

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ И ТЕПЛООТДАЧИ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ЛИТЬЯ АЛЮМИНИЯ В ГРАФИТОВЫЕ ФОРМЫ

© 2017 г. **В.Е. Баженов, А.В. Колтыгин, Ю.В. Целовальник, А.В. Санников**

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва

Статья поступила в редакцию 07.04.16 г., доработана 09.06.16 г., подписана в печать 13.06.16 г.

Для получения отливок из титановых, никелевых, медных, алюминиевых и цинковых сплавов могут использоваться формы из графита, что позволяет обеспечить высокую скорость охлаждения. При этом не нужны краски и смазки. Компьютерное моделирование процессов литья в графитовые формы требует знания теплофизических свойств заливаемого сплава и графита. Помимо этого для получения адекватных результатов моделирования необходимо определить ряд граничных условий – таких, как коэффициенты теплопередачи и теплоотдачи. Наиболее важными являются коэффициент теплопередачи между отливкой и формой, коэффициент теплопередачи между элементами формы и коэффициент теплоотдачи формы в окружающую атмосферу. В данной работе определяли коэффициент теплопередачи h (iHTC – interface Heat Transfer Coefficient) между цилиндрической отливкой из алюминия (99,99 %) и формой, выполненной из блочного графита марки ГМЗ. Форму изготавливали путем фрезерования на станке с числовым программным управлением. Нахождение коэффициента теплопередачи производилось путем минимизации значения функции ошибок, отражающей разницу между экспериментальными и полученными в процессе математического моделирования значениями температуры в форме и в отливке в процессе заливки, затвердевания и охлаждения отливки. Построены зависимости величины коэффициента теплопередачи между алюминием и графитом от температуры поверхности отливки и от времени, прошедшего с начала заливки. Установлено, что при температурах поверхности металла, контактирующего с формой, 1000, 660, 619 и 190 °С значения h равны 1100, 4700, 700 и 100 Вт/(м²·К) соответственно, т.е. при понижении температуры расплава от 1000 °С (температура заливки) до 660 °С (температура кристаллизации алюминия) величина h растет от 1100 до 4700 Вт/(м²·К), а после образования слоя твердого металла на поверхности отливки и уменьшения ее температуры – снижается. Уменьшение коэффициента теплопередачи при температурах поверхности отливки менее 660 °С, по нашему мнению, связано с появлением зазора между поверхностями формы и отливки вследствие линейной усадки последней. Коэффициент теплопередачи между элементами формы (графит–графит) постоянен, составляя 1000 Вт/(м²·К). Коэффициент теплоотдачи графита в воздушную атмосферу равен 12 Вт/(м²·К) при температуре поверхности формы до 600 °С.

Ключевые слова: компьютерное моделирование литейных процессов, ProCast, коэффициент теплопередачи, графитовая форма, теплофизические свойства, процесс затвердевания.

Баженов В.Е. – канд. техн. наук, ст. препод. кафедры литейных технологий и художественной обработки материалов (ЛТИХОМ) НИТУ «МИСиС» (119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4). E-mail: V.E.Bagenov@gmail.com.

Колтыгин А.В. – канд. техн. наук, доцент той же кафедры. E-mail: misistlp@mail.com.

Целовальник Ю.В. – студент той же кафедры. E-mail: TselovalnikYuri@gmail.com.

Санников А.В. – канд. техн. наук, нач. участка Инжинирингового центра «Литейные технологии и материалы» НИТУ «МИСиС» E-mail: sannikov.ltm@mail.ru.

Для цитирования: Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В., Санников А.В. Определение коэффициентов теплопередачи и теплоотдачи для моделирования процесса литья алюминия в графитовые формы // Изв. вузов. Цвет. металлургия. 2017. No. 1. С. 40–52. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2017-1-40-52.

Bazhenov V.E., Koltygin A.V., Tselovalnik Yu.V., Sannikov A.V.

Determination of heat transfer coefficient between aluminum casting and graphite mold

Graphite molds can be used to produce titanium, nickel, copper, aluminum and zinc castings. Using of the graphite molds provides a high cooling rate. Moreover no die coatings and lubricants are required. To get appropriate results of the casting process simulation in graphite molds it is necessary to know thermophysical properties of materials and boundary conditions such as interface heat transfer coefficients, but they are still unknown. The most important properties are heat transfer coefficient between casting and mold, and between mold parts and between mold and environment. The heat transfer coefficient h (iHTC – interface Heat Transfer Coefficient) was determined between cylindrical aluminium (99,99 % Al) casting and mold made of low-ash graphite. The mold was produced by milling graphite blocks on the CNC machine. The heat transfer coefficient was determined by minimizing the error function, representing the difference between the experimental and obtained by simulation temperature in the mold during pouring, solidification and cooling of the casting. The dependences of the iHTC between aluminium and graphite

on the temperature of the casting surface and time elapsed from the start of pouring of the casting. Determined values of the heat transfer coefficient at metal temperatures 1000, 660, 619 and 190 °C are 1100, 4700, 700 and 100 W/(m²·K) respectively. Therefore, with decreasing of the melt temperature from 1000 °C (pouring temperature) to 660 °C (aluminium melting point), the heat transfer coefficient increases. After casting surface forming and lowering its temperature, the heat transfer coefficient decreases. Decrease of the iHTC at temperatures below 660 °C (lower the melting point) is associated primarily with the appearance of an air gap between the mold surface and casting surface as a result of linear shrinkage. The iHTC between the mold parts (graphite–graphite) is constant 1000 W/(m²·K). The heat transfer coefficient between graphite and the air environment is 12 W/(m²·K) at the mold surface temperature up to 600 °C.

Keywords: computer simulation of foundry processes, ProCast, interface heat transfer coefficient, iHTC, graphite mold, thermal properties, solidification.

Bazhenov V.E. – Cand. Sci. (Tech.), senior lecturer, Department of foundry technologies and material art working (FT&MAW), National University of Science and Technology (NUST) «MISIS» (119049, Russia, Moscow, Leninskii pr., 4). E-mail: V.E.Bagenov@gmail.com.

Koltygin A.V. – Cand. Sci. (Tech.), assistant prof., Department of FT&MAW, NUST «MISIS». E-mail: misistlp@mail.com.

Tselovalnik Yu.V. – student, Department of FT&MAW, NUST «MISIS». E-mail: TselovalnikYuri@gmail.com.

Sannikov A.V. – Cand. Sci. (Tech.), section foreman, Engineering Centre «Foundry technologies and materials», NUST «MISIS». E-mail: sannikov.ltm@mail.ru.

Citation: *Bazhenov V.E., Koltygin A.V., Tselovalnik Yu.V., Sannikov A.V. Opredelenie koefitsientov teploperedachi i teplootdachi dlya modelirovaniya protsessa lit'ya alyuminiya v grafitovye formy. Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya. 2017. No. 1. P. 40–52. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2017-1-40-52.*

Введение

Формы из графита могут быть использованы для получения отливок из титановых, никелевых, медных, алюминиевых и цинковых сплавов [1–10]. Наиболее распространены формы из графита многоазового применения [11]. Графитовые формы могут быть изготовлены фрезерованием графитовых блоков [3, 4], уплотнением графитовой формовочной смеси с использованием моделей отливок [1, 2] или облицовкой выплавляемых моделей графитовой оболочкой [12–14]. Графит применяется также в качестве облицовочного слоя в постоянных формах [15].

Использование графитовых форм позволяет получать литые изделия с повышенными механическими свойствами (за счет большей скорости охлаждения) и высокой точностью геометрических размеров. При литье в формы из графита не требуются краски и смазки, так как графит сам является твердой смазкой [10].

Для проведения компьютерного моделирования процесса литья в графитовые формы необходимо знать теплофизические свойства сплава и графита. Помимо этого требуется определить ряд граничных условий — таких, как коэффициенты теплопередачи и теплоотдачи. Наиболее важным для получения адекватных результатов моделирования является коэффициент теплопередачи (h) между отливкой и формой. Его величина не постоянна и зависит от многих параметров — полноты контакта между металлом и формой (например,

при литье прокаткой [16] и литье под давлением [17, 18] уровень h выше); величины зазора между поверхностями отливки и формы, появляющегося при усадке отливки и тепловом расширении формы [19–21]; шероховатости поверхности формы и атмосферы в зазоре отливка—форма [22, 23]; толщины и состава используемых красок и покрытий [24, 25].

Поскольку графитовые формы могут состоять из нескольких частей, теплопередача между которыми должна учитываться, также необходимо определить коэффициент теплопередачи графит—графит. Охлаждение графитовой формы на воздухе характеризуется коэффициентом теплоотдачи графит—воздух, значение которого также неизвестно.

Наиболее простой метод определения коэффициента теплопередачи описан в работе [26]. Авторы сравнивали длительность затвердевания отливки из алюминиевого сплава в песчаной форме, полученную экспериментально, с временем затвердевания, рассчитанным при различных значениях коэффициента теплопередачи. Предполагалось, что при верном значении h должно наблюдаться совпадение расчетного и экспериментального результатов.

Часто очень важно определение значений коэффициента теплопередачи при температурах ниже температуры солидуса сплава. Использование постоянной величины h , как это иногда делается

в современной практике для расчетов, которые охватывают и область ниже температуры солидуса сплава, например при вычислении напряжений в отливке [27], некорректно. Обычно находят изменение значения коэффициента теплопередачи в зависимости от времени [16, 19, 28–32] или температуры [17, 28, 29].

Для определения коэффициентов теплопередачи и теплоотдачи по экспериментальным данным применяют инверсионный и другие методы расчета [16, 18, 28, 29]. Основным критерием, который позволяет оценить, насколько экспериментальные результаты отличаются от расчетных, является функция ошибок Err, отражающая разницу между экспериментальными (t_s) и расчетными (t_p) значениями температуры в форме и отливке в процессе заливки, затвердевания и охлаждения отливки. В общем виде эта функция описывается следующим уравнением [29]:

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

где n — количество измерений.

Целью данной работы являлось определение коэффициентов теплопередачи отливка—форма и форма—форма, а также коэффициента теплоотдачи форма—воздух при получении цилиндрической отливки из алюминия в графитовой форме.

Материалы и методики исследования

Приготовление расплава, получение отливки и запись температур при ее затвердевании и охлаждении

Алюминий А99 (ГОСТ 11069-2001) плавил в высокочастотной индукционной печи в графитошамотном тигле. Содержание примесей в алюминии определяли с использованием многоканального оптического эмиссионного спектрометра ARL-4460 (фирма «Thermo Fisher Scientific», США).

Изготавливали цилиндрическую отливку диаметром 50 мм и высотой 100 мм. Заливку расплава в форму выполняли при температуре 1000 °С. Форму получали из графита марки ГМЗ (ТУ 48-4802-86-97) путем фрезерования графитовых блоков. Общий вид собранной формы представлен на рис. 1. Она состояла из 4 частей (рис. 2). Схема расположения термопар в форме представлена на рис. 2. Термопары размещали на двух уровнях по высоте: нижний уровень — термопары T^1 , T^2 , T^3 , T^4 (между частями формы *I* и *II*); верхний уро-

вень — термопары T^6 , T^7 , T^8 , T^9 (между частями формы *II* и *III*). Расстояние между нижним и верхним уровнями по вертикали составляло 40 мм. От рабочей поверхности формы до термопар расстояние было: T^1 и T^6 — 2 мм; T^2 и T^7 — 5 мм; T^3 и T^8 — 10 мм; T^4 и T^9 — 20 мм. Термопара T^5 помещалась в керамическую трубку, и ее спай находился в полости формы на расстоянии 10 мм от рабочей поверхности формы. Термопара T^{10} располагалась на расстоянии 5 мм от боковой наружной поверхности формы и использовалась для определения коэффициента теплопередачи между элементами формы (графит—графит). Для этого расплав в форму заливали так, чтобы он не попадал на конусную поверхность части *IV* формы. В этом случае часть *IV* формы нагревается только через поверхность контакта графит—графит между частями *III* и *IV*, поскольку из-за конусности внутренней поверхности излучение с поверхности залитого металла не участвует в теплопередаче. Фиксация термопар осуществлялась с помощью графитовых элементов (см. рис. 1), крепящихся к форме шурупами-саморезами.

Запись температур выполняли с помощью 12-канального термоизмерителя ВТМ-4208SD («Lutron», Израиль). Использовали хромель-алюмелевые термопары. Запись показаний термопар

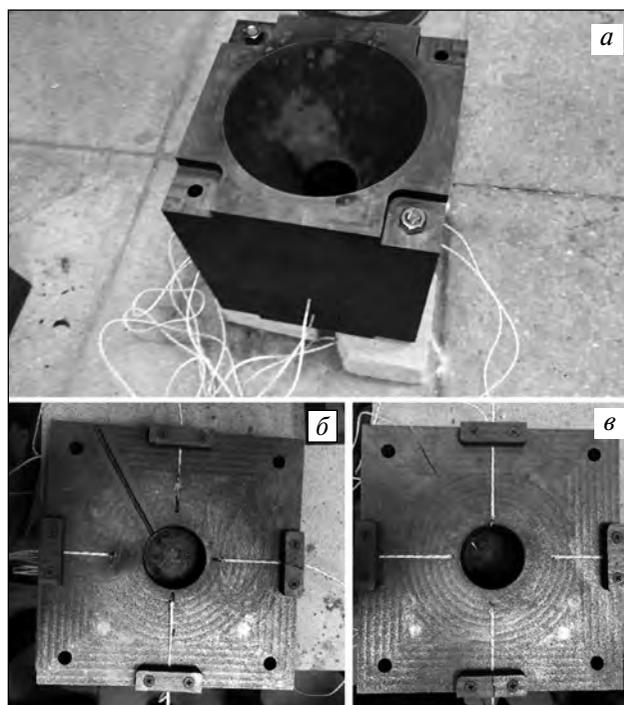


Рис. 1. Форма в сборе с установленными термопарами (а), вид на нижнюю (б) и верхнюю (в) плоскости разъема

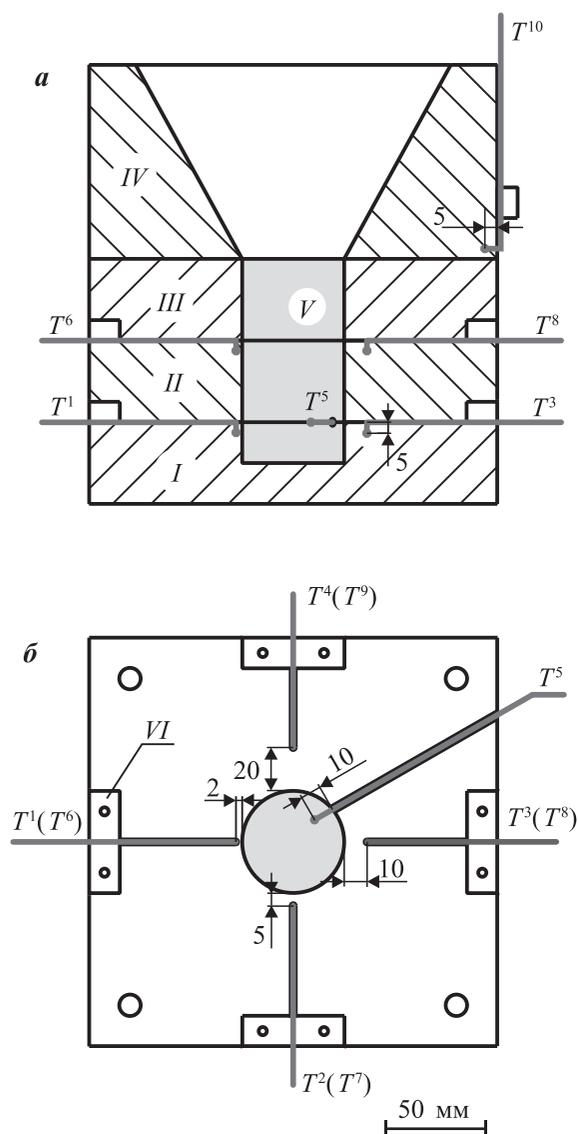


Рис. 2. Схема расположения термопар в форме
a – продольный разрез формы (I–IV – части формы, V – отливка);
б – вид сверху на плоскость разреза формы (VI – элемент крепления термопары)

происходила с интервалом в 1 с в течение 1600 с. Первый эксперимент показал, что полученные результаты недостоверны. По всей видимости, это связано с тем, что графит является материалом с высокой электропроводностью и термопары могут образовывать электрические цепи при одновременном измерении температуры в нескольких точках. Подобное явление не описано в других работах, так как при проведении исследований с электропроводными формами (металлическими или графитовыми) термопары имели электрическую изоляцию [15, 21]. Чтобы исключить влияние термопар друг на друга, были изменены условия эксперимента. Запись температуры проводили

поочередно для каждой термопары. Таким образом эксперимент был повторен 11 раз (для одной из термопар запись температуры была выполнена 2 раза, чтобы удостовериться в воспроизводимости данной экспериментальной методики).

Моделирование процесса заливки и затвердевания отливки

Моделирование заливки и затвердевания отливки проводили в программе «ProCast 2015» («ESI Group», Франция). Параметры моделирования были следующие:

Время заполнения формы, с..... 2
 Температура заливки расплава, °С..... 1000
 Начальная температура формы, °С..... 20

Продолжительность заполнения формы расплавом определяли путем хронометрирования — среднее время составило 2 с (это значение использовали при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки). Температурные зависимости теплопроводности, энтальпии, плотности и доли твердой фазы, а также температуры ликвидуса и солидуса сплава рассчитывали с помощью термодинамической базы, имеющейся в программе «ProCast». Теплофизические свойства графита брали из работы [33]. Расчетная сетка состояла из $\approx 2\,500\,000$ элементов.

Проведение расчетов и анализ результатов

Содержание примесей в исходном алюминии, по результатам химического анализа, представлено в таблице. По своему составу он не в полной мере соответствует марке А99 (ГОСТ 11069-2001), так как концентрации Si, Cu, Mg и Zn в нем немного выше. Обнаруженные несоответствия могут быть причиной недостаточно тщательной подготовки образцов, требуемой при анализе особо чистых материалов. Однако эти различия не носят прин-

Содержание примесей в алюминии, мас. %

Al	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ga	Ti
Химический анализ								
Ост.	0,004	0,002	0,004	0,002	0,004	0,008	–	0,0002
А99 по ГОСТ 11069-2001								
Ост.	0,003	0,003	0,002	0,002	0,001	0,003	0,003	0,002

ципального характера. Химический анализ был сделан до и после проведения 11 экспериментальных заливок. Переплавы не привели к какому-либо изменению состава алюминия.

Рассчитанные в программе «ProCast» теплопроводность, энтальпия и плотность алюминия А99 в зависимости от температуры представлены на рис. 3. Для того чтобы понять, насколько хорошо соотносятся расчетные данные с опубликованными ранее, на рис. 3 также приведены свойства алюминия, взятые из литературных источников.

Теплопроводность алюминия, рассчитанная для жидкого состояния в программе «ProCast» (рис. 3, а, кривая 1), достаточно близка к определенной в работе [34] (кр. 4). Результаты «ProCast» для твердого алюминия хорошо согласуются с приведенной в справочнике [35] теплопроводностью (кр. 2) при $t < 100$ °С. При более высоких температурах различия значительны. В целом разница между расчетными и литературными (из разных источников) значениями не превышает 20 %.

Значения энтальпии, приведенные в работах [36] (кр. 5) и [37] (кр. 3), значительно отличаются друг от друга (см. рис. 3, б), а результаты расчета, полученные в программе «ProCast» (кр. 1), лежат между ними. Был проведен расчет энтальпии в программе «Thermo-Calc 3.1» («Thermo-Calc Software», Швеция). Использовалась термодинамическая база данных TCAL4 той же фирмы. Значения энтальпии, полученные в программе «Thermo-Calc», не представлены на рис. 3, б, так как они полностью совпадают с рассчитанными в программе «ProCast».

Значения плотности, полученные в программе «ProCast» (рис. 3, в, кр. 1), практически совпадают с данными работ [35, 38] (кр. 2 и б) для твердого алюминия. Для жидкого алюминия между расчетными результатами и литературными имеются незначительные расхождения. В целом можно сказать, что свойства алюминия, рассчитанные в программе «ProCast», неплохо согласуются с приведенными в литературе.

На рис. 4 представлены температурные зависимости теплопроводности, теплоемкости и плотности графита, взятые из базы данных программы «ProCast» и работ [33, 39]. Зависимости $\lambda(t)$ (рис. 4, а), взятые из литературы (кр. 2–4), отличаются от имеющейся в базе данных программы «ProCast» (кр. 1). Между собой значения теплопро-

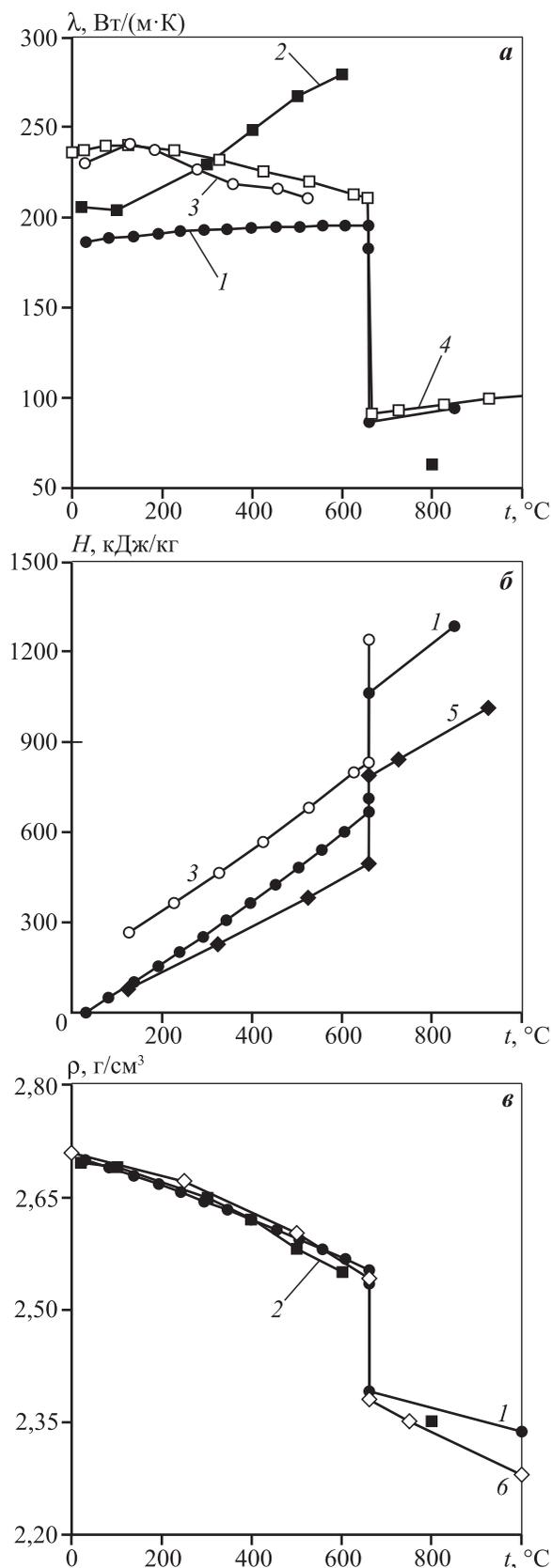


Рис. 3. Теплопроводность (а), энтальпия (б) и плотность (в) алюминия в зависимости от температуры
1 – ProCast; 2 – [35]; 3 – [37]; 4 – [34]; 5 – [36]; 6 – [38]

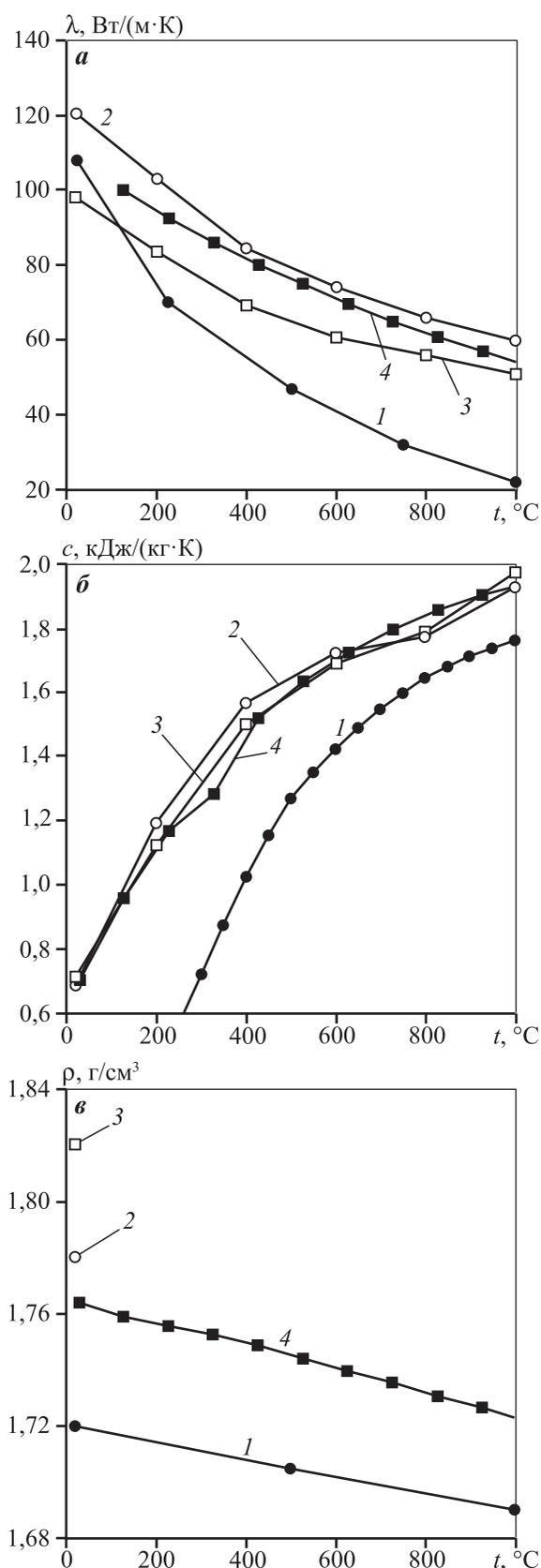


Рис. 4. Теплопроводность (а), теплоемкость (б) и плотность (в) графита в зависимости от температуры 1 – ProCast; 2 – МППГ-6 [33]; 3 – SGL [33]; 4 – POCO AXM-5Q1 [39]

водности графита из работ [33] и [39] различаются не более чем на 20 %. В этих работах были определены свойства графита различных марок и производителей, и эти отклонения объяснимы.

Температурные зависимости теплоемкости из различных литературных источников практически совпадают (см. рис. 4, б). Теплоемкость графита из базы данных программы «ProCast» значительно отличается от представленной в литературе. Также обращает на себя внимание тот факт, что при $t = 0$ °С в базе данных «ProCast» для графита $c = 0$ кДж/(кг·К), что невозможно. По всей видимости, при заполнении базы данных «ProCast» были перепутаны единицы измерения температуры, и график $c(t)$ изначально был построен с использованием градусов Кельвина.

Линии изменения плотности графита в зависимости от температуры представлены на рис. 4, в. Различия значений ρ из различных источников не превышают 6 %. Поскольку графит марки МППГ-6 [33] по своим характеристикам мало отличается от графита ГМЗ, из которого была изготовлена форма, именно его теплофизические свойства использовали при моделировании.

В программе «ProCast» коэффициент теплопередачи может быть задан в виде временной или температурной зависимости. Было проведено моделирование процесса заполнения и затвердевания отливки до 1-й секунды от начала заливки при значениях коэффициента теплопередачи h от 500 до 3000 Вт/(м²·К) с шагом 500 Вт/(м²·К). Для каждого значения h была вычислена функция ошибок:

$$t_{\text{Err}} = \sqrt{\left[\sum_{j=1}^{10} (t_3^j - t_p^j)^2 \right] / 10}, \quad (2)$$

где t_p^j и t_3^j — соответственно расчетная и экспериментально определенная температуры для термпары j (от 1 до 10).

По окончании моделирования были отобраны те значения h , при которых t_{Err} была минимальна, — это $h = 1000$ и 1500 Вт/(м²·К). Далее проводили моделирование процесса заполнения при значениях h , лежащих в этом интервале, с шагом 100 Вт/(м²·К): 1100, 1200, 1300, 1400 Вт/(м²·К), а также для одного значения слева и справа от крайних точек: $h = 900$ и 1600 Вт/(м²·К). Наименьшее значение функции ошибок t_{Err} при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки до 1-й секунды ($\tau = 1$ с) было получено при $h = 1100$ Вт/(м²·К).

Далее выполняли моделирование процесса заполнения и затвердевания отливки до $\tau = 2$ с от начала заполнения формы. При моделировании для $\tau = 1$ с задавали найденное ранее значение коэффициента теплопередачи $h = 1100$ Вт/(м²·К), а для $\tau = 2$ с — значения h от 500 до 3000 Вт/(м²·К) с шагом 500 Вт/(м²·К). То есть подбор значения коэффициента теплопередачи для $\tau = 2$ с осуществлялся так же, как и для $\tau = 1$ с. Значение функции ошибок $t_{\text{ЕГГ}}$ вычисляли для $\tau = 1$ и 2 с и суммировали. При моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки до $\tau = 2$ с было получено значение коэффициента теплопередачи $h = 2500$ Вт/(м²·К). Формула для вычисления функции ошибок на 2-й и последующих секундах имеет вид

$$t_{\text{ЕГГ}} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{10} \sum_{i=1}^n (t_{\text{э}}^{ij} - t_{\text{р}}^{ij})^2}{10n}}. \quad (3)$$

Здесь $t_{\text{р}}^{ij}$ и $t_{\text{э}}^{ij}$ — соответственно расчетная и экспериментально определенная температуры в момент времени i (от 1 до 300 с) для термопары j (от 1 до 10); n — время, до которого проведено моделирование.

График зависимости коэффициента теплопередачи от времени, прошедшего с начала заливки, представлен на рис. 5, а. Максимальные изменения величины h происходят в начальный период после заливки расплава, поэтому поиск коэффициентов теплопередачи производили для $\tau = 2 \div 9$ с при шаге 1 с. Далее шаг был увеличен, и значение h определяли для $\tau = 20, 30, 40, 60, 120, 180, 240$ и 300 с. Промежуточные значения между полученными точками, для которых производился поиск величины коэффициента теплопередачи, задавались линейной зависимостью. Было обнаружено, что расчетное время полного затвердевания отливки составило 20 с. Это значительно меньше, чем время полного затвердевания, зафиксированное визуально по исчезновению последних капель жидкости в усадочной раковине. По результатам 4 экспериментальных заливок среднее время затвердевания составило 37 с. Чтобы добиться совпадения экспериментального времени затвердевания с полученным в процессе моделирования, изменили подход к определению оптимального значения коэффициента теплопередачи для каждого временного шага. Для первых 40 с моделирования подбирали величину h так, чтобы значение функции ошибок $t_{\text{ЕГГ}}$ было как можно меньшим для термопары T^5 , находящейся в отливке. Время затвердевания отливки, полученное в моделировании с учетом это-

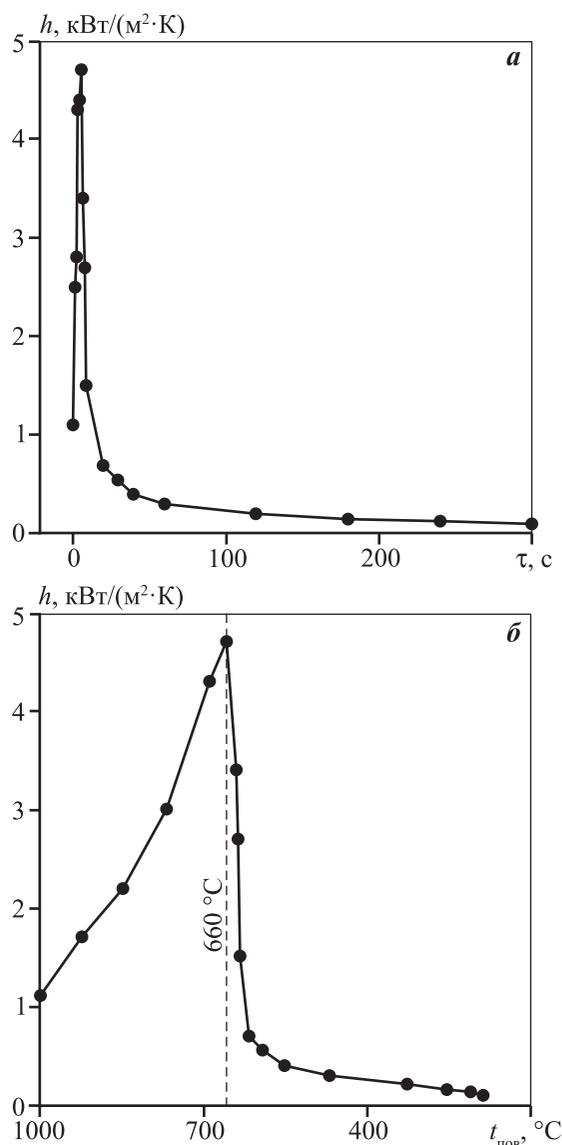


Рис. 5. Зависимости коэффициента теплопередачи от времени, прошедшего с момента заливки, (а) и от температуры поверхности отливки (б)

го условия, составило 30 с. При этом отклонение от экспериментального значения, полученного визуальным наблюдением, находилось в пределах ≈ 20 %. Средняя величина функции ошибок $t_{\text{ЕГГ}}$, определенная по формуле (3) при моделировании процесса заполнения и затвердевания от 0 до 300 с, составила 13,4 °С.

Из рис. 5, а видно, что коэффициент теплопередачи достигает максимального значения через 5 с после начала заливки. В работе [15] определяли тепловой поток при получении отливок из алюминиевого сплава и олова в облицованные графитом формы. Авторы [15] наблюдали максимальную величину теплового потока по прошествии 5 с от

начала заливки. Они связывали максимум на линии изменения теплового потока в зависимости от времени с началом формирования тонкого слоя металла на поверхности формы, который хорошо прижимается к этой поверхности, так как еще не успевает образоваться зазор между поверхностью формы и отливкой. Похожий график зависимости коэффициента теплопередачи от времени имеется в работе [21] при исследовании процесса литья чугуна в графитовую форму.

Было проведено моделирование заполнения и затвердевания отливки при значении коэффициента теплопередачи, заданном в виде зависимости от времени, представленной на рис. 5, а, и определены температуры поверхности отливки напротив мест расположения термопар. Значения h в каждый момент времени были сопоставлены со средним значением температуры поверхности отливки. Таким образом была определена зависимость коэффициента теплопередачи от температуры (см. рис. 5, б). Установлено, что при температурах расплава от начала заливки (1000 °С) до температуры плавления алюминия коэффициент теплопередачи растет. Максимальная величина $h = 4700 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ достигается при температуре поверхности отливки $t_{\text{пов}} = 660 \text{ °С}$. Далее, из-за увеличения зазора между отливкой и формой, коэффициент теплопередачи снижается и при $t_{\text{пов}} = 618 \text{ °С}$ составляет $700 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; при уменьшении температуры поверхности отливки до 190 °С величина h изменяется до $100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Следует отметить, что значение функции ошибок, вычисленное при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки с помощью температурной зависимости коэффициента теплопередачи, составило 10,8 °С, что меньше, чем в случае использования его временной зависимости (13,4 °С). Это связано с тем, что температура поверхности отливки не одинакова в местах расположения термопар верхнего и нижнего уровней. Следовательно, и коэффициент теплопередачи для этих участков должен быть разным. В случае применения в расчетах зависимости $h(\tau)$ этого учесть нельзя.

После того как был найден коэффициент теплопередачи между отливкой и формой, подбирали коэффициент теплопередачи между элементами графитовой формы (графит—графит). Его задавали при моделировании в виде постоянной величины в интервале от 500 до $1500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ с шагом $100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Коэффициент теплопередачи графит—графит определяли, основываясь на по-

казаниях термопары T^{10} , расположенной в части формы IV. Эта часть формы напрямую не контактирует с расплавом, и ее нагрев происходит из-за передачи тепла от части формы III через границу раздела форма—форма (графит—графит). Значение коэффициента теплопередачи между элементами формы, для которого величина функции ошибок $t_{\text{ЕГГ}}$ оказалась минимальна, составило $h = 1000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Так же, путем минимизации значения функции ошибок, был найден коэффициент теплоотдачи графит—атмосфера, который составил $12 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Это значение оказалось практически равным имеющемуся в базе данных программы «ProCast» коэффициенту теплоотдачи для охлаждающихся на воздухе поверхностей: $10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Полученное значение коэффициента теплоотдачи корректно для невысоких температур поверхности формы, когда количество тепла, передаваемого излучением от поверхности в окружающую среду, незначительно.

На рис. 6 представлены результаты сопоставления экспериментальных ($T_3^1 - T_3^{10}$) и расчетных, полученных при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки ($T_p^1 - T_p^{10}$), графиков изменения температуры в зависимости от времени, прошедшего с начала заливки, для термопар $T^1 - T^{10}$. Там же нанесены линии, характеризующие разность между экспериментальными и расчетными температурами в каждый температурный момент: $\Delta T^i = |T_3^i - T_p^i|$. Видно, что в интервале $\tau = 3 \div 30$ с имеются значительные расхождения (до 60 °С) между кривыми $T_3^1 - T_3^4$, T_3^6 и $T_p^1 - T_p^4$, T_p^6 . Это связано с тем, что при подборе значений коэффициента теплопередачи пытались достичь максимального совпадения экспериментального и полученного путем моделирования распределений температуры в отливке (термопара T^5) и времени затвердевания отливки. Разница между экспериментальной и расчетной температурами в отливке (рис. 6, д, термопара T^5) не превышает 20 °С. По истечении $\tau = 30$ с расхождение между полученным путем моделирования и экспериментальным распределениями температур в форме не превышает 20 °С для всех термопар. Сопоставление расчетных и экспериментальных температур в форме и отливке при $\tau = 100 \div 300$ с не показано, так как при достижении 100 с разница между этими температурами остается практически постоянной и не превышает 20 °С. Для термопары T^{10} , расположенной в части формы IV (см. рис. 6, е), распре-

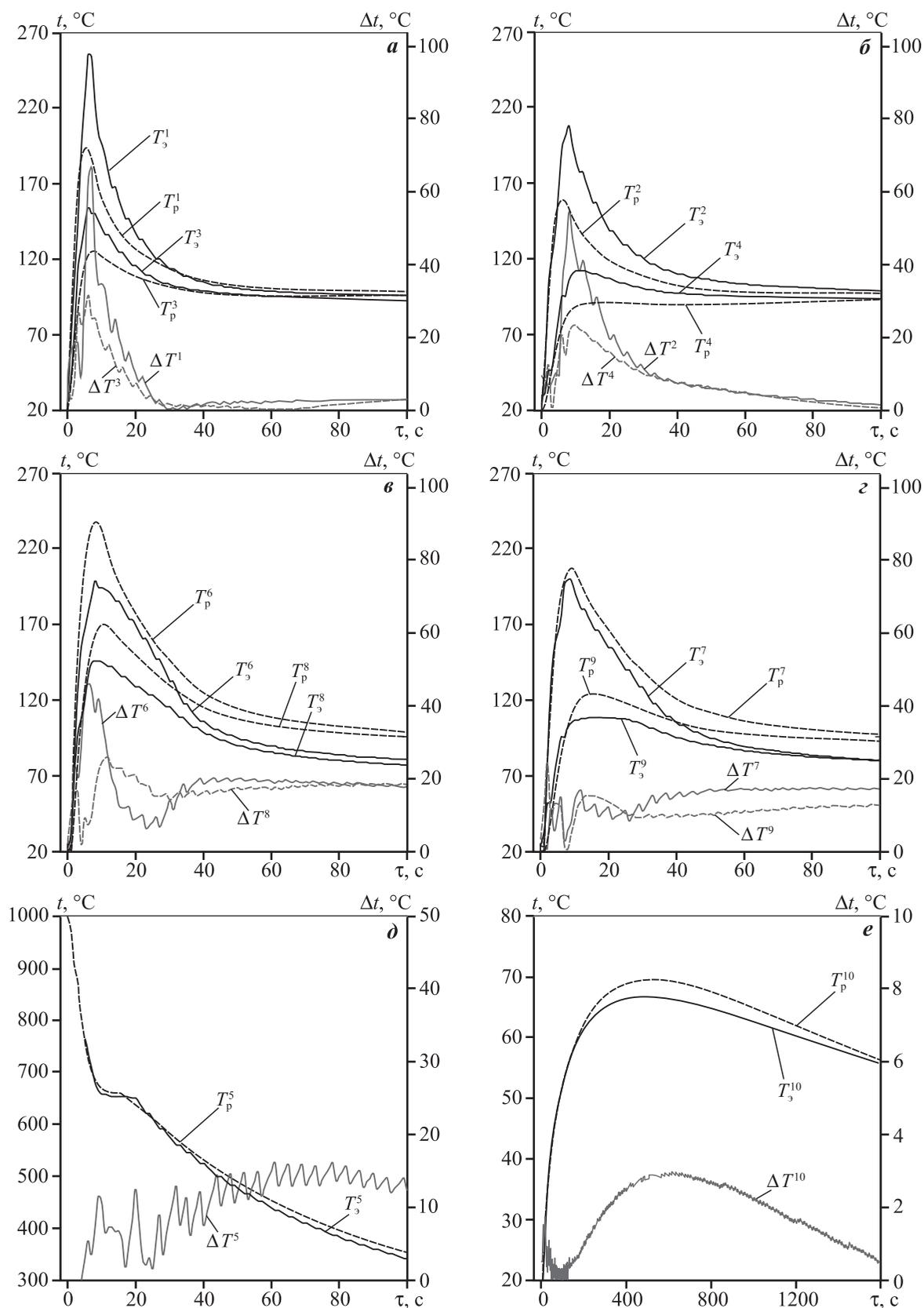


Рис. 6. Экспериментальные (T_3 , сплошные линии) и полученные в процессе моделирования (T_p , штриховые) кривые охлаждения для термодпар: T^1, T^3 (а); T^2, T^4 (б); T^6, T^8 (в); T^7, T^9 (г); T^5 (д); T^{10} (е)

Показаны также кривые, характеризующие разность $\Delta T^i = |T_3^i - T_p^i|$

деления температуры, экспериментальные и полученные при моделировании процесса заполнения и затвердевания отливки, сравнивали до $\tau = 1600$ с. Как было указано ранее, эта термопара позволяет определить коэффициент теплопередачи форма—форма (графит—графит), так как часть IV не контактировала с расплавом. Разница между расчетным и экспериментальным распределениями температуры на этой термопаре не превышает 3°C .

Представленные зависимости коэффициента теплопередачи от температуры поверхности отливки и от времени, прошедшего с начала заливки, получены с использованием чистого алюминия. В случае моделирования процесса заполнения и затвердевания отливки из другого материала необходимо сместить положение точки максимума коэффициента теплопередачи (см. рис. 5, б) к температуре ликвидуса сплава, что может дать удовлетворительные результаты.

Заключение

Путем минимизации значения функции ошибок $t_{\text{Егр}}$, отражающей разницу между экспериментальными и полученными в процессе математического моделирования значениями температуры в форме и отливке в процессе заливки, затвердевания и охлаждения отливки, определены значения коэффициентов теплопередачи и теплоотдачи при литье алюминия марки А99 в форму из графита марки ГМЗ:

— найдены кривые, характеризующие изменение коэффициента теплопередачи между отливкой и формой в зависимости от температуры поверхности отливки и от времени, прошедшего от начала заливки. При температурах металла, контактирующего с формой, 1000, 660, 619 и 190°C получено $h = 1100, 4700, 700$ и 100 Вт/(м²·К) соответственно. Величина коэффициента теплопередачи растет в интервале от температуры заливки (1000°C) до температуры плавления алюминия, после чего снижается из-за образования зазора между металлом и формой. Максимальная величина коэффициента теплопередачи (4700 Вт/(м²·К)) достигается при температуре плавления алюминия;

— коэффициент теплопередачи между элементами формы (графит—графит) постоянен и равен 1000 Вт/(м²·К);

— коэффициент теплоотдачи от графита в воздушную атмосферу составляет 12 Вт/(м²·К) при температуре поверхности формы до 600°C .

Работа проводилась в рамках постановления Правительства Российской Федерации № 218 от 09.04.2010 г., 3-я очередь (госконтракт № 02.G25.31.0009) и при поддержке стипендии Президента РФ молодым ученым и аспирантам, осуществляющим перспективные научные исследования и разработки по приоритетным направлениям модернизации российской экономики (конкурс 2016—2018 гг.).

Литература

1. O'Connor S. Titanium rammed graphite castings // Adv. Mater. Processes. 2008. Vol. 166. No. 3. P. 29—31.
2. O'Connor S. Titanium rammed graphite castings for military applications // AMMTIAC Quarterly. 2007. Vol. 2. No. 1. P. 3—7.
3. Фадеев А.В., Баженов В.Е., Белов В.Д., Петровский П.В., Павлович С.П., Аликин П.В. Особенности изготовления тонкостенных отливок газотурбинного двигателя из титановых сплавов методом безмодельной технологии // Литейщик России. 2014. No. 2. С. 23—26.
4. Фадеев А.В., Белов В.Д., Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Петровский П.В., Санников А.В., Никитина А.А., Павлович С.П., Аликин П.В. Особенности изготовления крупногабаритных тонкостенных отливок газотурбинного двигателя из титановых сплавов по безмодельной технологии // Литейщик России. 2014. No. 9. С. 14—19.
5. Jia L., Xu D., Li M., Guo J., Fu H. Casting defects of Ti—6Al—4V alloy in vertical centrifugal casting processes with graphite molds // Met. Mater. Int. 2012. Vol. 18. No. 1. P. 55—61.
6. Zanchuk V. Graphite molds cast zinc alloys // Adv. Mater. Processes. 2004. Vol. 162. No. 11. P. 66—67.
7. Zanchuk V. ZA-12 alloy casting with graphite molds: economical precision parts, reduced time-to-market // Die Cast. Eng. 2006. No. 1. P. 38—41.
8. Mysov G.V. Use of permanent graphite molds for obtaining a bronze casting // Chem. Petrol. Eng. 1975. Vol. 11. No. 11. P. 1038—1038.
9. Baumeister G., Buqezzi-Ahmeti D., Glaser J., Ritzhaupt-Kleissl H.-J. New approaches in microcasting: permanent mold casting and composite casting // Microsystem Technol. 2011. Vol. 17. No. 2. P. 289—300.
10. Chen W.-C., Teng F.-Y., Hung C.-C. Characterization of Ni—Cr alloys using different casting techniques and molds // Mater. Sci. Eng. C. 2014. Vol. 35. P. 231—238.
11. Nee A.Y.C. Handbook of manufacturing engineering and technology. London: Springer, 2015.
12. Pattnaik S., Karunakar D.B., Jha P.K. Developments in investment casting process: A review // J. Mater. Process. Technol. 2012. Vol. 212. No. 11. P. 2332—2348.

13. *Kim M.-G., Kim S.K., Kim Y.-J.* Effect of mold material and binder on metal-mold interfacial reaction for investment castings of titanium alloys // *Mater. Trans.* 2002. Vol. 43. No. 4. P. 745—750.
14. *Kuang J.P., Harding R.A., Campbell J.* Investigation into refractories as crucible and mould materials for melting and casting γ -TiAl alloys // *Mater. Sci. Technol.* 2000. Vol. 16. No. 9. P. 1007—1016.
15. *Prabhu K.N., Suresha K.M.* Effect of superheat, mold, and casting materials on the metal/mold interfacial heat transfer during solidification in graphite-lined permanent molds // *J. Mater. Eng. Perform.* 2004. Vol. 13. No. 5. P. 619—626.
16. *Wang D., Zhou C., Xu G., Huaiyuan A.* Heat transfer behavior of top side-pouring twin-roll casting // *J. Mater. Process. Technol.* 2014. Vol. 214. P. 1275—1284.
17. *Griffiths W.D., Kawai K.* The effect of increased pressure on interfacial heat transfer in the aluminium gravity die casting process // *J. Mater. Sci.* 2010. Vol. 45. No. 9. P. 2330—2339.
18. *Sun Z., Hu H., Niu X.* Determination of heat transfer coefficients by extrapolation and numerical inverse methods in squeeze casting of magnesium alloy AM60 // *J. Mater. Process. Technol.* 2011. Vol. 211. P. 1432—1440.
19. *Nishida Y., Droste W., Engler S.* The air-gap formation process at the casting-mold interface and the heat transfer mechanism through the gap // *Metall. Mater. Trans. B.* 1986. Vol. 17B. P. 833—844.
20. *Тихомиров М.Д.* Моделирование тепловых и усадочных процессов при затвердевании отливок из высокопрочных алюминиевых сплавов и разработка системы компьютерного анализа литейной технологии: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. СПб.: СПбГПУ, 2004
21. *Prabhu K.N., Griffiths W.D.* Assessment of metal/mold interfacial heat transfer during solidification of cast iron // *Mater. Sci. Forum.* 2000. Vol. 329-330. P. 455—460.
22. *Bouchard D., Leboeuf S., Nadeau J.P., Guthrie R.I.L., Isac M.* Dynamic wetting and heat transfer at the initiation of aluminum solidification on copper substrates // *J. Mater. Sci.* 2009. Vol. 44. No. 8. P. 1923—1933.
23. *Prasad A., Bainbridge I.F.* Experimental determination of heat transfer within the metal/mold gap in a DC casting mold. Part II. Effect of casting metal, mold material, and other casting parameters // *Metall. Mater. Trans. A.* 2013. Vol. 44. No. 7. P. 3099—3113.
24. *Lu S.-L., Xiao F.-R., Zhang S.-J., Mao Y.-W., Liao B.* Simulation study on the centrifugal casting wet-type cylinder liner based on ProCAST // *Appl. Therm. Eng.* 2014. Vol. 73. P. 512—521.
25. *Prabhu K.N., Chowdary B., Venkataraman N.* Casting/mold thermal contact heat transfer during solidification of Al—Cu—Si alloy (LM 21) plates in thick and thin molds // *J. Mater. Eng. Perform.* 2005. Vol. 14. No. 5. P. 604—609.
26. *Sutaria M., Gada V.H., Sharma A., Ravi B.* Computation of feed-paths for casting solidification using level-set-method // *J. Mater. Process. Technol.* 2012. Vol. 212. P. 1236—1249.
27. *Baghani A., Davami P., Varahram N., Shabani M.O.* Investigation on the effect of mold constraints and cooling rate on residual stress during the sand-casting process of 1086 steel by employing a thermomechanical model // *Metall. Mater. Trans. B.* 2014. Vol. 45. P. 1157—1169.
28. *Chen L., Wang Y., Peng L., Fu P., Jiang H.* Study on the interfacial heat transfer coefficient between AZ91D magnesium alloy and silica sand // *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2014. Vol. 54. P. 196—203.
29. *Palumbo G., Pigionico V., Piccininni A., Guglielmi P., Sorgente D., Tricarico L.* Determination of interfacial heat transfer coefficients in a sand mould casting process using an optimised inverse analysis // *Appl. Therm. Eng.* 2015. Vol. 78. P. 682—694.
30. *Bertelli F., Cheung N., Garcia A.* Inward solidification of cylinders: Reversal in the growth rate and microstructure evolution // *Appl. Therm. Eng.* 2013. Vol. 61. P. 577—582.
31. *Martorano M.A., Capocchi J.D.T.* Heat transfer coefficient at the metal-mould interface in the unidirectional solidification of Cu—8%Sn alloys // *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2000. Vol. 43. P. 2541—2552.
32. *Griffiths W.D.* A model of the interfacial heat-transfer coefficient during unidirectional solidification of an aluminum alloy // *Metall. Mater. Trans. B.* 2000. Vol. 31B. No. 2. P. 285—295.
33. *Жмуриков Е.И., Савченко И.В., Станкус С.В., Тесchio L.* Измерения теплофизических свойств графитовых композитов для конвертора нейтронной мишени // *Вестн. НГУ. Сер. Физика.* 2011. Т. 6. No. 2. С. 77—84.
34. *Powell R.W., Ho C.Y., Liley P.E.* Thermal conductivity of selected materials NSRDS 8 (Report). Washington D.C.: US Government Printing Office, 1966.
35. *Чиркин В.С.* Теплофизические свойства материалов: Справ. рук-во. М.: Физматгиз, 1959.
36. *Huggins R.A.* Energy storage: fundamentals, materials and applications. Heidelberg: Springer, 2015.
37. *Ларионов Л.Н., Юрченко Ю.Ф.* Тепловые свойства металлов и сплавов: Справочник. Киев: Наук. думка, 1985.
38. *Martienssen W., Warlimont H.* Springer handbook of condensed matter and materials data. Heidelberg: Springer, 2006.

39. Taylor R.E., Groot H. Thermophysical properties of POCO graphite: AFOSR-TR-78-1375 (Report). Indiana: Purdue University Lafayette Properties Research Laboratory, 1978.

References

- O'Connor S. Titanium rammed graphite castings. *Adv. Mater. Processes*. 2008. Vol. 166. No. 3. P. 29–31.
- O'Connor S. Titanium rammed graphite castings for military applications. *AMMTIAC Quarterly*. 2007. Vol. 2. No. 1. P. 3–7.
- Fadeev A.V., Bazhenov V.E., Belov V.D., Petrovskiy P.V., Pavlinich S.P., Alikin P.V. Osobennosti izgotovleniya tonkostennykh otlivok gazoturbinного dvigatelya iz titanovykh splavov metodom bezmodel'noi tekhnologii [Model-free technology production specifics of thin-walled turbine engine titanium castings]. *Liteishchik Rossii*. 2014. No. 2. P. 23–26.
- Fadeev A.V., Belov V.D., Bazhenov V.E., Koltygin A.V., Petrovskiy P.V., Sannikov A.V., Nikitina A.A., Pavlinich S.P., Alikin P.V. Osobennosti izgotovleniya krupnogabaritnykh tonkostennykh otlivok gazoturbinного dvigatelya iz titanovykh splavov po bezmodel'noi tekhnologii [Specifics of manufacturing of large-sized thin-walled turbine engine titanium castings by the model-free technology]. *Liteishchik Rossii*. 2014. No. 9. P. 14–19.
- Jia L., Xu D., Li M., Guo J., Fu H. Casting defects of Ti–6Al–4V alloy in vertical centrifugal casting processes with graphite molds. *Met. Mater. Int.* 2012. Vol. 18. No. 1. P. 55–61.
- Zanchuk V. Graphite molds cast zinc alloys. *Adv. Mater. Processes*. 2004. Vol. 162. No. 11. P. 66–67.
- Zanchuk V. ZA-12 alloy casting with graphite molds: Economical precision parts, reduced time-to-market. *Die Cast. Eng.* 2006. No. 1. P. 38–41.
- Mysov G.V. Use of permanent graphite molds for obtaining a bronze casting. *Chem. Petrol. Eng.* 1975. Vol. 11. No. 11. P. 1038–1038.
- Baumeister G., Buqezzi-Ahmeti D., Glaser J., Ritzhaupt-Kleissl H.-J. New approaches in microcasting: permanent mold casting and composite casting. *Microsystem Technol.* 2011. Vol. 17. No. 2. P. 289–300.
- Chen W.-C., Teng F.-Y., Hung C.-C. Characterization of Ni–Cr alloys using different casting techniques and molds. *Mater. Sci. Eng. C*. 2014. Vol. 35. P. 231–238.
- Nee A.Y.C. Handbook of manufacturing engineering and technology. London: Springer, 2015.
- Pattnaik S., Karunakar D.B., Jha P.K. Developments in investment casting process: A review. *J. Mater. Process. Technol.* 2012. Vol. 212. No. 11. P. 2332–2348.
- Kim M.-G., Kim S.K., Kim Y.-J. Effect of mold material and binder on metal-mold interfacial reaction for investment castings of titanium alloys. *Mater. Trans.* 2002. Vol. 43. No. 4. P. 745–750.
- Kuang J.P., Harding R.A., Campbell J. Investigation into refractories as crucible and mould materials for melting and casting γ -TiAl alloys. *Mater. Sci. Technol.* 2000. Vol. 16. No. 9. P. 1007–1016.
- Prabhu K.N., Suresha K.M. Effect of superheat, mold, and casting materials on the metal/mold interfacial heat transfer during solidification in graphite-lined permanent molds. *J. Mater. Eng. Perform.* 2004. Vol. 13. No. 5. P. 619–626.
- Wang D., Zhou C., Xu G., Huaiyuan A. Heat transfer behavior of top side-pouring twin-roll casting. *J. Mater. Process. Technol.* 2014. Vol. 214. P. 1275–1284.
- Griffiths W.D., Kawai K. The effect of increased pressure on interfacial heat transfer in the aluminium gravity die casting process. *J. Mater. Sci.* 2010. Vol. 45. No. 9. P. 2330–2339.
- Sun Z., Hu H., Niu X. Determination of heat transfer coefficients by extrapolation and numerical inverse methods in squeeze casting of magnesium alloy AM60. *J. Mater. Process. Technol.* 2011. Vol. 211. P. 1432–1440.
- Nishida Y., Droste W., Engler S. The air-gap formation process at the casting-mold interface and the heat transfer mechanism through the gap. *Metall. Trans. B*. 1986. Vol. 17B. P. 833–844.
- Tikhomirov M.D. Modelirovanie teplovykh i usadochnykh protsessov pri zatverdevanii otlivok iz vysokoprochnykh alyuminiyevykh splavov i razrabotka sistemy komp'yuternogo analiza liteinoi tekhnologii [Simulation of thermal and shrinkage processes during solidification and developing of computer analysis model of cast technology]: Abstract of the dissertation of the PhD. St. Petersburg: SPbSPU, 2004.
- Prabhu K.N., Griffiths W.D. Assessment of metal/mold interfacial heat transfer during solidification of cast iron. *Mater. Sci. Forum*. 2000. Vol. 329–330. P. 455–460.
- Bouchard D., Leboeuf S., Nadeau J.P., Guthrie R.I.L., Isac M. Dynamic wetting and heat transfer at the initiation of aluminum solidification on copper substrates. *J. Mater. Sci.* 2009. Vol. 44. No. 8. P. 1923–1933.
- Prasad A., Bainbridge I.F. experimental determination of heat transfer within the metal/mold gap in a DC casting mold. Part II. Effect of casting metal, mold material, and other casting parameters. *Metall. Mater. Trans. A*. 2013. Vol. 44. No. 7. P. 3099–3113.
- Lu S.-L., Xiao F.-R., Zhang S.-J., Mao Y.-W., Liao B. Simulation study on the centrifugal casting wet-type cylinder

- liner based on ProCAST. *Appl. Therm. Eng.* 2014. Vol. 73. P. 512—521.
25. Prabhu K.N., Chowdary B., Venkataraman N. Casting/mold thermal contact heat transfer during solidification of Al—Cu—Si alloy (LM 21) plates in thick and thin molds. *J. Mater. Eng. Perform.* 2005. Vol. 14. No. 5. P. 604—609.
26. Sutaria M., Gada V.H., Sharma A., Ravi B. Computation of feed-paths for casting solidification using level-set-method. *J. Mater. Process. Technol.* 2012. Vol. 212. P. 1236—1249.
27. Baghani A., Davami P., Varahram N., Shabani M.O. Investigation on the effect of mold constraints and cooling rate on residual stress during the sand-casting process of 1086 steel by employing a thermomechanical model. *Metall. Mater. Trans. B.* 2014. Vol. 45. P. 1157—1169.
28. Chen L., Wang Y., Peng L., Fu P., Jiang H. Study on the interfacial heat transfer coefficient between AZ91D magnesium alloy and silica sand. *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2014. Vol. 54. P. 196—203.
29. Palumbo G., Piglionico V., Piccininni A., Guglielmi P., Sorgente D., Tricarico L. Determination of interfacial heat transfer coefficients in a sand mould casting process using an optimised inverse analysis. *Appl. Therm. Eng.* 2015. Vol. 78. P. 682—694.
30. Bertelli F., Cheung N., Garcia A. Inward solidification of cylinders: Reversal in the growth rate and microstructure evolution. *Appl. Therm. Eng.* 2013. Vol. 61. P. 577—582.
31. Martorano M.A., Capocchi J.D.T. Heat transfer coefficient at the metal-mould interface in the unidirectional solidification of Cu—8%Sn alloys. *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2000. Vol. 43. P. 2541—2552.
32. Griffiths W.D. A model of the interfacial heat-transfer coefficient during unidirectional solidification of an aluminum alloy. *Metall. Mater. Trans. B.* 2000. Vol. 31B. No. 2. P. 285—295.
33. Zhmurikov E.I., Savchenko I.V., Stankus S.V., Tecchio L. Izmereniya teplofizicheskikh svoystv grafitovykh kompozitov dlya konvertora neitronnoi misheni [Measurements of thermal properties of graphite composites for neutron target converter]. *Vestnik NGU. Seriya: Fizika.* 2011. Vol. 6. No. 2. P. 77—84.
34. Powell R.W., Ho C.Y., Liley P.E. Thermal conductivity of selected materials NSRDS 8 (Report). Washington D.C.: US Government Printing Office, 1966.
35. Chirkin V.S. Teplofizicheskie svoystva materialov [Thermal properties of materials]. Moscow: Fizmatgiz, 1959.
36. Huggins R.A. Energy storage: fundamentals, materials and applications. Heidelberg: Springer, 2015.
37. Larikov L.N., Yurchenko Yu.F. Teplovye svoystva metallov i splavov [The thermal properties of metals and alloys]. Kiev: Naukova dumka, 1985.
38. Martienssen W., Warlimont H. Springer handbook of condensed matter and materials data. Heidelberg: Springer, 2006.
39. Taylor R.E., Groot H. Thermophysical properties of POCO graphite: AFOSR-TR-78-1375 (Report). Indiana: Purdue University Lafayette Properties Research Laboratory, 1978.