УДК: 621.746.019 DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2016-5-42-51

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ МЕЖДУ ОТЛИВКОЙ ИЗ СПЛАВА АК7ч (А356) И ФОРМОЙ ИЗ ХОЛОДНОТВЕРДЕЮЩЕЙ СМЕСИ

© 2016 г. **В.Е. Баженов, А.В. Колтыгин, Ю.В. Целовальник**

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва

Статья поступила в редакцию 05.06.15 г., доработана 07.07.15 г., подписана в печать 09.07.15 г.

Коэффициент теплопередачи h определяли между цилиндрической отливкой из алюминиевого сплава АК7ч (А356) и формой из холоднотвердеющей смеси на фурановом связующем путем минимизации значения функции ошибок, отражающей разницу между экспериментальными и расчетными значениями температур в форме при заливке, затвердевании и охлаждении. Выше температуры ликвидуса сплава (617 °С) найденное значение коэффициента теплопередачи равно h_L = 900 Вт/(м^2·К). Ниже температуры солидуса сплава (556 °С) коэффициент h_S = 600 Вт/(м^2·К). Изменение величины коэффициента теплопередачи в интервалах h_L = 900÷1200 Вт/(м^2·К) (выше температуры ликвидуса сплава) и h_S = 500÷÷900 Вт/(м^2·К) (ниже температуры солидуса) практически не влияет на величину функции ошибок, которая остается в пределах ~22 °С. Показано, что допустимо использование упрощенного подхода, когда задается постоянная величина h = 500 Вт/(м^2·К), что приводит к ошибке 23,8 °С. Экспериментально, на примере цилиндрической отливки, подтверждено изменение коэффициента теплопередачи по высоте отливки, связанное с различной величиной металлостатического давления, действующего на возникающую твердую корку отливки во время ее затвердевания, что обусловливает более плотный контакт металла и формы в нижней части отливки.

Ключевые слова: компьютерное моделирование литейных процессов, ProCast, коэффициент теплопередачи, холоднотвердеющая смесь (ХТС), песчаная форма, теплофизические свойства.

Баженов В.Е. – канд. техн. наук, ст. препод. кафедры технологии литейных процессов 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.

Для цитирования: *Баженов В.Е., Колтыгин А.В., Целовальник Ю.В.* Определение величины коэффициента теплопередачи между отливкой из сплава АК7ч (А356) и формой из холоднотвердеющей смеси // Изв. вузов. Цвет. металлургия. 2016. No. 5. С. 42–51. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2016-5-42-51.

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

Determination of heat transfer coefficient between AK7ch (A356) aluminum alloy casting and no-bake mold

Determined the iHTC (interface Heat Transfer Coefficient) between AK7ch (A356) aluminum alloy casting and no-bake mold. The heat transfer coefficient is determined by minimizing the error function values, representing the difference between the experimental and calculated temperature in the mold values during pouring, solidification and cooling. Determined the values of the heat transfer coefficient above the liquidus temperature of the alloy h_L = 900 W/(m^2·K) and below the solidus temperature h_S = 600 W/(m^2·K). Changing of the heat transfer coefficient within h_L = 900÷1200 W/(m^2·K) and h_S = 500÷900 W/(m^2·K) has no sufficient effect on the error value, and it remains within ~22 °C. It was shown the usability of the simplified approach using constant heat transfer coefficient h = 500 W/(m^2·K), whereas error value is 23,8 °C. Changing of iHTC as function of height of the cylindrical ingot was experimentally confirmed. This owes to the different values of metallostatic pressure applied to the solid skin of the solidifying casting, leads to closer contact of the metal and mold in the bottom of the casting.

Keywords: computer simulation of casting processes, ProCast, heat transfer coefficient, iHTC, no-bake, sand casting, thermal properties.

Bazhenov V.E. – Cand. Sci. (Eng.), senior lecturer, Foundry Department, 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. (Eng.), assistant prof., Foundry Department, NUST «MISIS». E-mail: misistlp@mail.com.

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

Citation: *Bazhenov V.E., Koltygin A.V., Tselovalnik Yu.V.* Opredelenie velichiny koeffitsienta teploperedachi mezhdu otlivkoi iz splava AK7ch (A356) i formoi iz kholodnotverdeyushchei smesi. *Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya*. 2016. No. 5. P. 42–51. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2016-5-42-51.

Введение

Широкое распространение систем компьютерного моделирования (КМ) литейных процессов значительно упростило процесс прогнозирования результатов применения литейной технологии на практике. Обилие программ КМ [1, 2] привело к тому, что в 1999 г. по инициативе Американской ассоциации вычислительной механики был начат процесс верификации CAE-систем (V&V-процесс) [3]. Однако адекватность результатов КМ, полученных с использованием различных программных продуктов, результатам, получаемым при литье реальных отливок, не всегда одинакова. Это связано не только с реализованной в той или иной программе компьютерной моделью, но и с учитываемыми при расчете теплофизическими свойствами материалов и граничными условиями. Многофакторность решаемой задачи приводит к тому, что для достоверности результатов КМ необходимы их обязательное сопоставление с экспериментом и последующее уточнение исходных данных, применяемых в компьютерной модели.

Для получения адекватных результатов КМ помимо теплофизических свойств материалов необходимо определить ряд граничных условий. Одной из наиболее важных характеристик является коэффициент теплопередачи между отливкой и формой (h, или iHTC — interface Heat Transfer Coefficient). Его величина не постоянна и зависит от многих параметров — таких, как давление (например, при литье прокаткой [4] и литье под давлением [5, 6]); величина зазора между поверхностями отливки и формы, появляющегося при усадке отливки и тепловом расширении формы [7, 2]; шероховатость поверхности формы; атмосфера в зазоре отливка—форма [8]; толщина и состав используемых красок и покрытий [9].

Так, при литье магниевого сплава AZ91D (МЛ5) в форму из холоднотвердеющей смеси (ХТС) на фурановой смоле коэффициент теплопередачи имеет наибольшее значение в интервале от температуры заливки до температуры ликвидуса. При затвердевании из-за линейной усадки между твердой коркой отливки и формой появляется воздушный зазор. Это приводит к резкому снижению коэффициента h. В определенном температурном диапазоне его величина практически не изменяется и остается постоянной [10]. В работе [11] определяли коэффициент теплопередачи при литье стали ASTM A890 Gr. 5A в форму из ХТС. В этом случае достаточно высокий уровень h сохранялся до температуры 1000 °С, что значительно меньше температуры солидуса указанной стали (1350 °С). Ниже 1000 °С величина h становилась практически постоянной. Высокое значение коэффициента теплопередачи при температуре ниже температуры солидуса в случае литья высокотемпературных сплавов связано с тем, что при образовании зазора между отливкой и формой тепло в значительной мере передается излучением. При литье в металлические формы наблюдается похожая зависимость [12].

Наиболее простой метод определения коэффициента теплопередачи использован в работе [13]. Авторы сравнивали экспериментально полученное время затвердевания отливки из алюминиевого сплава в песчаной форме с временем затвердевания, рассчитанным при различных значениях коэффициента теплопередачи. Таким образом было получено значение h = 500 Вт/(м^2·К), наиболее часто применяемое в расчетах. Использование постоянного коэффициента теплопередачи для расчетов, которые продолжаются ниже температуры солидуса сплава (например, при вычислении напряжений в отливке [14]), является некорректным. Чаще находят изменение значения h в зависимости от времени [4, 7, 10, 11, 15—17] и температуры [5, 10, 11].

Для определения величины коэффициента теплопередачи по экспериментальным данным применяют инверсионный и другие методы расчета [4, 6, 10, 11]. Основным критерием, который позволяет оценить, насколько экспериментальные результаты отличаются от расчетных, является функция ошибок Err, описываемая в общем виде следующим уравнением [11]:

$$\mathrm{Err} = \sum_{i=1}^{n} (t_{\text{р}} - t_{\text{э}})^2, \qquad (1)$$

где $t_{\text{р}}$ и $t_{\text{э}}$ — соответственно расчетная и экспериментально полученная температуры в форме и отливке, °С; n — количество измерений.

Цель данной работы состояла в определении коэффициента теплопередачи при получении цилиндрической отливки из алюминиевого сплава АК7ч в форме из ХТС для улучшения адекватности результатов моделирования в программе «ProCast».

Материалы и методики исследования

Плавка сплава, получение отливки и запись температур при ее затвердевании

В качестве шихтовых материалов использовали готовый сплав АК7ч (ГОСТ 1583-93) и магний Мг90 (ГОСТ 804-93) для компенсации угара магния при плавке. Сплав готовили в высокочастотной индукционной печи в графитошамотном тигле. Заливку сплава в форму производили при температуре 690 °С. Изготавливали цилиндрическую отливку диаметром 50—56 мм, высотой 150 мм. Для изготовления формы применяли кварцевый песок $2K_1O_302$, фурановую смолу «Furtolit Q105» и отвердитель «Härter SR 85» (фирма «Furtenbach GmbH», Австрия). На 1 кг песка добавляли 15 г смолы (1,5 мас.%) и 6 г отвердителя (0,6 мас.%). Формовку осуществляли послойно в 4 опоках. После формовки нижней опоки устанавливали 4 термопары по разъему со второй опокой и т.д. Форму размещали на плите из алюминиевого сплава. Общий вид собранной формы представлен на рис. 1.

Термопары располагали на трех уровнях по высоте (рис. 2): нижний уровень — термопары T_1, T_2, T_3, T_4; средний уровень — T_5, T_6, T_7, T_8, верхний — T_9, T_{10}, T_{11}, T_{12}. Термопары T_1, T_5 и T_9 находились на поверхности рабочей полости формы. Расстояние между уровнями по вертикали составляло 40 мм, а между термопарами одного уровня по горизонтали — 10 мм.

Запись показаний хромель-алюмелевых термопар производили с частотой 1 с помощью 12-канального термоизмерителя BTM-4208SD (фирма «Lutron», Израиль).

Состав сплава определяли с использованием многоканального оптического эмиссионного спектрометра ARL-4460 («Thermo Fisher Scientific», США).

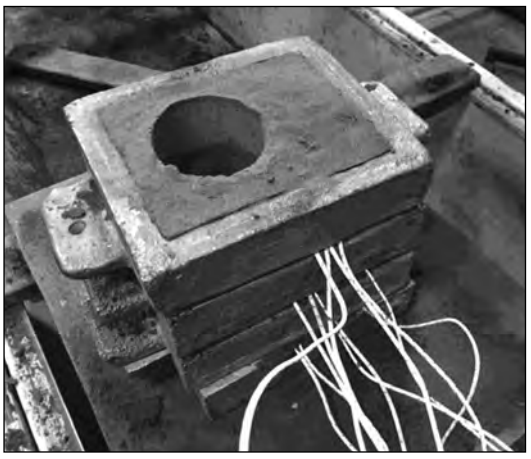

Рис. 1. Форма в сборе с установленными термопарами

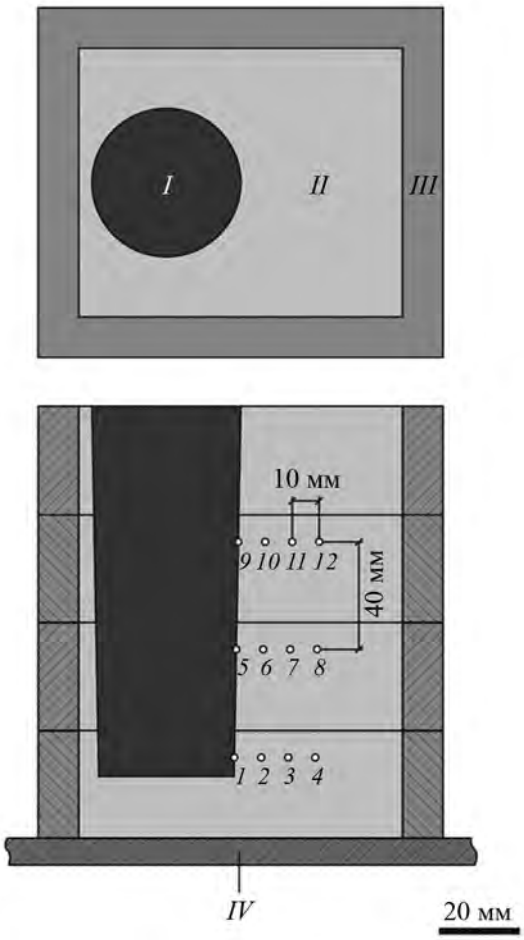

Рис. 2. Схема расположения термопар в форме
I – отливка, ***II*** – форма, ***III*** – опоки, ***IV*** – плита

Моделирование процесса заливки и затвердевания отливки

Моделирование заливки и затвердевания отливки производили в программе «ProCast» версии 2013.5 («ESI Group», Франция). Параметры моделирования приведены в табл. 1. Время заполнения формы определяли путем хронометрирования. Температурные зависимости теплопроводности, энтальпии, плотности, доли твердой фазы, а также температуры ликвидуса и солидуса сплава рассчитывали с помощью термодинамической базы для расчета теплофизических свойств алюминиевых сплавов фирмы «CompuTherm LLC» (США), имеющейся в программе «ProCast». Плотность сплава определяли в программе «Thermo-Calc» (фирма «Thermo-Calc Software», Швеция) с использованием соответствующей термодинамической базы

Таблица 1
Параметры моделирования заполнения и затвердевания отливки

Характеристики формы		Температура сплава, °С		
Время заполнения, с	Начальная температура, °С	Солидус	Ликвидус	При заливке
8	25	556	617	690

данных TCAL1. Теплофизические характеристики формы (ХТС на фурановом связующем) были взяты из работы [18]. Расчетная сетка состояла из ≈615000 элементов.

Анализ результатов

Содержание компонентов в сплаве, согласно результатам химического анализа, представлено в табл. 2. По своему составу получившийся сплав соответствует марке АК7ч (А356) за исключением небольших превышений по магнию, железу и меди, которые не носят принципиального характера.

Рассчитанные в программе «ProCast» теплопроводность (λ), теплоемкость (*c*) и плотность (ρ) сплава АК7ч в зависимости от температуры приведены на рис. 3. Там же дополнительно показаны свойства сплава А356 (аналог АК7ч), по данным [19—21]. Можно видеть (см. рис. 3, *а*), что теплопроводность сплава, рассчитанная в «ProCast» (кривая *1*), достаточно близка к данным, полученным в работе [20] (кр. *2*). Значительно отличается от них зависимость *3* [21], которая, очевидно, не совсем верна, так как на ней нельзя наблюдать резкое изменение теплопроводности, связанное с кристаллизацией/плавлением.

Значения теплоемкости в работах [19] и [21] (*4* и *3* на рис. 3, *б* соответственно) хорошо согласуются с результатами расчета в «ProCast». Экспериментальной зависимости плотности сплава А356 от температуры найти не удалось, поэтому сравнивали расчетные значения, полученные в «ProCast» (кр. *1* на рис. 3, *в*) и в программе «Thermo-Calc» (кр. *5*). Видно, что они практически совпадают.

Для моделирования использовали теплофизические свойства формы из ХТС на основе фурановой смолы [18]. На рис. 4 представлены температурные зависимости теплопроводности, теплоемкости и плотности фенольной ХТС (кр. *1*), фурановой ХТС (кр. *2*) и кварцевого песка (кр. *3*), взятые из работ [11, 18, 19] соответственно. Зависимости λ(*t*) (см. рис. 4, *а*) рассматриваемых материалов близки. Температурные зависимости тепло-

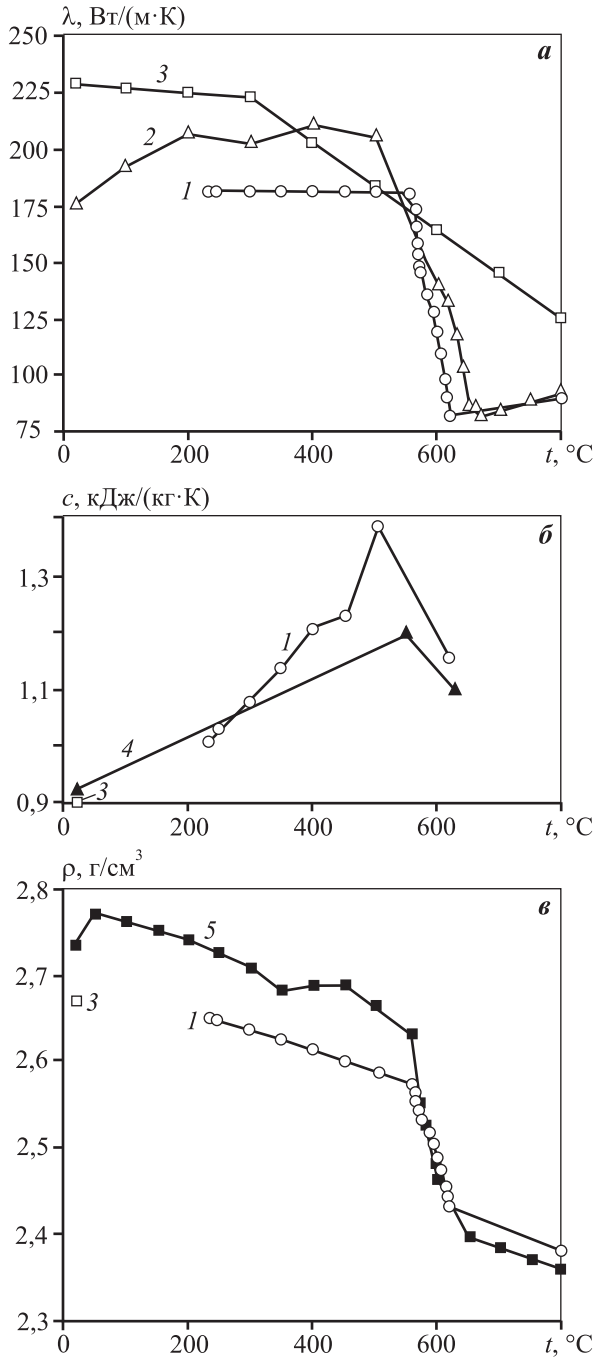

Рис. 3. Теплопроводность (***а***), теплоемкость (***б***) и плотность (***в***) сплава АК7ч (см. табл. 2) в зависимости от температуры

1 – ProCast; ***2*** – [20]; ***3*** – [21]; ***4*** – [19]; ***5*** – Thermo-Calc

Таблица 2
Содержание элементов в сплаве, мас.%

Сплав	Легирующие элементы			Примеси, не более					
	Al	Si	Mg	Mn	Fe	Cu	Zn	Ti	Ni
Результаты химического анализа									
Полученный	Ост.	6,01	0,58	0,07	0,57	0,30	0,20	0,02	0,02
ГОСТ 1583-93									
АК7ч	Ост.	6,0–8,0	0,25–0,45	0,50	0,50	0,20	0,30	0,15	–

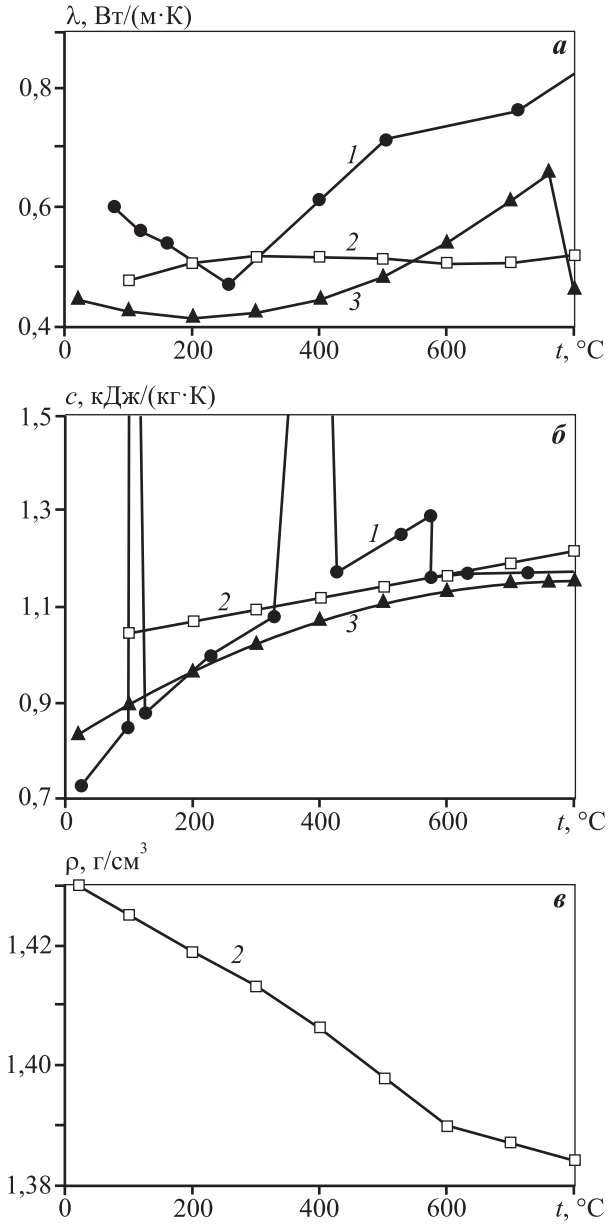

Рис. 4. Теплопроводность (***а***), теплоемкость (***б***) и плотность (***в***) материалов формы в зависимости от температуры

1 – ХТС на фенольном связующем [11]; ***2*** – ХТС на фурановом связующем [18]; ***3*** – кварцевый песок [19]

емкости у них также практически одинаковы (см. рис. 4, *б*). В работе [11] на линии *c*(*t*) для ХТС на фенольном связующем имеются два пика, соответствующие тепловым эффектам испарения влаги (~100 °С) и термодеструкции смолы (~320 °С). Обычно эти эффекты исключают из кривой теплоемкости. Зависимость плотности от температуры для ХТС на фурановом связующем (кр. *2* на рис. 4, *в*) представлена только в работе [18].

Запись температурных полей в форме фиксировали до τ = 1500 с с момента начала заливки. При достижении этого времени (по результатам моделирования) происходил прогрев поверхности формы, которая контактировала с металлической опокой. Это означает, что на дальнейшее изменение температурного поля начинают влиять значения коэффициентов теплопередачи между формой и алюминиевыми опоками, а также между формой и алюминиевой плитой. Одновременно определять несколько коэффициентов теплопередачи для различных поверхностей раздела достаточно сложно. Первичный анализ записи температурных полей в форме показал, что значение температуры на термопаре T_2 отличается от расчетной величины в среднем на 80—100 °С. Причина этого может заключаться в смещении термопары относительно положения, заданного в расчете в процессе формовки. По этой причине термопару T_2 исключили из дальнейшего анализа.

Как было указано ранее, величина коэффициента теплопередачи между отливкой и формой меняется в процессе затвердевания. Пока сплав находится в жидком состоянии, наблюдается хороший контакт между металлом и формой и коэффициент теплопередачи имеет высокое значение. По мере затвердевания между твердой коркой в отливке и внутренней поверхностью формы (за счет линейной усадки отливки при охлаждении и термического расширения формы при нагреве) образуется зазор и коэффициент теплопередачи снижается.

В настоящей работе проводили моделирование процесса заполнения формы и затвердевания отливки при различных значениях коэффициента теплопередачи h, задаваемых в виде представленного на рис. 5 графика. Выше температуры ликвидуса (617 °С) выбирали значения h_L от 400 до 1200 Вт/(м^2·К) с шагом 100 Вт/(м^2·К), а ниже температуры солидуса (556 °С) — значения h_S от 100 до 900 Вт/(м^2·К) с тем же шагом. В интервале кристаллизации коэффициент теплопередачи изменялся от h_L до h_S линейно.

На основании экспериментальных результатов и результатов моделирования для каждого из сочетаний h_L и h_S вычисляли функцию ошибок t_{Err} по формуле , полученной из выражения (1):

$$t_{\text{Err}} = \sqrt{\left[\sum_{j=1}^{11}\sum_{i=1}^{1500}(t_{\text{э}}^{i,j} - t_{\text{р}}^{i,j})^2\right]/(11\cdot 1500)}, \qquad (2)$$

где $t_{\text{р}}^{i,j}$ и $t_{\text{э}}^{i,j}$ — соответственно расчетная и экспериментально определенная температуры в момент времени i (от 1 до 1500 с) для термопары j (от 1 до 11). Функция ошибок отражает среднюю разницу между экспериментальными и расчетными значениями температуры (в °С) в форме. Эта величина нагляднее, чем вычисляемая по уравнению (1) функция ошибок Err.

Расчетные значения t_{Err} (°С) для областей значений h_L от 400 до 800 Вт/(м^2·К) и h_S от 100 до 500 Вт/(м^2·К) представлены на рис. 6, *а*. Можно видеть, что величина ошибки уменьшается при увеличении h_L и h_S и искомая величина коэффициента теплопередачи имеет более высокое значение. На рис. 6, *б* приведены результаты расчета t_{Err} (°С) для h_L = 900÷1200 Вт/(м^2·К) и h_S = 500÷÷900 Вт/(м^2·К). В области этих значений коэффициента теплопередачи величина функции ошибок практически не меняется и находится в пределах 21,6—22,1 °С. Причина этого может заключаться в небольшом смещении положения термопар при проведении эксперимента относительно расчетных точек в модели или в незначительном разли-

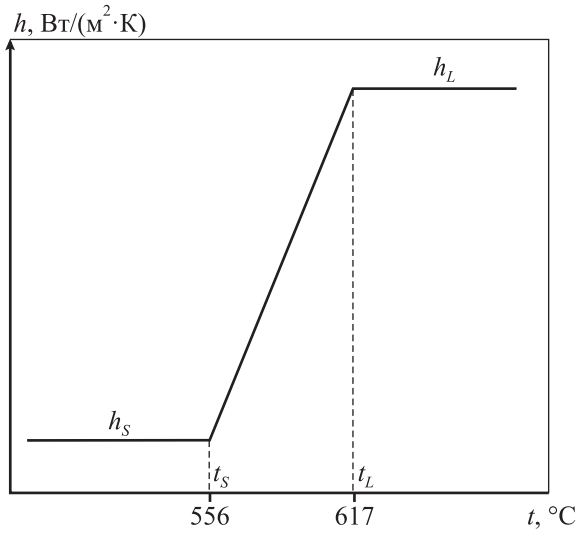

Рис. 5. Общий вид графика зависимости коэффициента теплопередачи от температуры

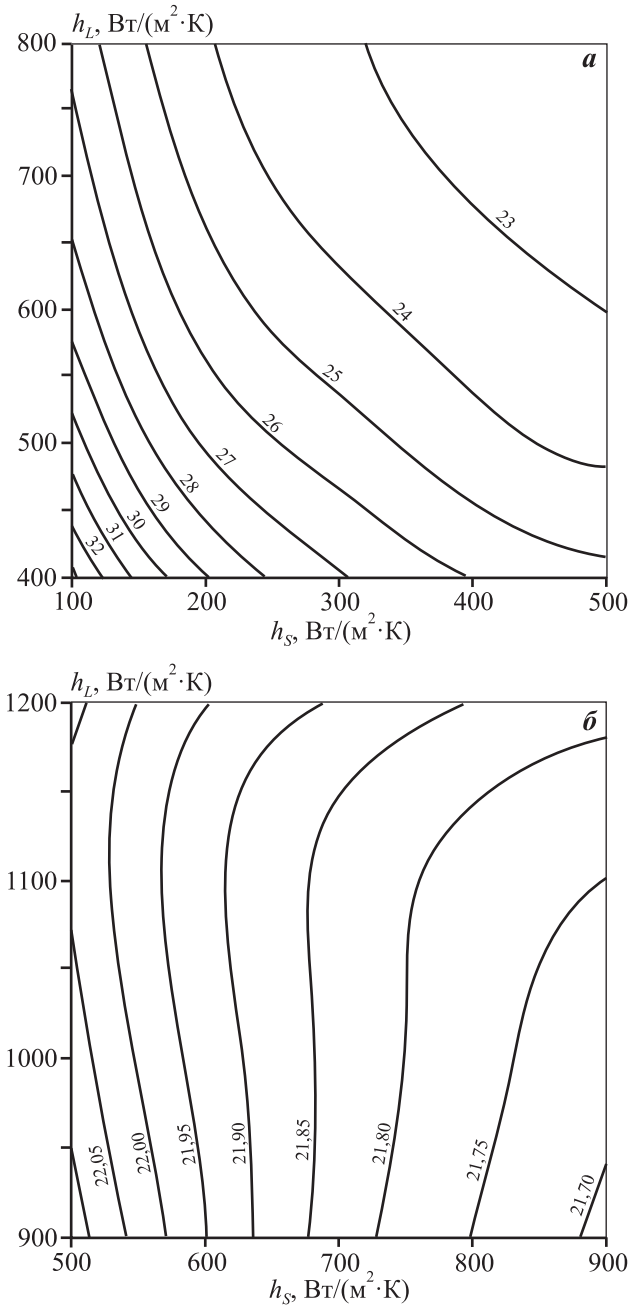

Рис. 6. Расчетные величины t_{Err} (°С) для областей значений h_L = 400÷800, h_S = 100÷500 Вт/(м^2·К) (***а***) и h_L = 900÷1200, h_S = 500÷900 Вт/(м^2·К) (***б***)

чии теплофизических свойств материалов, использованных при моделировании и в экспериментах.

Значение функции ошибок неодинаково как для термопар, находящихся на разных уровнях (по высоте), так и для термопар, установленных на одном уровне, но располагающихся на различном расстоянии от поверхности отливки. Наиболее важными являются показания термопар, размещенных непосредственно на границе контакта металла с формой (T_1, T_5, T_9), — минимальное значение функции ошибок для них было получено при h_L = 900 и h_S = 600 Вт/(м^2·К).

На рис. 7 показаны экспериментальные (сплошные линии) и расчетные (штриховые) кривые охлаждения для термопар T_1—T_{12} (кроме T_2) при h_L = = 900 и h_S = 600 Вт/(м^2·К). Можно видеть, что для термопар на нижнем уровне T_3, T_4 (рис. 7, *а*) и среднем уровне T_7, T_8 (рис. 7, *б*), находящихся на расстоянии 20 и 30 мм от границы раздела отливка—форма, расчетные кривые охлаждения значительно отличаются от экспериментальных. Для термопар нижнего и среднего уровней, расположенных у поверхности раздела отливка—форма (T_1, T_5, T_6), расчетные и экспериментальные кривые охлаждения практически совпадают. Для термопар верхнего уровня T_9—T_{12} (рис. 7, *в*) наблюдается обратная картина. Бóльшие отклонения расчетных кривых охлаждения от экспериментальных отмечаются для термопар, приближенных к поверхности раздела отливка—форма (T_9, T_{10}). Для термопар, находящихся на расстоянии 20 мм (T_{11}) и 30 мм (T_{12}), отклонения расчетных и экспериментальных кривых значительно меньше.

Коэффициент теплопередачи меняется по высоте отливки. Причина этого явления заключается в том, что металлостатическое давление и пластичность затвердевшего слоя отливки оказывают влияние на величину воздушного зазора между металлом и формой [22]. На рис. 8 представлены результаты измерения диаметров отливки, изготовленной в ходе эксперимента, и литейной модели, по которой получали полость формы, в зависимости от высоты. Можно видеть, что в нижней части диаметры отливки и модели практически совпадают. Это связано с прижатием формирующейся твердой корки в отливке к стенке формы под действием металлостатического давления (максимального в нижней части отливки). В верхней части отливки, где металлостатическое давление значительно меньше, разница между диаметрами модели и отливки значительно больше. Следова-

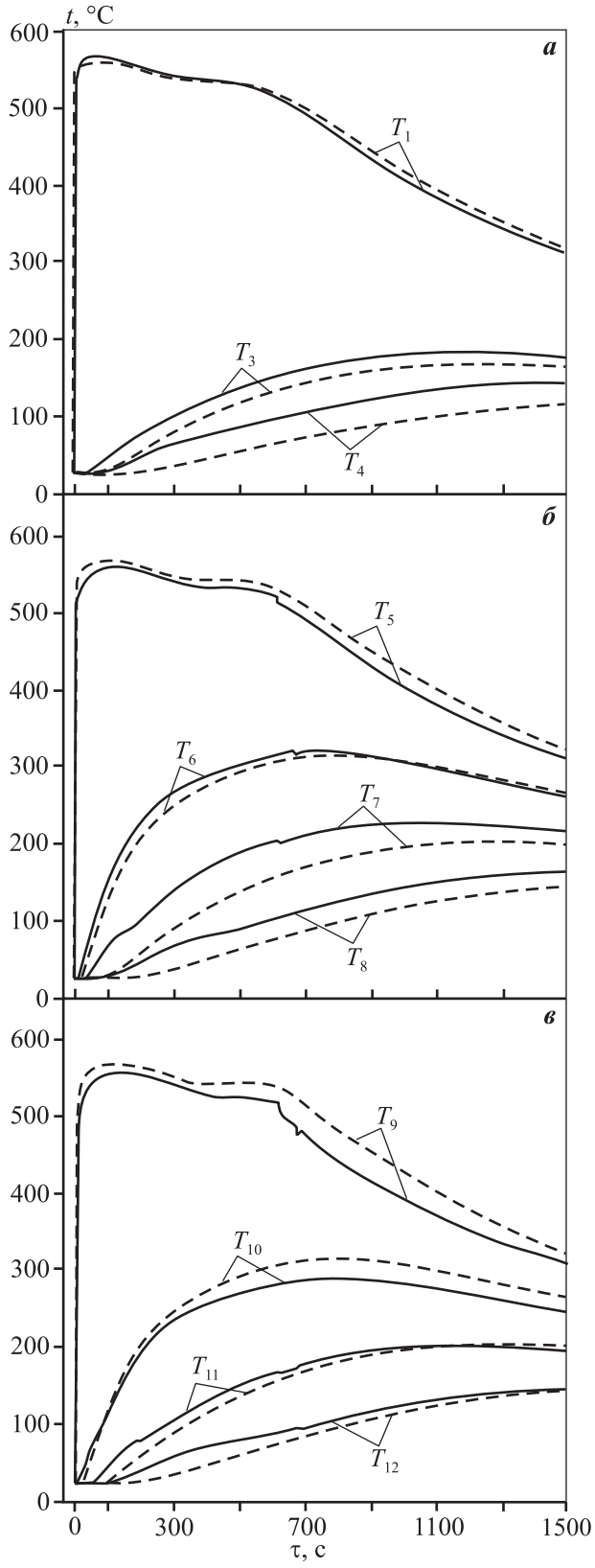

Рис. 7. Экспериментальные (сплошные линии) и расчетные (штриховые) кривые охлаждения для термопар T_1–T_{12} (кроме T_2) при h_L = 900 и h_S = 600 Вт/(м^2·К)

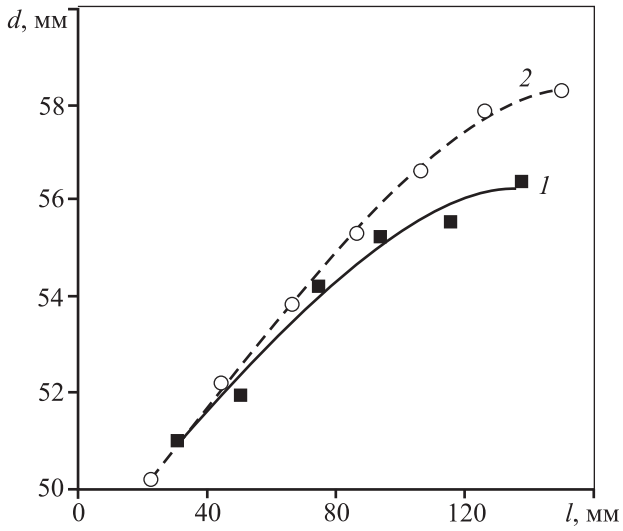

Рис. 8. Диаметры (*d*) отливки, полученной в ходе эксперимента (***1***), и модели, по которой получали полость формы (***2***), в зависимости от их высоты (*l*)

тельно, в процессе затвердевания зазор между отливкой и формой больше в верхней части, а значит, и коэффициент теплопередачи в верхней части отливки меньше, чем в нижней.

Использование теплофизических свойств сплава АК7ч и формы из ХТС на фурановом связующем, взятых из базы данных программы «ProCast», позволяет получать достоверное распределение температур в форме. Расчетные кривые охлаждения по данным 11 термопар отличаются от экспериментальных кривых охлаждения не более чем на 22 °С. При этом значение коэффициента теплопередачи, дающее такой результат, находится в достаточно широком интервале.

Для более точного совпадения экспериментальных и расчетных кривых охлаждения необходимо использовать экспериментально определенные теплофизические свойства сплава и материала формы.

Заключение

Путем сопоставления экспериментальных и расчетных кривых охлаждения определена величина коэффициента теплопередачи при получении цилиндрической отливки диаметром 50 мм из алюминиевого сплава АК7ч (А356) в форме из ХТС на фурановом связующем. Были получены следующие результаты:

1) с использованием теплофизических свойств формы (взятых из работы [18]) и сплава (вычисленных с помощью термодинамической базы данных программы «ProCast») определены коэффициенты теплопередачи между отливкой и формой в диапазонах выше температуры ликвидуса h_L = = 900 Вт/(м^2·К) и ниже температуры солидуса h_S = = 600 Вт/(м^2·К), обеспечивающие значение функции ошибок, отражающей разницу между экспериментальными и расчетными значениями температуры в форме, не более 22 °С;

2) установлено, что изменение коэффициента теплопередачи в пределах h_L = 900÷1200 Вт/(м^2·К) и h_S = 500÷900 Вт/(м^2·К) при моделировании процесса литья в формы из ХТС практически не влияет на среднюю величину функции ошибок, которая остается равной ~22 °С;

3) обнаружено изменение коэффициента теплопередачи по высоте отливки, связанное с различной величиной металлостатического давления, действующего на формирующуюся корку металла во время затвердевания.

Подтверждено, что для получения результатов моделирования, адекватных эксперименту, можно использовать расчетные теплофизические характеристики сплава и свойства формы из работы [18].

Работа проводилась 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. *Тихомиров М.Д.* Сравнение тепловых задач в системах моделирования литейных процессов «Полигон» и ProCast // Компьютерное моделирование литейных процессов: Сб. тр. Вып. 2. СПб.: ЦНИИМ, 1996. С. 22.
2. *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.
3. *Боровков А.И., Бурдаков С.Ф., Клявин О.И., Мельникова М.П., Михайлов А.А., Немов А.С., Пальмов В.А., Силина Е.Н.* Компьютерный инжиниринг: Учеб. пос. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012.
4. *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.
5. *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. Iss. 9. P. 2330—2339.
6. *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.
7. *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.
8. *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. Iss. 8. P. 1923—1933.
9. *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.
10. *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.
11. *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.
12. *Zhang L., Li L., Ju H., Zhu B.* Inverse identification of interfacial heat transfer coefficient between the casting and metal mold using neural network // Energy Convers. Manag. 2010. Vol. 51. P. 1898—1904.
13. *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.
14. *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.
15. *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.
16. *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.
17. *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. Iss. 2. P. 285—295.
18. *Midea T., Shah J.V.* Mold material thermophysical data // AFS Trans. 2002. Vol. 110. P. 121—136.
19. *Yu K.-O.* Modeling for casting and solidification processing. N.Y.: CRC Press, 2001.
20. *Bakhtiyarov S.I., Overfelt R.A., Teodorescu S.G.* Electrical and thermal conductivity of A319 and A356 aluminum alloys // J. Mater. Sci. 2001. Vol. 36. P. 4643—4648.
21. *Bencomo A.I., Bisbal R.I., Morales R.* Simulation of the aluminum alloy A356 solidification cast in cylindrical permanent molds // Revista Matéria. 2008. Vol. 13. No. 2. P. 294—303.
22. *El-Mahallawy N.A., Assar A.M.* Metal-mould heat transfer coefficient using end-chill experiments // J. Mater. Sci. Lett. 1988. Vol. 7. P. 205—208.

References

1. *Tikhomirov M.D.* Sravnenie teplovykh zadach v sistemakh modelirovaniya liteinykh protsessov «Poligon» i ProCast [Comparsion of thermal problems in «Poligon» and «ProCast» simulation software]. In: *Komp'yuternoe modelirovanie liteinykh protsessov [Computer simulation of casting processes]:* Collection of materials. Vol. 2. St. Petersburg: TsNIIM, 1996. P. 22.
2. *Tikhomirov M.D.* Modelirovanie teplovykh i usadochnykh protsessov pri zatverdevanii otlivok iz vysokoprochnykh alyuminievykh 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.
3. *Borovkov A.I., Burdakov S.F., Klyavin O.I., Mel'nikova M.P., Mikhailov A.A., Nemov A.S., Pal'mov V.A., Silina E.N.* Komp'yuternyi inzhiniring [Computer engineering]. St. Petersburg: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2012.
4. *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.
5. *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. Iss. 9. P. 2330—2339.
6. *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.
7. *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.

8. *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. Iss. 8. P. 1923—1933.
9. *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.
10. *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.
11. *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.
12. *Zhang L., Li L., Ju H., Zhu B.* Inverse identification of interfacial heat transfer coefficient between the casting and metal mold using neural network. *Energy Conv. Manag.* 2010. Vol. 51. P. 1898—1904.
13. *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.
14. *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.
15. *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.
16. *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.
17. *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. Iss. 2. P. 285—295.
18. *Midea T., Shah, J.V.* Mold material thermophysical data. *AFS Trans.* 2002. Vol. 110. P. 121—136.
19. *Yu K.-O.* Modeling for casting and solidification processing. N.Y.: CRC Press, 2001.
20. *Bakhtiyarov S.I., Overfelt R.A., Teodorescu S.G.* Electrical and thermal conductivity of A319 and A356 aluminum alloys. *J. Mater. Sci.* 2001. Vol. 36. P. 4643—4648.
21. *Bencomo A.I., Bisbal R.I., Morales R.* Simulation of the aluminum alloy A356 solidification cast in cylindrical permanent molds. *Revista Matéria.* 2008. Vol. 13. No. 2. P. 294—303.
22. *El-Mahallawy N.A., Assar A.M.* Metal-mould heat transfer coefficient using end-chill experiments. *J. Mater. Sci. Lett.* 1988. Vol. 7. P. 205—208.