

Категоренко Юрий Иванович

**Оптимизация процессов заполнения форм
сплавом при литье вакуумным всасыванием**

Специальность 05.16.04 – Литейное производство.

Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук.



Екатеринбург 2002

Работа выполнена на кафедре автоматизации и технологии литейных процессов Российского государственного профессионально-педагогического университета.

Научный руководитель: кандидат технических наук, доцент
Э.Б.Гофман
Научный консультант: кандидат технических наук, доцент
А.Б.Чуркин
Официальные оппоненты: доктор технических наук, профессор
В.М.Замятин
кандидат технических наук, с.н.с.
Б.С.Хигер

Ведущее предприятие ГУП ПО «Оптико-механический завод», г. Екатеринбург

Защита диссертации состоится «31» мая 2002 г. в 15 ч 00 мин. на заседании диссертационного совета Д 212.285.05 при Уральском государственном техническом университете – УПИ в ауд. (учебный корпус)

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке УГТУ–УПИ.

Отзывы в двух экземплярах, заверенные гербовой печатью, просим направить по адресу: 620002, г. Екатеринбург, УГТУ–УПИ, ученому секретарю совета университета, тел. 75–45–74, факс: 343–2–74–38–84.

Авторсферат разослан 24 апреля 2002 г.

Ученый секретарь
диссертационного совета Д.212.285.05



С.В. Карелов

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность работы. Одним из важнейших направлений развития литейного производства является совершенствование и широкое внедрение методов литья под регулируемым давлением (ЛРД). Применение этих методов позволяет на 30–40% повысить механические свойства сплавов в отливках, увеличить до 80–90% выход годного и коэффициент использования металла в заготовках, снизить трудоемкость механической обработки отливок. При этом автоматизируется процесс заливки форм, улучшаются условия труда и повышается экологическая чистота производства.

Среди разновидностей методов ЛРД особое место занимает литье вакуумным всасыванием (ЛВВ). При ЛВВ в полости формы создается разрежение, что облегчает эвакуацию газов из формы, увеличивает заполняемость форм сплавом и снижает газовую пористость в отливках. Это делает данный метод литья особенно эффективным при изготовлении тонкостенных отливок сложной конфигурации. Поэтому ЛВВ является одним из основных методов при изготовлении литых ювелирных изделий. Однако, в машиностроении этот прогрессивный метод литья применяется относительно редко. Кроме чисто конъюнктурных соображений это объясняется недостаточной теоретической и технологической разработкой процессов, происходящих при формировании отливки.

В существующих установках регулирование продолжительности заливки форм осуществляется изменением площади проходного сечения дросселирующего устройства, установленного в вакуумной сети. При этом реализуется близкий к линейному аperiodический закон изменения разрежения в вакуумной камере. Металлопровод и все элементы полости формы заполняются при постоянном темпе изменения перепада давлений на расплав. Это сужает область применения ЛВВ и затрудняет получение сложных отливок со значительными перепадами толщин стенок. При постоянном темпе изменения разрежения в камере машины при резком сужении потока сплава при его переходе в тонкостенную часть полости формы возникает резкое увеличение скорости сплава, сопровождающееся колебанием уровня сплава, фонтанированием и образованием в отливках шлаев и газовых несплошностей. Поэтому существующий метод управления заливкой не является оптимальным.

В сущности ЛВВ заложена возможность обеспечивать не только заданную общую продолжительность заливки формы, но и целенаправленно управлять кинетикой движения сплава на разных участках полости формы с учетом ее конфигурации. Однако, принципы оптимизации гидравлического режима заполнения форм в настоящее время не разработаны. Предложенные схемы оптимального управления заливкой недостаточно обоснованы, сложны и на практике не применяются. В настоящее время отсутствуют научно-обоснованные методы расчета оптимальной продолжительности заливки форм при ЛВВ и определения необходимых темпов изменения разрежения в камере машины, обеспечивающих качественное заполнение формы.

Условия работы литниковых систем при ЛВВ существенно отличаются от условий, характерных для традиционных методов литья. Однако, методы рас-

чета литниково-питающих систем при ЛВВ не разработаны и в условиях производства размеры литников определяются методом проб и ошибок. В связи со сказанным, технологические параметры на производстве определяются в процессе длительной дорогостоящей доводки технологии, занимающей иногда несколько месяцев. Поэтому проблема оптимизации заливки форм сплавом при ЛВВ, основанной на комплексном анализе гидродинамических, газодинамических и тепловых процессов, является весьма актуальной.

Цель работы. Разработка научно-обоснованной системы определения технологических параметров заполнения форм и методов оптимального управления заливкой форм при ЛВВ.

Для достижения указанной цели в работе предусмотрено решение следующих основных задач:

1. Обоснование гидродинамических критериев оптимальности заполнения форм при ЛВВ.
2. Определение области применимости существующего метода управления заливкой.
3. Разработка методики оптимальной организации заполнения форм в широком диапазоне перепадов толщин стенок отливок и скоростей заливки. Разработка методики расчета оптимальной продолжительности заливки при ЛВВ.
4. Создание системы оптимального управления заполнением форм при ЛВВ.
5. Разработка научно-обоснованной методики расчета литниково-питающих систем для ЛВВ.
6. Разработка, опробование и передача для использования системы автоматизированных расчетов технологических параметров заполнения форм при ЛВВ.

Научная новизна работы

1) Впервые в качестве критерия оптимальности заполнения форм сплавом при ЛВВ предложена степень отклонения уровня сплава в форме в процессе заливки от соответствующих равновесных значений, определенных исходя из гидростатического равновесия. Установлено, что при степени отклонения, не превышающей 10–15%, обеспечивается плавное, качественное заполнение форм в широком диапазоне скоростей заливки и перепадов площадей поперечного сечения отливки.

2) Обоснован оптимальный кусочно-линейный закон изменения разрежения в камере машины в процессе заливки форм. Получены формулы для расчета значений газодинамических параметров вакуумной системы для заполнения металлопровода и различных участков полости формы.

3) Впервые исследованы закономерности истечения воздуха в ресивер через ряд последовательно включаемых дросселирующих устройств с разными проходными сечениями.

4) Разработана методика расчета максимальной продолжительности заливки форм для тонкостенных отливок с учетом продольного и поперечного теплопереноса при движении головной части потока в условиях ЛВВ.

5) Обоснованы тепловые и гидродинамические условия, обеспечивающие непрерывное питание отливки из металлопровода через литниковую систему и

качественное заполнение форм сплавом. Разработаны методики расчета литниково-питающих систем при ЛВВ.

Практическая значимость работы

1) Разработана и опробована система оптимального управления заливкой форм при ЛВВ, обеспечивающая получение качественных тонкостенных отливок сложной конфигурации.

2) Создана автоматизированная система комплексного определения технологических параметров заполнения форм при ЛВВ, обеспечивающая получение качественных отливок с первой-третьей заливки при минимальной доводке технологии.

Предложенная система опробована при изготовлении основных типов промышленных отливок, получаемых при ЛВВ и принята ГУП ПО «Уралтрансмаш» и ГУП ПО «Оптико-механический завод» для использования при проектировании технологических процессов изготовления отливок.

На защиту выносятся:

1. Рекомендованный закон изменения перепада давлений на расплав в процессе заливки форм при ЛВВ.

2. Критерии оптимальности управления процессом заливки форм при ЛВВ.

3. Разработанный принцип оптимального управления заливкой форм.

4. Автоматизированная система расчета технологических параметров заполнения форм при ЛВВ.

Достоверность полученных результатов подтверждается:

• применением для исследования различных экспериментальных методов: машинных экспериментов с использованием математического моделирования, гидромоделирования и натуральных экспериментов при изготовлении модельных и промышленных отливок;

• высокой воспроизводимостью результатов экспериментов;

• высокой адекватностью полученных моделей и уравнений регрессии;

• положительными результатами при практическом использовании предложенных методик и рекомендаций.

Апробация работы. Основные материалы диссертации докладывались на региональных конференциях литейщиков (Екатеринбург, 1996, 1998 гг.), международной конференции (Екатеринбург, 1999 г.).

Публикации. Результаты выполненных исследований опубликованы в 4 статьях и 1 тезисах докладов.

Объем и структура работы. Диссертация состоит из введения, пяти глав и заключения. Изложена на 139 страницах машинописного текста, включает 49 рисунков, 32 таблицы, библиографический список из 92 наименований, приложения.

Содержание работы

Во введении раскрыта актуальность темы диссертационной работы, дана общая характеристика работы, указаны её цели и задачи.

В первой главе выполнен аналитический обзор литературных данных, характеризующий современное состояние вопроса. Установлено, что в настоящее время при управлении заливкой форм при ЛВВ реализуют близкий к линейному аperiодический закон изменения перепада давлений на расплав.

$$\Delta P_x(t) = P_a - P_x = (P_a - P_p)(1 - \exp(-\beta t)), \quad (1)$$

где $(P_a - P_x)$ – разрежение в камере машины; $(P_a - P_p)$ – разрежение в ресивере;

β – газодинамический коэффициент, определяемый при данных объеме камеры V_x и разрежении в ресивере $(P_a - P_p)$ площадью проходного сечения дросселя в вакуумной сети ω_d .

Расчет кинетики заполнения формы на практике, как правило, выполняют по равновесным формулам, полученным исходя из допущения, что расплав строго следует за перепадом давлений

$$h = \tilde{h} = \frac{\Delta P_x(t)}{\rho g}; \quad v \equiv \tilde{v} \equiv \frac{\partial(\Delta P(t))}{\partial t} \cdot \frac{1}{\rho g}, \quad (2)$$

где \tilde{h} и \tilde{v} – равновесные значения уровня сплава и скорости;

ρ – плотность жидкого сплава.

Как показали многочисленные экспериментальные данные, фактически уровень сплава h и скорость его движения в полости формы совершают колебания относительно равновесных значений \tilde{h} и \tilde{v} . При этом погрешность применения формул (2) зависит от величины β и отношения площадей полости формы и металлопровода ω_f / ω_m и может достигать 100% и более.

В местах резкого расширения и сужения потока сплава возможно интенсивное фонтанирование сплава под затопленный уровень и в открытое пространство, что вызывает колебание уровня сплава в форме, возмущение свободной поверхности потока и образование в отливках дефектов в виде спаев и газовых несплошностей.

Установлено, что при существующих методах управления заливкой форм при ЛВВ, обеспечивающих постоянный темп изменения разрежения в камере машины, плавное качественное заполнение формы обеспечивается в ограниченном диапазоне перепадов площадей поперечного сечения отливки $0,75 \leq \omega_{i+1} / \omega_i \leq 6$. Это сужает область применения ЛВВ, особенно для тонкостенных отливок сложной конфигурации со значительными перепадами толщин стенок.

В литературе предложена идея оптимизации заливки форм при ЛВВ, основанной на реализации некоторого оптимального закона изменения разрежения в камере машины, учитывающего конфигурацию отливки. Однако предложенные критерии оптимизации недостаточно научно обоснованы, а предло-

женные схемы автоматического управления очень сложны и на практике не используются.

В настоящее время отсутствуют системные данные по расчету оптимальной продолжительности заливки форм при ЛВВ, что на практике вызывает необходимость в длительной доводке технологии.

Условия работы литниковых систем при ЛВВ существенно отличаются от условий при традиционных методах литья. Однако методы расчета литниковых систем для ЛВВ в настоящее время не разработаны.

На основании анализа современного состояния вопроса в главе сформулированы основные задачи исследований.

Вторая глава диссертации посвящена исследованию и оптимизации гидродинамических процессов при заполнении форм при ЛВВ. Для анализа процессов была разработана математическая модель, включающая нестационарные дифференциальные уравнения Бернулли, написанные для заполнения metalloпровода и отдельных участков полости формы. На рис. 1 приведена расчетная схема гидравлической системы, в которой полость формы состоит из нижней широкой и верхней узкой части.

При исследовании выполняли спланированные машинные эксперименты по решению системы уравнений Бернулли при варьировании определяющих факторов. При этом применяли численный метод Эйлера с автоматическим поиском шага по времени. Для проверки адекватности математической модели и полученных регрессионных зависимостей и результатов проводили эксперименты по гидромоделированию процесса заполнения форм и натурные эксперименты по заливке металлических форм алюминиевым сплавом АК7ч в условиях ЛВВ. При гидромоделировании применяли геометрически подобные формы с масштабом подобия, равным 1. Для соблюдения гидродинамического подобия обеспечивали равенство критериев Рейнольдса и Фруда. Ввиду близости значений кинематической вязкости воды и алюминиевых сплавов (около $10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$) для этого достаточно обеспечения равенства скоростей. Анализ уравнений Бернулли показывает, что они инвариантны к изменению плотности, если выполняется условие $(\Delta P_x / \rho)_m \equiv (\Delta P_x / \rho)_n$. С учетом уравнения (1) это условие принимает вид

$$\frac{(P_a - P_p)_m}{\rho_m} (1 - \exp(-\beta_m t)) = \frac{(P_a - P_p)_n}{\rho_n} (1 - \exp(-\beta_n t)),$$

где $(P_a - P_p)_m$ и $(P_a - P_p)_n$ – значения разрежения в ресивере в опытах по гидромоделированию и в натуральных экспериментах на сплаве АК7ч; β_m и β_n –

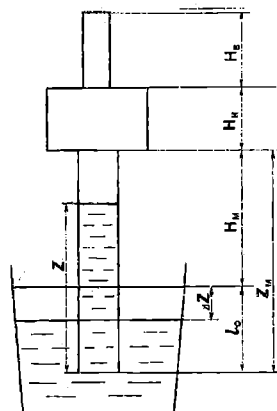


Рис. 1. Расчетная схема системы

значения гидродинамического коэффициента β при проведении гидромоделирования и при заливке форм сплавом АК7ч. $\rho_m = 1000 \text{ кг/м}^3$ и $\rho_{ст} = 2200 \text{ кг/м}^3$ — соответственно плотность воды и перегретого сплава АК7ч.

Если обеспечить $\beta_m = \beta_n$, то для соблюдения указанного условия гидромоделирование проводили при $(P_a - P_p)_m = (P_a - P_p)_n / 2,2$. При этом $(P_a - P_p)_n = 66640 \text{ Па}$. Корпус камеры машины и форму изготавливали из оргстекла. Процесс заполнения камеры подкрашенной водой снимали на видеокамеру с секундомером.

Для измерения кинетики заполнения формы сплавом АК7ч применяли известный метод «нихромовой струны». При этом по высоте полости формы вертикально натягивали нихромовую нить диаметром 0,1 мм, которую включали в цепь с источником тока и регулировочным сопротивлением. Падение напряжения на струне записывали на потенциометре КСП-4. В процессе заполнения формы из-за шунтирования сопротивления нити расплавом оно уменьшается по линейному закону в зависимости от высоты заполненной части формы. Конфигурация экспериментальных отливок соответствовала схеме рис. 1.

Специфика гидродинамического режима движения сплава при ЛВВ состоит в том, что в процессе заливки формы на расплав с одной стороны действует направленный вверх нарастающий во времени перепад давлений, вызванный разрежением в полости формы, а с другой стороны — направленное вниз гидростатическое давление, соответствующее уровню сплава. Это вызывает колебания скорости и уровня сплава относительно соответствующих равновесных значений, отвечающих условиям гидростатического равновесия.

Формулы для расчета равновесных значений уровня сплава применительно к гидравлической системе, приведенной на рис. 1, даны ниже.

Для заполнения металлопровода

$$\bar{Z} - l_0 = \frac{\Delta P_n(t)}{M_1 \rho g} = \frac{(P_a - P_p)(1 - \exp(-\beta_m t))}{M_1 \rho g}; \quad (2) \quad \bar{t}_m = -\frac{1}{\beta_m} \ln \left(1 - \frac{M_1 \rho g (Z_m - l_0)}{(P_a - P_p)} \right), \quad (3)$$

где \bar{Z} — равновесное значение уровня сплава от нижнего торца металлопровода; l_0 — начальное заглубление металлопровода в расплав в тигле; β_m — значение коэффициента β при заполнении металлопровода; $M_1 = 1 + \omega_n / (\omega_m + \omega_n)$ — коэффициент, учитывающий понижение уровня в тигле при заполнении металлопровода; ω_m и ω_n — площадь поперечного сечения металлопровода и тигля; \bar{t}_m — равновесное значение продолжительности заполнения металлопровода.

Для заполнения нижнего участка полости формы

$$\bar{h}_{1,1} = \frac{(P_a - P_p)(1 - \exp(-\beta_m t_m) \exp(-\beta_n t))}{M_2 \rho g} - (Z_m - l_0) \frac{M_1}{M_2}; \quad (4)$$

$$\bar{t}_1 = -\frac{1}{\beta_n} \ln \left(1 - \frac{\rho g H_n M_2}{P_a - P_p - \rho g M_1 (Z_m - l_0)} \right), \quad (5)$$

где \tilde{h}_1 – равновесное значение уровня сплава в нижней части полости формы, отсчитываемое от ее низа; \tilde{t}_2 – равновесное значение продолжительности заполнения верхней части полости формы; β_e – значение коэффициента β при заполнении верхнего участка полости формы; $M_3 = 1 + \omega_e / (\omega_m - \omega_n)$; ω_e – площадь поперечного сечения верхней части полости формы.

Относительная величина отклонений фактических уровней сплава h от соответствующих равновесных значений \tilde{h} $\varepsilon = \frac{(h - \tilde{h})}{\tilde{h}} \cdot 100\%$ может быть значительной и зависит от следующих основных факторов: β , ω_n / ω_m ; ω_n / ω_n ; H_n и H_e .

В конце заполнения металлопровода колебания скорости затухают и расплав практически строго следует в соответствии с формулой (2). Однако, в местах резкого расширения или сужения потока возникают отклонения скорости от равновесного значения, что приводит к увеличению величины ε . Как показали расчеты и эксперименты на модельных и промышленных отливках, характер заполнения формы сплавом непосредственно связан с величиной относительного отклонения ε . Чем больше отклонение уровня сплава относительно соответствующих равновесных значений, тем сильнее развивается фонтанирование сплава, возмущение его свободной поверхности, тем больше вероятность получения дефектов отливок в виде спаев, окисных плен и газовых несплошностей.

Поэтому в качестве критерия оптимальности гидродинамического режима заполнения формы при ЛВВ было принято относительное отклонение ε уровня сплава при заливке формы от соответствующих равновесных значений. Установлено, что при $\varepsilon < 10-15\%$ обеспечивается качественное заполнение форм.

На рис. 2 приведены экспериментальные и расчетные данные по кинетике заполнения формы сплавом АК7ч, а на рис. 3 – данные, полученные при гидромоделировании конфигурации свободной поверхности сплава при заполнении формы при условиях, соответствующих рис.2. Как видно на рис.2 и 3, при значительных отклонениях h от \tilde{h} (рис.2, а) наблюдается сильное возмущение свободной поверхности сплава, приводящее к появлению в отливках дефектов.

При снижении отклонений ε ниже 10% (рис.2, б) конфигурация свободной поверхности за исключением начальных этапов заливки мало отличается от плоской, что обуславливает плавное качественное заполнение формы.

С точки зрения удовлетворения указанному выше критерию оптимальности были определены условия применимости существующего метода управления заливкой, при котором заливка осуществляется при постоянной площади сечения дросселя, т.е. при постоянном значении β ($\beta_m = \beta_n = \beta_e$). Для этого были выполнены машинные эксперименты по решению системы нестационарных уравнений Бернулли.

В первой серии экспериментов исследовали кинетику заполнения нижнего участка полости формы (рис.1), при наличии участка резкого изменения поперечного сечения потока (расширение потока при переходе сплава из метал-

лупровода в полость формы). В расчетах варьировали отношение площадей ω_n / ω_m и высоту отливки H_n . При выполнении расчетов определяли максимальное значение гидродинамического коэффициента β , при которых выполнялись условия

$$\varepsilon = \frac{(h_1 - \tilde{h}_1)}{\tilde{h}_1} \cdot 100\% \leq 10\% \text{ и } \varepsilon_1 = \frac{(h_1 - \tilde{h}_1)}{\tilde{h}_1} \cdot 100\% \leq 10\%.$$

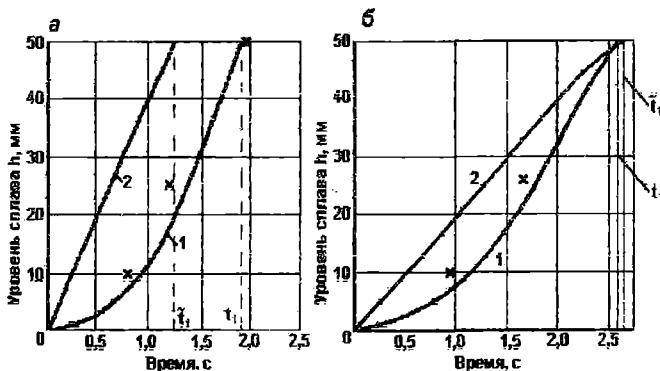


Рис. 2. Экспериментальные и расчетные данные по кинетике заполнения формы сплавом АК7ч при $H_n=50$ мм, $\omega_n / \omega_m=8$: 1 – машинный расчет; 2 – расчет по (4); x – экспериментальные данные: а – $\beta=0,01 < 0,015 = \beta_{\max}$; б – $\beta=0,02 > 0,015 = \beta_{\max}$

В результате обработки расчётных данных было установлено, что для обеспечения выполнения заданных условий качественного заполнения форм значения коэффициента β должны удовлетворять следующему регрессионному неравенству.

$$\beta \leq \beta_{\max} = 0,037 - 0,013 X_1 + 0,023 X_2 - 0,012 X_1 X_2, \quad (8)$$

где $X_1 = (\omega_n / \omega_m - 5) / 3$ и $X_2 = (H_n - 125) / 75$.

Как видно из (8), максимальное значение β_{\max} уменьшается с ростом отношения площадей ω_n / ω_m и уменьшением высоты отливки.

Как показала экспериментальная проверка при заполнении форм сплавом АК7ч и при гидро моделировании, выполнение условия (8) во всех случаях обеспечивало качественное заполнение форм и получение качественных заливок (рис. 2,б и 3,б).

При заливке с $\beta > \beta_{\max}$ развивается сильное фонтанирование и возмущение поверхности сплава (рис. 2,а и 3,б), сопровождающиеся появлением дефектов в отливках.

Во второй серии машинных экспериментов исследовали кинетику заполнения полости формы, содержащей в верхней части тонкостенные элементы

$\omega_g < \omega_n$ (рис. 1). В расчетах варьировали отношения площадей ω_n / ω_m , ω_g / ω_n и высоты участков формы H_n и H_g .

В экспериментах для каждого варианта расчетов определяли максимальное значение коэффициента β , при которых обеспечивается плавное заполнение формы без колебаний уровня при выполнении условий

$$\varepsilon = \frac{|h_2 - \tilde{h}_2|}{\tilde{h}_2} \cdot 100\% \leq 10\% \quad \text{и} \quad \varepsilon_1 = \frac{|l_2 - \tilde{l}_2|}{\tilde{l}_2} \cdot 100\% \leq 10\%$$

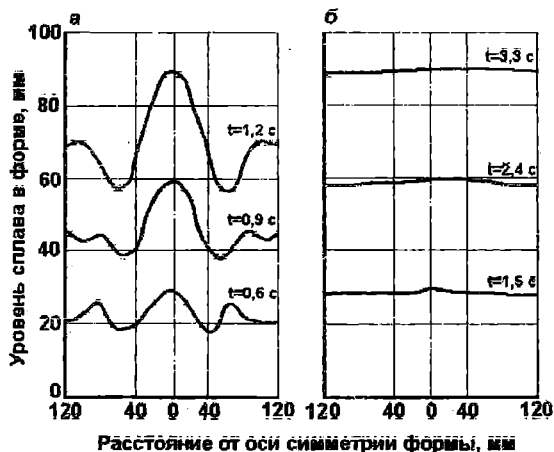


Рис. 3. Конфигурация и кинетика перемещения свободной поверхности потока при заполнении нижней части полости формы по данным видеоскадров, полученных при гидромоделировании при $\omega_n / \omega_m = 8$:

$$a - \beta = 0,06 \text{ c}^{-1}; \quad b - \beta = 0,010 \text{ c}^{-1}$$

В результате обработки расчетных данных было получено следующее регрессионное неравенство, ограничивающее область допустимых значений β .

$$\begin{aligned} \beta \leq \beta_{\max} = & 0,024 + 0,006X_1 + 0,007X_2 + 0,003X_3 + 0,003X_4 + 0,003X_1X_2 + \\ & + 0,003X_1X_4 - 0,002X_2X_3 - 0,001X_1X_4 + 0,002X_3X_4 + 0,001X_1X_2X_3 - \\ & - 0,002X_1X_2X_3X_4, \end{aligned} \quad (9)$$

где $X_1 = (H_n - 12,5)/7,5$; $X_4 = (\omega_g / \omega_n - 0,65)/0,15$;

$X_2 = (H_g - 12,5)/7,5$; $X_3 = (\omega_n / \omega_m - 5)/3$.

Как показали расчеты и эксперименты при $\omega_g / \omega_n < 0,6$ при любых значениях β при заполнении верхней части формы возникают колебания уровня сплава, приводящие к образованию дефектов в виде спаев и газовых пустот. При $\beta \leq \beta_{\max}$ колебания уровня имеют место в процессе заливки, а при

$\beta > \beta_{\max}$ колебания уровня имеют место в конце заливки, после удара сплава о верхнюю поверхность формы.

На рис. 4 приведены расчетные и экспериментальные данные по кинетике заполнения формы сплавом АК7ч при $\omega_s / \omega_n = 0,5$, которые иллюстрируют колебательный характер движения сплава.

Таким образом, при ω_s / ω_n при существующем методе управления заливкой качественную отливку получить невозможно. Это приводит к необходимости применения на тонкостенных элементах технологических наусков, что увеличивает трудоемкость механической обработки. Например, при изготовлении отливки «Рабочее колесо гидромолоты» (толщина стенки лопатки 1,8 мм и $\omega_s / \omega_n = 0,25$) для получения качественной отливки пришлось в 2,5 раза увеличить толщину стенки лопатки.

Приведенные результаты исследований показывают, что при существующем методе управления заливкой получение качественных отливок возможно в ограниченном диапазоне скоростей заливки (условие 8 и 9) и при сужении площадей сечений, удовлетворяющем условию $\omega_s / \omega_n \geq 0,6$.

Оптимальное управление заливкой форм проще и надежнее обеспечить, осуществляя дискретное изменение темпа нарастания разрежения в камере машины при переходе сплава через все участки резкого сужения или расширения потока.

Отклонения реальной кинетической кривой, изменения уровня сплава от равновесной кривой, описываемой уравнениями (2, 4, 6) обусловлены резкими отклонениями в местах расширения или сужения поперечного сечения скоро-

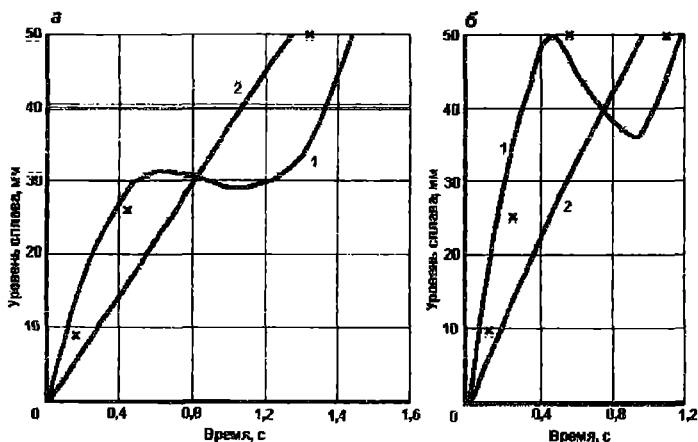


Рис. 4. Расчетные и экспериментальные данные по кинетике заполнения верхней части полости формы при $H_H=50$ мм, $H_B=50$ мм, $\omega_n / \omega_m = 2$, $\omega_s / \omega_n = 0,5$: а - $\beta = 0,015 < \beta_{\max} = 0,019 \text{ с}^{-1}$; б - $\beta = 0,025 > \beta_{\max} = 0,019 \text{ с}^{-1}$

стей сплава от равновесных значений, определяемых темпом создания разрежения в камере машины, $\tilde{v} = \frac{d(\Delta P_n(t))}{dt} \cdot \rho g$.

Рассмотрим условия перехода сплава из металлопровода в полость формы. Скорость сплава в момент окончания заполнения металлопровода

$$v_m \approx \tilde{v}_m = \frac{(P_n - P_p) \beta_m \exp(-\beta_m t_m)}{M_1 \rho g}$$

Начальная скорость заполнения полости формы

$$v_1(t=0) = \frac{v_m \omega_n}{\omega_n} = \frac{(P_n - P_p) \beta_m \exp(-\beta_m t_m) \omega_n}{M_1 \rho g \omega_n}$$

Начальная равновесная скорость заполнения полости формы

$$\tilde{v}_1(t=0) = \frac{(P_n - P_p) \beta_n \exp(-\beta_n t_m)}{M_2 \rho g}$$

Чтобы минимизировать отклонение величины h_1 от \tilde{h}_1 , следует обеспечить выполнение условия $v_1(t=0) = v_2(t=0)$. С учетом этого и выражений для

$v_1(t=0)$ и $\tilde{v}_1(t=0)$ получаем выражение $\beta_m = \beta_n \frac{M_1 \omega_n}{M_2 \omega_m}$. Так

как вывод носит приближенный характер, введем некоторый поправочный коэффициент K_1 .

$$\beta_m = \beta_n \frac{M_1 \omega_n}{M_2 \omega_m K_1} \quad (10)$$

Уравнение (10) позволяет по заданному значению β_n определить, при каком значении $\beta = \beta_m$ следует заполнять металлопровод, чтобы обеспечить выполнение рассмотренных выше критериев оптимальности при заполнении нижнего участка полости формы. Аналогично можно получить формулу

$$\beta_n = \beta_m \frac{M_2 \omega_m}{M_3 \omega_n K_2} \quad (11)$$

Для определения значений K_1 и K_2 были выполнены серии машинных экспериментов по решению нестационарных уравнений Бернулли. В экспериментах по определению K_2 варьировали значения факторов β_n , H_n , H_b , ω_n / ω_n и ω_n / ω_m , при определении K_1 — β_n , H_n , H_b и ω_n / ω_m . Значения β_m определяли по (10), а β_m и β_n по (10) и (11). В расчетах значения K_1 и K_2 варьировали и определяли их значения, при которых выполняются условия $\varepsilon \leq 10\%$ и $\varepsilon_1 \leq 10\%$.

Обработка полученных результатов позволила получить следующее уравнение регрессии для расчета K_1 .

$$K_1 = 1,72 - 0,59X_1 - 0,16X_2 + 0,17X_3 + \\ + 0,16X_1X_2 + 0,11X_1X_3 + 0,04X_2X_3 + 0,11X_1X_2X_3, \quad (12)$$

где $X_1 = (\beta_n - 0,03)/0,015$; $X_2 = (H_n - 12,5)/7,5$; $X_3 = (\omega_n/\omega_m - 6)/4$.

Расчеты показали, что с достаточной точностью можно принять $K_2=1$.

Таким образом, разработанная методика оптимального управления заливкой форм при ЛВВ, обеспечивающая соблюдение предложенного критерия оптимальности в широком диапазоне перепадов толщин стенок отливки и скоростей заливки, предполагает заполнение металлопровода и всех участков полости формы, разделенных местами сужения или расширения потока, при разных значениях коэффициента β , определяемых по формулам вида (10), (11).

Чаще всего, исходя из условий заполняемости расположенного сверху тонкостенного элемента определяют значение β_n и β_m .

Как показало экспериментальное опробование предложенной методики оптимального управления, ее применение обеспечивает получение качественных отливок даже при десятикратном сужении потока и при скоростях заливки до 20 см/с. Например, при оптимальном управлении ($\beta_n=0,025 \text{ с}^{-1}$; $\beta_m=0,0053 \text{ с}^{-1}$ и $\beta_s=0,0082 \text{ с}^{-1}$) было обеспечено получение качественной отливки («Рабочее колесо гидромолуфы») без технологических напусков с толщиной стенки лопатки 1,8 мм.

Так как при заданном объеме камеры и разрежения в ресивере значение коэффициента β определяется площадью дросселирующего устройства, реализация оптимального управления предполагает дискретное изменение его площади в моменты прохождения слявом участков сужения и расширения потока.

Глава 3 посвящена вопросам разработки системы управления газодинамическими процессами в вакуумной сети, обеспечивающей оптимальное управление заливкой форм.

Разработанная в диссертации автоматическая система оптимального управления заливкой форм при ЛВВ содержит включенное в вакуумную сеть устройство с набором ряда диафрагм с разными проходными сечениями, автоматически подключаемых в работу в соответствующие моменты времени. При этом истечение воздуха из вакуумной камеры в ресивер происходит в условиях дискретного изменения площади дросселирующего устройства, которое вносит возмущения в установившийся газовый поток. Поэтому вместо известного уравнения Сен-Венана для описания процесса истечения воздуха в данных условиях была разработана математическая модель на основе нестационарного уравнения Бернулли для газового потока через дросселирующее устройство в адиабатическом приближении. Соответствующее уравнение имеет вид

$$\frac{dv}{dt} = \left[\frac{kRT_p^2}{(k-1)\varepsilon T_n} (\xi^{2/k} - \xi^{(k+1)/k}) - \frac{v}{P_{nk}} \cdot \frac{dP_{nk}}{dt} \left(\frac{L_2}{\varepsilon^{1/k}} + \frac{L_\partial 2^{1/k} \omega_{un}}{\omega_\partial (1+\varepsilon)^{(1+k)/k}} \right) - \right. \\ \left. - \left(\frac{\omega_{un}}{\omega_\partial \varepsilon} - 1 \right)^2 \frac{v^2}{2\varepsilon^{2/k}} \right]; \left(L_1 + \frac{L_2}{\varepsilon^{1/k}} + \frac{2^{1/k} \omega_{un} L_\partial}{(1+\varepsilon)^{1/k} \omega_\partial} \right); \quad (13)$$

$$\frac{d\bar{P}_k}{dt} = \frac{dm_k}{dt} \frac{\bar{R}\bar{T}_k}{V_k}; \quad (14) \quad \frac{dm_k}{dt} = -\frac{vP_k\omega_{\text{шн}}}{RT_k}; \quad (15)$$

При $t=0$ $P_k=P_a$ и $v=0$, где v – скорость газа в вакуумном шланге на участке до дросселирующего устройства; P_k – давление в камере; P_a – давление в ресивере; $\varepsilon = P_p/P_k$; $\xi = 0,59\varepsilon + 0,41$; $K=1,4$ – показатель адиабаты для воздуха; $R=287,14$ Дж/(кг К) – газовая постоянная для воздуха; L_1 – длина шланга от вакуумной камеры до диафрагмы; L_2 – длина шланга от диафрагмы до ресивера; L_d – толщина диафрагмы; ω_d – площадь проходного сечения диафрагмы; $\omega_{\text{шн}}$ – площадь поперечного сечения шланга; $\varepsilon_c = 0,57 + 0,043/(1,1 - \omega_d/\omega_{\text{шн}})$ – коэффициент сжатия струи; T_k и T_p – температура воздуха в камере и ресивере; m_k – масса воздуха в камере; V_k – объем камеры.

Для определения закономерностей изменения разрежения в вакуумной камере были выполнены машинные эксперименты по решению системы (13–15). При этом было предусмотрено последовательное включение четырех диафрагм с площадями проходного сечения ω_0 , $\omega_1 = 0,5\omega_0$; $\omega_2 = 0,25\omega_0$ и $\omega_3 = 1,5\omega_0$. Первая диафрагма включалась в начале процесса, а остальные диафрагмы последовательно включали при достижении различных уровней разрежения в камере.

В экспериментах варьировали значения V_k , разрежения в ресивере ($P_a - P_p$) и площади ω_0 . При решении уравнений применяли численный метод Эйлера с автоматическим поиском шага. Расчеты были спланированы по матрице 2^3 .

Для аппроксимации зависимости разрежения в камере от времени применяли формулу

$$(P_{koi} - P_k) = (P_{koi} - P_p)(1 - \exp(-\beta_i t)), \quad (16)$$

где P_{koi} – давление в камере в начале истечения воздуха через i -ю диафрагму; β_i – значение коэффициента β при истечении воздуха через i -ю диафрагму.

Для диафрагмы с площадью ω_0 $P_{koi} = P_a$. Значения коэффициентов β_i рассчитывали по значениям P_k по методу наименьших квадратов. Обработка результатов машинных экспериментов показала, что для расчета значений коэффициентов β_i для всех диафрагм можно рекомендовать формулу

$$\beta_i = 1,33 \frac{\omega_{di}}{V_k (P_{koi} - P_p)^{0,79}}, \quad (17)$$

где ω_{di} измеряется в мм^2 , V_k – в м^3 , а $(P_{koi} - P_p)$ – в Па.

Как показали расчеты, применение формул (16) и (17) обеспечивает расчет разрежения в камере с погрешностью, не превышающей 10%, а для участка заполнения собственно полости формы – 1%. Универсальность формулы (17) для всех диафрагм свидетельствует о том, что инерционностью системы можно пренебречь.

При этом влияние геометрических параметров шланга оказалось незначительным, так как основное гидравлическое сопротивление сосредоточено в диафрагме.

Экспериментальная проверка формул (16) и (17) проводилась на установке ЛВВ с объемом камеры $V_k=0,07 \text{ м}^3$. В экспериментах исследовали кинетику изменения разрежения в вакуумной камере при истечении воздуха через ряд последовательно включаемых диафрагм разного проходного сечения. Значение разрежения в камере фиксировали скоростной видеокамерой, которая снимала показания шкалы вакуумметра.

Эксперименты показали высокую адекватность формул (16) и (17). Для иллюстрации на рис. 5 приведены расчетные и экспериментальные данные по кинетике изменения разрежения в камере машины при истечении воздуха через 4 последовательно включаемых диафрагмы.

Из уравнения (17) можно найти формулу для расчета площади диафрагмы, обеспечивающей реализацию заданного значения коэффициента β_i , исходя из условий качественного заполнения формы.

$$\omega_{\partial i} = V_k (P_{\text{квс}} - P_p)^{0,79} \beta_i / 1,33. \quad (18)$$

В главе 4 рассмотрены вопросы определения оптимальной продолжительности заливки форм при ЛВВ.

Продолжительность заливки тонкостенных элементов отливки определяется заполняемостью формы сплавом и принимается близкой к максимально-допустимому значению t_{max} . Величина t_{max} определяется условиями теплопередачи при движении сплава в полости формы. Для исследования закономерностей теплопередачи при движении сплава в полости формы в условиях ЛВВ были выполнены машинные эксперименты по решению краевой задачи, включающей в себя уравнения изменения компонент импульса, теплосодержания и неразрывности потока. Эксперименты выполняли применительно к наиболее распространенному алюминевому сплаву АК7ч. Краевую задачу решали с использованием численного метода потока с разбивкой пространства, занятого сплавом на четырехугольные ячейки с подвижными границами. В расчетах варьировали толщину стенки отливки $\delta_{\text{отл}}$, отношение коэффициента теплопроводности

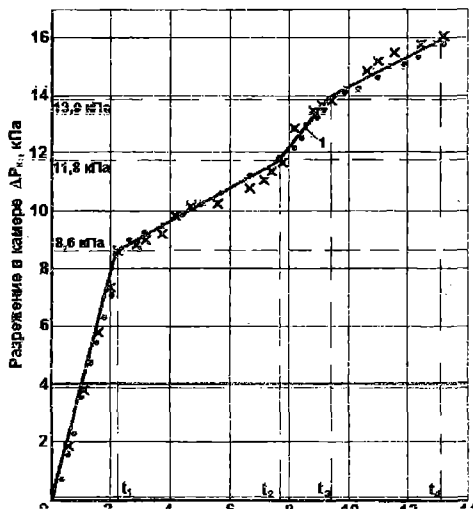


Рис. 5. Расчетные и экспериментальные данные по кинетике изменения перепада давлений при $\Delta P_p=66640 \text{ Па}$; $\omega_{\partial 1} = 18,9 \text{ мм}^2$; $\omega_{\partial 2} = 3,15 \text{ мм}^2$; $\omega_{\partial 3} = 6,3 \text{ мм}^2$; $\omega_{\partial 4} = 3,15 \text{ мм}^2$: 1 — данные машинного расчета; • — расчет по (3,22–3,26); x — экспериментальные данные

кокильного покрытия к его толщине $\lambda_{кр} / \delta_{кр}$, температуру сплава на входе в форму T_{10} , начальную температуру стенок формы T_{20} и величину коэффициента β .

При выполнении расчетов на каждом шаге по времени рассчитывали значения $\alpha_1 = \frac{(T_{кр} - T_n) \lambda_{кр} / \delta_{кр}}{(\bar{T} - T_{кр})}$ и $\alpha_2 = \frac{c \rho R (\bar{T}^n - \bar{T}^{n+1})}{(\bar{T}^n - T_{кр}^n) \Delta t}$, где α_1 – коэффициент теплопередачи, учитывающий поперечный теплоперенос по направлению к поверхности формы; α_2 – коэффициент теплопередачи, учитывающий поперечный и продольный теплоперенос; $T_{кр}$ – температура на границе головного элемента потока сплава и кокильного покрытия; \bar{T} – средняя по сечению головного элемента потока температура сплава; T_n – температура внутренней поверхности формы на границе с головным элементом сплава; \bar{T}^n и \bar{T}^{n+1} – средняя температура головной части потока на n -м и $n+1$ -м шагах по времени; Δt – шаг по времени; c и ρ – теплоемкость и плотность сплава; R – приведенная толщина стенки отливки.

Как показал анализ результатов расчетов, в потоке сплава кроме продольных компонент скорости имеют место поперечные компоненты скорости, особенно на входе в полость формы и вблизи головной части потока.

Между указанными значениями коэффициента теплопередачи имеет место следующая зависимость

$$\alpha_2 \approx \alpha_1 - \frac{\Delta Q}{(\bar{T} - T_{кр}) \Delta S \Delta t},$$

где ΔQ – количество тепла, поступившего в головной элемент за время Δt из нижележащих элементов; ΔS – площадь контакта головного элемента с поверхностью формы.

В принятых в настоящее время методиках расчета t_{\max} продольным теплопереносом пренебрегают и принимают $\Delta Q = 0$.

Как показал анализ результатов расчетов, значение критериев Нуссельта $Nu_1 = \alpha_1 \delta_{отл} / \lambda$ и $Nu_2 = \alpha_2 \delta_{отл} / \lambda$ изменяются во времени. Их усредненные значения могут быть приняты равными $Nu_1 = 6,9$; $Nu_2 = 5,06$. С учетом указанных значений критериев Нуссельта в результате решения уравнения теплового баланса для головной части потока были получены следующие формулы для расчета максимальной продолжительности заливки

$$t_{\max} = 1,25 t_{\lambda}; \quad (19) \quad t_{\lambda} = t_1 + t_2 \quad (20)$$

$$t_1 = \frac{c \rho R \left(\frac{Nu_1 \lambda}{\delta_{отл}} + \frac{\lambda_{кр}}{\delta_{кр}} \right)}{\frac{Nu_2 \lambda \lambda_{кр}}{\delta_{отл} \delta_{кр}}} \ln \frac{(T_{10} - T_{20}) Nu_1 \frac{\lambda}{\delta_{отл}}}{(T_{н.с.} - T_{20}) \left(Nu_1 \frac{\lambda}{\delta_{отл}} + \frac{\lambda_{кр}}{\delta_{кр}} \right)}; \quad (21)$$

$$t_2 = \frac{c\rho R}{Nu_2 \lambda} \ln \frac{(T_{н.ж.} - T_{20}) \frac{\lambda_{сп}}{\delta_{сп}}}{(T_{л.} - T_{н.ж.}) Nu_1 \frac{\lambda}{\delta_{отл}}}, \quad (22)$$

где $T_{л.}$ – температура ликвидуса сплава; $T_{н.ж.}$ – температура нулевой жидкотекучести сплава; t_1 – продолжительность течения сплава до снятия перегрева над ликвидусом в голове потока.

Формулы (19–22) получены при заполнении плоских стенок с постоянной по высоте площадью поперечного сечения. Реальные отливки имеют различные усложнения конфигурации стенки в виде приливов, бобышек и т. п., в которые происходит сброс холодного сплава в голове потока. Это приводит к увеличению величины t_{\max} . Как показали расчеты и эксперименты, с учетом указанного явления для расчета оптимальной продолжительности заливки тонкостенных отливок ($\delta_{отл} < 10$ мм) можно рекомендовать формулу

$$t_{отл} = t_{\max} \sqrt[3]{G_2 / G_{ст}}, \quad (23)$$

где t_{\max} – величина, рассчитываемая по формулам (19–22); G_2 – масса выделенного элемента с учетом бобышек и других приливов; $G_{ст}$ – масса стенки отливки без учета бобышек и других приливов.

Экспериментальная проверка полученных формул проводилась при изготовлении тонкостенных отливок из сплава АК7ч в условиях ЛВВ. В процессе заливки формы осуществляли непрерывную запись температуры головной части потока с помощью подвижной термодпары, перемещающейся синхронно с потоком сплава. При этом применяли устройство, содержащее специальную следящую систему. Для измерения кинетики движения сплава применяли метод «нихромовой струны». Расчеты выполняли по приведенным выше формулам. При этом были приняты следующие теплофизические свойства сплава АК7ч: $T_{л.} = 610$ °С; $T_{н.ж.} = 602$ °С; $c = 1,28$ Дж/(г·К); $\rho = 2,2$ г/см³ и $\lambda = 0,83$ Вт/(см²·К).

Как показали эксперименты, рассчитанные по формулам (20–22) значения продолжительности течения до снятия перегрева в голове потока t_1 отливаются от экспериментальных данных не более, чем на 10%. Это свидетельствует о достаточной для практики адекватности полученных уравнений и значений критериев Нуссельта. Эксперименты показали, что скорость сплава остается практически постоянной вплоть до момента остановки потока сплава, что обуславливает повышенную заполняемость форм при ЛВВ.

Для отливок сложной конфигурации была проверена применимость известной формулы Г.М. Дубицкого для расчёта оптимальной продолжительности заливки, которая широко применяется при традиционных методах литья.

$$t_{отл} = S_1 \sqrt[3]{\delta G}, \quad (24)$$

где δ – преобладающая толщина стенки отливки; G – масса жидкого сплава, приходящаяся на одну отливку в форме, кг; S_1 – эмпирический коэффициент.

Для определения применимости данной формулы были выполнены эксперименты на 12 типовых промышленных отливках из сплава АК7ч массой от 1 до 10 кг и толщиной стенки от 10 до 30 мм. Продолжительность заливки в экспериментах изменяли путем изменения площади поперечного сечения диафрагмы в вакуумной сети. Для каждой отливки определяли минимально и максимально допустимые продолжительности заливки. Оптимальную продолжительность заливки принимали равной их полусумме. Обработка полученных данных по методу наименьших квадратов показала адекватность указанной формулы. При этом получено значение коэффициента $S_1 = 2,93 \pm 0,3$.

Разработанная методика определения оптимальной продолжительности заливки проверена на различных типовых конфигурациях промышленных отливок.

Глава 5 посвящена разработке методов расчета литниково-питающих систем и комплексной автоматизированной системы определения оптимальных технологических параметров заполнения форм при ЛВВ.

Одно из основных требований к литниково-питающим системам (ЛПС) при ЛВВ является обеспечение непрерывного питания затвердевающей отливки через литника из металлопровода. Кроме этого ЛПС не должна вносить возмущений в гидродинамический режим заполнения формы, приводящих к интенсивному фонтанированию и колебаниям уровня сплава в форме.

Для определения условий, при которых обеспечивается непрерывное питание отливки были выполнены эксперименты по изготовлению отливок из сплава АК7ч при нижнем центральном подводе сплава. В экспериментах изменяли размеры литника и условия его теплоизоляции (отношение $(\lambda_{кр} / \delta_{кр})_{лит}$). По высоте литника и отливки записывали температурные кривые затвердевания сплава. Из отливки вырезали темплеты и методом гидростатического взвешивания определяли плотность сплава, по которой рассчитывали пористость. Обработка экспериментальных данных позволила установить следующие условия, при которых обеспечивается непрерывное питание отливки, а пористость сплава находится на уровне 0,5–1,5%:

$$\partial t_{н.ж} / \partial l < 0; \partial t_{затв} / \partial l < 0; t_{затв.н} \geq 1,2 t_{затв.отл}, \quad (25)$$

где $t_{н.ж}$ – продолжительность достижения центра литника фронтом нулевой жидкотекучести; $t_{затв}$ – продолжительность затвердевания сплава в сечении литника; l – расстояние от металлопровода по направлению к месту подвода литника; $t_{затв.н}$ – продолжительность затвердевания литника в месте подвода; $t_{затв.отл}$ – продолжительность затвердевания нижнего сечения отливки.

Для получения формул для определения размеров литников и условий их теплоизоляции были выполнены эксперименты по решению краевой задачи затвердевания сплава АК7ч в системе «отливка–питатель–форма». В расчетах варьировали температуру заливки T_{10} , начальную форму T_{20} , приведенную толщину отливки в месте подвода сплава R_0 , отношение высоты отливки к R_0 и величину $(\lambda_{кр} / \delta_{кр})_{лит}$.

В результате обработки результатов расчетов было получено уравнение регрессии для определения минимального значения приведенной толщины стенки питателя R_n , при которой выполняются условия (25).

$$R_n = (0,79 - 0,01X_1 + 0,03X_3 + 0,06X_4 + 0,05X_5 + 0,01X_1X_2 + 0,01X_1X_5 + 0,01X_4X_5)R_0, \quad (26)$$

где $X_1 = (T_{10} - 725)/25$; $X_2 = (T_{20} - 200)/50$; $X_3 = (R_0 - 15)/5$;

$$X_4 = (H_0 R_0 - 7,5)/2,5; \quad X_5 = ((\lambda_{кр} / \delta_{кр})_{лит} - 0,05)/0,03.$$

При этом верхнее значение $(\lambda_{кр} / \delta_{кр})_{лит} = 0,8$ Вт/(см²·К) отвечает покрытие краской на основе цинка толщиной 0,04 мм, а нижнее значение $(\lambda_{кр} / \delta_{кр})_{лит} = 0,02$ Вт/(см²·К) – покрытие листовым асбестом или асбестовой краской толщиной 1 мм.

Методика расчета ЛПС разработана для нижнего центрального подвода (рис. 6, а) и нижнего рассредоточенного подвода сплава (рис. 6, б).

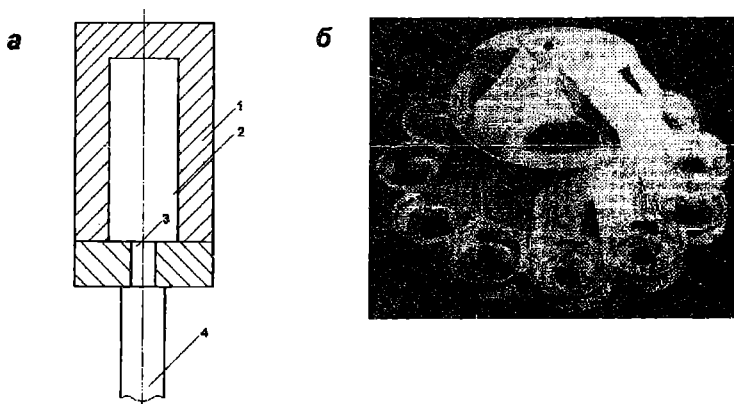


Рис. 6. Подвод металла к отливкам: а – нижний подвод из металлопровода через питатель: 1 – форма, 2 – отливка, 3 – питатель, 4 – металлопровод; б – нижний рассредоточенный подвод

Центральный подвод, как правило, осуществляется через цилиндрический литник. Минимальный диаметр литника рассчитывается по формуле $D_{мин} = 4R_n$, где R_n определяют по формуле (26).

При рассредоточенном подводе сплава толщину литника принимают близкой к толщине стенки отливки в месте подвода $\delta_n = 0,9\delta_{отл}$. Ширину питателя определяют, исходя из определенного по (26) значения приведенной

толщины стенки отливки $l_n = \frac{2\delta_n R_n}{\delta_n - 2R_n}$. При рассредоточенном подводе необходимо определить число питателей по периметру отливки N . $N = L_o / (l_n + S_D)$, где L_o – периметр поперечного сечения отливки внизу; S_D – удвоенная зона дей-

ствия, равная в условиях ЛВВ 16R. Суммарная площадь питателей равна $\omega_{\Sigma} = N\delta_n l_n$.

Для обеспечения плавного заполнения формы, как показали гидродинамические исследования, должно выполняться условие $\omega_{\Sigma} / \omega_m \geq 0,6$. Поэтому, если значение ω_{Σ} , рассчитанное исходя из обеспечения непрерывного питания отливки, не удовлетворяет данному условию, то следует принять $\omega_{\Sigma} = 0,6\omega_m$.

При центральном подводе при $\omega_n / \omega_m < 1$ происходит дросселирование сплава, что при $\omega_n / \omega_m < 0,6$ вызывает существенные отклонения уровня сплава от равновесных значений. Для обеспечения плавного заполнения формы необходимо выполнение условия $\omega_n / \omega_m \geq 0,6$. При $\omega_n / \omega_m < 1$ высота питателя должна выбираться по формуле $H_n = 70 + 20(\beta_m - 0,01)$, где H_n – высота питателя, мм. Это обеспечивает затухание возмущений, вызванных дросселированием сплава. При $\omega_n / \omega_m > 1$ высота питателя выбирается конструктивно.

Полученные результаты исследований и сформулированные рекомендации были положены в основу разработанной автоматизированной системы определения технологических параметров заполнения форм при ЛВВ. Разработанная система позволяет быстро (в зависимости от сложности отливки), за 5–10 мин решить следующие вопросы по организации заливки и определить следующие технологические параметры:

- оптимальную продолжительность заливки формы;
- тип управления заливкой (оптимальное управление заливкой или существующий метод управления);
- значение газодинамического коэффициента β , а при оптимальном управлении заливкой значения коэффициента β для заполнения металлопротода и β_i для заполнения отдельных участков полости формы;
- площадь проходного сечения и диаметр диафрагмы в вакуумной сети, обеспечивающие определенные значения коэффициента β ;
- времена переключения диафрагм для настройки реле времени автоматической системы при оптимальном управлении заливкой;
- размеры литниковой системы и данные по типу и толщине кокильного покрытия в питателе.

В главе 5 даны рекомендации по подготовке и вводе в программу исходных данных.

Разработанная автоматизированная система определения технологических параметров опробована на широком круге типовых отливок для литья под регулируемым давлением. Результаты опробования показали ее высокую эффективность. Она позволяет быстро определить оптимальные технологические параметры, что обеспечивает получение качественных отливок с 1-й – 3-й заливки при минимальной доводке технологии.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В соответствии с целью работы в диссертации разработаны принципы и система оптимального управления заливкой форм и создана автоматизированная система определения технологических параметров заполнения форм при ЛВВ.

Основные результаты диссертационной работы состоят в следующем:

1. Разработаны математические модели гидродинамических, газодинамических и тепловых процессов при заполнении форм при ЛВВ и методики их исследования в машинных экспериментах.

2. Обоснован критерий оптимальности гидродинамического режима заполнения форм при ЛВВ, представляющий собой относительное отклонение уровня сплава от соответствующих равновесных значений, определяемых из условия гидростатического равновесия. Установлено, что качественное заполнение форм обеспечивается, если величина этого отклонения не превышает 10–15%.

3. Определены условия применимости существующего метода управления заливкой форм, при котором заполнение металлопровода и формы осуществляется при практически постоянном темпе изменения разрежения в камере машины. Установлено, что при этом качественное заполнение форм обеспечивается в ограниченном диапазоне отношений площадей сечений и скоростей заливки. При отношении площадей $\omega_i / \omega_{i-1} < 0,6$ при существующем методе управления заливкой стабильное получение качественных отливок невозможно.

4. Обоснованы принципы оптимального управления заливкой, сводящиеся к тому, что при переходе через участки резкого расширения или сужения потока темп нарастания разрежения в вакуумной камере должен дискретно изменяться так, чтобы начальные скорости заполнения каждого участка сплавом были близки к соответствующим равновесным значениям. Получены формулы, разработана и опробована методика определения оптимальных значений газодинамического коэффициента β для заполнения металлопровода и отдельных участков полости формы.

5. Предложена система автоматического оптимального управления заливкой, реализующая оптимальный кусочно-линейный закон изменения разрежения в вакуумной камере. Система содержит ряд диафрагм с разным проходным сечением, последовательно включаемых в вакуумную сеть в определенные моменты времени.

6. Изучены закономерности истечения воздуха через ряд последовательно включаемых диафрагм. Получены и опробованы формулы для расчета площадей диафрагм, обеспечивающих изменение разрежения в вакуумной камере с заданными значениями коэффициента β .

7. Получены и опробованы формулы для расчета оптимальной продолжительности заливки для условий ЛВВ.

8. Обоснованы условия обеспечения непрерывного питания отливки через литниково-питающие системы.

9. Разработана методика расчета литниково-питающих систем при ЛВВ при нижнем центральном и рассредоточенном подводе сплава.

10. Создана, опробована и передана для использования система автоматизированного определения технологических параметров заполнения форм при ЛВВ, позволяющая обеспечить получение качественных отливок при минимальной доводке технологии.

Основное содержание диссертации изложено в следующих публикациях.

1. Чуркин А.Б., Чуркин Б.С., Категоренко Ю.И. Автоматическое управление заполнением форм при литье под регулируемым давлением/ Прогрессивные технологические процессы и подготовка кадров для литейного производства: Сб. науч. тр. Вып. 3. Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед ун-та, 1998. – С. 109 – 113.

2. Чуркин Б.С., Категоренко Ю.И. Автоматическое управление кинетикой заполнения форм при литье вакуумным всасыванием/Совершенство литейных процессов. Материалы международной конференции литейщиков. – Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. техн. ун-та, 1999. – С. 144 – 147.

3. Условия качественного заполнения форм при литье под регулируемым давлением при изготовлении отливок со значительными перепадами толщин стенок/А.Б.Чуркин, Б.С.Чуркин, Ю.И.Категоренко, Э.Б.Гофман//Прогрессивные технологические процессы и подготовка кадров для литейного производства: Сб. науч.тр. Вып. 4. Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед ун-та, 2001. – С. 29 – 36.

4. Методика расчета оптимальных параметров процесса заполнения форм при литье вакуумным всасыванием/А.Б.Чуркин, Б.С. Чуркин, Ю.И.Категоренко и др.//Прогрессивные технологические процессы и подготовка кадров для литейного производства: Сб. науч.тр. Вып. 4, Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед ун-та, 2001. – С. 68 – 74.

5. Категоренко Ю.И., Чуркин Б.С. Оптимальный закон изменения перепада давлений на расплав при литье под регулируемым давлением//Инновационные технологии в педагогике и на производстве. Тез. докл. III науч.-практ. конф. мол. ученых и специалистов Урал.гос. проф.-пед.ун-та, 20-21 марта 1997 г. Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. проф.-пед.ун-та. – С.110-111.

Подписано в печать 18.04.2002 г. Формат 60x84/16. Бумага для множ. аппаратов. Печать плоская. Усл.печ.л. 1,34 Уч. изд. л. 1,43 Тираж 100 экз. Заказ № 444