение эрозионной стойкости противопопригарного покрытия

Результаты экспериментов показали, что эрозия формы уменьшается при понижении температуры с 10 до 1 %. Эрозия значительно уменьшилась при применении противопопригарных покрытий (рис. 5.19).

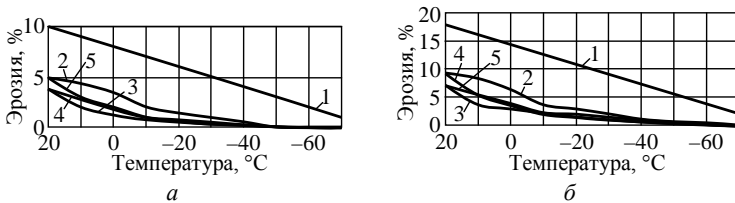


Рис. 5.19. Эрозионная стойкость формы при времени истечения расплава 30 с (а) и 60 с (б): без покрытия (1); с противопопригарными покрытиями I (2), II (3), III (4) и IV (5) (состав покрытий см. табл. 5.1)

Такой результат можно объяснить прочностью покрытия. На уменьшение эрозии формы оказывает влияние газовая прослойка, образующаяся при разложении составляющих покрытия.

5.3.3. Зависимость прочности формовочной и стержневой смесей от содержания в ней воды, размера зёрен кварцевого песка и температуры

Из многих обязательных технологических свойств литейной формы прочность является важнейшим и наиболее универсальным.

Прочность формы зависит от ее размеров и конфигурации, прочности собственно формовочного материала, силового взаимодействия формовочной смеси с элементами оснастки. При этом главную роль здесь играет прочность материала формы, которая в современных технологиях отличается в сотни и даже тысячи раз (табл. 5.15).

Таблица 5.15

Прочность литейных форм

Тип формы	σ_p , МПа
Металлическая	150...500
Керамическая (литье по выплавляемым моделям)	1,2...3,0(изгиб)
Вакуумированная	0,05...0,1
Оболочковая	3,0...4,0
Песчано-бentonитовая для автоматических линий	0,02...0,05
Низкотемпературная	1,0...2,0
Графитовая	24
Песчано-смоляная холоднотвердеющая	0,6...1,5
Песчано-глинистая сухая	0,15...0,20
Магнитная	0,05...0,1
Песчано-жидкостекольная	0,25...0,4

Проблема получения литейной формы заданной прочности при минимальных затратах труда, энергетических и материальных ресурсов продолжает оставаться весьма актуальной. Одним из возможных способов решения этой проблемы может стать применение НТФ, отвечающих всем этим условиям.

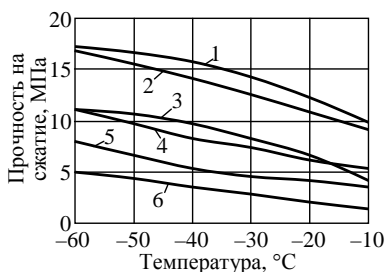


Рис. 5.20. Прочность на сжатие замороженной формовочной смеси: 1 – песок ЗК02А без добавки глины (влажность – 15 %); 2 – песок ЗК16А без добавки глины (влажность – 15 %); 3 – ЗК02А с добавкой глины 5 % (влажность – 15 %); 4 – ЗК02А без добавки глины (влажность – 5 %); 5 – ЗК016А без добавки глины (влажность – 5 %); 6 – Т016Б без добавки глины (влажность – 5 %)

Проведенный анализ результатов экспериментов по определению влияния параметров замороженной формовочной смеси на её предел прочности на сжатие показал (рис. 5.20), что уже при температуре замораживания $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ величина $\sigma_{\text{сж}}$ для песка с 5 %-ми влаги без добавки глины (кривые 4 и 5) превышает 4 МПа.

С понижением температуры замораживания до $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ величина $\sigma_{\text{сж}}$ достигает 8...11 МПа. Резко возрастает прочность и при повышении влажности до 15 %. Это связано с образованием более толстой непрерывной ледяной связи между песчинками, которая может колебаться в пре-

делах 10...44 мкм, за счет сильного капиллярного всасывания. При понижении температуры прочность такой связки возрастает, т.к. возрастает прочность самого льда [52]. Важным фактором, определяющим прочностные свойства замороженного формовочного материала является состав песка. Пески содержащие малые количества SiO_2 (тощие пески типа Т016Б) является многофазным материалом в состав которого входит глина, полевошпат, слюда и оксиды. Таких примесей в составе песка создают дополнительные плоскости скольжения в системе «лед – песок» и снижают её прочность. Такой песок не может быть использован как основа замороженной формовочной смеси.

Добавка в замораживаемый формовочный материал 5 % глины повышает прочность его на сжатие незначительно (кривые 4 и 3). При перемешивании в них происходит образование глинистой пасты, обладающей высокой структурной прочностью и пластической вязкостью. Связующие с глиной распределяются более равномерно между манжетами и пленками на свободных поверхностях. Толщины оболочек находятся в пре-

делах от 10 до 30 мкм. При этом известно [53], что чем меньше соотношение в связующем между содержанием глины и жидкой фазы, тем больше проявляются капиллярные свойства композиции и тем меньше роль глины в формировании структуры.

Проведенные испытания на разрыв образцов формовочной смеси показали (рис. 5.21), что уже при -10°C и 5 % влажности прочность смеси на разрыв 0,3 МПа на порядок выше прочности сырой смеси для автоматических линий 0,012...0,035 МПа и вдвое выше прочности сухой смеси 0,05...0,15 МПа, а при 15 %-ой влажности равна средней прочности стержневой массы 1...1,5 МПа [53].

При понижении температуры замораживания формы от -10 до 60°C прочность на сжатие, возрастает более чем вдвое. Как и при сжатии, прочность на разрыв с увеличением влажности смеси от 5 до 15 % возрастает примерно вдвое. Более эффективно влияет на прочность повышение влажности

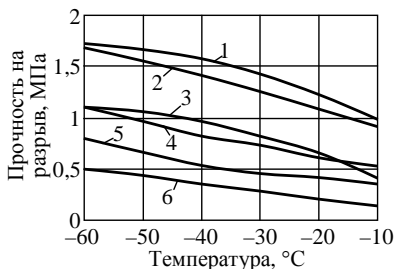


Рис. 5.21. Прочность на разрыв замороженной формовочной смеси: 1 – песок 3К02А без добавки глины (влажность – 15 %); 2 – песок 3К16А без добавки глины (влажность – 15 %); 3 – 3К02А с добавкой глины 5 % (влажность – 15 %); 4 – 3К02А без добавки глины (влажность – 5 %); 5 – 3К016А без добавки глины (влажность – 5 %); 6 – Т016Б без добавки глины (влажность – 5 %)

при низкой температуре замораживания формы.

Сравнение значений прочности на сжатие и разрыв показали (табл. 5.16), что для замороженной формовочной смеси величина $\sigma_{сж}$ более, чем на порядок выше, чем $\sigma_{р}$. Такое соотношение наблюдается и для обычных формовочных смесей [49].

Таблица 5.16

Прочность замороженной формовочной смеси (песок 3К02А)

Прочность, МПа	Влажность, %			
	5		15	
	$t_{охл} = -60^{\circ}\text{C}$		$t_{охл} = -10^{\circ}\text{C}$	
$\sigma_{сж}$	11,0	17,5	4,5	9,0
$\sigma_{р}$	1,1	1,6	0,3	0,8

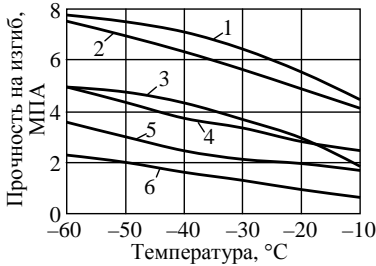


Рис. 5.22. Прочность на изгиб замороженной формовочной смеси : 1 – песок 3K02A без добавки глины (влажность – 15 %); 2 – песок 3K16A без добавки глины (влажность – 15 %); 3 – 3K02A с добавкой глины 5 % (влажность – 15 %); 4 – 3K02A без добавки глины (влажность – 5 %); 5 – 3K016A без добавки глины (влажность – 5 %); 6 – T016B без добавки глины (влажность – 5 %)

Результаты испытания на изгиб (рис. 5.22) показывают, что прочность замороженной формы как с добавками глины, так и без них возрастает по мере охлаждения, но не столь резко, как при других механических испытаниях и увеличивается примерно на 50 %. Добавка 5 % глины повышает на 20 % прочность замороженной формы на изгиб.

Следует отметить, что соотношение значений $\sigma_{и}$, $\sigma_{р}$ и $\sigma_{сж}$ отличается от таковых в обычной ПГФ и составляют для низкотемпературной формы:

$$\sigma_{сж} > 2\sigma_{и} > 10\sigma_{р\grave{e}} \quad (5.1)$$

для обычных смесей то соотношение имеет вид:

$$\sigma_{сж} > 10\sigma_{р} > 30\sigma_{и}. \quad (5.2)$$

6. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ПОЛУЧЕНИЯ ОТЛИВОК В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЛИТЕЙНЫЕ ФОРМЫ

6.1. Выбор и оптимизация составов противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней

После проведения исследований противопригарных покрытий низкотемпературных литейных форм и стержней возник вопрос об оптимальном составе противопригарного покрытия, которое можно было бы рекомендовать для производства алюминиевых отливок в низкотемпературных литейных формах.

Сравнительные характеристики противопригарных покрытий приведены в табл. 6.1.

Для решения этого вопроса был выбран метод анализа иерархий.

Метод анализа иерархий (МАИ) – один из методов принятия решений в ситуации, когда для оценки предпочтений используется много критериев. Он предложен профессором Томасом Саати в 1970-х гг., и является одним из наиболее популярных методов в своей области [54].

Таблица 6.1

Сравнительные характеристики противопопригарных покрытий

Покрытие (табл. 5.1)	Коэффициент теплопроводности покрытия, Вт/(м·°С)	Газопроницаемость, ед.		Седиментационная устойчивость, %	Плотность покрытия, кг/м ³	Газотворность, м ³ /кг
		H_c	H_m			
I	0,178	42	43	14,5	1740	0,00664
II	0,115	243	275	5,5	1200	0,025
III	0,162	56	58	7,9	1610	0,0114
IV	0,198	19	125	9,4	1690	0,00485

Поэтому для решения нашей задачи выбора оптимального состава противопопригарных покрытий НТФ применили МАИ:

- задача формализуется в виде иерархической структуры с несколькими уровнями: цель (выбор оптимального состава противопопригарного покрытия НТФ) – критерии (коэффициент теплопроводности, газопроницаемость, седиментационная стойкость, плотность покрытия, газотворность покрытия) – альтернативы (покрытия I, II, III и IV(табл. 5.1));

- сравниваются попарно элементы каждого уровня (коэффициент газопроницаемости и другие выбранные критерии покрытий);

- результаты сравнений переводятся в числа;

- вычисляется вектор приоритетов для критериев каждого уровня;

- подсчитывается количественный индикатор привлекательности каждого покрытия и определяется наилучший состав покрытия.

Для оценки предпочтений были выбраны пять критериев покрытий: коэффициент теплопроводности, газопроницаемость, седиментационная стойкость, плотность покрытия, газотворность покрытия.

При обработке экспериментальных данных произвели попарное сравнение критериев покрытия. Затем построили нормализованную матрицу для попарного сравнения критери-



ев и определили коэффициент согласованности для весов критериев. Завершив нормализацию матрицы, вычислили коэффициент согласованности и проверили его значение. Цель этой операции состоит в том, чтобы убедиться в согласованности задания предпочтений в исходной таблице.

Выполнили попарное сравнение покрытий по всем критериям. Один из вариантов приведен в табл. 6.2 и 6.3. Последний шаг состоял в вычислении взвешенных средних оценок для каждого варианта решения (табл. 6.4).

Таблица 6.2

Попарное сравнение по критерию газопроницаемости

Газопроницаемость				
Покрытие (табл. 5.1)	I	II	III	IV
I	1,00	0,13	0,33	2
II	8,00	1,00	6,00	10,00
III	3,00	0,17	1,00	5,00
IV	0,50	0,10	0,20	1,00
	12,50	1,39	7,53	18,00

Таблица 6.3

Нормализованная матрица для критерия газопроницаемости

Нормализация для критерия газопроницаемости						
Покрытие (табл. 5.1)	I	II	III	IV	Средняя	Мера согласования
I	0,08	0,09	0,04	0,11	0,08	4,02
II	0,64	0,72	0,80	0,56	0,68	4,38
III	0,24	0,12	0,13	0,28	0,19	4,11
IV	0,04	0,07	0,03	0,06	0,05	4,03
					ИС	0,07
					ИР	0,9
					Коэффициент согласования	0,08

Таблица 6.4

Модель принятия решения

Показатель	Критерий	Покрытие (табл. 5.1)			
		I	II	III	IV
Коэффициент теплопроводности	0,18	0,08	0,68	0,19	0,05
Газопроницаемость	0,03	0,10	0,67	0,18	0,05
Седиментационная стойкость	0,09	0,67	0,04	0,08	0,21
Плотность	0,35	0,25	0,04	0,08	0,63
Газотворность	0,35	0,21	0,05	0,09	0,65
	1,00	1,32	1,48	0,62	1,58

В результате был сделан вывод об оптимальном противопригарном покрытии. Таким покрытием является покрытие IV и покрытие II. Эти покрытия можно рекомендовать для улучшения качества поверхности отливок из алюминиевых сплавов при литье в НТФ.

По результатам отбора исходных материалов, к числу материалов, которые могут быть использованы в разрабатываемом противопригарном покрытии, относятся:

- огнеупорный наполнитель противопригарного покрытия – циркон,
- дистенсиллиманит в соотношении 1 : 2,2 по массе;
- связующее – фурановая смола;
- стабилизатор – бентонит.

Оптимизацию состава разрабатываемых противопригарных покрытий осуществляли по трём компонентам: циркон + дистенсиллиманит, бентонит и фурановая смола методом симплекс-планирования эксперимента по плану Г. Шеффе с построением симплексных решёток для:

- пригара – П, гр;
- седиментационной устойчивости – СУ, %;
- газотворной способности – ГС, м³/кг;
- газопроницаемости – ГП, ед;
- ужиминостойкости – УС, с;
- эрозионной стойкости – ЭС, %;
- прочности на истирание – ПИ, кг/мм;



- прочности на разрыв – ПР, МПа;
- силы адгезии – СА, МПа;
- плотности – П, кг/м³;
- условной вязкости – УВ, с.

Разрабатываемое противопопригарное покрытие считали оптимизированным, если он отвечал комплексу свойств, приведенному в табл. 6.5.

Таблица 6.5

Принятые для оптимизации предельно-допустимые значения параметров

Параметр	П, гр	СУ, %	ГС, м ³ /кг	ГП, ед	УС, с	ЭС, %	ПИ, кг/мм	ПР, МПа	СА, МПа	П, кг/м ³	УВ, с
Величина	≤0	≤10	≤5	≥90	≤92	≤1	≥1	≥4500	≥500	≤1800	≤4

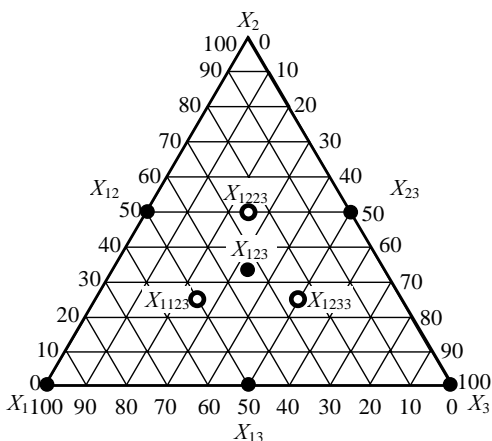


Рис. 6.1. Схема проведения экспериментов по плану Г. Шеффе

Оптимизацию состава осуществляли с использованием следующих компонентов (% по массе): циркон, дистенсиллиманит (обозначение – «О»), бентонит (обозначение – «Б»), АФ-связующее (обозначение – «С»).

Для построения симплексной решётки по симплексрешетчатому плану Г. Шеффе [55, 56] (модель второго

ряда с центральной точкой) использовали схему, представленную на рис. 6.1.

Коды исследуемых покрытий в соответствии со схемой, представленной на рис. 6.1, их элементарный состав и коды функций откликов приведены в табл. 6.6 – 6.8.

Таблица 6.6

Кодовое обозначение покрытий

Покрытие	Условное обозначение	Состав					
		в натуральном масштабе (%, по массе)			в кодированном масштабе		
		О	Б	С	X_1	X_2	X_3
I	X_1	100	0	0	1	0	0
II	X_2	0	100	0	0	1	0
III	X_3	0	0	100	0	0	1
IV	X_{12}	50	50	0	1/2	1/2	0
V	X_{13}	50	0	50	1/2	0	1/2
VI	X_{23}	0	50	50	0	1/2	1/2
VII	X_{123}	33,333	33,333	33,333	1/3	1/3	1/3

Таблица 6.7

Элементарный состав покрытий

Покрытие	Условное обозначение	Содержание материала в сплаве, % (по массе)		
		Циркон, дистенсиллиманит	Бентонит	АФ-связующее
I	X_1	85	1	2
II	X_2	70	5	2
III	X_3	70	1	8
IV	X_{12}	78	1	8
V	X_{13}	78	5	2
VI	X_{23}	85	3	5
VII	X_{123}	78	2	5

Таблица 6.8

Коды функций отклика

Функция отклика	Код
Пригар	Y_1
Седиментационная устойчивость	Y_2
Газотворная способность	Y_3
Газопроницаемость	Y_4
Ужминостойкость	Y_5
Эрозионная стойкость	Y_6
Прочность на истирание	Y_7
Прочность на разрыв	Y_8
Сила адгезии	Y_9
Плотность	Y_{10}
Условная вязкость	Y_{11}

Поскольку реализация плана Г. Шеффе предполагает построение модели неполного куба в тройной системе:

$$Y = \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{13} x_1 x_3 + \beta_{23} x_2 x_3 + \beta_{123} x_1 x_2 x_3 \quad (6.1)$$

где Y – свойство материала;

β – коэффициент регрессии;

x – количество материала в покрытии,

то коэффициенты регрессии в формуле (6.1) рассчитывали по формулам:

$$\beta_1 = \xi_1, \beta_{ij} = 4\xi_{ij} - 2\xi_i - 2\xi_j, \beta_{123} = 27\xi_{123} - 1 \cdot (\xi_{12} + \xi_{13} + \xi_{23}) + (\xi_1 + \xi_2 + \xi_3),$$

где ξ_i, ξ_j, ξ_{123} – результаты опытов в точках симплексных решёток.

Результаты экспериментальных исследований свойств материалов и сплавов, указанных в табл. 6.8, приведены в табл. 6.9, а результаты расчёта коэффициентов регрессии приведены в табл. 6.10.

Таблица 6.9

Результаты экспериментальных исследований

Покрытие	Функция отклика									
	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Y_6	Y_7	Y_8	Y_9	Y_{10}
	П, гр	СУ, %	ГС, м ³ /кг	ГП, ед	УС, с	ЭС, %	ПИ, кг/мм	ПР, МПа	СА, МПа	П, кг/м ³
I	0	9	3	100	94	1,1	0,85	4150	410	2000
II	0,03	12	3	70	93	1,1	0,8	4250	420	1950
III	0	9	7	100	94	0,8	1,5	4600	600	1750
IV	0	9	7	100	93	0,9	1,4	4550	590	1760
V	0,02	12	3	70	94	1,2	0,8	4200	450	1950
VI	0,01	11	5	80	93	1	0,9	4400	490	1900
VII	0	10	5	90	92	1	1	4500	500	1800

Таблица 6.10

Коэффициенты регрессии

β	Коэффициенты регрессии									
	П, гр	СУ, %	ГС, м ³ /кг	ГП, ед	УС, с	ЭС, %	ПИ, кг/мм	ПР, МПа	СА, МПа	П, кг/м ³
β_1	0	9	3	100	94	1,1	0,85	4150	410	2000
β_2	0,03	12	3	70	93	1,1	0,8	4250	420	1950
β_3	0	9	7	100	94	0,8	1,5	4600	600	1750
β_{12}	-0,06	-6	16	60	-2	-0,8	2,3	1400	700	-860
β_{13}	0,08	12	-8	-120	0	1	-1,5	-700	-220	300
β_{23}	-0,02	2	0	-20	-2	0,2	-1	-100	-80	200
β_{123}	-0,45	-204	-84	-1380	-1719	-19,2	-19,65	-75300	-9150	-35820

Адекватность полученных математических моделей проверяли по результатам трёх контрольных опытов, которым на рис. 6.1 присвоены коды – x_{1123} , x_{1223} , x_{1233} , путём сравнения экспериментальных и расчётных значений для каждой из полученных математических моделей. Помимо этого адекватность математических моделей проверяли сравнением табличных и эмпирических значений t -критерия для каждой из точек, обозначенных на рис. 6.1.

В связи с тем, что различие между экспериментальными и расчётными значениями для каждой из полученных математических моделей в точках x_{1123} , x_{1223} и x_{1233} не превышает 3,4 % и во всех случаях $t_{\text{эксп}} < t_{\text{табл}}$, гипотеза об адекватности полученных математических моделей при 5 %-ом уровне значимости была принята.

Используя полученные математические модели, построили соответствующие зависимости, которые представлены в виде симплексных решёток на рис. 6.2.

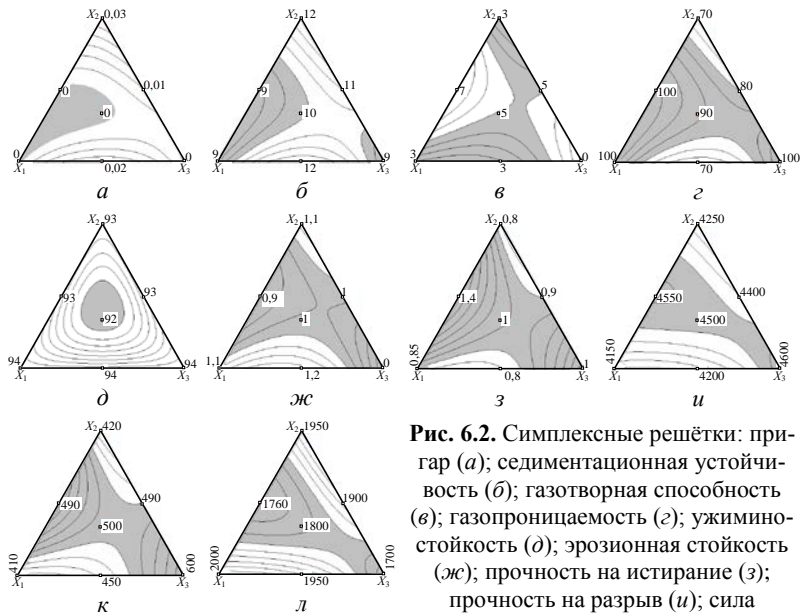


Рис. 6.2. Симплексные решётки: пригар (а); седиментационная устойчивость (б); газотворная способность (в); газопроницаемость (г); ужиминостойкость (д); эрозийная стойкость (ж); прочность на истирание (з); прочность на разрыв (и); сила адгезии (к); плотность (л)

Поле оптимальных содержаний исходных материалов в разрабатываемых противопопригарных покрытиях получили путём выделения штриховкой на симплексных решётках полей с допустимым уровнем параметра и последующим наложением полученных изображений на одну решётку.

Результат совмещения симплексных решёток представлен на рис. 6.3, где поле оптимальных содержаний испытуемых материалов размещено в концентрационной сетке и выделено чёрным цветом. Ключ симплексной решётки представлен на рис. 6.4.

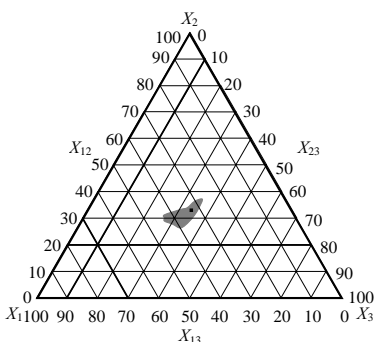


Рис. 6.3. Оптимальная область, полученная в результате наложения изображений симплексных решёток (серая область)

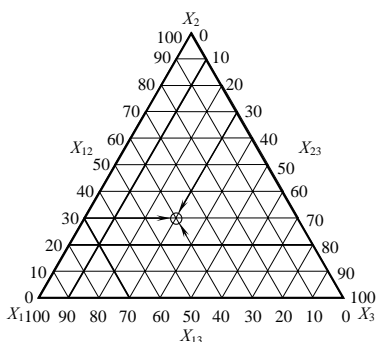


Рис. 6.4. Ключ симплексной решётки

В соответствии с рис. 6.13 и данными табл. 6.7, оптимальное содержание материалов в разрабатываемых противопопригарных покрытиях составляет (% по массе): циркон – 23...25; дистенсиллиманит – 53...55; бентонит – 1...2; АФ-связующее – 4...6.

6.2. Технология получения отливок в низкотемпературных литейных формах с замороженными стержнями и противопригарным покрытием

Технологию получения отливок в НТФ рассматривали на примере изготовления отливки «корпус» из алюминиевого сплава Д16 ГОСТ 4784-97.

В качестве способа охлаждения литейной формы использовали описанный ранее метод установки охлажденной модели в окрашенную полость формы.

Форму изготавливали из формовочной смеси, состоящей из 95 % песка марки ЗК02А и 5 % воды.

На модельную плиту с моделью устанавливали опоку и засыпали ее формовочной смесью. После чего производили виброуплотнение в течение 40 с. Снимали форму с модельной плиты и на полость формы наносили противопригарное покрытие при помощи пульверизатора.

Подсушивали верхний слой покрытия в течении 30 мин. Затем в полость формы устанавливали охлажденную жидким азотом модель, по конфигурации совпадающую с моделью отливки. Модель изготавливали из сплава АК7М2. Для предотвращения прилипания огнеупорного покрытия к модели, ее смазывали тефлоновой РТФЕ смазкой МДФ 288/289.

Замораживание поверхностного слоя формовочной смеси проводили в течении 20 мин. За это время формовочная смесь приобретала необходимую для заливки прочность.

После получения необходимой толщины замороженного слоя смеси охлажденную модель удаляли, а полученную полуформу отправляли на сборку.

Собранная форма устанавливалась в сконструированную установку литья под низким давлением (рис. 6.5).

Измерение и регулирование температуры металла в тигле осуществлялось с помощью встроенных хромель-алюмелевых термопар и милливольтметра типа МР-64-02, в низкотемпературной форме – с помощью прибора ТМ200 термопары типа К.



Рис. 6.5. Установка для заливки низкотемпературных форм с противопригарными покрытиями под низким давлением

Сжатый воздух подавался в кожух печи с помощью пульта, который позволял регулировать скорость заливки и время выдержки отливки под давлением. Рабочий цикл заливки состоял из трех стадий:

- увеличение давления воздуха над поверхностью металла в герметическом тигле до 131722,5...162120 Па (за 10 с);
- выдержка отливки под давлением;
- повышение давления до 151987,5...162120 Па со следующим уменьшением избыточного давления.



Рис. 6.6. Отливка «корпус», сплав Д16 ГОСТ 4784-97



Рис. 6.7. Отливка «крышка», чугун СЧ20 ГОСТ 1412-85

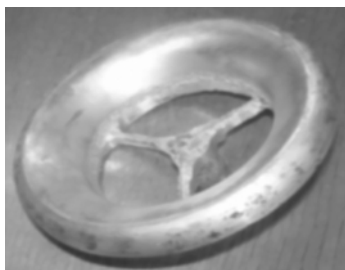


Рис. 6.8. Отливка «анемостат», сплав АК5М2 ГОСТ 1583-93



Рис. 6.9. Отливка «корпус часов», сплав БрО6Ц6С2Х ГОСТ 614-97

Температура металла в момент заливки поддерживалась равной 730...740 °С, температура НТФ –40...–50 °С.

После охлаждения отливку извлекали из опоки. В результате того, что формовочная смесь полностью разрушилась, работа на этапе выбивки была минимальной.

Качество поверхности удовлетворительное – раковины, газовые дефекты, засоры и т.д. отсутствовали.

Методом литья в НТФ из различных сплавов были получены отливки (рис. 6.6 – 6.9).

7. ВЫБОР И РАСЧЕТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ

7.1. Выбор методов охлаждения для реализации разновидностей

Правильным выбором схемы холодильной машины, ее типа и принципа действия в основном обусловливается задачами получения холода заданного объема и на необходимом температурном уровне. Специфичность применения холода в литейном производстве накладывает отпечаток на способ работы холодильных машин, выбор энергетически эффективных и экологически чистых хладагентов.

Для получения низких температур (от -30 до -90 °С) чаще всего применяются парокомпрессионные машины: одноступенчатые, многоступенчатые и каскадные. При температурах -80 °С и ниже можно также применять воздушные и газовые машины, которые при температурах ниже -90 °С, как правило, оказываются экономичнее парокомпрессионных [57].

Для создания оптимальных условий работы низкотемпературного компрессора применяются хладагенты с более высокими давлениями насыщения паров по сравнению с рабочими веществами для машины умеренного холода. К агентам высокого давления можно отнести следующие рабочие вещества: R13, R14, R503, R23, CO₂, азот, этан, их азеотропные смеси и другие вещества. При использовании этих веществ в схемах с конденсатором водяного охлаждения давления конденсации чрезмерно высоки. В связи с этим применяются каскадные машины, работающие на двух (или нескольких) холодильных агентах.

Простейшая каскадная холодильная машина состоит из двух одноступенчатых машин, называемых верхней и нижней ветвью каскада. Нижняя ветвь каскада отнимает тепло у потребителя холода и работает на агенте высокого давления, а верхняя, работающая на агенте, применяемом для умеренных температур, охлаждает конденсатор нижней ветви. Испаритель верхнего каскада и конденсатор нижнего обычно объединяются в один аппарат – конденсатор-испаритель.

При наличии конечного перепада температур в конденсаторе-испарителе (обычно в пределах 5...8 °С) теоретический холодильный коэффициент каскадной машины всегда меньше, чем у двухступенчатой. В действительном же цикле каскадная машина чаще всего выгоднее двух и трёхступенчатой, это обусловливается следующими преимуществами работы с агентами высокого давления:

- из-за малых удельных объемов всасываемого пара требуемый теоретический объем компрессора мал;
- высокие значения абсолютных давлений кипения, включающие вакуум в системе низкотемпературного контура;
- отношения давлений для данных диапазонов температур у агентов высокого давления значительно меньше (степень сжатия и разность давлений).

Из-за больших абсолютных значений давления и малых их отношений объемные и энергетические коэффициенты компрессора повышаются, что приводит к дальнейшему уменьшению описанного объема компрессора, снижению энергетических затрат и повышению экономичности установки. Как правило, агенты высокого давления целесообразно применять, когда давления конденсации в нижней ветви не превышают допустимой величины для данной конструкции компрессора.

Из указанных особенностей агентов высокого давления следует:

– каскадная машина, состоящая из двух одноступенчатых ветвей, выгоднее низкотемпературной двухступенчатой, работающей с вакуумом на всасывании;

– каскадная машина с двухступенчатой нижней и одноступенчатой верхней ветвями выгоднее машины с одноступенчатой нижней и двухступенчатой верхней ветвями;

– еще выгоднее трёхкаскадная машина с тремя одноступенчатыми ветвями.

Во всех этих случаях при использовании агентов высокого давления можно получить более низкие температуры [39, 40].

Реальные схемы каскадных машин обладают некоторыми особенностями. Верхняя и нижняя ветви представляют одноступенчатые машины с рекуперативным теплообменом. Уменьшение массовой производительности компрессора нижней ветви, связанное с увеличением удельного объема пара из-за перегрева в рекуперативном теплообменнике частично компенсируется увеличением холодопроизводительности 1 кг хладагента благодаря снижению нагрузки на конденсатор-испаритель, что снижает температуру кипения в верхнем каскаде (t_0^B) и температуру конденсации в нижнем де (t_k^H) [40].

На рис. 7.1 изображена принципиальная схема каскадной холодильной установки.

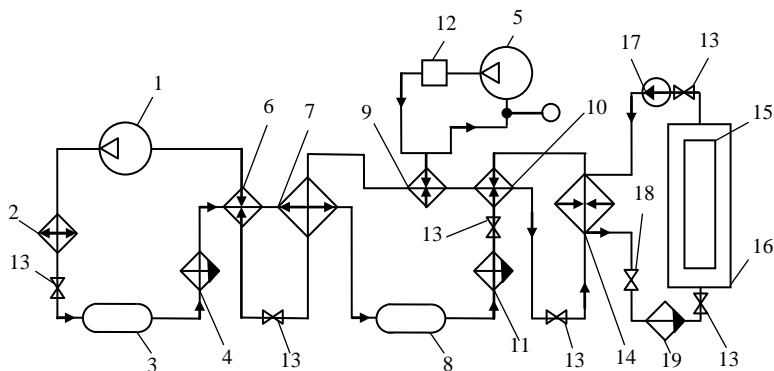


Рис. 7.1. Экспликация проектируемой каскадной установки: 1 – компрессор верхней ветви; 2 – конденсатор водяного охлаждения; 3 – ресивер верхней ветви; 4 – фильтр-осушитель верхней ветви; 5 – компрессор нижней ветви; 6 – теплообменник рекуперативный верхней ветви; 7 – конденсатор-испаритель; 8 – ресивер нижней ветви; 9 – предварительный теплообменник рекуперативный нижней ветви; 10 – основной теплообменник рекуперативный нижней ветви; 11 – фильтр-осушитель нижней ветви; 12 – воздухоохладитель; 13 – терморегулирующий вентиль; 14 – испаритель кожухозмеевиковый; 15 – литейная форма с замораживаемой формовочной смесью; 16 – камера замораживания; 17 – насос циркуляционный для промежуточного хладоносителя; 18 – вентиль запорный проходной; 19 – фильтр-осушитель камеры заморозки; 20 – расширительная емкость

Учитывая специфические способности поставленной задачи об эффективном отводе тепла за ограниченный промежуток времени от НТФ, каскадная машина кроме традиционных элементов, дополнительно оснащена аппаратами и механизмами, что в комплексе представляет собой холодильную установку.

Как отмечалось выше, с целью повышения энергетической эффективности рабочих циклов обе ветви каскадной машины оснащены рекуперативными теплообменниками, где происходит переохлаждение жидкого хладагента перед дросселированием.

7.2. Выбор рабочих веществ и промежуточного хладоносителя

Поставленные жесткие условия достижения в середине слоя формовочной смеси $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ и ниже за весьма короткий промежуток времени 10 мин привели к необходимости создания комбинированной системы охлаждения: воздушной и с помощью промежуточного хладоносителя.

При этом вариант чисто воздушной системе предусматривает охлаждение литейной формы как снаружи, так и изнутри.

Комбинированный вариант отличается от прежнего тем, что наружные поверхности формы омываются охлажденным в испарителе промежуточным хладоносителем, а внутрь формы по-прежнему подается охлажденный воздух.

Воздух охлаждается в воздухоохладителе за счет отвода тепла кипящему низкотемпературному хладагенту. Тот же низкотемпературный хладагент охлаждает и промежуточный хладоноситель, циркулирующий с помощью насоса в кожухомеевиковом испарителе.

Для низкотемпературных машин применяют холодильные агенты нормальной температурой кипения $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ и ниже. Причем, существуют и свои особенности при выборе хладагентов для каскадных машин. В нижних ступенях в основном применяются агенты с температурой кипения ниже, чем для верхних ступеней.

Для проектируемой холодильной машины были выбраны наиболее распространенные, сравнительно экологически чистые и хорошо зарекомендовавшие в эксплуатации следующие холодильные агенты [39, 57]:

- для верхней ветви – R22 и R502;
- для нижней ветви – R13 и R23.

Хладон R22. Широко применяемый холодильный агент для верхних ветвей каскадных машин, а также для низкотемпературных одноступенчатых (до $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$) и двухступенчатых (до $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$). Химическая формула CHF_2Cl – дифтормонохлорметан. Нормальная температура кипения $-40,81\text{ }^{\circ}\text{C}$ [39, 57, 58].

Хладон R502. Получил распространение в последнее время как более энергетически выгодный в сравнении с R22.

Представляет собой азеотропную смесь холодильных агентов R22/R115 в массовой пропорции 48,8/51,2. Нормальная температура кипения $-45,62\text{ }^{\circ}\text{C}$ [59]. Однако, в связи с большими трудностями в приобретении второго компонента R115 и его чрезмерно высокой стоимости, хладагент R502 в настоящее время получил ограниченное применение.

Хладон R13. Наиболее широко применяемый холодильный агент для нижних ветвей каскадных машин при температурах кипения от -60 до $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Химическая формула CF_3Cl – трифторхлорметан. Нормальная температура кипения $-81,59\text{ }^{\circ}\text{C}$ [60, 61, 62].

Хладон R23. Применяется в нижних ветвях каскадных машин на уровнях, как и R13. Химическая формула CHF_3 – трифторметан. Нормальная температура кипения $-82,14\text{ }^{\circ}\text{C}$ [55, 57]. Принимая во внимание дефицитность R502 и близкие характеристики R13 и R23, а также сравнительную доступность в приобретении R22 и R13, считаем целесообразным рассматривать в реальных циклах каскадную машину с использованием R22 – в верхней ветви и R13 – в нижней ветви каскада.

В качестве промежуточного хладоносителя в заданном температурном диапазоне могут быть использованы – водный раствор хлористого кальция CaCl_2 , полиметилсилоксановая жидкость ПМС-1,5,

Хлористый кальций (CaCl_2). Раствор соли CaCl_2 в воде в зависимости от концентрации позволяет достигать рабочую температуру порядка $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ и ниже.

Небольшая стоимость, нетоксичность и низкая трудоемкость приготовления предположили широкое распространение этого хладоносителя в системах охлаждения до температуры $-20\dots-25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Более низким температурам соответствует значительное повышение вязкости, в результате чего теплоотдача ухудшается.

В отчетных материалах представлены результаты расчетов значений коэффициентов теплопередачи для скорости движения 1,5; 2,0 и 2,5 м/с. При этом определяется также величина гидравлического сопротивления всех элементов системы, работающей на CaCl_2 .

Фреон-30 (метилхлорид, CHCl_2). В работе К.Д. Кана [60], посвященной описанию особенностей этого фреона, говорится, что по сравнению со многими хладоносителями Фреон-30 обладает целым рядом положительных преимуществ, благода-

ря которым можно его применять в низкотемпературных установках с промежуточным хладоносителем. Фреон-30 – это бесцветная жидкость со слабым запахом ацетона, вода во Фреоне-30 растворяема при различной температуре t в очень малых количествах:

$t, ^\circ\text{C}$	+20	+5,75	-9,4	-20,75	-40
Растворимость, весовых %	1,62	1,15	0,537	0,321	0,24

Температура замерзания $-36,7 ^\circ\text{C}$, при температуре $40 ^\circ\text{C}$ давление насыщения 1,033 атм.

Фреон-30 в чистом виде и в присутствии воды (с кислородом) практически не действует на алюминий, медь, олово, свинец и железо. Указанная особенность расширяет область применения его в качестве хладоносителя. Однако, при температуре $80 ^\circ\text{C}$ Фреон-30 вытравливает из латуни цинк, разрушает бронзу. Вследствие этого латунная арматура и элементы циркуляционных насосов не должны нагреваться выше $80 ^\circ\text{C}$.

При температуре около $120 ^\circ\text{C}$ чистый Фреон-30 начинает распадаться, наибольший распад имеет место при $400 ^\circ\text{C}$. При температуре до $140 ^\circ\text{C}$ на Фреон-30 не влияют ни чистый кислород, ни кислород воздуха.

Горючесть – незначительна, при удалении источника воспламенения Фреон-30 гаснет в собственных продуктах горения, при температуре выше $650 ^\circ\text{C}$ дает с воздухом слабые горючие смеси.

По физиологическому воздействию Фреон-30 можно отнести к четвертой группе (при 6-ти групповой системе) и поставить между Фреоном-11 и хлорметилом.

Опасность отравления Фреоном-30 почти исключена, однако, вследствие высокого удельного веса по отношению к воздуху последний вытесняется и при наличии в воздухе 5,1...5,3 % Фреона-30 (по объему) удушье наступает через 0,5 ч.

С целью предотвращения несчастных случаев необходимо обеспечить надежный и постоянный отсос воздуха из нижней части помещения, в которых находятся аппараты и магистрали, заполненные Фреоном-30.

Фреон-30 изготавливается по техническим условиям ТУ МХП 3105-52.

Величина гидравлических сопротивлений α и значений коэффициентов теплопередачи K приведены в табл. 7.1.

Фреон-21 (дихлорфторметан CHCl_2F). По данным [40, 59] Фреон-21 используется главным образом на установках для конденсирования воздуха с высокими температурами конденсации.

Благодаря низкой температуре замерзания -135°C и сравнительно высокой нормальной температуре кипения $8,92^\circ\text{C}$ оказалось возможным применение Фреона-21 в качестве промежуточного хладоносителя.

Таблица 7.1

Значения α и K в зависимости от применяемого хладоносителя, полученные аналитическим и графическим методами

α и K Вт/м ² К	Хладоноситель							
	CaCl			Фреон-30			Фреон-21	
	скорости движения, м/с							
	1,5	2,0	2,5	1,5	2,0	2,5	1,5	2,0
α_a граф.	552	872	588	974	1032	1070	972	1034
α_a анал.	565	588	598	982	1062	1093	980	1075
K_k граф.	87	96	101	312	353	387	309	349
K_k анал.	87	95	101	312	358	392	308	355

Растворимость Фреона-21 в воде при 25°C составляет 0,95 весовых процента.

Растворимость воды во Фреоне-21 в зависимости от температуры t следующая:

$t, ^\circ\text{C}$	+30	+25	+10	0	-10	-20	-30	-50
Растворимость, весовых %	0,16	0,13	0,094	0,055	0,042	0,027	0,016	0,006

По токсичности Фреон-21 относится к группе «5а», по биологическому действию представляет собой наркотик.

Результаты сравнений приведены в табл. 7.1.

Фреон-11 (трихлорфторметан, CCl_3F). Выпускается двух сортов А и Б с нормальной температурой кипения $23,2$ и $19,2^\circ\text{C}$, соответственно, и температурой замерзания -111°C . Указанные обстоятельства также позволили применять для сравнении Фреон-11 в качестве хладоносителя.

В обычных условиях Фреон-11 применяется в турбокомпрессорных агрегатах с большой теплопроизводительностью до $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ при давлениях конденсации до 1 атм.

Фреон-11 несколько токсичнее Фреона-12, но безопаснее Фреона-30.

Растворимость Фреона-11 в воде – 0,11 весовых % при $25\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Растворимость воды во фреоне следующая:

$t, \text{ }^{\circ}\text{C}$	+30	+25	+21,01	+10	0	-10	-17,7	-30
Растворимость, весовых %	0,013	0,011	0,009	0,005	0,0036	0,0018	0,0015	0,0006

По токсичности Фреон-11 относится к группе «5а», по биологическому действию является наркотиком.

Вентиляцию и вытяжку необходимо выполнять с отсосом из нижней зоны помещения.

Полиметилсилоксановая жидкость ПМС-1,5. Отличается от других кремнийорганических полимеров более пологой температурной кривой вязкости.

Вязкость этих жидкостей в зависимости от молекулярного веса может меняться от $0,065 \cdot 10^{-6}$ до $0,1 \cdot 10^{-6}$ Па·с.

Выбранная нами жидкость ПМС-1,5 применяется в качестве охлаждающего или демпфирующего агента в различных приборах и механизмах при температуре до $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Вязкость ее при $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ составляет $0,15 \dots 0,17$ Па·с или $(1,5 \dots 1,7) \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Коэффициент теплопроводности лежит в пределах $(0,082 \dots 0,137) \cdot 1,163$ Вт/(м·К).

Температура вспышки – выше $50\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Стоимость 1 кг жидкости определяется по прейскуранту.

В силу изложенного выше указанная жидкость получила ограниченное применение, однако, для сравнения с другими хладоносителями расчеты выполнены и для нее.

Керосин Т-1. В качестве промежуточного хладоносителя рассматривалось также и топливо Т-1 (керосин), выпускаемое по ГОСТ 10227-62.

7.3. Варианты замораживаний литейных форм промежуточным хладоносителем

Приведенные выше сравнительные характеристики хладоносителей позволяют осуществить выбор хлористого кальция CaCl_2 и хладона R30, как наиболее доступных, экологически чистых, с высокими значениями теплофизических параметров, пожаровзрывобезопасных.

Теоретический анализ возможности использования этих веществ выполняется последовательно с учетом допустимых температурных уровней и физических свойств, представленных в табл. 7.2. В рассматриваемом случае наружные поверхности формы охлаждаются хладоносителем, а внутренняя полость формы – воздухом.

Таблица 7.2

Теплофизические свойства хладоносителей при температуре $t_{\text{ср}} = -40^\circ\text{C}$

Хладоген	Температура кипения $t_{\text{ср}}$, (при 760 мм.рт.ст.)	Температура плавления t_3	Удельная теплоемкость C ,	Теплопроводность λ	Кинематическая вязкость $\nu \cdot 10^6$	Критерий Прандтля Pr	Плотность ρ
	$^\circ\text{C}$	$^\circ\text{C}$	$\frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$	$\frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$	$\frac{\text{м}^2}{\text{с}}$		
Хлористый кальций		-53			26,9	191,3	1286
Фреон-30	40	-96,7	1,098	0,166	0,619	5,68	1390
Фреон-21	8,9	-135	1,001	0,123	0,415	5,1	1514
Фреон-11	23,7	-111	0,824	0,107	0,605	7,72	1621
Полиметил- силоксановая жидкость ПМС-1,5		-100	1,663	0,119	5,8	73,2	910
Керосин Т-1			1,747	0,127	10	120	864
Этилен-гликоль А-65		-65	2,310	0,425	3091	22200	1143



Конструктивная особенность комбинированного варианта заключается в том, что форма со смесью помещается в гнездо, омываемой со всех сторон циркулирующим хладоносителем.

В данном случае тепловой поток от замораживаемой смеси будет преодолевать термические сопротивления половины толщины слоя смеси и двух толщин стенок – формы и гнезда. С целью устранения возможного воздушного зазора между стенками: формы и гнезда. Последние выполняются в виде усеченных пирамид с небольшим углом наклона боковых граней.

Для снижения термического сопротивления стенок гнезда их изготавливают из листовой меди, толщина которой 1...1,5 мм с наружным лужением, повышающим коррозионную стойкость при использовании CaCl_2 . С целью уменьшения влияния коррозии внутренние поверхности морозильной камеры облицовываются тонколистовым оцинкованным железом. Повышение коррозионной стойкости достигается созданием закрытой системы охлаждения, исключаяющей проникновение воздуха в полости с промежуточным хладоносителем. Кроме этого в систему, заправленную рассолом CaCl_2 добавляют пассиватор-замедлитель коррозии в виде небольшого количества хромата натрия NaCrO_4 . Наличие в системе R30 в качестве промежуточного хладоносителя коррозии не вызывает. Ниже приведен теоретический анализ возможности использования промежуточных хладоносителей. Каждое вещество исследуется в трех температурных режимах.

Коэффициенты теплоотдачи от поверхности гнезда к хладоносителям.

Принимаем в расчетах скорость движения рассола w_p – 1,0 и 1,5 м/с; величину подогрева Δt не более 2 °С.

Хлористый кальций

Расчет средней температуры рассола в трех режимах проводим по формуле:

$$t_{\text{ср}} = 0,5(t_{\text{вх}} - t_{\text{вых}}), \quad (7.1)$$

где $t_{\text{вх}}$ – температура входящего рассола, °С;

$t_{\text{вых}}$ – температура выходящего рассола, °С.

Вариант 1:

$$t_{\text{ВХ}} = -45 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ВЫХ}} = -43 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ср}} = -44 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Вариант 2:

$$t_{\text{ВХ}} = -50 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ВЫХ}} = -48 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ср}} = -49 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Вариант 3:

$$t_{\text{ВХ}} = -55 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ВЫХ}} = -53 \text{ }^{\circ}\text{C}; t_{\text{ср}} = -54 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Характер движения рассола, критерий Рейнольдса:

$$\text{Re} = \frac{w_p l}{\nu}, \quad (7.2)$$

где $w_p = 1,0$ и $1,5$ м/с – скорость движения рассола у поверхности гнезда;

$l = 0,2$ м – определяющий размер поверхности;

ν – коэффициент кинематической вязкости при соответствующей температуре, м²/с (табл. 7.2).

Вариант 1. $t_{\text{ср}} = -44 \text{ }^{\circ}\text{C}$:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{31,4} = 6369;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{31,4} = 9554.$$

Вариант 2. $t_{\text{ср}} = -49 \text{ }^{\circ}\text{C}$:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{38,3} = 5222;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{38,3} = 7833.$$

Вариант 3. $t_{cp} = -54$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Re = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{50,2} = 3984 ;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Re = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{50,2} = 5976 .$$

Во всех случаях режим переходный.

С учетом поправочного коэффициента $\xi_{пер}$, для плоской поверхности критерий Нуссельта:

$$Nu = 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43} \varepsilon_{пер}, \quad (7.3)$$

где Pr – критерий Прандтля зависит от t_{cp} (табл. 7.2.);

$\varepsilon_{пер}$ – поправочный коэффициент по данным [54] зависит от Re .

Вариант 1. $t_{cp} = -44$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 6369^{0,8} \cdot 223^{0,43} \cdot 0,9 = 214 ;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 9554^{0,8} \cdot 223^{0,43} \cdot 0,98 = 322 .$$

Вариант 2. $t_{cp} = -49$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 5222^{0,8} \cdot 295^{0,43} \cdot 0,82 = 187 ;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 7833^{0,8} \cdot 295^{0,43} \cdot 0,95 = 300 .$$

Вариант 3. $t_{cp} = -54$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 3984^{0,8} \cdot 368^{0,43} \cdot 0,72 = 145,6;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 5976^{0,8} \cdot 368^{0,43} \cdot 0,72 = 201,6.$$

Коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha = Nu \frac{\lambda}{l}, \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К}); \quad (7.4)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К), зависит от t_{cp} (табл. 7.2).

Подставляя полученные значения Nu и λ для каждого режима, вычисляем.

Вариант 1. $t_{cp} = -44$ °С:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 214 \frac{0,470}{0,2} = 503 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 322 \frac{0,470}{0,2} = 757 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Вариант 2. $t_{cp} = -49$ °С:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 187 \frac{0,464}{0,2} = 434 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 300 \frac{0,464}{0,2} = 696 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Вариант 3. $t_{cp} = -54$ °С:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 145,6 \frac{0,456}{0,2} = 332 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 201,6 \frac{0,456}{0,2} = 460 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Жидкий хладон Rе30.

Средняя температура хладона в трех режимах:

– Вариант 1. $t_{\text{вх}} = -55$ °С; $t_{\text{вых}} = -53$ °С; $t_{\text{ср}} = -54$ °С.

– Вариант 2. $t_{\text{вх}} = -60$ °С; $t_{\text{вых}} = -58$ °С; $t_{\text{ср}} = -59$ °С.

– Вариант 3. $t_{\text{вх}} = -65$ °С; $t_{\text{вых}} = -63$ °С; $t_{\text{ср}} = -64$ °С.

Критерий Re при скоростях $w_p = 1$ м/с и $w_p = 1,5$ м/с.

Вариант 1. $t_{\text{ср}} = -54$ °С:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,7405} = 270087;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,7405} = 4051324.$$

Вариант 2. $t_{\text{ср}} = -59$ °С:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,7885} = 253646;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\text{Re} = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,7886} = 380469.$$

Вариант 3. $t_{cp} = -64$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Re = \frac{1 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,8411} = 237784;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Re = \frac{1,5 \cdot 0,2 \cdot 10^6}{0,8411} = 356676.$$

Во всех вариантах режим турбулентный.

Указанный режим характеризуется критерием Нуссельта [55]:

$$Nu = 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43}, \quad (7.5)$$

где Pr – критерий Прандтля зависит от t_{cp} (табл. 7.2.) [39].

Вариант 1. $t_{cp} = -54$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 270087^{0,8} \cdot 6,72^{0,43} = 1054,8;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 405132^{0,8} \cdot 6,72^{0,43} = 1460.$$

Вариант 2. $t_{cp} = -59$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 253646^{0,8} \cdot 7,08^{0,43} = 1026;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 380469^{0,8} \cdot 7,08^{0,43} = 1419.$$

Вариант 3. $t_{cp} = -64$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 237784^{0,8} \cdot 7,12^{0,43} = 976,6;$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$Nu = 0,021 \cdot 356676^{0,8} \cdot 7,12^{0,43} = 1253.$$

Подставляя полученные значения Nu и λ для каждого режима, вычисляем.

Вариант 1. $t_{cp} = -54$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 1054,8 \frac{0,169}{0,2} = 981 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 1460 \frac{0,169}{0,2} = 1234 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Вариант 2. $t_{cp} = -59$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 1026 \frac{0,1698}{0,2} = 871 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 1419 \frac{0,1698}{0,2} = 1205 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Вариант 3. $t_{cp} = -64$ °C:

– при $w_p = 1$ м/с:

$$\alpha = 976,6 \frac{0,1707}{0,2} = 834 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

– при $w_p = 1,5$ м/с:

$$\alpha = 1353 \frac{0,1707}{0,2} = 1155 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}.$$

Определение температуры на поверхности формы и в середине слоя формовочной смеси.

Для нахождения безразмерных температур применили номограмму (рис. 7.2). При их определении необходимо в каждом конкретном случае найти величину критериев Био и Фурье.

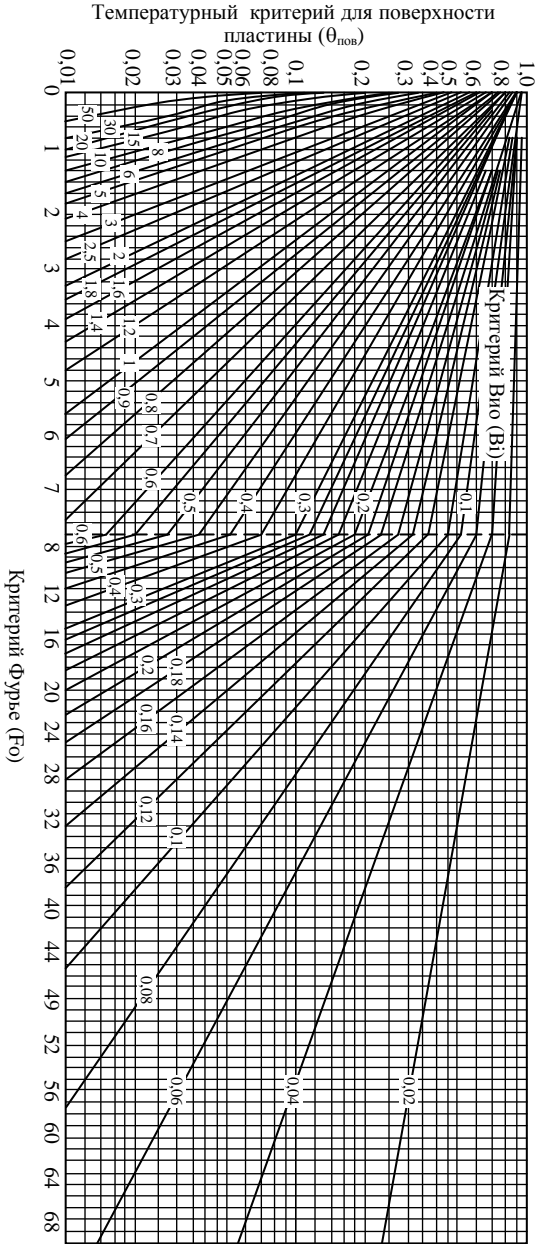


Рис. 7.2. Вспомогательный график для расчета нагрева или охлаждения поверхности пластин:

$$\theta_{\text{пов}} = \frac{t_{\text{окр}} - t_{\text{пов}}}{t_{\text{окр}} - t_{\text{нач}}} ; Fo = \frac{aT}{s^2} ; Bi = \frac{\alpha}{\lambda} s$$

Промежуточный хладонсситель.

Расчеты выполняются для трех температурных режимов и двух скоростей движения.

Критерий Био:

$$Bi = \frac{\alpha l}{\lambda}; \quad (7.6)$$

и критерий Фурье:

$$Fo = \frac{a\tau}{l^2}; \quad (7.7)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К), для каждого температурного режима и соответствующей скорости;

$l=0,02$ м – толщина замораживаемого слоя смеси;

$\lambda=1,13$ Вт/(м·К) – коэффициент температуропроводности формовочной смеси (табл. 7. 2);

$\tau=600$ с – продолжительность замораживания (по техническому заданию 10 мин).

При $w_p=1$ м/с:

$$Bi = \frac{503 \cdot 0,02}{1,13} = 8,9 .$$

При $w_p=1,5$ м/с:

$$Bi = \frac{757 \cdot 0,02}{1,13} = 13,4 .$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,02^2 \cdot 10^6} = 0,75 .$$

Из номограммы (рис. 7.2) по значениям Bi и Fo определим безразмерные температуры на поверхности плоской формы и в середине ее толщины из соотношений:

$$1 - \theta_{II} = \frac{t_H - t_{II}}{t_H - t_{cp}} \quad \text{и} \quad 1 - \theta_{II} = \frac{t_H - t_{II}}{t_H - t_{cp}} ,$$

где $t_H=20$ °С – начальная температура смеси;

t_{II} – температура поверхности стенки формы, °С;

t_{II} – температура в середине слоя, °С.

Преобразовав оба выражения получим:

$$t_{\text{п}} = t_{\text{н}} - (1 - \theta_{\text{ст}})(t_{\text{н}} - t_{\text{сп}}); \quad t_0 = t_{\text{н}} - (1 - \theta_0)(t_{\text{н}} - t_{\text{сп}});$$

$$\text{Bi}=8,9; \text{Fo}=0,75; \text{Vi}=13,4; \text{Fo}=0,75;$$

$$(1 - \theta_{\text{п}}) = 1; (1 - \theta_{\text{ц}}) = 0,7. (1 - \theta_{\text{п}}) = 0,98; (1 - \theta_{\text{ц}}) = 0,72.$$

Соответственно:

$$t_{\text{п}} = 20 - 1(20 + 44) = -44, \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$t_{\text{п}} = 20 - 0,98(20 + 44) = -42,7, \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,7(20 + 44) = -24,8, \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,72(20 + 44) = -263,1, \text{ } ^\circ\text{C}.$$

По аналогичной методике определены значения $t_{\text{п}}$ и $t_{\text{ц}}$, для всех остальных режимов в случаях применения CaCl_2 и R30. Результаты расчетов сведены в табл. 7.3.

Таблица 7.3

К определению значений $t_{\text{п}}$ и $t_{\text{ц}}$ по величине Bi и Fo ($t_{\text{н}}=20 \text{ } ^\circ\text{C}$)

Параметры	Хладоноситель CaCl_2						Хладоноситель R 30					
	$w=1 \text{ м/с}$			$w=1,5 \text{ м/с}$			$w=1 \text{ м/с}$			$w=1,5 \text{ м/с}$		
	$t_{\text{сп}}, \text{ } ^\circ\text{C}$			$t_{\text{сп}}, \text{ } ^\circ\text{C}$			$t_{\text{сп}}, \text{ } ^\circ\text{C}$			$t_{\text{сп}}, \text{ } ^\circ\text{C}$		
	-44	-49	-54	-44	-49	-54	-54	-59	-64	-54	-59	-64
Bi	8,9	7,68	5,88	13,4	12,3	8,14	15,8	15,4	14,8	21,8	21,3	20,4
Fo	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
$\theta_{\text{ст}}$	1,0	0,96	0,97	0,98	0,98	1,0	0,98	0,98	0,98	0,99	1,0	1,0
θ_0	0,7	0,68	0,67	0,72	0,72	0,72	0,7	0,68	0,68	0,73	0,73	0,72
α , $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}}$	503	434	332	757	696	460	891	871	834	1234	1205	1155
$t_{\text{ст}}, \text{ } ^\circ\text{C}$	-44	-46,2	-51,8	-42,7	-47,6	-54	-46,6	-57,4	-62,3	-53,3	-59	-64
$t_0, \text{ } ^\circ\text{C}$	-24,8	-27	-29,6	-26,1	-29,7	-33,3	-31,8	-37,7	-37	-34	-38	-40,3

Определение температуры поверхности форм и в середине слоя смеси при ее предварительном охлаждении проводили в соответствии с номограммой (рис. 7.2)

Результаты расчетов, приведенные в табл. 7.3, свидетельствуют о том, что изменение температуры хладоносителя в широком интервале для обоих хладоносителей слабо влияет на температуру в центре слоя формовочной смеси.

Например, при изменении температуры CaCl_2 на $10\text{ }^\circ\text{C}$, температура в середине слоя $t_{\text{ц}}$ понизилась всего на $5\text{ }^\circ\text{C}$, аналогичная картина имеет место и для R30.

Увеличение скорости в прежнем температурном интервале к существенному изменению $t_{\text{ц}}$ не привело.

Очевидно, для гарантированного достижения заданной $t_{\text{ц}}$, доминирующими являются два фактора: продолжительность термообработки τ и начальная температура формовочной смеси $t_{\text{н}}$.

Понижение температуры CaCl_2 ограничено порогом заморзания, а для R30 – снижением холодопроизводительности машины и, следовательно, увеличением времени термообработки, что противоречит требованиям техзадания.

Таким образом, потенциальной возможностью понижения температуры $t_{\text{ц}}$, зафиксированное время является предварительное охлаждение формовочной смеси, которое можно осуществлять в камере хранения.

При тех же условиях, но с понижением скорости хладоносителя до 1 м/с и $t_{\text{н}}=1\text{ }^\circ\text{C}$ температура в середине слоя смеси $t_{\text{ц}}=-43,3\text{ }^\circ\text{C}$. Очевидно, что повышение скорости движения хладоносителя на $0,5\text{ м/с}$ позволяет понизить $t_{\text{ц}}$ на $2,5\text{ }^\circ\text{C}$.

Дальнейшее повышение скорости также приведет к желаемому результату, однако, это сопряжено с резким ухудшением энергетических характеристик установки. Особенно негативно сказывается повышение скорости на хладоносителях с высокой вязкостью, так как значительно возрастает гидравлическое сопротивление. Следует отметить, что вязкость хладоносителя, при прочих равных условиях, с понижением $t_{\text{ср}}$ возрастает и $t_{\text{ц}}$ при существенно низкой $t_{\text{н}}$ весьма далека

от заданного предела. Из табл. 7.3 видно, что в варианте с CaCl_2 даже при предельном $t_{\text{ср}} = -54^\circ\text{C}$ и скорости движения 1,5 м/с $t_{\text{ц}}$ достигнута только $-33,3^\circ\text{C}$.

Расчеты показывают, что только при предварительном охлаждении формы со смесью до -5°C может быть достигнут заданный предел $t_{\text{ц}} = -40,3^\circ\text{C}$.

В результате выявлено, что достижение заданного предела $t_{\text{ц}}$ при использовании CaCl_2 будет иметь место либо в случаях предварительного охлаждения в камере хранения до $-5\dots-10^\circ\text{C}$, либо необходимо увеличивать время термообработки до 15...20 мин при сохранении начальной температуры смеси 20°C .

7.4. Охлаждение песчаных форм охлажденным воздухом

Исходные данные.

Параметры литейной формы для отливки «Корпус»:

- наружные размеры $L \times B \times H$, м – 0,18×0,18×0,18;
- внутренние размеры $l \times b \times h$, м – 0,10×0,10×0,10;
- толщина корпуса формы δ – 0,003 м;
- материал корпуса формы – сталь (Ст20);
- плотность $\rho_{\text{к}}$ – 7800 кг/м³;
- теплоемкость $C_{\text{к}}$ – 0,45 кДж/(кг·К).

Состав и свойства формовочной смеси:

- песок – 95 %;
- вода – 5 %;
- плотность смеси $\rho_{\text{см}}$ – 1700 кг/м³;
- теплоемкость смеси $C_{\text{см}}$ – 1,2 кДж/(кг·К);
- начальная температура формы $t_{\text{н}}$ – 20°C;
- конечная температура формы $t_{\text{к}}$ – 50°C;
- продолжительность термообработки τ – 10 мин.

Объем замораживаемой формовочной смеси, м³

$$V_{\text{см}} = (BLH) - (blh).$$

$$V_{\text{см}} = (0,18 \cdot 0,18 \cdot 0,18) - (0,10 \cdot 0,10 \cdot 0,10) = 0,00483 \text{ м}^3.$$

Масса смеси, кг

$$G_{\text{см}} = V_{\text{см}} \rho_{\text{см}}.$$

$$G_{\text{см}} = 0,00483 \cdot 1700 = 8,21 \text{ кг}.$$

Объем корпуса (без крышки), м³

$$V_{\text{к}} = BL\delta_5.$$

$$V_{\text{к}} = 0,18 \cdot 0,18 \cdot 0,003 \cdot 5 = 0,000486 \text{ м}^3.$$

Масса корпуса, кг

$$G_{\text{к}} = V_{\text{к}} \rho_{\text{ст}}.$$

$$G_{\text{к}} = 0,000486 \cdot 7800 = 3,8 \text{ кг}.$$

Количество тепла, отводимого от формы, кДж

$$Q = (t_{\text{н}} - t_{\text{к}})(G_{\text{см}} C_{\text{см}} + G_{\text{к}} C_{\text{к}}).$$

$$Q = (20 - (-50))(8,21 \cdot 12 + 3,8 \cdot 0,45) = 809 \text{ кДж}.$$

Фактическая нагрузка на холодильное оборудование, кДж (кВт)

$$Q_{\text{х.о}} = \frac{Q}{\tau}.$$

$$Q_{\text{х.о}} = \frac{809}{600} = 1,348 \text{ кВт}.$$

С учетом 10 % потерь в коммуникациях суммарный тепловой шток, отводимый воздухоохладителем, составляет:

$$Q_{\text{х.о}} = 1,1 \cdot 1,348 = 1,483 \text{ кВт}.$$

Принимаем 1,5 кВт.

Интенсивность теплоотдачи от формовочной смеси и металлического корпуса к охлаждающему воздуху оценивается в трех температурных режимах.

В табл. 7.4 приведены режимные параметры и теплофизические свойства воздуха.

Таблица 7.4.

Режимные параметры и теплофизические свойства воздуха

Вариант	Температура				Плотность воздуха, ρ , кг/м ³	Коэффициент теплопроводности, λ , Вт/(м·К)	Теплоемкость, C , кДж/(кг·К)	Коэффициент температуропровод- ности, a , м ² /с	Вязкость, ν , м ² /с
	агента t_0 , °С	воздуха на входе $t_{вх}$, °С	воздуха на выходе $t_{вых}$, °С	воздуха средняя $t_{ср}$, °С					
1	-70	-65	-60	-62,5	1,66	0,019	1,013	11,3	8,25
2	-65	-60	-55	-57,5	1,63	0,0201	1,013	11,9	8,65
3	-60	-55	-50	-52,5	1,60	0,0204	1,013	12,44	9,05

Массовый расход воздуха, кг/с

$$M = \frac{Q_{x.o.}}{C \Delta t}$$

С учетом сухого теплообмена вместо разности теплосодержаний принимаем $C \cdot \Delta t$.

$$C_b = 1,013 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К}).$$

Величина подогрева воздуха принята во всех режимах одинаковой.

$$\Delta t = 5 \text{ }^\circ\text{C}.$$

$$M = \frac{1,5}{1,013 \cdot 5} = 0,296 \text{ кг/с}.$$

Объемный расход воздуха, м³/с

$$V = \frac{M}{\rho}$$

Вариант 1. $t_{ср}^1 = -62,5 \text{ }^\circ\text{C}$:

$$V_1 = \frac{0,296}{1,66} = 0,178 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Вариант 2. $t_{\text{cp}}^2 = -57,5 \text{ }^\circ\text{C}$:

$$V_2 = \frac{0,296}{1,63} = 0,182 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Вариант 3. $t_{\text{cp}}^3 = -52,5 \text{ }^\circ\text{C}$:

$$V_3 = \frac{0,296}{1,60} = 0,185 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Скорость движения воздуха в каналах между формами, м/с:

$$w = \frac{V}{f_{\text{к}}}, \quad (7.8)$$

где $f_{\text{к}}$ – площадь сечения канала, м^2 .

$$f_{\text{к}} = h_{\text{к}} b_{\text{к}}; \quad (7.9)$$

$h_{\text{к}}$ – высота канала, м;

$b_{\text{к}}$ – ширина канала, м.

$$f_{\text{к}} = 0,2 \cdot 0,05 = 0,01 \text{ м}^2.$$

При условии разделения общего потока воздуха на внутренний и наружный, скорость u воздуха соответственно равна:

$$\text{Вариант 1} - w = \frac{0,178}{2 \cdot 0,01} = 8,9 \text{ м/с}.$$

$$\text{Вариант 2} - w = \frac{0,182}{2 \cdot 0,01} = 9,1 \text{ м/с}.$$

$$\text{Вариант 3} - w = \frac{0,85}{2 \cdot 0,01} = 9,25 \text{ м/с}.$$

Характер движения воздуха вдоль плоской поверхности оценивается критерием Рейнольдса:

$$\text{Re} = \frac{wl}{\nu};$$

где $l = 0,18 \text{ м}$ – определяющий размер поверхности;

ν – коэффициент кинематической вязкости при соответствующей температуре, $\text{м}^2/\text{с}$ (табл. 7.2).

$$\text{Вариант 1} - \text{Re} = \frac{8,9 \cdot 0,18 \cdot 10^6}{8,25} = 0,194182 \cdot 10^6 .$$

$$\text{Вариант 2} - \text{Re} = \frac{9,1 \cdot 0,18 \cdot 10^6}{8,65} = 0,189364 \cdot 10^6 .$$

$$\text{Вариант 3} - \text{Re} = \frac{9,25 \cdot 0,18 \cdot 10^6}{9,05} = 0,183978 \cdot 10^6 .$$

В рассматриваемых вариантах режим движения воздуха является турбулентный, поэтому критерий Нуссельта определяем:

$$\text{Nu} = 0,037 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,43} \left(\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}} \right)^{0,25} ,$$

где $\text{Pr} = 0,723$ – критерий, характеризующий теплофизические свойства воздуха.

Из-за небольшой разности температур отношение $\text{Pr}_{\text{ж}}/\text{Pr}_{\text{ст}}$ приравняем единице.

$$\text{Вариант 1} - \text{Nu} = 0,037 \cdot 194182^{0,8} \cdot 0,723^{0,43} = 547,3 .$$

$$\text{Вариант 2} - \text{Nu} = 0,037 \cdot 189364^{0,8} \cdot 0,723^{0,43} = 536,5 .$$

$$\text{Вариант 3} - \text{Nu} = 0,037 \cdot 183978^{0,8} \cdot 0,723^{0,43} = 524,2 .$$

Коэффициент теплоотдачи в каждом режиме соответственно, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$:

$$\alpha = \text{Nu} \frac{\lambda}{l} .$$

$$\text{Вариант 1} - \alpha = 547,3 \frac{0,019}{0,18} = 57,8 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \text{К}} .$$

$$\text{Вариант 2} - \alpha = 536,5 \frac{0,0201}{0,18} = 59,9 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \text{К}} .$$

$$\text{Вариант 3} - \alpha = 524,2 \frac{0,0204}{0,18} = 59,4 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \text{К}} .$$

Температура в центре $t_{\text{ц}}$ и на поверхности $t_{\text{п}}$ замораживаемого слоя формовочной смеси.

Определяем температуры $t_{\text{ц}}$ и $t_{\text{п}}$, время τ их достижения, применяя критериальные зависимости для нестационарных режимов теплопроводности на основании расчетных данных.

Нестационарные процессы описываются критериями Био и Фурье:

$$\text{– критерий Био – } Bi = \frac{\alpha \delta}{\lambda};$$

$$\text{– критерий Фурье – } Fo = \frac{a\tau}{\delta^2};$$

где α – коэффициент теплоотдачи от замораживаемой формочной смеси к воздуху, Вт/(м²·К);

$\delta=0,02$ м – половина толщины замораживаемого слоя при двухстороннем охлаждении;

$\lambda=1,13$ Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности формочной смеси, согласно техническому заданию;

$a=0,5 \cdot 10^6$ м²/с – коэффициент температуропроводности смеси, согласно техническому заданию;

$\tau=600$ с – продолжительность замораживания (по техническому заданию 10 мин).

Подставляем данные для каждого конкретного режима для $t_{\text{ср}}=-62,5$ °С:

$$Bi = \frac{57,8 \cdot 0,02}{1,13} = 1,023; \quad Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,02^2 \cdot 10^6} = 0,75.$$

Из рис. 7.2 для плоской неограниченной стенки определяем $t_{\text{п}}$ и $t_{\text{ц}}$; $1-\theta_{\text{п}}=0,65$ и $1-\theta_{\text{ц}}=0,5$. Безразмерные температуры на поверхности и в середине стенок определяются из соотношений:

$$\theta_{\text{п}} = \frac{t_{\text{п}} - t_{\text{ср}}}{t_{\text{н}} - t_{\text{ср}}} \quad \text{и} \quad \theta_{\text{ц}} = \frac{t_{\text{ц}} - t_{\text{ср}}}{t_{\text{н}} - t_{\text{ср}}};$$

или

$$1 - \theta_{\text{п}} = \frac{t_{\text{н}} - t_{\text{п}}}{t_{\text{н}} - t_{\text{ср}}} \quad \text{и} \quad 1 - \theta_{\text{ц}} = \frac{t_{\text{н}} - t_{\text{ц}}}{t_{\text{н}} - t_{\text{ср}}};$$

$$t_{\text{п}} = t_{\text{н}} - (1 - \theta_{\text{ст}})(t_{\text{н}} - t_{\text{ср}});$$

$$t_{\text{ц}} = t_{\text{н}} - (1 - \theta_0)(t_{\text{н}} - t_{\text{ср}}),$$

где $t_{\text{н}}=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ – начальная температура смеси;
 $t_{\text{ср}}=-62,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ – средняя температура охлаждающего воздуха;
 $t_{\text{п}}$ – температура поверхности стенки формы, $^{\circ}\text{C}$;
 $t_{\text{ц}}$ – температура в середине слоя, $^{\circ}\text{C}$.

Соответственно

$$t_{\text{п}} = 20 - 0,65(20 - (-62,5)) = -33,6\text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,5(20 - (-62,5)) = -21,3\text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Высокое значение полученной температуры не соответствует требованиям техзадания.

Рассматриваем варианты снижения температуры подбором толщины замораживаемого слоя.

Принимаем толщину замораживаемого слоя $0,015\text{ м}$, тогда:

$$Bi = \frac{57,8 \cdot 0,015}{1,13} = 0,77;$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,015^2 \cdot 10^6} = 1,33;$$

$$1 - \theta_{\text{п}} = 0,7;$$

$$t_{\text{п}} = 20 - 0,7(20 + 62,5) = -37,8\text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Температура в середине слоя:

$$t_{\text{ц}} = t_{\text{н}} - (1 - \theta_0)(t_{\text{н}} - t_{\text{ср}});$$

$$1 - \theta_{\text{ц}} = 0,52;$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,52(20 + 62,5) = -22,9\text{ }^{\circ}\text{C}.$$

При уменьшении толщины слоя смеси до $\delta=0,01\text{ м}$:

$$Bi = \frac{57,8 \cdot 0,01}{1,13} = 0,52;$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,01^2 \cdot 10^6} = 3;$$

$$1 - \theta_{\text{п}} = 0,77;$$

$$t_{\text{п}} = 20 - 0,77(20 + 62,5) = -43,5 \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$1 - \theta_{\text{ц}} = 0,67;$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,67(20 + 62,5) = -5,3 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Ни один из вариантов изменения толщины замораживаемого слоя не отвечает условиям технического задания.

С целью интенсификации теплоотдачи от стенки формы к воздуху уменьшаем проходное сечение канала для достижения скорости 20 м/с.

При неизменной высоте канала – 0,2 м и объемном расходе воздуха – 0,178 м³/с площадь сечения составляет:

$$f_{\text{к}} = \frac{V}{w2};$$

$$f_{\text{к}} = \frac{0,178}{20 \cdot 2} = 0,00445 \text{ м}^2.$$

Через канал проходит половина потока воздуха, вторая половина обдувает внутреннюю полость формы.

Определяем для приведенных условий величину коэффициента теплоотдачи.

Критерий:

$$Re = \frac{20 \cdot 0,18 \cdot 10^6}{8,25} = 436364;$$

$$Nu = 0,037 \cdot 436364^{0,8} \cdot 0,723^{0,43} = 1046;$$

$$\alpha = 1046 \frac{0,019}{0,18} = 110,4 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\text{К}};$$

$$Bi = \frac{110,4 \cdot 0,01}{1,13} = 0,98;$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,01^2 \cdot 10^6} = 3;$$

$$1 - \theta_{\Pi} = 0,92;$$

$$t_{\Pi} = 20 - 0,92 \cdot 82,5 = -55,9 \approx -60 \text{ }^{\circ}\text{C},$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,86 \cdot 82,5 = -50,95 \approx -51 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

При увеличении толщины слоя до 0,015 м:

$$Bi = \frac{110,4 \cdot 0,015}{1,13} = 1,47;$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,015^2 \cdot 10^6} = 1,33;$$

$$1 - \theta_{\Pi} = 0,8;$$

$$t_{\Pi} = 20 - 0,8 \cdot 85 = -48 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$1 - \theta_{\text{ц}} = 0,68;$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,68 \cdot 85 = -37,8.$$

Если принять толщину слоя 0,0125 м.

$$Bi = \frac{110,4 \cdot 0,0125}{1,13} = 1,22;$$

$$Fo = \frac{0,5 \cdot 600}{0,0125^2 \cdot 10^6} = 1,92;$$

$$1 - \theta_{\Pi} = 0,87;$$

$$t_{\Pi} = 20 - 0,87 \cdot 82,5 = -52 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$1 - \theta_{\text{ц}} = 0,78;$$

$$t_{\text{ц}} = 20 - 0,78 \cdot 82,5 = -44,4 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Приведенный вариант наиболее близко отвечает условиям технического задания.

Параметры принятого варианта при замораживании формовочной смеси охлажденным воздухом при наружном и внутреннем обдуве следующие:

- суммарная толщина слоя смеси – 0,025 м;
- температура кипения R13 в воздухоохладителе – –70 °С;
- средняя температура воздуха при величине подогрева его на 5 °С – –62,5 °С;
- время замораживания смеси – 10 мин;
- начальная температура смеси – 20 °С;
- температура наружной поверхности смеси – –52 °С;
- температура в середине слоя – –44,4 °С.

Несмотря на достижение заданного температурного уровня в рассматриваемый вариант можно отнести только к резервному, так как имеет место отступление от условия технического задания по величине толщины слоя 0,03 м и более.

Вариант замораживания литейной формы, предварительно охлажденной в камере хранения до 1 °С.

С целью снижения тепловой нагрузки на оборудование, обеспечения гарантированного достижения заданной температуры за заданное время 600 с, считаем рациональным осуществлять предварительное охлаждение формы со смесью до 1 °С в камере хранения.

Проверим значения t_n и $t_{ц}$ последовательно для толщины слоя 0,02; 0,015 и 0,01 м при $t_{ср} = -62,5$ °С, при $\Sigma\delta = 0,02$ м; $Bi = 1,023$; $Fo = 0,75$; $w = 8,9$ м/с.

Соответственно (из предыдущего примера):

$$t_n = 1 - 0,65(1 + 62,5) = -40,3 \text{ °С};$$

$$t_{ц} = 1 - 0,5(1 + 62,5) = -30,8 \text{ °С}.$$

При $\Sigma\delta = 0,015$ м; $Bi = 0,77$; $Fo = 1,33$:

$$t_n = 1 - 0,7 \cdot 63,5 = -43,5 \text{ °С};$$

$$t_{ц} = 1 - 0,52 \cdot 63,5 = -32,2 \text{ °С}.$$

При $\Sigma\delta = 0,01$ м; $Bi = 0,52$; $Fo = 3$:

$$t_{\text{п}} = 1 - 0,77 \cdot 63,5 = -47,8 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$t_{\text{ц}} = 1 - 0,67 \cdot 63,5 = -41,5 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Приведенный вариант ($\delta=0,01$ м) удовлетворяет условиям техзадания, однако толщина слоя занижена.

Представляет интерес вариант повышения скорости движения воздуха до 20 м/с и увеличения толщины суммарного слоя смеси до заданной 0,015 м, тогда в этом случае $Vi=1,47$; $Fo=1,33$.

Отсюда следует, $1 - \theta_{\text{п}} = 0,8$ и $1 - \theta_{\text{ц}} = 0,68$:

$$t_{\text{п}} = 1 - 0,8 \cdot (1 + 62,5) = -48,2 \text{ }^{\circ}\text{C};$$

$$t_{\text{ц}} = 1 - 0,68 \cdot (1 + 62,5) = -40,8 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Анализируя рассматриваемые варианты по оптимизации параметров охлаждающей среды (воздуха) и толщины замораживаемого слоя, можно сделать следующие выводы.

Основным фактором, повышающим термическое сопротивление при замораживании слоя смеси является его толщина, обусловленная низким коэффициентом теплопроводности. Вследствие ограничения варьирования толщиной слоя в сторону ее уменьшения, достижение заданных параметров можно осуществить путем резкого повышения скорости обдува поверхности, понижением температуры воздуха, а также понижением начальной температуры замораживаемой смеси.

Следует отметить, что чрезмерно высокие скорости воздуха в рассматриваемом температурном диапазоне, хотя и вызывают интенсивный теплообмен, однако, из-за высокой плотности воздуха, создается значительное аэродинамическое сопротивление и в итоге повышается его температура.

В рассматриваемом случае скорость воздуха 20 м/с считаем предельно допустимой.

Температура охлаждающего воздуха оказывает существенное влияние на темп охлаждения формовочной смеси, особенно в сочетании с высокой скоростью его движения.

Уровень температуры воздуха находится в прямой зависимости от температуры кипящего хладона в воздухоохладите-

ле. Известно, что понижение температуры воздуха, а, следовательно, кипящего хладона, сопряжено с резким ухудшением энергетических и массогабаритных характеристик компрессора. В связи с этим, считаем температуру кипения хладона $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ для принятых серийных моделей малогабаритных компрессоров предельно допустимой. При более низкой температуре кипения R13 снижается холодопроизводительность компрессора, вследствие чего время термообработки возрастает.

Наряду с предыдущими двумя параметрами (δ и $t_{\text{в}}$), имеющие определенные ограничения, начальная температура замораживаемой смеси может колебаться в широких пределах.

Благодаря наличию в комплексе камеры хранения низкотемпературных форм, в этой же камере можно осуществлять и предварительное охлаждение литейных форм.

7.5. Охлаждение песчаных форм в холодильных камерах

7.5.1. Тепловой расчет холодильной камеры

Теплопритоки в камере хранения литейных форм.

Исходные данные:

- габаритные размеры $L \times B \times H - 1,5 \times 1,3 \times 0,9$ м;
- толщина теплоизоляции $\delta_{\text{из}} - 0,2$ м;
- температура окружающего воздуха $t_{\text{нв}} - 25\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- температура в камера $t_{\text{к}} - -40\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Теплопритоки через ограждения камеры, кВт:

$$Q_1 = kF_{\text{огр}}(t_{\text{нв}} - t_{\text{к}}), \quad (7.10)$$

где $k=0,2$ Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{K}$) – рекомендуемое значение коэффициента теплопередачи для данных условий;

$F_{\text{огр}}$ – площадь наружной поверхности камеры;

$$F_{\text{отр}} = 2 \cdot (1,5 \cdot 0,9 + 1,3 \cdot 0,9 + 1,5 \cdot 1,3) = 8,9 \text{ м}^2;$$

$$Q_1 = 0,2 \cdot 8,9(25 - (-40)) = 115,7 \text{ Вт} = 0,116 \text{ кВт}.$$

Учитывая возможные потери холода из-за тепловых мостиков, при прокладке коммуникаций, не плотностей люка, расчетную величину Q_1 увеличиваем на 20 %, тогда:

$$Q_1 = 1,2 \cdot 115,7 = 138,8 \text{ Вт} \text{ или } 0,14 \text{ кВт}.$$

Теплопритоки, вносимые литейными формами.

В связи с необходимостью перемещения НТФ из камеры замораживания в камеру хранения, при их транспортировке в помещении с температурой 25 °С возможен подогрев форм на 4...6 °С. В расчете принимаем подогрев 5 °С.

С учетом реальных условий в течение часа в камеру будут поступать пять литейных форм с температурой -35 °С.

Тогда, величина тепла, вносимого литейными формами:

$$Q_2 = GC\Delta t, \text{ кВт}, \quad (7.11)$$

где $G = G_{\text{см}} + G_{\text{к}} = 12 \text{ кг}$ – масса одной формы с учетом массы формовочной смеси ($G_{\text{см}} = 8,2 \text{ кг}$) и металлической оболочки толщиной 3 мм ($G_{\text{об}} = 3,8 \text{ кг}$);

C – теплоемкость материалов формы, $C_{\text{см}} = 1,2 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ – теплоемкость формовочной смеси, $C_{\text{мет}} = 0,68 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ – теплоемкость металлической оболочки формы;

$\Delta t = -35 - (-40) = 5 \text{ °С}$ – разность температур.

В общем виде формула (7.11) примет вид:

$$Q_2 = (G_{\text{см}} C_{\text{см}} + G_{\text{об}} C_{\text{мет}})(t_{\text{ср}} - t_{\text{к}}), \quad (7.12)$$

$$Q_2 = (8,2 \cdot 1,2 + 3,8 \cdot 0,68) \cdot (-35 - (-40)) = 62,1 \text{ кДж}.$$

Тепло, вносимое пятью формами в час:

$$\Sigma Q_2 = 62,1 \cdot 5 = 310 \text{ кДж} \text{ или } 86,25 \text{ Вт} \cdot \text{ч},$$

$$\Sigma Q_2 = 0,09 \text{ кВт} \cdot \text{ч}.$$

Тепло, вносимое воздухом из помещения при загрузке и выгрузке камеры. Указанные теплопритоки трудно учесть, т.к.

неизвестны частота и продолжительность загрузки и выгрузки камеры, поэтому принимаем $Q_3 = \Sigma Q_1$, тогда $Q_3 = 0,14$ кВт·ч.

Суммарные теплопритоки в камеру хранения НТФ составляют:

$$\Sigma Q = \Sigma Q_1 + \Sigma Q_2 + \Sigma Q_3,$$

$$\Sigma Q = 0,14 + 0,09 + 0,14 = 0,37 \text{ кВт} \cdot \text{ч} \approx 0,4 \text{ кВт} \cdot \text{ч}.$$

7.5.2. Выбор конструкции камер замораживания и хранения, определение толщины теплоизоляции ограждений

Камера замораживания представляет собой призматический сосуд с герметичной внутренней облицовкой из листовой оцинкованной стали с размещенными внутри съемными гнездами под НТФ.

Гнезда помещаются внутрь камеры при НТФ промежуточным хладоносителем и извлекаются в случае подачи в камеру охлажденного воздуха.

Верхняя крышка камеры оснащена системой воздухопроводов для подачи охлажденного воздуха во внутреннюю полость НТФ.

Наружные поверхности камеры и крышки облицовываются или тонколистовым декоративным слоистым пластиком, или тонколистовым алюминием, или оцинкованной сталью.

Боковые стенки камеры и дно имеют сверления с герметичным присоединением к жидкостным и воздушным коммуникациям.

Камера хранения в целях снижения массогабаритных характеристик и уменьшения объема монтажных работ выполняется из отдельных, блоков-панелей, ограниченных с наружной и внутренней поверхностей тонколистовым алюминием, толщиной 1,5...2 мм.

Уплотнения между сопрягаемыми панелями осуществляются с помощью термостойкой пористой резины или пластичного герметика.

Соединение сопрягаемых панелей предусмотрено изнутри стяжными болтами и кронштейнами, образуя этим прочную бескаркасную конструкцию. Все наружные углы камеры обрамляются тонкостенными декоративными уголками на самонарезных шурупах.

В отличие от камеры замораживания, камера хранения оснащается приборами охлаждения экранного типа, которые поддерживают заданный температурный режим.

Для уменьшения теплопритоков и проникновения влажного воздуха в камеру при загрузке и выгрузке литейных форм, дверь предусмотрена в верхней части камеры.

В качестве теплоизоляции выбран наиболее доступный и обладающий высокими теплоизоляционными свойствами пенополистирол ПСВ-С или пенополиуретан с коэффициентом теплопроводности от 0,035 до 0,041 Вт/(м·К) и минимальным коэффициентом паропроницаемости $12,6 \cdot 10^{-12}$ и $14,3 \cdot 10^{-12}$ кг/(м·с), соответственно.

Толщину изоляционного слоя ограждений определим по формуле:

$$\delta_{\text{из}} = \lambda_{\text{из}} \left[\frac{1}{K_0} - \left(\frac{1}{\alpha_{\text{н}}} + \sum \frac{\delta_i}{\lambda_i} + \frac{1}{\alpha_{\text{вн}}} \right) \right], \text{ м}, \quad (7.13)$$

где $\lambda_{\text{из}} = 0,038$ Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности изоляционного слоя;

$K_0 = 0,2$ Вт/(м²·К) – коэффициент теплопередачи ограждения принимается в зависимости от температурного режима и разности температур;

$\alpha_{\text{н}} = 10,44$ Вт/(м²·К) – коэффициент теплоотдачи с наружной стороны ограждений для камер, размещаемых внутри помещений;

$\alpha_{\text{вн}}$ – коэффициент теплоотдачи с внутренней стороны камеры, зависит от состояния и характера среды, омывающей поверхность;

$\alpha_{\text{вн}}=9,28 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ – для камеры хранения при естественной конвекции воздуха;

$\alpha_{\text{вн}}=110 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ – для камеры замораживания при скорости движения воздуха 20 м/с;

$\alpha_{\text{вн}}=1234 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ – для камеры замораживания при скорости хладоносителя R30 1,5 м/с;

$\delta_i=0,015 \text{ м}$ – толщина наружной и внутренней облицовки из алюминия;

$\lambda_i=204 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ – коэффициент теплопроводности алюминия.

Определим толщину теплоизоляции ограждений камеры хранения:

$$\delta_{\text{из}} = 0,038 \left[\frac{1}{0,2} - \left(\frac{1}{10,44} + 2 \frac{0,0015}{204} + \frac{1}{9,28} \right) \right] = 0,182 \text{ м.}$$

Толщину теплоизоляции камеры замораживания определим для наиболее напряженного режима, тогда $\alpha_{\text{вн}}=1234 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$:

$$\delta_{\text{из}} = 0,038 \left[\frac{1}{0,2} - \left(\frac{1}{10,44} + 2 \frac{0,0015}{204} + \frac{1}{1234} \right) \right] = 0,186 \text{ м.}$$

В обоих случаях принимаем толщину изоляционного слоя 0,2 м.

Проверим принятую толщину изоляции на возможность конденсации влаги из воздуха помещения на наружной поверхности ограждения.

Конденсация влаги на поверхностях будет отсутствовать при условии:

$$K' > K, \quad (7.14)$$

где K' – значение коэффициента теплопередачи, при котором будет конденсация влаги, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;

K – принятая в расчете величина.

$$K' = 0,95\alpha_n \frac{t_n - t_p}{t_n - t_{вн}},$$

где $0,95$ – коэффициент запаса;
 $t_n=20$ °С – температура воздуха в помещении;
 $t_p=11,8$ °С – точка росы при $t_n=20$ °С и относительной влажности $\varphi=60$ %;
 $t_{вн}=-64$ °С – самая низкая температура внутри камеры замораживания.

$$K' = 0,95 \cdot 10,44 \frac{20 - 11,8}{20 + 64} = 0,97 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

Следовательно, конденсации влаги на поверхностях камер не будет, так как контрольное значение K' значительно выше расчетного.

7.6. Расчет и выбор холодильного оборудования для получения низкотемпературных форм

7.6.1. Тепловые расчеты циклов каскадной машины и выбор оборудования

К недостаткам схемы со смесями хладоносителя также относится то, что при кажущейся простоте установки с одним компрессором в реальных условиях исключается возможность поддержания стабильного температурного уровня кипения одного из компонентов смеси в соответствующем испарителе. Известно, что даже при тщательной ректификации, кстати, усложняющей и увеличивающей материалоемкость системы, в любом аппарате компоненты не содержатся в чистом виде, а, следовательно, температура кипения при конденсации по мере изменения агрегатного состояния смеси нестабильна, что в свою оче-

редь приводит к значительному температурному градиенту, например, в объеме камеры хранения, в воздухоохладителе.

При использовании смесей даже в самой совершенной, на данный период времени, схеме, реализуемой МП «Холод» при фирме «Веста» (г. Киев, Украина), минимальный температурный градиент в объеме низкотемпературной камеры составляет 3 °С, что совершенно нежелательно в наших условиях, так как возрастет время замораживания смеси.

Повышенная материалоемкость схемы на смесях обусловлена еще и тем, что теплоотдача при кипении и конденсации смесей хладонов на 50...70 % ниже, чем у однокомпонентных хладонов, и, соответственно, на столько же при адекватных условиях необходимо увеличение площади поверхности аппаратов.

В результате было принято однозначное решение в пользу каскадной холодильной установки. Выбор компрессорного оборудования осуществлялся из условий обеспечения отвода суммарных теплопритоков от формовочной смеси через ограждения камер, вследствие тепловой инерции конструкции, теплоизоляции и от загружаемых форм в камеру хранения.

Для достижения и поддержания заданных параметров, в работе рассмотрены различные варианты использования компрессорного оборудования, изготавливаемого заводами Украины. К основным критериям выбора отнесены минимальная удельная энерго- и материалоемкость, надежность в работе, стоимость и доступность приобретения. Поэтому целесообразно использовать оборудование, освоенное Мелитопольским и Одесским заводами холодильных машин, выпускающими модели надежных и высокоэффективных герметичных и бесальниковых хладоновых компрессоров малой и средней холодопроизводительности.

Рассмотрены пять моделей, энергетические показатели которых сравниваются в трех температурных режимах. С целью унификации в обеих ветвях каскада используются компрессоры одинаковой модели. Приведены сравнительные данные по основным конструктивным и эксплуатационным характеристикам оборудования (табл. 7.5, 7.6 и 7.7).

Варианты рабочих параметров компрессоров нижней ветви каскада R13

Таблица 7.5

Марка компрессора	$t_0, ^\circ\text{C}$	$t_k, ^\circ\text{C}$	$P_0, \text{МПа}$	$P_k, \text{МПа}$	$\beta=P_k/P_0$	λ_c	λ'_w	λ	$V_h, \text{М}^3/\text{с}$	$q_0, \text{кДж/кг}$	$q_v, \text{кДж/М}^3$	$M, \text{кг/с}$	$q_{k,}, \text{кДж/кг}$	$Q_0, \text{кВт}$	$Q_k, \text{кВт}$
ПБ-1	-70	-30	0,18	0,84	4,7	0,908	0,82	0,746	0,0016	124	652,6	0,0063	155	0,78	0,977
ПБ-2									0,0024			0,0094		1,17	1,457
ПБ-4									0,0035			0,0137		1,7	2,124
ПБ-6									0,0041			0,016		2,0	2,48
ПБ-1	-65	-30	0,226	0,84	3,72	0,930	0,855	0,795	0,0016	129	758,8	0,00748	155	1,448	1,705
ПБ-2									0,0024			0,011		1,448	1,705
ПБ-4									0,0035			0,0164		2,11	2,542
ПБ-6									0,0041			0,019		2,47	2,945
ПБ-1	-60	-25	0,28	0,98	3,5	0,94	0,859	0,807	0,0016	128	853,3	0,00861	154	1,102	1,326
ПБ-2									0,0024			0,0129		1,653	1,987
ПБ-4									0,0035			0,0188		2,41	2,895
ПБ-6									0,0041			0,022		2,82	3,39
2ФВСБ	-70	-30	0,18	0,84	4,7	0,908	0,82	0,746	0,0057	124	652,6	0,022	155	2,77	3,47
Фактическая нагрузка Q_0 и Q_k															
												0,019		2,4	3,0

Таблица 7.6

Варианты рабочих параметров компрессоров нижней ветви каскада R22

Марка компрессора	$t_0, ^\circ\text{C}$	$t_{к3}, ^\circ\text{C}$	P_0 , МПа	$P_{к3}$, МПа	$\beta = P_{к3}/P_0$	λ_c	λ_v	λ	$V_h, \text{м}^3/\text{с}$	$q_0, \text{кДж/кг}$	$q_v, \text{кДж/м}^3$	$M, \text{кг/с}$	$q_{к3-кДж/кг}$	$\dot{Q}_0, \text{кВт}$	$\dot{Q}_k, \text{кВт}$
ПБ-1	-35	25	0,132	0,84	7,91	0,834	0,799	0,666	0,0016	175	875	0,00533	236	0,932	1,258
ПБ-2									0,0024			0,00799		1,399	1,886
ПБ-4									0,0035			0,01166		2,04	2,752
ПБ-6									0,0041			0,01366		2,39	3,224
ПБ-1	-33	25	0,144	1,044	7,25	0,848	0,805	0,683	0,0016	180	1000	0,0061	244	1,093	1,488
ПБ-2									0,0024			0,0091		1,639	2,22
ПБ-4									0,0035			0,0133		2,39	3,245
ПБ-6									0,0041			0,0156		2,80	3,806
ПБ-1	-30	25	0,164	1,044	6,37	0,870	0,815	0,709	0,0016	182	1071	0,0067	239	1,215	1,600
ПБ-2									0,0024			0,010		1,822	2,39
ПБ-4									0,0035			0,0146		2,658	3,49
ПБ-6									0,0041			0,0171		3,113	4,088
2ФВБ	-35	25	0,132	1,044	7,91	0,834	0,799	0,666	0,0057	175	875	0,019	236	3,32	4,48

Значения параметров точек цикла

Таблица 7.7

Пара- метры	Точки верхней ветви каскада R22												Точки нижней ветви каскада R13											
	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	7	8	8	9	10	10	11	12	12					
t_i , °C	-35	-32	-20	80	25	25	23	15	-35	-70	-67	-35	25	-30	-30	-46	-70							
P_i , МПа	0,132	0,132	0,132	1,044	1,044	1,044	1,044	1,044	0,132	0,18	0,18	0,18	0,18	0,84	0,84	0,84	0,84	0,18						
i_i , кДж/кг	590	592	600	657	613	425	421	420	420	470	475	490	521	485	366	351	351							
V_i , м ³ /кг			0,2	0,03								0,19	0,045											
t_c , °C	-33	-32	-10	90	25	25	23	9	-33	-65	-62	-28	25	-30	-30	-48	-65							
P_i , МПа	0,144	0,144	0,144	1,044	1,044	1,044	1,044	1,044	0,144	0,226	0,226	0,226	0,84	0,84	0,84	0,84	0,226							
i_i , кДж/кг	590	591	605	665	613	425	421	407	407	472	474	495	521	485	366	345	345							
V_i , м ³ /кг			0,18	0,02								0,17	0,045											
t_c , °C	-30	-29	-8	85	25	25	23	9	-30	-60	-57	-15	33	-25	-25	-49	-60							
P_i , МПа	0,164	0,164	0,164	1,044	1,044	1,044	1,044	1,044	0,164	0,28	0,28	0,28	0,98	0,98	0,98	0,98	0,28							
i_i , кДж/кг	592	593	607	660	613	425	421	407	407	473	476	498	524	485	370	348	348							
V_i , м ³ /кг			0,17	0,02								0,15	0,04											

Анализ рабочих циклов выполнен по известной методике, приведен ниже.

Расчет циклов.

Цикл каскадной холодильной машины с обозначением узловых точек представлен на рис. 7.3. Исходя из заданных температурных условий, выбираем температурные границы циклов.

Так, температура кипения в нижней ветви каскада принимается на 5 градусов ниже температуры воздуха, выходящего из воздухоохладителя или промежуточного хладоносителя на выходе из испарителя.

Например: $t_0^H = -65 - 5 = -70 \text{ }^\circ\text{C}$.

Температура кипения в верхней ветви каскада на 5 градусов ниже температуры конденсации хладагона R13 нижней ветви.

Принимаем $t_k^H = -30 \text{ }^\circ\text{C}$, тогда $t_0^B = -30 - 5 = -35 \text{ }^\circ\text{C}$.

Следовательно, температуру конденсации в верхней ветви каскада для конденсаторов водяного охлаждения принимаем $t_k = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ при подогреве воды в аппарате на $2 \text{ }^\circ\text{C}$ и разности в $3 \text{ }^\circ\text{C}$ между температурой выходящей воды $t_{\text{вых}}$ и t_k .

Переохлаждение жидкого хладагона R22 в конденсаторе предусматривается на $2 \text{ }^\circ\text{C}$.

После конденсатора нижней ветви каскада R13 переохлаждение не предусматривается.

Величина перегрева паров хладагента в рекуперативном теплообменнике, идущих на всасывание в компрессор, принимается с таким расчетом, чтобы при адиабатном сжатии их в компрессоре до давления конденсации, температура в конце сжатия не превышала $90 \dots 100 \text{ }^\circ\text{C}$, тогда:

$$t_4 \leq 90 \dots 100 \text{ }^\circ\text{C}; \quad t_{10} \leq 90 \dots 100 \text{ }^\circ\text{C}.$$

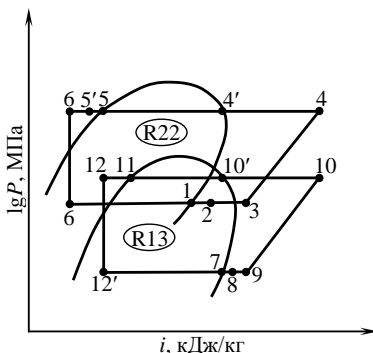


Рис.7.3. Цикл каскадной холодильной машины

В зависимости от этого и определяется температура в точках t_3 и t_9 . Энтальпии (кДж/кг) в точках 6 и 12 рассчитывались из теплового баланса рекуперативного теплообменника, а именно:

$$(i_3 - i_2) = (i_5 - i_6) \text{ и } (i_9 - i_8) = (i_{11} - i_{12}).$$

По значениям i_6 и i_{12} из диаграммы $\lg P - i$ (рис. 7.2) определяем температуру в точках 6 и 12.

Расчеты циклов приведены по данным тепловой диаграммы $\lg P - i$ и таблиц термодинамических свойств указанных агентов. Расчеты циклов для трех температурных режимов по каскадам представлены в табл. 7.5, 7.6 и 7.7, в которых:

t – температура, °С;

P – давление, МПа;

i – энтальпия, кДж/кг;

V – удельный объем, м³/кг.

Определение геометрических и энергетических характеристик компрессоров.

По данным тепловых расчетов камер замораживания и хранения в наиболее неблагоприятном температурном режиме ($t_0 = -70$ °С для R13 и $t_0 = -35$ °С для R22) суммарная тепловая нагрузка составляет 1,9 кВт. С учетом необходимого резерва непредвиденных теплопритоков, принимаем максимальную тепловую нагрузку на нижнюю ветвь каскада, равную 2,4 кВт. Определяем основные характеристики нижней и верхней ветви каскада.

Нижняя ветвь каскада.

Параметры точек цикла в табл. 7.7.

Удельная массовая холодопроизводительность:

$$q_0 = 475 - 351 = 124 \text{ кДж/кг.}$$

Удельная работа компрессора:

$$l_{\text{ад}}^{\text{H}} = 521 - 490 = 31 \text{ кДж/кг.}$$

Удельное тепло конденсации:

$$q_{\text{к}}^{\text{H}} = 521 - 366 = 155 \text{ кДж/кг.}$$

Удельная тепловая нагрузка рекуперативного теплообменника:

$$q_{\text{т.о}}^{\text{H}} = 490 - 475 = 15 \text{ кДж/кг.}$$

Степень сжатия в цикле:

$$\beta^H = \frac{0,84}{0,18} = 4,7.$$

Разность давлений в цикле:

$$\Delta P = 0,84 - 0,18 = 0,66 \text{ МПа.}$$

Удельная объемная холодопроизводительность:

$$q_v^H = \frac{124}{0,19} = 653 \text{ кДж/м}^3.$$

Тепловая нагрузка конденсатора-испарителя, кВт:

$$Q_k^H = G_a^H q_k^H.$$

Массовый расход хладагента, кг/с:

$$G_a^H = \frac{Q_0^H}{q_0^H},$$

$$G_a^H = \frac{2,4}{124} = 0,0194 \text{ кг/с (69,7 кг/ч)},$$

$$Q_k^H = 0,0194 \cdot 155 = 3,0 \text{ кВт.}$$

Действительный объемный расход пара, м³/с:

$$V_d^H = G_a^H v_d,$$

$$V_d^H = 0,0194 \cdot 0,19 = 0,0037 \text{ м}^3/\text{с (13,27 м}^3/\text{ч)}.$$

Коэффициент подогрева пара в компрессоре нижней ветви каскада определяется по методике ОИНТЭ:

$$\lambda_w^H = \frac{T_0^H + \theta}{\alpha T_k^H + v\theta}, \quad (7.15)$$

где $T_0^H = 273 - 70 = 203 \text{ К}$ – температура кипения R13;

$T_k^H = 273 - 35 = 238 \text{ К}$ – температура конденсации R13;

$\theta = t_d - t_7 = (-35) - (-70) = 35 \text{ }^\circ\text{C}$ – величина перегрева паров

R13 на всасывание компрессором;

$\alpha = 1,12$ – поправочный коэффициент;

$v = 0,5$ – коэффициент, учитывающий перегрев паров на всасывании.

$$\lambda_w^H = \frac{203 + 35}{1,12 \cdot 238 + 0,5 \cdot 35} = 0,838 \approx 0,84.$$

Коэффициент потерь от расширения пара из мертвого пространства компрессора:

$$\lambda_c^H = 1 - c \left[\left(\frac{P_K^H}{P_0^H} \right)^{\frac{1}{m}} - 1 \right], \quad (7.16)$$

где $c=0,03\%$ – величина относительного мертвого объема компрессора;

$m=1,1$ – показатель политропы обратного расширения.

Коэффициент подачи компрессора:

$$\lambda_c^H = 1 - 0,03 \left[(4,7)^{\frac{1}{1,1}} - 1 \right] = 0,91,$$

$$\lambda_H = \lambda_w^H \lambda_c^H, \quad \lambda_H = 0,84 \cdot 0,91 = 0,76.$$

Теоретический объем компрессора, м³/с:

$$V_h = \frac{V_d^H}{\lambda_H},$$

$$V_h = \frac{0,0037}{0,76} = 0,0049 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Адиабатная мощность компрессора, кВт:

$$N_{ад}^H = G_a^H t_{ад}^H,$$

$$N_{ад}^H = 0,0194 \cdot 31 = 0,6 \text{ кВт}.$$

Индикаторный КПД компрессора:

$$\eta_i = \lambda_w^H + b t_0,$$

где $b=0,0025$ – коэффициент подогрева для R13.

$$\eta_i = 0,84 + 0,0025 \cdot (-70) = 0,665.$$

Индикаторная мощность, кВт:

$$N_i = \frac{N_{ад}}{\eta_i};$$

$$N_i = \frac{0,6}{0,665} = 0,9 \text{ кВт.}$$

Мощность трения, кВт:

$$N_{тр} = P_i V_n, \quad (7.17)$$

где $P_i = 35$ кПа – удельное давление трения.

$$N_{тр} = 35 \cdot 0,0049 = 0,17 \text{ кВт.}$$

Эффективная мощность, кВт:

$$N_э = N_i + N_{тр};$$

$$N_э = 0,9 + 0,17 = 1,07 \text{ кВт.}$$

Верхняя ветвь каскада.

Удельная массовая холодопроизводительность, кДж/кг:

$$q_0^B = i_3 - i_5;$$

$$q_0^B = 610 - 425 = 175 \text{ кДж/кг.}$$

Удельная адиабатная работа компрессора, кДж/кг:

$$l_{ад}^B = i_4 - i_3;$$

$$l_{ад}^B = 657 - 600 = 57 \text{ кДж/кг.}$$

Удельная теплота конденсации, кДж/кг:

$$q_k^B = i_4 - i_5;$$

$$q_k^B = 657 - 421 = 36 \text{ кДж/кг.}$$

Удельная тепловая нагрузка на рекуперативный теплообменник, кДж/кг:

$$q_{т.о}^B = i_3 - i_2;$$

$$q_{т.о}^B = 600 - 592 = 8 \text{ кДж/кг.}$$

Степень сжатия в цикле верхней ветви каскада:

$$\beta^B = \frac{P_{\kappa}^B}{P_0^B} = \frac{P_5}{P_1};$$

$$\beta^B = \frac{1,044}{0,132} = 7,9.$$

Разность давлений в цикле верхней ветви, МПа:

$$\Delta P^B = P_5 - P_1;$$

$$\Delta P^B = 1,044 - 0,132 = 0,912 \text{ МПа.}$$

Удельная объемная холодопроизводительность, кДж/м³:

$$q_v^B = \frac{q_0^B}{v_3};$$

$$q_v^B = \frac{175}{0,2} = 875 \text{ кДж/м}^3.$$

Тепло, отводимое в испарителе верхней ветви, каскада равно тепловой нагрузке конденсатора нижней ветви, т.е.:

$$Q_0^B = Q_{\kappa}^H;$$

$$Q_0^B = 3,0 \text{ кВт.}$$

Массовый расход хладагента в верхней ветви, кг/с

$$G_a^B = \frac{Q_0^B}{q_0^B};$$

$$G_a^B = \frac{3,0}{1,75} = 0,0171 \text{ кг/с (61,6 кг/ч).}$$

Тепло отводимое в конденсаторе водяного охлаждения R22, кВт:

$$Q_{\kappa}^B = G_a^B q_{\kappa}^B;$$

$$Q_{\kappa}^B = 0,0171 \cdot 236 = 4,04 \text{ кВт.}$$

Это суммарная тепловая нагрузка на аппарат с учетом переохлаждения жидкости в нем на 2°C .

Действительный объемный расход пара, $\text{м}^3/\text{с}$:

$$V_{\text{д}}^{\text{B}} = G_{\text{а}}^{\text{B}} v_3;$$

$$V_{\text{д}}^{\text{B}} = 0,0171 \cdot 0,2 = 0,00343 \text{ м}^3/\text{с} \quad (12,3 \text{ м}^3/\text{ч}).$$

Коэффициент подогрева пара в цилиндрах компрессора:

$$\lambda_{w'}^{\text{B}} = \frac{T_0^{\text{B}} + \theta}{\alpha T_{\text{к}}^{\text{B}} + v\theta}, \quad (7.18)$$

где $T_0^{\text{B}} = 273 + t_1 = 273 - 35 = 238 \text{ K}$ – абсолютная температура кипения R22;

$T_{\text{к}}^{\text{B}} = 273 + t_5 = 273 + 25 = 298 \text{ K}$ – абсолютная температура конденсации R22;

$\theta = t_3 - t_1 = -20 + 35 = 15^\circ\text{C}$ – перегрев пара на всасывании компрессором;

$\alpha = 1,12$ – поправочный коэффициент;

$v = 0,5$ – коэффициент, учитывающим величину перегрева на всасывании.

$$\lambda_{w'}^{\text{B}} = \frac{238 + 15}{1,12 \cdot 298 + 0,5 \cdot 15} = 0,742.$$

Коэффициент, учитывающий потери из-за расширения пара из мертвого пространства компрессора:

$$\lambda_{\text{с}}^{\text{B}} = 1 - c \left[\left(\frac{P_{\text{к}}}{P_0} \right)^{\frac{1}{m}} - 1 \right];$$

$$\lambda_{\text{с}}^{\text{B}} = 1 - 0,03 \left[(7,9)^{\frac{1}{1,1}} - 1 \right] = 0,834,$$

где $c = 0,03 \%$ – относительное мертвое пространство;

$m = 1,1$ – показатель политропы обратного расширения.

Коэффициент подачи компрессора:

$$\lambda^B = \lambda_w^B \cdot \lambda_c^B ;$$

$$\lambda^B = 0,742 \cdot 0,834 = 0,62.$$

Теоретический объем компрессора, м³/с:

$$V_h^B = \frac{V_a^B}{\lambda^B} ;$$

$$V_h^B = \frac{0,00343}{0,62} = 0,0055 \text{ м}^3/\text{с} \text{ (19,9 м}^3/\text{ч)}.$$

Адиабатная мощность компрессора, кВт:

$$N_{ад} = G_a^B l_{ад}^B ;$$

$$N_{ад} = 0,0171 \cdot 57 = 0,975 \text{ кВт}.$$

Индикаторный КПД компрессора, аналогично нижней ветви каскада:

$$\eta_i = \lambda_w^B + b t_0 ;$$

$$\eta_i = 0,84 + 0,0025 \cdot (-70) = 0,665.$$

Индикаторная мощность, кВт:

$$N_i^B = \frac{N_{ад}}{\eta_i} ;$$

$$N_i^B = \frac{0,975}{0,665} = 1,49 \text{ кВт}.$$

Мощность трения, кВт:

$$N_{тр}^B = P_i V_n ;$$

$$N_{тр}^B = 35 \cdot 0,0055 = 0,19 \text{ кВт}.$$

Эффективная мощность, кВт:

$$N_э^B = N_i^B + N_{тр}^B ;$$

$$N_3^B = 1,68 + 1,07 = 2,75 \text{ кВт.}$$

Холодильный коэффициент каскадной машины:

$$\varepsilon_d = \frac{q_0^H}{l_{ад}^B + l_{ад}^H};$$

$$\varepsilon_d = \frac{124}{57 + 31} = 1,41.$$

Холодильный коэффициент цикла Карно:

$$\varepsilon_K = \frac{T_0}{T_K + T_0};$$

$$\varepsilon_K = \frac{203}{243 + 203} = 5,08.$$

Степень термодинамического совершенства каскадного цикла:

$$\eta = \frac{\varepsilon_d}{\varepsilon_K}, \quad \eta = \frac{1,41}{5,08} = 0,28.$$

Сравнивая полученные расчетные данные для наиболее напряженного режима работы машины с характеристиками, приведенными в табл. 7.5, 7.6 и 7.7 можно заключить, что из пяти рассматриваемых моделей компрессоров только две удовлетворяют условиям достижения и поддержания заданных параметров.

Одна из них – модель НПО «Одесхолодмаш» ПБ-6 и вторая – Мелитопольского завода холодильного машиностроения – бессальниковый компрессор 2ФВБ0-4.

Из соображений создания резерва холодопроизводительности, предпочтение следует отдать последней модели компрессора для обеих ветвей каскада на R22 и R13.

7.6.2. Тепловой и конструктивный расчет конденсатора водяного охлаждения

Учитывая специфические условия работы установки в помещении литейного цеха, считаем предпочтительным, использование конденсатора водяного охлаждения, так как вследствие возможного повышения температуры и запыленности воздуха работа конденсатора воздушного охлаждения со временем будет ухудшаться. Кроме этого, эксплуатация установки в течении суток непродолжительна, а предполагаемый расход охлаждающей воды не значителен.

Аппарат представляет собой кожухозмеевиковую конструкцию с движением охлаждающей воды внутри змеевика и конденсацией пара в межзмеевиковом пространстве.

Исходные данные.

Верхняя ветвь каскада:

- хладагент R22;
- температура кипения $t_0 - -35\text{ }^\circ\text{C}$;
- температура конденсации $t_k - 25\text{ }^\circ\text{C}$;
- средняя температура охлаждающей воды $t_{cp} - 20\text{ }^\circ\text{C}$;
- холодопроизводительность агрегата $Q_0 - 3000\text{ Вт}$;
- тепло, отводимое конденсатором $Q_k - 4040\text{ Вт}$;
- удельная холодопроизводительность $q_0 - 175\text{ кДж/кг}$;
- удельное тепло конденсации $q_k - 236\text{ кДж/кг}$;
- наружный диаметр оребренной трубы $D_{нар} - 0,021\text{ м}$;
- внутренний диаметр оребренной трубы $d_{вн} - 0,0132\text{ м}$;
- площадь наружной поверхности 1 м оребренной трубы $F_{нар} - 0,145\text{ м}^2$;
- коэффициент оребрения $\beta - 3,5$.

Массовой расход охлаждающей воды с учетом подогрева ее в аппарате $\Delta t_w = 2\text{ }^\circ\text{C}$, кг/с:

$$G_w = \frac{Q_k}{\Delta t_w C_w}, \quad (7.19)$$

где $C_w = 4,187\text{ кДж/(кг}\cdot\text{K)}$ – удельная теплоемкость воды при

её средней температуре 20 °С (по данным ТЗ).

$$G_w = \frac{4,04}{2 \cdot 4,187} = 0,482 \text{ кг/с, (1735 кг/ч)}.$$

Объемный расход воды V , м³/с:

$$V = \frac{G_w}{\rho'},$$

где $\rho' = 997 \text{ кг/м}^3$.

$$V = \frac{0,482}{997} = 0,000484 \text{ м}^3/\text{с (1,74 м}^3/\text{ч)}.$$

Скорость движения воды в змеевике аппарата, м/с:

$$w_B = \frac{V}{f},$$

где $f = \frac{\pi d_{\text{вн}}^2}{4}$ – площадь живого сечения трубы, м²;

$d_{\text{вн}} = 0,0132 \text{ м}$ – внутренний диаметр трубы змеевика.

$$f = \frac{3,14 \cdot 0,0132^2}{4} = 0,000137 \text{ м}^2.$$

$$w_B = \frac{0,000484}{0,000137} = 3,53 \text{ м/с}.$$

Это является недопустимо высокой скоростью.

В дальнейшем конструкцию аппарата принимаем с движением воды в двух параллельных змеевиках, с принятой ранее геометрией, объемный расход воды в одном витке равен 1/2:

$$V' = \frac{1}{2} V;$$

$$V' = 0,5 \cdot 0,000484 = 0,000242 \text{ м}^3/\text{с (0,87 м}^3/\text{ч)}.$$

Скорость движения воды внутри одного змеевика:

$$w_B = \frac{0,000242}{0,000137} = 1,77 \text{ м/с}.$$

Критерий Рейнольдса

$$Re = \frac{w_B d_{BH}}{V},$$

где $V=0,986 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ – коэффициент кинематической вязкости воды при $t_{cp}=20 \text{ }^\circ\text{C}$.

$$Re = \frac{1,77 \cdot 0,0132}{0,986 \cdot 10^{-6}} = 23696.$$

Режим турбулентный.

Критерий Нуссельта для турбулентного режима:

$$Nu = 0,021 Re^{0,8} Pr_{ж} \left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25} \varepsilon_l,$$

где $Pr_{ж}=7,02$ – критерий Прандтля;

$$\left(\frac{Pr_{ж}}{Pr_{ст}} \right)^{0,25} = 1 \text{ – для малых значений } \Delta t;$$

$$\varepsilon_l = 1 \text{ при } \frac{l_{\text{трубы}}}{d} > 50.$$

$$Nu = 0,021 \cdot 23696^{0,8} \cdot 7,02^{0,43} \cdot 1 \cdot 1 = 153.$$

Коэффициент теплоотдачи от стенки трубы к воде, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$:

$$\alpha_w = \frac{Nu \lambda_w}{d_{BH}},$$

где $\lambda_w=0,599 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ – коэффициент теплопроводности воды при $t=20 \text{ }^\circ\text{C}$;

$$\alpha_w = \frac{153 \cdot 0,599}{0,0132} = 6961 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

Коэффициент теплоотдачи с учетом завихрений в змеевике, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$:

$$\alpha'_w = \alpha_w \varepsilon_{3M},$$

где $\varepsilon_{3M} = 1 + 1,8 \frac{d_{BH}}{R_{3M}}$ – коэффициент, учитывающий завихрения в змеевике, при $R_{3M} = 0,048$ м;

$$\varepsilon_{3M} = 1 + 1,8(0,0132 / 0,048) = 1,495;$$

$$\alpha'_w = 6961 \cdot 1,495 = 10407 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

Коэффициент теплоотдачи со стороны конденсации хладагента R22, Вт/(м²·К):

$$\alpha_k = Nu \frac{\lambda}{d_{BH}},$$

где $\lambda = 0,0828$ Вт/(м·К)

Nu – критерий Нусельта,

$$Nu = 0,68(Ga \cdot k \cdot Pr)^{0,25},$$

где Pr=3,55 критерий Прандтля для R22;

$$Ga = \frac{gd_{BH}^3}{\nu^2} \text{ – критерий Галилея при } t=25 \text{ }^\circ\text{C};$$

$$g = 9,81 \text{ м}/\text{с}^2;$$

$\nu = 0,197 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ – коэффициент кинематической вязкости R22 при $t_k=25$ °С,

$$Ga = \frac{9,81 \cdot d0,0132^3}{(0,197 \cdot 10^{-6})^2} = 581520000 ;$$

k – критерии фазового перехода,

$$k = \frac{\zeta}{Cp \cdot \theta_T},$$

где $\zeta = 182,2$ кДж/кг – удельная теплота парообразования;

$Cp = 1,248$ кДж/(кг·К) – массовая изобарная теплоёмкость жидкости;

θ_T – среднелогарифмический температурный напор при $t_k=25$ °С, $\theta_1=5$ °С, $\theta_2=3$ °С, $t_{w1}=20$ °С, $t_{w2}=22$ °С;

$$\theta_T = \frac{\theta_1 - \theta_2}{\ln \frac{\theta_1}{\theta_2}}, \quad \theta_T = \frac{5 - 3}{\ln \frac{5}{3}} = 3,92 ;$$

$$k = \frac{182,2}{1,248 \cdot 3,92} = 37,24;$$

$$Nu = 0,68(581520000 \cdot 37,24 \cdot 3,55)^{0,25} = 526,6;$$

$$\alpha_k = 526,6 \frac{0,0828}{0,0132} = 3303 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

Коэффициент теплопередачи аппарата, отнесенный к наружной поверхности, $K_{\text{нар}}$, Вт/(м²·К):

$$K_{\text{нар}} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_w} + \frac{1d_{\text{нар}}}{\alpha_k d_{\text{вн}}} + \sum \frac{\delta}{\lambda}}, \quad (7.20)$$

где $\sum \frac{\delta}{\lambda}$ — термическое сопротивление стенки аппарата и загрязнений.

Термическим сопротивлением стенки, из-за малой величины – пренебрегаем, тогда:

$$\sum \frac{\delta}{\lambda} = \frac{\delta_k}{\lambda_k} + \frac{\delta_m}{\lambda_m},$$

где $\delta_k = 0,0004$ м – толщина отложений водяного камня;

$\lambda_k = 1,8$ Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности водяного камня;

$\delta_m = 0,00008$ м – толщина слоя масла;

$\lambda_m = 1,8$ Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности масла.

$$K_{\text{нар}} = \frac{1}{\frac{1}{10407} + \frac{1 \cdot 0,021}{3304 \cdot 0,0132} + \frac{0,0004}{1,8} + \frac{0,00008}{0,12}} = 682 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

Компоновочное решение.

Площадь поверхности аппарата, м²

$$F_{\text{ап}} = \frac{Q_k}{K_{\text{нар}} \theta_T},$$

$$F_{\text{ап}} = \frac{4040}{6,82 \cdot 3,92} = 1,5 \text{ м}^2.$$

Длина труб змеевика, м:

$$L = \frac{F_{\text{ап}}}{\pi d_{\text{вн}} \beta},$$

где $\beta = \frac{F_{\text{нар}}}{F_{\text{вн}}} = 3,5$ – коэффициент оребрения.

$$L = \frac{1,5}{3,14 \cdot 0,0132 \cdot 3,5} = 10,3 \text{ м.}$$

Выбираем змеевик двухрядного типа.

Суммарная длина двух витков змеевиков, м:

$$L = \pi D_{\text{зм1}} + \pi D_{\text{зм2}},$$

где $D_{\text{зм1}} = 0,096$ м – диаметр внутреннего ряда змеевика;

$D_{\text{зм2}} = 0,130$ м – диаметр внешнего ряда змеевика.

$$L = 3,14(0,096 + 0,130) = 0,710 \text{ м.}$$

Количество двойных витков змеевика:

$$Z_{\text{вит}} = \frac{L}{L_{\text{вит}}};$$

$$Z_{\text{вит}} = \frac{10,3}{0,71} = 14,6 \text{ витков.}$$

Принимаем количество сдвоенных витков змеевика $Z_{\text{вит}} = 18$.

Высота H змеевика двухрядного типа при шаге витков $S_{\text{тр}} = 0,025$ м:

$$H = (Z_{\text{вит}} - 1)S_{\text{тр}} + d_{\text{нар}};$$

$$H = (18 - 1)0,025 + 0,021 = 0,45 \text{ м.}$$

Принципиальная схема конструкции аппарата представлена на рис. 7.1.

7.6.3. Тепловой и конструктивный расчет конденсатора-испарителя (R13/R22)

Была определена величина тепловой нагрузки конденсатора-испарителя, составляющая 3,0 кВт.

Рабочие параметры аппарата представлены в трех вариантах, однако, настоящий расчет выполняется для наиболее напряженного режима при температуре кипения $-35\text{ }^{\circ}\text{C}$ для R22 и температуры конденсации $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ для R13.

Аппарат представляет собой кожухозмеевиковую конструкцию. Внутри труб змеевика кипит R22, воспринимая тепло перегрева и конденсации паров R13, поступающих в межзмеевиковое пространство. Принятое решение считается наиболее рациональным, во-первых, кипящий в змеевике R22 способствует гарантированному возврату масла в компрессор, а во-вторых, достаточно большой объем межзмеевикового пространства воспримет значительную часть паров R13 в период стоянки машины, понижая этим давление в системе. Расчеты выполняются для зон перегрева и конденсации.

Исходные данные:

- наружный диаметр оребренной трубы $d_{\text{нар}} - 0,021\text{ м}$;
- внутренний диаметр трубы $d_{\text{вн}} - 0,013\text{ м}$;
- радиус змеевика $R_{\text{зм}} - 0,06\text{ м}$;
- массовый расход R13 $- 0,0194\text{ кг/с}$;
- массовый расход R22 $- 0,0171\text{ кг/с}$;
- разность температур между парами R13 и стенкой оребренной трубы $\theta - 1,5\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- определяющая температура $t_{\text{ср}} - -28,5\text{ }^{\circ}\text{C}$

Принципиальная схема конструкции аппарата представлена на рис. 7.1.

Определим коэффициент теплоотдачи со стороны конденсации по формуле Нуссельта, Вт/($\text{м}^2 \cdot \text{K}$):

$$\alpha_{\text{к}} = 0,7284 \sqrt{\frac{g \gamma \rho \lambda^3}{v \theta d_{\text{н}}}}, \quad (7.21)$$

где ρ, λ, v – параметры жидкости R13 при $t_{\text{ср}} = -28,5\text{ }^{\circ}\text{C}$;

$\rho=1208 \text{ кг/м}^3$ – плотность;

$\lambda=0,0643 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ – коэффициент теплопроводности;

$\nu=0,1128 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ – коэффициент кинематической вязкости;

$\theta=1,5 \text{ }^\circ\text{C}$ – разность температур между стенкой трубы и конденсирующимся паром;

$d_n=0,021 \text{ м}$ – наружный диаметр оребренной трубы.

С учетом перегрева пара r , принимаем $r=\Delta i$.

$$\Delta i = i_{10} - i_{11},$$

где $i_{10}=521 \text{ кДж/кг}$ – энтальпия перегретого пара, поступающего в аппарат при $t=-25 \text{ }^\circ\text{C}$;

$i_{11}=366 \text{ кДж/кг}$ – энтальпия насыщенной жидкости R13.

$$\Delta i = 521 - 366 = 155 \text{ кДж/кг.}$$

$$\alpha_k = 0,7284 \sqrt{\frac{9,81 \cdot 155 \cdot 1286 \cdot 0,0643^3}{0,1128 \cdot 10^{-6} \cdot 1,5 \cdot 0,021}} = 450 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}.$$

Коэффициент теплоотдачи при кипении R22 внутри змеевика определяем по эмпирической формуле С.Н. Богданова для режимов qF от 1,5 до 2,5 кВт/м² и $w_p=400 \text{ кг/(м}^2\cdot\text{К)}$.

$$\alpha_0 = c q_F^{0,15} (w_p)^{0,57}.$$

Для R22 $c=32$, принимаем $qF=2,0 \text{ кВт/м}^2$, тогда

$$\alpha_0 = 32 \cdot 2,0^{0,15} \cdot 400^{0,57} - 1081 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}.$$

Интенсификация теплоотдачи при кипении R22 с учетом завихрения в змеевике (конвективная составляющая):

$$\varepsilon_{3M} = 1 + 1,8 \frac{d_{BH}}{R_{3M}};$$

$$\varepsilon_{3M} = 1 + 1,8 \frac{0,013}{0,06} = 1,39;$$

$$\alpha_0^K = \varepsilon_{3M} \alpha_0;$$

$$\alpha_0^K = 1,39 \cdot 1081 = 1503 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}.$$

Коэффициент теплопередачи аппарата, отнесенный к наружной поверхности, Вт/(м²·К):

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_w} E + 2 \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_0} \beta}, \quad (7.22)$$

где $E=1$ – коэффициент эффективности оребренной поверхности;

$$\beta = \frac{F_{\text{оп}}}{F} = 3,5 \text{ – степень оребрения поверхности;}$$

$\delta=0,00008$ м – толщина пленки масла с обеих сторон трубы;

$\lambda=0,12$ Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности масла.

$$K = \frac{1}{\frac{1}{450 \cdot 1} + 2 \cdot \frac{0,00008}{0,12} + \frac{1}{1503} \cdot 3,5} = 170 \text{ Вт/(м}^2\text{·К)}.$$

Площадь поверхности аппарата, м²:

$$F_k = \frac{Q_k}{k \theta_T};$$

$$F_k = \frac{3000}{170 \cdot 14,7} = 1,2 \text{ м}^2.$$

Среднелогарифмическая разность температур:

$$\theta_T = \frac{\theta_1 - \theta_2}{\ln \frac{\theta_1}{\theta_2}}.$$

При $t_k = -30$ °С, $t_0 = -35$ °С и $t_{\text{вх}}^{\text{сп}} = 25$ °С:

$$\theta_2 = t_k - t_0, \quad \theta_2 = -30 + 35 = 5 \text{ °С;}$$

$$t_{\text{вх}}^{\text{сп}} = 0,5(t_{\text{вх}}^{\text{сп}} + t_k), \quad t_{\text{вх}}^{\text{сп}} = 0,5(25 - 30) = -2,5 \text{ °С;}$$

$$\theta_1 = t_{\text{вх}}^{\text{сп}} - t_0, \quad \theta_1 = -2,5 + 35 = 32,5 \text{ °С;}$$

$$\theta_T = \frac{32,5 - 5}{\ln \frac{32,5}{5}} = 14,7 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Длина трубы оребренного змеевика, м:

$$L_{3M} = \frac{F_{KI}}{\pi d_{BH} \beta}, \quad (7.23)$$

где $d_{BH} = 0,013$ м – внутренний диаметр змеевика;

$$\beta = \frac{F_{OP}}{F} = 3,5 - \text{коэффициент оребрения.}$$

$$L = \frac{1,2}{3,14 \cdot 0,013 \cdot 3,5} = 8,4 \text{ м.}$$

При компоновке элементов аппарата, учитывая небольшую длину шланга – 8,4 м, принимаем конструкцию аппарата с односпиральным змеевиком диаметром 0,12 м.

Количество витков змеевика:

$$n_{ВИТ} = \frac{L_{3M}}{\pi D_{3M}};$$

$$n_{ВИТ} = \frac{8,4}{3,14 \cdot 0,12} = 22,3.$$

Конструктивно принимаем 25 витков. Общая длина оребренной трубы 9,4 м.

Высота змеевика при шаге витков $h=0,025$ м:

$$H_{3M} = (n_{ВИТ} - 1)h,$$

$$H_{3M} = (25 - 1)0,025 = 0,6 \text{ м.}$$

Масса труб змеевика $\varnothing 20 \times 3$ (уд. масса 1,43 кг/п.м.)

$$G = 1,43 \cdot 9,4 = 13,4 \text{ кг.}$$

7.6.4. Тепловой и конструктивный расчет низкотемпературного воздухоохладителя

Проведем поверочный расчет заранее принятого компоновочного решения аппарата. В основу поверочного расчета положены элементы аппарата серийно выпускаемых НПО «Одесхолодмаш», на котором предполагается изготавливать проектируемый воздухоохладитель. Теплообменную поверхность предполагается изготавливать из медных трубок диаметром 12 мм, с толщиной стенки 1 мм. На трубах крепятся алюминиевые тонкостенные ребра с гофрированной поверхностью, интенсифицирующей теплоотдачу от охлаждаемого воздуха. Высота ребра 60 мм, ширина 30 мм и толщина 0,25 мм. Каждое ребро имеет два отверстия с отбортованными воротниками для создания надежного теплового контакта с трубой. Надежность контакта достигается путем деформации трубок, через которые протягиваются специальные конуса, увеличивающие диаметр трубки, создавая этим плотный контакт с отбортованными ребрами.

Аппарат состоит из четырех рядов оребренных трубок по 20 в каждом ряду. За счет смещения рядов трубок на полшага по высоте, пучок получается шахматным.

Благодаря отсутствию постоянного поступления влаги в рециркулируемый воздух оказалось возможным принять шаг ребер 5,5 мм во всех четырех рядах. В расчете принята средняя толщина инея порядка 0,25 мм – это остаточная влага из воздуха к конструкций формы при обдуве внутренней и наружной поверхностей.

Габаритные размеры аппарата 0,6×0,6 м при глубине оребренного пучка 0,12 м.

Небольшое аэродинамическое сопротивление позволяет использовать как центробежный, так и осевой электровентилятор для обеспечения рециркуляции по замкнутому контуру.

Аппарат оснащен металлическим диффузором на входе, со стороны вентилятора, и конфузуром на выходе в систему воздуха

из аппарата . Жидкий хладон R13 поступает через дистрибутор по индивидуальному питателю сверху в каждый ряд оребренных трубок, отсос паров осуществляется из коллектора снизу.

Исходные данные для расчета:

- температура кипения рабочего тела в аппарате $t_0 - -70\text{ }^\circ\text{C}$;
- рабочее тело – R13;
- холодопроизводительность $Q_0 - 1,5\text{ кВт}$;
- средняя температура воздуха в рабочем объеме камеры замораживания $t_{\text{ср}} - -62,5\text{ }^\circ\text{C}$;
- наружный диаметр трубы $d_{\text{н}} - 0,012\text{ м}$;
- внутренний диаметр трубы $d_{\text{вн}} - 0,010\text{ м}$;
- количество труб в аппарате – 80 шт.;
- шаг ребер $S_{\text{р}} - 0,0055\text{ м}$;
- толщина ребра $\delta_{\text{р}} - 0,00025\text{ м}$;
- шаг труб по фронту $S_1 - 0,030\text{ м}$;
- длина оребренной части трубы $l_{\text{ор}} - 0,58\text{ м}$;
- ширина одной пластины ребра $\delta_{\text{п}} - 0,03\text{ м}$;
- пучок – шахматный;
- форма ребер – пластинчатый с турбулизаторами;
- материал труб – медь;
- материал ребер – алюминий.

Площадь поверхности одного ребра, м^2 :

$$f_{\text{р}} = 2 \left(\delta_{\text{п}} h - \frac{2\pi d_{\text{н}}^2}{4} \right), \quad (7.24)$$

- где $\delta_{\text{п}} = 0,03\text{ м}$ – ширина пластины ребра;
 $h = 0,06\text{ м}$ – высота пластины ребра;
 $d_{\text{н}} = 0,012\text{ м}$ – наружный диаметр трубки;
 2 – количество трубок в одном ребре.

$$f_{\text{р}} = 2 \left(0,03 \cdot 0,06 - \frac{0,012^2}{2} \right) = 0,00314\text{ м}^2.$$

Общее количество ребер в аппарате:

$$\sum n_{\text{р}} = \frac{n_{\text{тр}}}{2} \left(\frac{L_{\text{ор}}}{S_{\text{р}}} + 1 \right), \quad (7.25)$$

где $n_{\text{тр}}=80$ шт. – количество трубок в аппарате;
 $L_{\text{ор}}=0,58$ м – длина оребренной части трубок;
 $S_p=0,0055$ м — шаг ребер.

$$\sum n_p = \frac{80}{2} \left(\frac{0,58}{0,0055} + 1 \right) = 4258 \text{ шт.}$$

Площадь поверхности ребер в аппарате, м²:

$$F_p = \sum n_p \cdot f_p,$$

$$F_p = 4258 \cdot 0,00315 = 13,4 \text{ м}^2.$$

Площадь межреберных участков, м²:

$$F_{\text{м.р}} = \pi d_n (n_{\text{тр}} L_{\text{ор}} - \sum n_p \cdot \delta_p),$$

$$F_{\text{м.р}} = 3,14 \cdot 0,012 (80 \cdot 0,58 - 4258 \cdot 0,00025) = 1,71 \text{ м}^2.$$

Площадь поверхности аппарата, м²:

$$F_{\text{п}} = F_p + F_{\text{м.р}};$$

$$F_{\text{п}} = 13,4 + 1,71 = 15,11 \text{ м}^2.$$

По данным многочисленных исследований [59, 61] для низкотемпературных хладоновых воздухоохладителей величина удельного теплового потока, отнесенная ко всей наружной поверхности составляет q_F от 106 до 410 Вт/м². Принимая наихудшие условия, когда поверхность покрывается инеем, величина q_F лежит в пределах от 100 до 150 Вт/м². Тогда холодопроизводительность аппарата будет порядка 1,5...2,3 кВт, что полностью обеспечит потребность в холоде.

Расчет аэродинамического сопротивления воздухоохладителя и системы воздухопроводов.

Замораживание формовочной смеси осуществляется двумя вариантами. К первому относится чисто воздушный, когда воздух омывает наружную и внутреннюю поверхности формы, а во втором случае воздух подается только во внутрь формы, наружные поверхности охлаждаются промежуточным хладоносителем.

В обоих случаях система воздухораспределения замкнутая рециркуляционная, без поступления наружного воздуха в систему. Все воздушные коммуникации тщательно тепло- и гидроизолируются. Подача воздуха осуществляется одним вентилятором, размещенным перед воздухоохладителем.

Определение массового расхода воздуха G_B , кг/с.

Примем полезный подогрев воздуха в камере замораживания $\Delta t_B = 2$ °С.

$$G_B = \frac{Q_0}{i_1 - i_2},$$

где $i_1 = -62,5$ кДж/кг – теплосодержание воздуха на входе в воздухоохладитель при $t_{\text{вх}} = -63$ °С;

$i_2 = -66$ кДж/кг – тоже на выходе из аппарата при $t_{\text{вых}} = -65$ °С.

$$G_B = \frac{1,5}{-62,5 - (-66)} = 0,429 \text{ кг/с (1543 кг/ч)}.$$

Объемный расход воздуха, м³/с:

$$V = \frac{G_B}{\rho_{\text{ср}}},$$

где $\rho_{\text{ср}} = 1,642$ кг/м³ – плотность воздуха при $t_{\text{ср}} = -62,5$ °С.

$$V = \frac{0,429}{1,642} = 0,261 \text{ м}^3/\text{с (940 м}^3/\text{ч)}.$$

Скорость движения воздуха в наибольшем фронтальном сечении, м/с:

$$w_{\text{фр}} = \frac{V}{F_{\text{фр}}},$$

где $F_{\text{фр}} = BH = 0,6 \cdot 0,6 = 0,36$ м² – фронтальное сечение воздухоохладителя.

$$w_{\text{фр}} = \frac{0,261}{0,36} = 0,73 \text{ м/с}.$$

Скорость движения воздуха в суженном живом сечении при толщине инея $\delta_{ин}=0,00025$ м:

$$w_{ж} = \frac{V}{F_{ж}},$$

где $F_{ж}$ – живое сечение аппарата с учетом толщины инея для пластинчатого оребрения, м²:

$$F_{ж} = F_{фр} \frac{(S_1 - d_{ин})a_{ин}}{S_1 S_p},$$

$d_{ин} = d_n + 2\delta_{ин} = 0,012 + 0,0005 = 0,0125$ м – наружный диаметр трубы покрытой инеем;

$a_{ин} = S_h - (\delta_p + 2\delta_{ин}) = 0,0055 - (0,00025 + 2 \cdot 0,00025) = 0,00475$ м – зазор между ребрами, покрытыми инеем.

$$F_{ж} = 0,36 \frac{(0,03 - 0,0125) \cdot 0,00475}{0,03 \cdot 0,0055} = 0,181 \text{ м}^2.$$

Скорость в живом сечении:

$$w_{ж} = \frac{0,261}{0,181} = 1,44 \text{ м/с.}$$

Массовая скорость $\rho_{ср} w = 1,642 \cdot 1,44 = 2,4$ кг/(м²·с) – в пределах допуска.

Аэродинамическое сопротивление пучков оребренных труб с шахматным расположением, кг/м²:

$$\Delta P_{р.с.} = \xi_{расш} \frac{w_{мин}^2 \rho_{ср}}{2g} n_1 + \xi_{суж} \frac{w_{маx}^2 \rho_{ср}}{2g} n_2, \quad (7.26)$$

где $\xi_{расш} = 0,25$ и $\xi_{суж} = 0,28$ – коэффициенты местных сопротивлений для случаев внезапного сужения (вход воздуха в оребренную секцию) и внезапного расширения (выход воздуха из оребренной секции и вход в пространство между ними);

$w_{мин} = w_{фр} = 0,73$ м/с – минимальная скорость;

$n_1 = 1$ – число расширений потока воздуха;

$n_2=1$ – число сужений потока воздуха;

$$w_{\max} = w_{\text{ж}} = 1,44 \text{ м/с.}$$

$$\Delta P_{\text{р.с.}} = 0,25 \frac{0,73^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} 4 + 0,28 \frac{1,44^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} 4 = 0,24 \text{ кг/м}^2 (2,35 \text{ Па}).$$

Аэродинамическое сопротивление потока воздуха в вентиляторе (вход и выход) при скорости входа $w_{\text{вх}}=2$ м/с и выхода $w_{\text{вых}}=5$ м/с:

$$\Delta P_{\text{вх}} = \xi_{\text{вх}} \frac{w_{\text{вх}}^2 \rho}{2g},$$

где $\xi_{\text{вх}}=0,5$ – коэффициент местного сопротивления на входе в вентилятор.

$$\Delta P_{\text{вх}} = 0,5 \cdot \frac{2^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} = 0,167 \text{ кг/м}^2 (1,64 \text{ Па});$$

$$\Delta P_{\text{вых}} = 0,5 \cdot \frac{5^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} = 1,046 \text{ кг/м}^2 (10,3 \text{ Па}).$$

Аэродинамическое сопротивление потока, при поворотах на 90° коммуникаций при средней скорости 6 м/с:

$$\Delta P_{\text{пов}} = \xi_{\text{пов}} n_{\text{пов}} \frac{w_{\text{пов}}^2 \rho}{2g},$$

где $\xi_{\text{пов}}=0,3$ – коэффициент местного сопротивления при повороте;

$n_{\text{пов}}=10$ – число поворотов магистралей на падающем и отводящем рукавах и в кармане замораживания.

$$\Delta P_{\text{пов}} = 0,3 \cdot 10 \frac{6^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} = 9,2 \text{ кг/м}^2 (90,3 \text{ Па}).$$

Динамическое сопротивление и статическое давление в воздуховоде при скорости 5 м/с, Па:

$$\Delta P_{\text{дин}} = \frac{w^2 \rho}{2g};$$

$$\Delta P_{\text{дин}} = \frac{5^2 \cdot 1,642}{2 \cdot 9,81} = 2,09 \text{ кг/м}^2 \text{ или } 20,53 \text{ Па.}$$

$$\Delta P_{\text{ст}} = \left(\frac{w}{\sqrt{\frac{2g}{\rho} \mu}} \right)^2,$$

где $\mu=0,6$ – коэффициент расхода,

$$\Delta P_{\text{ст}} = \left(\frac{5}{\sqrt{\frac{2 \cdot 9,81}{1,642} \cdot 0,6}} \right)^2 = 3,49 \text{ кг/м}^2 \text{ (32,2 Па).}$$

Сопротивление трения в гладком воздуховоде на 1 погонный метр $0,17 \text{ кг/м}^2$ ($1,67 \text{ Па}$) [62]:

$$\Delta P_{\text{тр}} = L_{\text{тр}} \xi_{\text{тр}},$$

где $L_{\text{тр}}=10 \text{ м}$ – общая длина магистралей;

$\xi_{\text{тр}}=1,67 \text{ Па}$ – сопротивление трения на 1 м.

$$\Delta P_{\text{тр}} = 10 \cdot 0,17 = 1,7 \text{ кг/м}^2 \text{ (16,7 Па).}$$

Суммарные потери давления:

$$\sum \Delta P = \Delta P_{\text{р.с}} + \Delta P_{\text{вх}} + \Delta P_{\text{вых}} + \Delta P_{\text{пов}} + \Delta P_{\text{дин}} + \Delta P_{\text{ст}} + \Delta P_{\text{тр}};$$

$$\sum \Delta P = 0,24 + 0,167 + 1,046 + 9,2 + 2,09 + 3,49 + 1,7 = 17,9 \text{ кг/м}^2, \text{ (176 Па).}$$

Мощность, потребляемая вентилятором:

$$N_{\text{в}} = \frac{V \sum \Delta P}{\rho \eta},$$

где $\eta=0,62$ – коэффициент полезного действия вентилятора [60].

$$N_{\text{в}} = \frac{0,261 \cdot 176}{1,642 \cdot 0,62} = 45,2 \text{ Вт.}$$

К установке принимается вентилятор мощностью 50 Вт.

7.6.5. Тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника верхней ветви каскада (R22), тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника нижней ветви каскада (R13)

Тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника верхней ветви каскада (R22). Наличие рекуперативного теплообменника в схеме позволяет не только увеличить удельную холодопроизводительность цикла, но и обеспечить оптимальные условия работы компрессора благодаря дополнительному эффекту подогрева маслофреоновой смеси, вследствие чего масло поступает в картер компрессора с минимальным содержанием паров хладона. Кроме этого, в теплообменнике происходит «подсушивание» влажных паров, предотвращая этим влажный ход компрессора.

Тепло, отводимое в теплообменнике, кВт:

$$Q_{\text{т.о}} = G(i_3 - i_2),$$

где $G=0,0171$ кг/с – массовый расход R22;

$i_3=600$ кДж/кг – энтальпия хладона на выходе из теплообменника;

$i_2=592$ кДж/кг – энтальпия хладона на входе в теплообменник (табл. 7.7)

$$Q_{\text{т.о}} = 0,0171(600 - 592) = 0,137 \text{ кВт (137 Вт).}$$

Площадь поверхности, м²:

$$F_{T.O} = \frac{Q_{T.O}}{k\theta_T}.$$

Расчет выполняется для наиболее напряженного режима при $t_0 = -35$ °С и $t_k = 25$ °С.

$k = 60$ Вт/(м²·К) – коэффициент теплопередачи для аналогичных условий работы низкотемпературной установки [62].

$$\theta_T = \frac{\theta_1 - \theta_2}{\ln \frac{\theta_1}{\theta_2}} = \frac{47 - 43}{\ln \frac{47}{43}} = 46,5 \text{ °С} - \text{среднелогарифмическая}$$

разность температур определяется при условиях: $t_6 = 15$ °С, $t_5 = 23$ °С, $\theta_1 = 47$ °С, $\theta_2 = 43$ °С, $t_2 = -32$ °С, $t_3 = -20$ °С.

$$F_{T.O} = \frac{137}{60 \cdot 46,5} = 0,05 \text{ м}^2.$$

Аппарат кожухозмеевиковой конструкции с гладкостенным змеевиком из медной трубки $d_H = 10 \times 1$ мм.

Длина трубки змеевика, м:

$$L = \frac{F_{T.O}}{\pi d_H};$$

$$L = \frac{0,05}{3,14 \cdot 0,01} = 1,6 \text{ м}.$$

Количество витков змеевика при $D_{3M} = 0,038$ м

$$Z = \frac{L}{\pi D_{3M}};$$

$$Z = \frac{1,6}{3,14 \cdot 0,038} = 14.$$

Конструктивно принимаем 16 витков.

Длина змеевика при шаге витков $S_{3M} = 0,012$ м.

$$L_{3M} = (Z - 1)S_{3M} + d_H;$$

$$L_{3M} = (16 - 1)0,012 + 0,01 = 0,19 \text{ м}.$$

Змеевик заключен в корпус из стальной трубы $\varnothing 57 \times 3,5$ мм с приваренными сферическими.

Рекуперативные теплообменники низкотемпературных установок тепло- гидроизолируются от окружающей среды с обязательным разрывом тепловых мостиков.

В качестве теплоизоляции используются материалы, обладающие низким коэффициентом теплопроводности и высоким сопротивлением паропроницаемости. Чаще всего используются пенополиуретаны или пенополистиролы, с закрытыми порами. Однако, после выполнения теплоизоляции аппаратов, арматуры и коммуникации, поверхности их целесообразно обернуть влагонепроницаемой пленкой.

Тепловой и конструктивный расчет рекуперативного теплообменника нижней ветви каскада (R13). Тепло, отводимое в теплообменнике, $Q_{т.о}$, кВт (Вт). Тепловой поток, отводимый в аппарате, принят для наиболее нагруженного режима при $t_0 = -70$ °С и $t_k = -30$ °С:

$$Q_{т.о} = G(i_9 - i_8),$$

где $G = 0,0194$ кг/с – массовый расход R13;

$i_9 = 490$ кДж/кг – энтальпия паров хладона на выходе из теплообменника;

$i_8 = 475$ кДж/кг – энтальпия паров хладона на входе в теплообменник.

$$Q_{т.о} = 0,0194(490 - 475) = 0,291 \text{ кВт (291 Вт)}.$$

Площадь поверхности теплообменника, m^2 :

$$F_{т.о} = \frac{Q_{т.о}}{k\theta_T}.$$

где $k = 93$ Вт/($m^2 \cdot K$) – коэффициент теплопередачи для аналогичных условий работы низкотемпературной установки [63].

$$\theta_T = \frac{\theta_1 - \theta_2}{\ln \frac{\theta_1}{\theta_2}} = \frac{21 - 5}{\ln \frac{21}{5}} = 11,1 \quad - \quad \text{среднелогарифмическая}$$

разность температур определяется при условиях: $i_9 - i_8 = i_{11} - i_{12}$,
 $t_{12} = -46$ °С, $t_{11} = -30$ °С, $\theta_1 = 21$ °С, $\theta_2 = 5$ °С, $t_8 = -67$ °С,
 $t_9 = -35$ °С.

$$F_{т.о} = \frac{291}{93 \cdot 11,1} = 0,281 \text{ м}^2.$$

С целью рационального использования дефицитных медных труб в качестве теплообменной поверхности принимаем змеевик, наполненный из трубы $d_n=16 \times 2$ мм с накатным оребрением, коэффициент развития поверхности:

$$\frac{F_{\text{ор}}}{F_{\text{вн}}} = 3,95.$$

Площадь поверхности погонной длины 1 м, оребренной трубы $f_{\text{нар}}=0,143 \text{ м}^2$.

Длина трубки змеевика, мН:

$$L = \frac{F_{\text{т.о}}}{f_{\text{нар}}};$$

$$L = \frac{0,281}{0,142} = 1,97 \text{ м.}$$

Принимаем $L=2$ м.

Количество витков змеевика при $D_{\text{зм}}=0,076$ м:

$$Z = \frac{L}{\pi D_{\text{зм}}};$$

$$Z = \frac{2}{3,14 \cdot 0,076} = 8,4.$$

Конструктивно принимаем 10 витков.

Длина змеевика при шаге витков $S_{\text{зм}}=0,02$ м:

$$L_{\text{зм}} = Z S_{\text{зм}} + d_n;$$

$$L_{\text{зм}} = 10 \cdot 0,02 + 0,016 = 0,22 \text{ м.}$$

Змеевик помещается в корпус из стальной трубы $d=108 \times 4$ мм. С обоих торцов приварены сферические доньшки.

7.6.6. Выбор вспомогательного оборудования, приборов, арматуры и магистральных трубопроводов

Для достижения заданных параметров холодильного комплекса проектом предусмотрены вспомогательные механизмы и оборудование, к которым относится:

Циркуляционный насос промежуточного хладоносителя.

Среди многочисленных хладоносителей наиболее приемлемыми оказались водный раствор CaCl_2 и жидкий хладон R30.

Суммарный тепловой поток, отводимый от одной литейной формы со смесью при охлаждении и замораживании, составляет 1,5 кВт. Однако, вследствие того, что охлаждение хладоносителем осуществляется только с одной наружной стороны, величину теплового потока в этом случае принимаем равной 1,0 кВт.

Для указанной нагрузки был определен объемный расход CaCl_2 и R30, который соответственно равен $0,54 \text{ м}^3/\text{ч}$ и $1,2 \text{ м}^3/\text{ч}$.

При выборе насоса принимаем большее значение расхода $1,2 \text{ м}^3/\text{ч}$. Принимаем насос марки Я9-ОНЦ-1, выпускаемый НПО «Шторм» (г. Одесса, Украина).

Основные характеристики насоса марки Я9-ОНЦ-1: выполнен из нержавеющей стали; герметичный с фланцмотором; производительность $4,8 \text{ м}^3/\text{ч}$; напор 30 м; мощность электродвигателя 1,1 кВт.

Электровентилятор.

Объемный расход воздуха определялся для условий замораживания формы только охлажденным воздухом.

В этом случае тепловая нагрузка составляет 1,5 кВт в наиболее нагруженном режиме, когда конечная температура формы $-50 \text{ }^\circ\text{C}$, а начальная $20 \text{ }^\circ\text{C}$ и продолжительность замораживания 10 мин. Были приведены три варианта средней температуры воздуха при суммарном подогреве его на $5 \text{ }^\circ\text{C}$. Наибольший объемный расход получился при $t_{\text{ср}} = -52,5 \text{ }^\circ\text{C}$ и составил $666 \text{ м}^3/\text{ч}$.

Если принять величину полезного подогрева воздуха 2 °С, то объемный расход воздуха составляет 940 м³/ч.

Суммарные потери давления воздушного тракта порядка 180 Па (18 кг/м²). К установке принят электровентильатор, серийно выпускаемый НПО «Одесхолдмаш» к машине УВВ-4:

- объемный расход – 3000 м³/ч;
- скорость вращения – 1500 об/мин;
- напор – 250 Па;
- потребляемая мощность – 0,55 кВт.

Ресиверы.

Эти аппараты предназначены для сбора жидкого хладагента при длительной остановке машины или в случае проведения ремонтных работ. Ресивер также служит для сглаживания пульсации давления нагнетания, и для предотвращения проникновения паров перед регулирующим вентилем.

Ресивер верхней ветви каскада R22 выполнен из трубы Ø 159×4,5 мм длиной 250 мм с приваренным штампованным выпуклыми доньшками. Емкость ресивера – 4,4 л.

Ресивер нижней ветви каскада выполнен из трубы Ø 108×4 мм и длиной 250 мм. С обеих сторон также приварены выпуклые доньшки. Емкость ресивера – 2 л.

Фильтры-осушители.

Фильтр-осушитель представляет собой комбинированную конструкцию, предназначенную для улавливания загрязнений, попавших в систему, и для удаления остатков воды, адсорбированной внутренними поверхностями аппаратов, механизмов и трубопроводов при выполнении монтажных или ремонтных работ. Водяной пар из воздуха также может конденсироваться на внутренних поверхностях аппаратов и систем, оставленной на длительное время открытой.

В качестве поглотителя влаги применяется либо силикагель КСМ, поглощающий воду до 40 % по отношению к своему весу, либо цеолит марки NaA(4A), обладающий еще большей поглощающей способностью.

В обеих ветвях каскада установлены фильтры-осушители стандартной конструкции под условный диаметр d_y 10 мм.

Таблица 7.8

К определению диаметров магистральных трубопроводов

Наименование магистралей	Вид перемещаемой среды	Объемный расход V , м ³ /с	Скорость w , м/с	Принятый условный диаметр $d_{\text{ус}}$, мм	Примечание
Компрессор R13 – конденсатор – испаритель	Нагнетаемый пар R13	0,00087	18	15	Медь
Компрессор R22 – конденсатор	Нагнетаемый пар R22	0,000513	15	15	Медь
Рекуперативный теплообменник – компрессор R22	Всасываемый пар R22	0,00299	12	25	Сталь 20
Рекуперативный теплообменник – компрессор R13	Всасываемый пар R22	0,00194	12	25	Сталь 20
Конденсатор R22 – линейный ресивер – теплообменник	Жидкий R22	0,00082	0,8	10	Медь
Конденсатор – испаритель – линейный ресивер – теплообменник R13 – регулирующие вентили	Жидкий R13	0,000769	0,8	10	Медь
Испаритель R13 – теплообменник – компрессор R13	Всасываемые пары R13	0,00164	12	20	Сталь 20
Воздухоохладитель – теплообменник R13	Всасываемые пары R13	0,00155	12	20	Сталь 20
Конденсатор-испаритель – теплообменник R22	Всасываемые пары R22	0,00274	15	25	Сталь 20
Камера замораживания – циркуляционный насос – испаритель – бак-концентратор	Промежуточный хладоноситель – жидкий 30	0,00042	1,3	20	Сталь 20
Все остальные жидкостные магистрали R13 и R22	Промежуточный хладоноситель – жидкий 30			6	Медь

Арматура.

Вся запорная арматура условным диаметром 6 и 10 мм представлена надежными герметичными мембранными вентилями проходного или углового исполнения.

Аналогично мембранной конструкции выполнены вентили с электромагнитным приводом (соленоидные) также $d_y=6$ и $d_y=10$ мм. Арматура больших диаметров выполняется с набивным сальниковым уплотнением.

Диаметры магистральных трубопроводов.

С целью экономий дефицитной меди все магистральные трубопроводы диаметром более 15 мм изготавливаются из стальных труб.

Диаметры определяются из уравнения сплошности:

$$V=F \cdot w,$$

где V – объем, м³/с;

$$F = \frac{\pi d_{\text{вн}}^2}{4} \text{ – площадь проходного сечения трубы, м}^2;$$

w – скорость движения пара или жидкости, м/с.

Для хладоновых установок принимается скорость паров во всасывающем трубопроводе от 10 до 15 м/с, в нагнетательном – от 15 до 18 м/с, жидкости – от 0,5 до 1 м/с. Результаты расчетов сведены в табл. 7.8.

7.7. Система автоматической защиты и оперативного управления холодильным комплексом

Согласно техническому заданию продолжительность работы установки составляет от 3 до 5 ч в сутки, включая время подготовки к работе, достижение и поддержание заданного режима и вывод установки из режима, что требует постоянно-го пребывания обслуживающего персонала.



В связи с этим отпадает необходимость в создании усложненной, с дублирующими элементами, системы автоматической защиты и управления.

Система автоматической защиты (рис. 7.1) включает реле давления двухблочного типа, предотвращающее аварию при достижении недопустимо высокого давления нагнетания паров компрессорами верхней и нижней ветви каскада, а также - при понижении давления всасывания паров компрессорами ниже допустимого. В обоих случаях компрессор останавливается и включается световая сигнализация. В период включения в работу установки блок низкого давления компрессора R13 выполняет и оперативную функцию: через промежуточное реле включает в работу компрессор при достижении заданной величины давления в конденсаторе-испарителе R22/R13.

Аварийная защита функционирует только в процессе работы установки.

Аппараты, содержащие жидкий или газообразный хладон, оснащены пружинными наперстковыми предохранительными клапанами, обеспечивающими безопасность в случае пожара или других причин, вызывающих резкое повышение давления в аппаратах.

Каждый предохранительный клапан тарируется на определенную величину допустимого для данного вида хладона давления.

Предохранительный клапан после тарировки пломбируется. Перерегулировка их запрещена.

Реле давления установлены на обоих компрессорах, где блоки высокого давления (моноконтроллеры) настроены на аварийное отключение при достижении предельно-допустимого давления нагнетания.

Блок низкого давления (прессостат) на компрессоре R22 выполняет защитную функцию. При достижении чрезмерно низкого давления всасывания цикла (понижении холодопроизводительности, нарушении температурного режима) прессостат аварийно выключает компрессор и включает световое табло. Прессостат компрессора R13 при достижении заданной величины давления в конденсаторе-испарителе включает в работу компрессор R13.

Чувствительные элементы термореле (датчики) размещены в потоке воздуха после воздухоохладителя, в трубопроводе после испарителя, в камере хранения НТФ. При достижении заданной температуры в каждом конкретном случае датчик соответствующего термореле посылает сигнал на исполнительный механизм – соленоидный клапан, который перекрывает подачу хладагента в соответствующий аппарат. Последующее повышение температуры на заданный дифференциал служит сигналом для возобновления подачи жидкости в соответствующий аппарат.

Кроме указанных приборов позиционного действия, осуществляющих включение-выключение, в схеме предусмотрены регулирующие приборы пропорционального действия. К ним относятся терморегулирующие клапаны (ТРВ) верхней и нижней ветви каскада. ТРВ служат для плавной, пропорциональной подачи жидкого хладагента в соответствующий испаритель в зависимости от величины перегрева паров на всасывании. ТРВ выполняет функции дросселя после которого образуется парожидкостная смесь при давлении кипения. Перед каждым ТРВ размещен соленоидный клапан, который прекращает или возобновляет подачу хладагента на ТРВ от сигнала термореле.

7.8. Работы холодильного комплекса для реализации разновидностей технологических процессов низкотемпературных форм

Достижение температуры в середине слоя смеси $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ и ниже за время – 600...900 или 1200 с, потребовало использования низкотемпературной каскадной холодильной установки, состоящей из верхней ветви каскада, работающей на R22 и нижней ветви – на R13.

Холодильный комплекс включает в себя следующие основные элементы:

– генератор холода – каскадная холодильная машина с двумя хладагентными компрессорами 1 и 5, конденсатором во-

дяного охлаждения 2 верхней ветви каскада и конденсатором-испарителем 7, а также ресиверами 3 и 8, рекуперативными теплообменниками 6 и 3, фильтрами-осушителями 4 и 10;

- измерительные приборы;
- регулирующие вентили;
- запорная арматура;
- магистрали;
- потребитель холода – камера замораживания 20 с литейными формами 19 и резервной-емкостью 21;
- приборы охлаждения;
- воздухоохладитель 11 с вентилятором и воздуховодами 13;
- испаритель промежуточного хладоносителя 14;
- охлаждающие батареи 15 и 18;
- камеры, служащие для хранения НТФ и предварительного их охлаждения.

Замораживание внутренней поверхности форм может осуществляться охлажденным воздухом, замораживание наружной поверхности – охлажденным воздухом, либо промежуточным хладоносителем, подаваемым из испарителя 14 насосом 22.

В варианте замораживания формовочной смеси воздухом с двух сторон время достижения заданной температуры увеличивается.

Включению в работу установки предшествуют следующие подготовительные мероприятия:

1. Проверить наличие электрического питания на силовом щите оборудования – сигнальная лампа.
2. Проверить наличие питания у всех оперативных приборов и защиты от чрезмерно высокого или низкого давления компрессоров обеих ветвей.
3. Кратковременным включением и выключением (кнопками пуск-стоп) проверить работоспособность обоих компрессоров, вентилятора и циркуляционного насоса.
4. Открыть подачу воды на конденсатор водяного охлаждения 2 и отрегулировать на оптимальный расход.
5. Разместить в камере замораживания 20 литейные формы со смесью и закрыть крышку.

После подготовки включать машину в следующей последовательности:

1. Вентилятор 11.
2. Циркуляционный насос 22.
3. Компрессор 1 верхней ветви каскада (R22).
4. После достижения заданного давления в схеме верхней ветви каскада, автоматически включается в работу компрессор 5.

Работа установки.

Горячие пары хладона R22, нагнетаемые компрессором 1, поступают в конденсатор 2, где конденсируются на холодной поверхности змеевика, охлаждаемого водой.

Жидкий хладон R22 под давлением конденсации поступает в ресивер 3, затем через фильтр-осушитель 4 - в рекуперативный теплообменник 6. Здесь жидкость, перемещаясь внутри змеевика вступает в теплообмен с холодными парами R22, идущими из конденсатора-испарителя 7, и охлаждается, благодаря чему возрастает удельная холодопроизводительность машины. Переохлажденная жидкость направляется к регулирующему вентилю, в котором понижается давление и температура до $-30...-35\text{ }^{\circ}\text{C}$ с образованием парожидкостной смеси и поступает в змеевик конденсатора-испарителя 7.

На холодной поверхности змеевика охлаждаются и конденсируются теплообменник 9, разделяется на три потока: к воздухоохладителю, испарителю и камере хранения. Перед регулирующим вентилем 12 каждого прибора охлаждения установлен вентиль с электромагнитным приводом 24, который заблокирован с датчиком температуры соответствующего аппарата. При достижении заданной температуры, например, в камере хранения датчик температуры дает сигнал на вентиль, который перекрывает подачу жидкости, а при повышении ее - вновь включает в работу пары R13, образовавшиеся при кипении в аппаратах с температурой $-70...72\text{ }^{\circ}\text{C}$ поступают в рекуперативный теплообменник 9, где подогреваются за счет теплообмена с более теплой жидкостью, движущейся в змеевике, и засасываются компрессором 5. Далее цикл повторяется.



ЛИТЕРАТУРА

1. Шуляк, В.С. Технологические и технико-экономические аспекты литья по газифицируемым моделям / В.С. Шуляк, О.И. Шинский, А.И. Валигура // *Общ. Знание Украины*. – К.: 1992. – С. 19.
2. Прокопович, Л.В. Комплексный подход в методологии моделирования экосистемы литейных отвалов / Л.В. Прокопович, И.В. Прокопович // *Тр. Одес. политехн. ун-та*. – 2000. – № 2(11). – С. 10–12.
3. Prokopovich, L.V. Mineral calcium-containing foundry waste / L.V. Prokopovich, A.I. Moiseeva // *Litejnoe Proizvodstvo* / – 2003. – #3. – P. 23. – <https://www.scopus.com/authid/detail.uri?authorId=6602385924>.
4. Прокопович, Л.В. Диффузионно-сорбционная модель движения вещества в системе литейных отвалов / Л.В. Прокопович, И.В. Прокопович // *Мат. междунар. науч.-техн. конф «Пути повышения качества и экономичности литейных процессов»*. – Одесса: ОНПУ, 2004. – С. 109–111.
5. Прокопович, Л.В. Отвалы литейного производства как элемент ландшафта / Л.В. Прокопович, И.В. Прокопович, С.В. Малых // *Экология речных бассейнов*. – Владимир: ВИЭЦ. – С. 64–65.
6. Прокопович, Л.В. Моделирование процессов фильтрации в техногенных элементах литосферы / Л.В. Прокопович, И.В. Прокопович // *Тр. Одес. политехн. ун-та*. – 2002. – Спец. Вып. – С. 50–51.
7. Clegg, A.J. Expanded-polysterene Moulding – A Status report. // *Trade J. Foundry Inter*: 1986. – #6. – P. 53–61.

8. Литье по газифицируемым моделям // Сб. научных трудов. – К.:1979. – С. 164.
9. Иванова, В.А. Влияние модифицирования в форме на физико-механические свойства стали / В.А. Иванова, Л.П. Аненко, В.Е. Шуляк // Литье по газифицируемым моделям. – К.: 1970. – С. 94–98.
10. Иванов, В.Н. Состояние и перспективы развития массового производства отливок по выплавляемым моделям / В.Н. Иванов // Литейное производство. – 1970. – №5. – С. 18–21.
11. Лакеев, А.С. Прогрессивные способы изготовления точных отливок / А.С. Лакеев, Л.А. Щегловитов, Ю.Д. Кузьмин. – К.: Техника, 1984. – 160 с.
12. Die Formstabilität beim Vakuum-Formverfahren Während des Giessvorgangs in abhangigkeit Wichtiger Einflussgrossen // Honer K., Werninghaus Karl-Otto / Giesser& Forsch. T. 41, #2. – P. 41–54.
13. Грузман, В.М. Литье в замороженные формы: Обзор / В.М. Грузман. – М.: НИИмаш, 1983. – 40 с.
14. Лунев, А.А. Кокилизация песчаных форм / А.А. Лунев // Вестник металлургии. – 1937. – С. 14–15.
15. Йосида, Киеси. Исследование способа изготовления литейных форм замораживанием / Киеси Йосида, Харуки Хино // Кинзоку. – Япония. – 1980 г. – № 4. – С. 42–46.
16. Hoult, F.H. The effset process: An introduktion to freeze moulding/ F.H. Hoult // AFS transactions. – P. 241–244.
17. Jelinek, P. Bude odlevani odlitku do zmrazenych forem technologii budoucnosti ceskoslovenskych slevaren / P. Jelinek, V. Bednarova, R. Koreny, M. Krenek, F. Miksovsky, T. Elbel // Slevarenstvi. – 1980. – XXXUI. – #1. – P. 1–12.
18. Грузман, В.М. Литье в замороженные формы / В.М. Грузман // Литейное производство. – № 10. – 1982. – С. 11–13.
19. Chuter, A. Enviromental is Foundry's frozen / A. Chuter // Asset Engineer (Gr.Brit.). – 1979. – #415. – P.12–18.
20. Kijosh, K. Characterica of Frozen Mold / K. Kijosh, H. Nareikjn, T. Masatake // Kinzoку. – 1980. – # 415. – P. 231–239.
21. Lewandowski, L. / Przegląd Odlewnictwa. – 1962. – #8. – P. 32–38.
22. Ниномия Мицуо. Скорость замораживания песочных форм и удельный расход сжиженного азота / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуро // Imono J.Яр. Foundrymen's Soc. – 1986. – № 2. – С. 98–104.
23. Ниномия Мицуо. Теплопроводность формовочных смесей / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуро // Imono J.Яр. Foundrymen's Soc. – 1986. – № 8 – С. 560–565.

24. Ниномия Мицуо. Теплоемкость формовочных материалов при низких температурах / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуру // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1986. – № 6. – С. 443–448.
25. Волкомич, А.А. Технологические основы изготовления литейных форм прессованием / А.А. Волкомич, Б.В. Рабинович, А.С. Евсеев, Ф.Ф. Резанских // *Литейное производство.* – 1965. – № 8. – С. 10–11.
26. Грузман, В.М. Литье в замороженные формы: Обзор / В.М. Грузман. – М.: НИИмаш, 1983. – 40 с.
27. Грузман, В.М. Взаимодействие расплава с замороженной формой / В.М. Грузман // *Литейное производство.* – 1982. – № 7. – С. 20–21.
28. Жуковский, С.С. Формы и стержни из холоднотвердеющих смесей / С.С. Жуковский, А.М. Лясс. – М.: Машиностроение, 1978. – 224 с.
29. Шинский, О.И. Прочность замороженных форм / О.И. Шинский, М.М. Краснощеков // *Процессы литья.* – 1993. – № 3. – С. 82–87.
30. Минова Сусуму. Прочность на изгиб замороженной формы / Минова Сусуму, Ниномия Мицуо, Ота Хидеаки, Такаянаги Такеси // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1982. – № 5. – С. 309–313.
31. Минова Сусуму. Исследование влажности в замороженной форме / Минова Сусуму, Ота Хидеаки, Ниномия Мицуо // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1980. – № 9. – С. 530–535.
32. Ниномия Мицуо. Скорость замораживания песочных форм и удельный расход сжиженного азота / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуру // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1986. – № 2. – С. 98–104
33. Грузман, В.М. Взаимодействие расплава с замороженной формой / В.М. Грузман // *Литейное производство.* – 1982. – № 7. – С. 20–21.
34. Ниномия Мицуо. Исследование зоны конденсации в замороженной форме / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуру // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1985. – № 5. – С. 296–302.
35. Ниномия Мицуо. Давление газа и тепловое расширение замороженных литейных форм / Ниномия Мицуо, Катасима Сабуру // *Imono J.Jap. Foundrymen's Soc.* – 1986. – № 11. – С. 793–797.
36. Балински, А. Некоторые термофизические явления на границе «жидкий металл – замороженная форма» / А. Балински, М. Хольтцер, Т. Ольшовский, Р. Рыглицкий // *Министерство металлургической и машиностроительной промышленности.* – 1982. – № 4. – С. 26.
37. Balinski, A. Wlasciwosci strukturalne i mechaniczne odlewow ze stopu aluminium, odlewane w formach zamrozonych / A. Balinski, M. Holtzer // *Pr.Inst.odlew.* – 1982. – #1. – P. 13–24.

38. Кита Киеси. Характеристика замороженных форм / Кита Киеси, Хино Харуки, Томинага Масатаке // Имоно, Imono J.Яр. Foundrymen's Soc. – 1980. – № 1. – Р. 28–33.
39. Богданов, С.Н. Холодильная техника. Свойства веществ: справ. / С.Н. Богданов, О.П. Иванов, А.В. Куприянова. – М.: Агропромиздат, 1985. – 208 с.
40. Вейнберг Б.С. Область применения холодильных агентов / Б.С. Вейнберг // Холодильная техника. – 1952. – № 2. – С. 22–24.
41. Грузман, В.М. Влияние охлаждения на свойства замороженных форм и структуру стальных отливок / В.М. Грузман, Ю.И. Василевский, А.И. Килеева // Литейное производство. – 1974. – № 8. – С. 34.
42. Медведев, Я.И. Технологические испытания формовочных материалов / Я.И. Медведев, И.В. Валисовский. – М.: Машиностроение, 1973. – 308 с.
43. Нуралиев, Ф.А. О выбиваемости хромитовых жидкостекольных смесей холодного твердения / Ф.А. Нуралиев, И.В. Валисовский // Литейное производство. – 1993. – № 2-3. – С. 10–11.
44. Берг, П.П. Качество литейной формы / П.П. Берг. – М.: Машиностроение, 1970. – 292 с.
45. Грузман, В.М. Определение степени черноты поверхности формы для борьбы с ужимами / В.М. Грузман, Ю.И. Василевский // Литейное производство. – 1975. – № 7. – С. 18.
46. Курдюмов, А.В. Лабораторные работы по технологии литейного производства / А.В. Курдюмов и др. – М.: Машиностроение, 1990. – 135 с.
47. Тодоров, Р.П. Дефекты в отливках из черных сплавов / Р.П. Тодоров, П.Ц. Палев. – М.: Машиностроение. – 1984. – 183 с.
48. Юдаев, Б.Н. Теплопередача / Б.Н. Юдаев. – М.: Высш. шк., 1981. – 320 с.
49. Лясс, А.М. Об улучшении выбиваемости смесей с жидким стеклом / А.М. Лясс, И.В. Валисовский // Литейное производство. – 1961. – № 9. – С. 21
50. Богуславский, А.М. Улучшение выбиваемости жидкостекольных смесей / А.М. Богуславский и др. // Литейное производство. – 1986. – № 3. – С. 19.
51. Суханов, М.Н. Стержневые смеси с улучшенной выбиваемостью для стальных отливок / М.Н. Суханов, С.С. Жуковский // Литейное производство. – 1986. – № 7. – С. 9–10.
52. Пат. 2425732 РФ, МПК В22С 1/02 (2006.01). Смесь для изготовления литейных форм и стержней / И.О. Леушин, К.А. Маслов;



заявитель и патентообладатель Гос. образоват. уч-е высш. образ. Нижегородский гос. техн. ун-т им. Р.Е. Алексеева (НГТУ) – №2010130970/02, заявл. 23.07.2010; опубл. 10.08.2011 Бюл. № 22.

53. Пат. 2440211 РФ, МПК В22С 1/22 (2006.01). Смесь для изготовления литейных стержней, отверждаемых в нагреваемой оснастке, и способ ее приготовления / И.В. Матвеевко, И.Я. Марьин; заявитель и патентообладатель И.В. Матвеевко, И.Я. Марьин – №2010110449/02, заявл. 22.03.2010; опубл. 27.09.2011 Бюл. № 27.

54. Лисенко, Т.В. Теоретичні основи формування виливків: навч. посіб. / Т.В. Лисенко, О.І. Пономаренко, В.П. Доценко та ін. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – 192 с.

55. А. Ватишка, А. Теоретические основы литейной технологии / А. Ватишка, Й. Брадик, И. Мацашек, С. Словак. – К.: Вища шк., 1981. – 320 с.

56. Рыжиков, А.А. Теоретические основы литейного производства / А.А. Рыжиков. – М.: Машгиз, 1961. – 448 с.

57. Теплофизические основы получения искусственного холода: справ. «Холодильная техника». – М.: Пищ. пром-ть, 1980. – 232 с.

58. Перельштейн, И.И. Таблицы и диаграммы термодинамических свойств фреонов 12, 13, 22 / И.И. Перельштейн. – М.: ВНИИХИ, 1971. – 90 с.

59. Гоголин, А.А. Интенсификация теплообменов в испарителях холодильных машин / А.А. Гоголин, Г.Н. Данилова, В.М. Азарков. – М.: Легкая и пищевая промышленность, 1982. – 244 с.

60. Варгафтик, Н.В. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Н.В. Варгафтик – М.: Наука, 1972. – 508 с.

61. Холодильная техника. Энциклопедический справочник: Т1. – М.: Госторгиздат, 1960. – 544 с.

62. Данилова, Г.Н. Теплообменные аппараты холодильных установок / Г.Н. Данилова, С.Н. Богданов, О.П. Иванов. – М.: Машиностроение, 1973. – 328 с.

63. Якобсон, Б.Б. Малые холодильные машины / Б.Б. Якобсон. – М.: Пищевая промышленность, 1977. – 368 с.

64. Тарасевич, Н.И. Моделирование процессов теплопередачи в замороженных формах / Н.И.Тарасевич, И.В. Корниец, О.И. Шинский, О.И. Васильев // Процессы литья. – 2000. – № 2. – С. 61–64.

65. Зюзько, И.В. Технологические свойства стержневых смесей на основе органических связующих типа 4ГУ / И.В. Зюзько. // Омский научный вестник. – 2009. – № 1(77). – С. 18–20.

66. Голотенков, О.Н. Формовочные материалы / О.Н. Голотенков. – Пенза: Изд-во ПГУ, 2004. – 164 с.
67. Вайнштейн, В.Д. Низкотемпературные холодильные установки / В.Д. Вайнштейн, В.И. Конторович. – М.: Пищевая промышленность, 1972. – 362 с.
68. Колобов, Г.А. Металлургия цветных металлов / Г.А. Колобов, В.Н. Бредихин, Н.А. Маняк, А.И. Шевелев. – Донецк: ДонНТУ, 2007. – 462 с.
69. Мальцев, В.М. Металлография промышленных цветных металлов и сплавов / В.М. Мальцев. – М.: Рипол-Классик, 2013. – 372 с.
70. Денисюк, Т.Д. Электроразрядное разрушение литейных форм и стержней в различных разрядных средах / Т.Д. Денисюк, А.Р. Ризун. // Электронная обработка материалов. – 2005. – № 6. – С. 83–85.
71. Берлизова, Т.В. Влияние фурфурилоксипропилициклокарбонатов (ФОПЦК) с различными добавками на свойства ХТС на жидком стекле / Т.В. Берлизова, О.И. Пономаренко, А.М. Каратеев, Д.А. Литвинов. // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – 2013. – № 3. – С. 26–29.
72. Пономаренко, О.И. Влияние жидких отвердителей с различными добавками на свойства жидкостекольных смесей / О.И. Пономаренко, Н.С. Евтушенко, Т.В. Берлизова // Литейное производство. – 2011. – № 4 – С. 21 – 24.
73. Илларионов, И.Е. Жидкостекольные смеси, отверждаемые продувкой углекислым газом / И.Е. Илларионов, Н.В. Петрова // Тр. Нижегородск. гос. техн. ун-та им. Р.Е. Алексеева. – 2011. – № 2. – С. 208–213.
74. Бауман, Б.В. Исследование выбиваемости формовочных и стержневых смесей с целью разработки методики ее определения / Б.В. Бауман, С.А. Сироткин, О.С. Иванова. // Литейщик России. – 2010. – № 8. – С. 35–37.
75. Болдин, А.Н. Литейные формовочные материалы. Формовочные, стержневые смеси и покрытия: справ. / А.Н. Болдин, Н.И. Давыдов, С.С. Жуковский и др. – М.: Машиностроение, 2006. – 507 с.
76. Илларионов, И.Е. Формовочные материалы и смеси / И.Е. Илларионов, Ю.П. Васин. – Чебоксары: Изд-во Чуваш. ун-та, 1992. – 223 с.
77. Дорошенко, С.П. Формовочные материалы и смеси / С.П. Дорошенко, В.П. Авдокушин, К. Русин, И. Мацашек. – К.: Выща шк.; Прага: СНТЛ, 1990. – 415 с.



78. Лакедемонский, А.В. Литейные дефекты и способы их устранения / А.В. Лакедемонский, Ф.С. Клаша, Я.И. Медведев и др. – М.: Машиностроение, 1972. – 152 с.

79. Кукуй, Д.М. Теория и технология литейного производства. Формовочные материалы и смеси: уч. пособ. / Д.М. Кукуй, Н.В. Андрианов и др. – Минск: БНТУ, 2005. – 390 с.

80. Туманский, А.А. Формовочные пески / А.А. Туманский. – М.: Машгиз, 1956. – 236 с.

81. Чуркин, Б.С. Технология литейного производства / Б.С. Чуркин, Э.Б. Гофман, С.Г. Майзель и др. – Екатеринбург: УГППУ, 2000. – 662 с.

82. Формовочные материалы и технология литейной формы. справ. / С.С. Жуковский, Г.А. Анисович, Н.И. Давыдов и др. – М.: Машиностроение, 1993. – 432 с.

83. Орлов, Н.Д. Краткий курс литейного производства / Н.Д. Орлов. – М.: Машиностроение, 1964. – 220 с.

84. Дмитриевич, А.М. Книга молодого литейщика / А.М. Дмитриевич. – Минск: Беларусь, 1976. – 224 с.

85. Ясюков, В.В. Композиционные вставки прессформ литья под давлением / В.В. Ясюков, Л.И. Солоненко, О.В. Цыбенко // Металл и литье Украины. – 2015. – № 9. – С. 26–29.

86. Абрамов, Г.Г. Справочник молодого литейщика. Литье в песчано-глинистые формы / Г.Г. Абрамов. – М.: Высш. шк., 1978. – 199 с.

87. Аксенов, П.Н. Технология литейного производства / П.Н. Аксенов. – М.: Машгиз, 1957. – 664 с.

88. Крымов, В.Г. Ручное изготовление литейных стержней / В.Г. Крымов, Ю.Е. Фишкин. – М.: Высш. шк., 1983. – 200 с.

89. Кузелев, М.Я. Справочник рабочего-литейщика / М.Я. Кузелев, А.А. Скворцов, Н.Н. Смеляков. – М.: Машгиз, 1961. – 584 с.

90. Липницкий, А.М. Справочник рабочего-литейщика / А.М. Липницкий, И.В. Морозов. – Л.: Машиностроение, 1976. – 344 с.

91. Ясюков, В.В. Физико-химические процессы на поверхности стальных отливок при литье в керамизированные формы / В.В. Ясюков, Т.В. Лысенко, Д.О. Гладаренко. // Металл и литье Украины. – 2015. – № 9. – С. 22–25.

92. Рыбкин, В.А. Ручное изготовление литейных форм / В.А. Рыбкин. – М.: Высш. шк., 1977. – 208 с.

93. Берг, П.П. Формовочные материалы / П.П. Берг. – М.: Машгиз, 1963. – 408 с.

94. Берг, П.П. Курс формовочных материалов / П.П. Берг. – Л., М., Свердлов.: ОНТИ НКТП, 1933. – 382 с.

95. Колотиенко, С.Д. Формовочные материалы и смеси: уч. пособ. / С.Д. Колотиенко, В.А. Топуз, Ф.А. Висторопская. – Ростов на Дону: ДГТУ, 2009. – 95 с.

96. Пат. 2292980 РФ, МПК В22С 1/16 (2006.01). Смесь для изготовления литейных форм и стержней / В.И. Якимов, В.В. Петров, Э.А. Дмитриев и др. – № 2004137563/02, заявл. 22.12.2004; опубл. 10.02.2007. – Бюл. № 4.

97. Пат. 2298449 РФ, МПК В22С 1/18 (2006.01). Легковывиваемая жидкостекольная смесь и способ ее приготовления / А.И. Евстигнеев, В.В. Петров, Э.А. Дмитриев, Е.А. Тютина. – № 2005118912/02, заявл. 17.06.2005; опубл. 10.05.2007. – Бюл. № 13.

98. Пат. 2312732 РФ, МПК В22С 1/06 (2006.01). Смесь для изготовления литейных форм и стержней / А.С. Орыщенко, В.Н. Слепнев, А.В. Тихомиров и др. – № 2006102821/02, заявл. 31.01.2006; опубл. 20.12.2007. – Бюл. № 35.

99. Пат. 2375143 РФ, МПК В22С 1/20 (2006.01). Технологическая линия, способ приготовления лигносульфонатов модифицированных и связующее на их основе для формовочных и стержневых смесей при литье металлов / В.В. Серавин, Ю.П. Дедик. – № 2008100486/02, заявл. 09.01.2008; опубл. 10.12.2009. – Бюл. № 34.

100. Пат. 2385201 РФ, МПК В22С 1/18 (2006.01). Формовочная смесь, формованное изделие для литейного производства и способ изготовления такого формованного изделия / Р.И. Герлах, Б.И. Верен. – № 2008123122/02, заявл. 10.06.2008; опубл. 27.03.2010. – Бюл. № 9.

101. Пат. 2393938 РФ, МПК В22С 1/02 (2006.01). Формовочный материал / Д.В. Скарюкин, Ф.С. Кваша. – № 2009118480/02, заявл. 18.05.2009; опубл. 10.07.2010. – Бюл. № 19.

102. Пат. 2397839 РФ, МПК В22С 1/02 (2006.01). Облицовочная смесь для литейных форм / Н.А. Кидалов, Н.А. Осипова, В.А. Закутаев. – № 2009101697/02, заявл. 20.01.2009; опубл. 27.08.2010. – Бюл. № 24.

103. Пат. 2404878 РФ, МПК В22С 1/02 (2006.01). Смесь для литейных форм и стержней / К.В. Федюнин, В.А. Лавров, Н.И. Петрова. – № 2009112190/02, заявл. 02.04.2009; опубл. 27.11.2010. – Бюл. № 33.

104. Пат. 2405648 РФ, МПК В22С 1/18 (2006.01). Смесь для изготовления литейных форм и стержней / И.О. Леушин, К.А. Маслов. – № 2009131773/02, заявл. 21.08.2009; опубл. 10.12.2010. – Бюл. № 34.

105. Пат. 2445185 РФ, МПК В22С 1/00 (2006.01). Смесь для изготовления литейных стержней и форм / И.О. Леушин, К.А. Маслов, Д.Г. Чистяков. – № 2010153255/02, заявл. 24.12.2010; опубл. 20.03.2012. – Бюл. № 8.

106. Пат. 2450886 РФ, МПК В22С 1/00 (2006.01). Формовочная смесь / С.Г. Додонов, Ю.Ф. Поляк, Ф.Ю. Поляк. – № 2011121503/02, заявл. 30.05.2011; опубл. 20.05.2012. – Бюл. № 14.

107. Книпп, Э. Пороки отливок / Э. Книпп. – М.: Машгиз, 1956. – 276 с.

108. Медведев, Я.И. Газы в литейной форме / Я.И. Медведев. – М: Машиностроение, 1965. – 239 с.

109. Колобцев, И.Ф. Справочник литейщика. Цветное литье из легких сплавов / И.Ф. Колобцев, В.В. Крымов, А.В. Мельников. – М.: Машиностроение, 1974. – 416 с.

110. Рубцов, Н.Н. Литейные формы / Н.Н. Рубцов, В.В. Балабин, М.И. Воробьев. – М.: Машгиз, 1959. – 558 с.

Наукове видання

Шинський Олег Йосипович,
Лисенко Тетяна Володимирівна,
Прокопович Ігор Валентинович,
Зам'ятін Микола Іванович
Солоненко Людмила Ігорівна

НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНІ ЛИВАРНІ ФОРМИ

МОНОГРАФІЯ

(російською мовою)

Низькотемпературні ливарні форми : моногр. / [Шинський О.І.,
Н613 Лисенко Т.В., Прокопович І.В. та ін.] – Одеса: Фенікс, 2017. – 247 с.

Рос. мовою

ISBN 978-966-928-120-3

У монографії розглянуто теоретичні та практичні аспекти застосування низькотемпературних форм і стрижнів, а також досліджено їх фізико-механічні, теплофізичні, технологічні властивості. Наведено методи покращення якості поверхні литих деталей, шляхом використання протипригарних покриттів. Розроблено низькотемпературний холодильний комплекс для заморожування ливарних форм і стрижнів, який дозволяє забезпечити стабільні умови заморозки і не залежить від сторонніх джерел холоду. Монографія може бути корисна для студентів спеціальності 136 – Металургія

УДК 669.018.41:621.744.3

ББК 34.31:34.616

Комп'ютерна верстка та дизайн
Ігор Прокопович

Видано і надруковано з готового оригінал-макету

Підписано до друку 10.03.2017 р. Формат 60x84/16.
Ум. друк. арк. 14,42. Тираж 300 прим. Зам. № 1703-06.

Видавник і виготовлювач ПП «Фенікс».
(Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 1044 від 17.09.2002 р.)
Україна, м. Одеса, 65009, вул. Зоопаркова, 25. Тел.: (048) 7777-591
e-mail: fenix-izd@ukr.net
www.law-books.od.ua

