

УДК 621.74:517.977

В. А. ПУМПУР, канд. техн. наук, доц.

П. Ю. ДУВАЛОВ

В. М. АНДРИЕНКО

Институт технологии металлов НАН Беларуси (Могилев, Беларусь)

МЕТОДИКА ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ИДЕНТИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ЛИТЬЕ ДЕТАЛИ ЦЕНТРОБЕЖНОГО ДРОБИЛЬНО-РАЗМОЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Аннотация

Представлена методика параметрической идентификации теплообмена при литье детали центробежного дробильно-размольного оборудования «Вкладыш отбойный». Разработаны математическая модель теплообмена при литье детали в кокиль и соответствующее программное обеспечение. На основе созданной методики осуществлена адаптация математической модели к реальным условиям литья с высокой точностью.

Ключевые слова:

износостойкий хромистый чугун, литье чугуна, теплообмен, математическая модель, параметрическая идентификация, адаптация модели.

Для улучшения эксплуатационных свойств большинства защитных деталей центробежного дробильно-размольного оборудования и увеличения их срока службы важно обеспечить одинаково высокую скорость охлаждения отливок не только вблизи рабочей поверхности кристаллизатора, но и по всей глубине. К таким деталям относится, в частности, деталь из износостойкого хромистого чугуна (ИЧХ) «Вкладыш отбойный», которая вырабатывается в процессе дробления материалов до толщины в 20...24 мм по 10...12 мм с каждой из сторон (рис. 1).

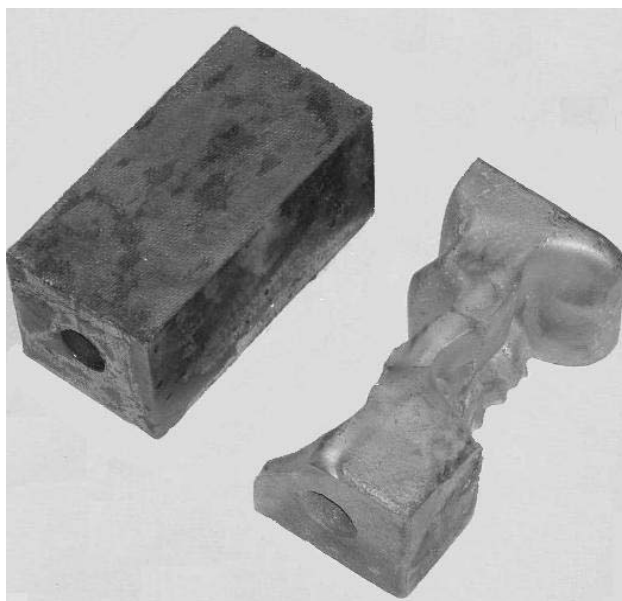


Рис. 1. Плита отбойная без выработки и с выработкой

Один из способов увеличения износостойкости детали по всей глубине – введение в центральную часть отливки внутреннего охлаждающего элемента (холодильника), который должен способствовать увеличению переохлаждения объема расплава, а также измельчению структуры отливок и улучшению механических свойств получаемого чугуна. Учитывая форму защитной детали и величину ее выработки, в качестве внутреннего холодильника принимали металлический стержень диаметром от 10 до 20 мм, который размещали в центральной части вдоль оси отливки.

С целью определения оптимальных размеров, формы и материала внутреннего холодильника применяли аппарат математического моделирования. На рис. 2 представлена схема к расчету теплообмена при литье отливки вкладыша отбойного 4 в кокиль, состоящий из элементов 1 (стальной верхней плиты), 2 (чугунной боковой стенки), 3 (стальной нижней плиты) с внутренним холодильником 5 в виде стержня.

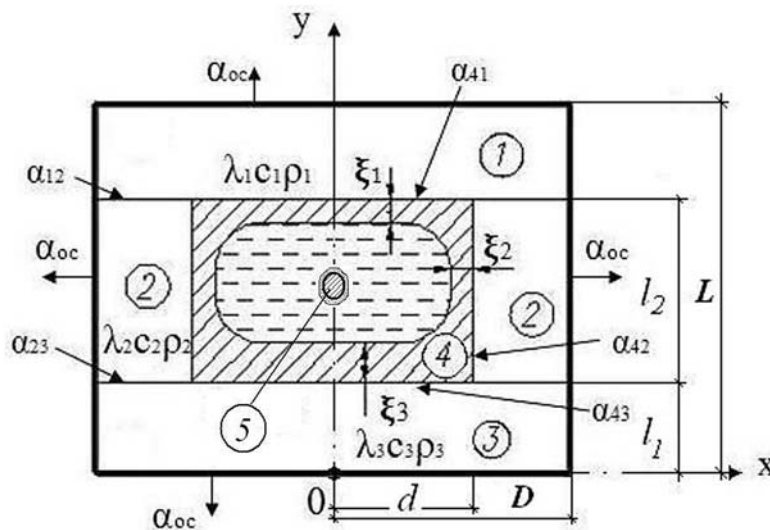


Рис. 2. Схема к расчету теплообмена при литье отливки в кокиль: d – половина толщины отливки; D – половина ширины конструкции кокиля по наружному обмеру; l_1 – толщина нижней плиты кокиля; l_2 – высота отливки; L – высота конструкции кокиля по наружному обмеру; ξ_1, ξ_2, ξ_3 – толщина затвердевшего металла на рабочих поверхностях элементов кокиля

На первом этапе исследований была разработана математическая модель, описывающая теплообмен формирующейся отливки с элементами кокиля и внутренним охлаждающим элементом при литье вкладыша отбойного. На границах расчетных областей принимались граничные условия третьего рода с постоянными коэффициентами контактного теплообмена. На внешних поверхностях кокиля принимались граничные условия третьего рода с постоянными коэффициентами конвективного теплообмена.

При моделировании процесса затвердевания учитывался этап заливки расплава в кокиль с учетом подъема расплава снизу вверх. На поверхности заливаемого расплава принимались граничные условия третьего рода с коэффициентом теплообмена, учитывающим лучистый и конвективный теплообмен.

С учетом сделанных допущений математическая модель теплообмена при формировании отливки включает уравнения теплопроводности, заданные начальные и граничные условия.

Уравнение теплопроводности имеет следующий вид:

$$\rho_i c_i \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = \lambda_i \left(\frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_i}{\partial y^2} \right), i = \overline{1, 5},$$

где λ_i , c_i , ρ_i – плотность, удельная теплоемкость и теплопроводность материала соответственно для i -й расчетной области; T_i – температурное поле для i -й расчетной области (см. рис. 2).

Начальные условия перед заливкой расплава в кокиль

$$T_1|_{\tau=0} = T_3|_{\tau=0} = T_{\text{кок}}, T_2|_{\tau=0} = T_6, T_4|_{\tau=0} = T_{\text{гс}}, T_5|_{\tau=0} = T_{\text{см}},$$

где $T_{\text{кок}}$ – начальная температура верхней и нижней плит кокиля; T_6 – начальная температура боковой стенки 2 кокиля; $T_{\text{гс}}$ – температура газообразной среды в кокиле перед и в процессе заливки расплава; $T_{\text{см}}$ – температура стержня.

На поверхности боковой стенки кокиля принимались граничные условия третьего рода с постоянным коэффициентом контактного теплообмена α_{42} . На поверхности стержня принимались граничные условия третьего рода с разными значениями коэффициента контактного теплообмена α_{45} для условий контакта стержня с расплавом и с затвердевающей на нем коркой. В частности, указанные граничные условия вдоль оси OX имеют следующий вид:

– на границе контакта расплава (отливки) 4 и рабочей поверхности боковой стенки 2 кокиля при $x = d$

$$\lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x} \Big|_{x=d} = \alpha_{42} (T_4 - T_2); \quad \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{x=d} = \alpha_{42} (T_4 - T_2);$$

– на границе контакта расплава (отливки) 4 и поверхности стержня 5 при $x = r_{\text{см}}$

$$\lambda_5 \frac{\partial T_5}{\partial x} \Big|_{x=r_{\text{см}}} = \alpha_{45} (T_4 - T_5); \quad \lambda_4 \frac{\partial T_4}{\partial x} \Big|_{x=r_{\text{см}}} = \alpha_{45} (T_4 - T_5),$$

где $r_{\text{см}}$ – половина толщины или радиус стержня.

Тепловыделение при кристаллизации сплава хромистого чугуна учитывалось путем введения эффективной теплоемкости двухфазной зоны.

Принималось, что материал отливки (ИЧХ) имеет следующие теплофизические свойства: теплопроводность в жидком состоянии – 25 Вт/(м·К), в твердом состоянии – 12 Вт/(м·К); удельная теплоемкость в жидком и твердом состоянии – 850 и 520 Дж/(кг·К); плотность в жидком и твердом состоянии – 7000

и 7200 кг/м^3 соответственно; удельная теплота кристаллизации – 265000 Дж/кг . Температура-ликвидус расплава составляла $1250 \text{ }^\circ\text{C}$, а температура-солидус – $1200 \text{ }^\circ\text{C}$. Начальная температура кокиля принималась равной $118 \text{ }^\circ\text{C}$.

Коэффициент контактного теплообмена между отливкой и поверхностью крышки кокиля α_{41} принимался равным термической проводимости слоя краски, т. е. $\alpha_{41} = 500 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. Коэффициент контактного теплообмена между отливкой и поверхностью днища кокиля α_{43} принимался равным термической проводимости слоя укладываемой на днище кремнеземной термостойкой ткани, т. е. $\alpha_{43} = 300 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. Коэффициент конвективного теплообмена элементов кокиля с окружающей средой (воздухом) $\alpha_{oc} = 30 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. Коэффициенты теплообмена α_{12} и α_{23} в контактных зонах стальных плит 1 и 3 и боковой стенки из серого чугуна 2 принимались равными $1000 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ (на основе результатов ранее проведенных исследований).

На втором этапе осуществлялась параметрическая идентификация теплообмена при литье плиты отбойной на основе поиска значений параметров контактного теплообмена между формирующейся отливкой и боковой поверхностью кокиля, а также между отливкой и поверхностью внутреннего холодильника (стержня), обеспечивающих минимум невязки расчетных и экспериментальных данных о температурах, снятых по показаниям термопар.

Для адаптации разработанной математической модели в качестве внутреннего холодильника был выбран стержень из стали Ст3 со следующими теплофизическими свойствами: теплопроводность – $50 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$; удельная теплоемкость – $490 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$; плотность – 7850 кг/м^3 ; температура плавления – $1300 \text{ }^\circ\text{C}$.

Параметрическая идентификация математической модели теплообмена проводилась на основе показаний термопар, установленных в двух сечениях боковой стенки кокиля на расстоянии 1 и 3 мм от поверхности, контактирующей с формирующейся отливкой, на высоте, равной половине высоты отливки ($l_2/2$, см. рис. 2), а также термопары, установленной в центре стержня-охлаждителя на той же высоте.

На основе предварительных расчетов определено значение адаптивного параметра α_{42} для этапа заливки расплава в форму, которое составило около $300 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. Установлено также, что идентификацию параметра теплообмена α_{42} необходимо и достаточно провести для первых 100...120 с процесса литья, пока градиенты температур вблизи рабочей поверхности кокиля наиболее высокие.

Выполнена оценка среднего значения коэффициента контактного теплообмена α_{42} , которая проводилась по совокупности частных критериев идентификации путем свертывания их в глобальный критерий вида

$$K(\alpha_{42}) = \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^k \left(\frac{(T_{2,j,pi} - T_{2,j,yi})}{T_{2,j,yi}} \right)^2, \quad (1)$$

где n – количество установленных термопар, $n = 2$; k – число измерений температур; $T_{2,j,pi}$ – расчетные значения температур в месте установки j -й термопары; $T_{2,j,ei}$ – измеренные значения температур в месте установки j -й термопары.

Критерий K включает в себя отклонения расчетных температур в месте установки термопар от их измеренных значений в соответствующие моменты времени. Решение задачи идентификации адаптивного параметра α_{42} осуществляли путем минимизации критерия K на основе метода наименьших квадратов и определяли в виде постоянных величин для каждой из установленных термопар. В результате параметрической идентификации определены средние значения коэффициента контактного теплообмена между боковой поверхностью кокиля и отливкой, которые находятся в диапазоне от 1590 до 1610 Вт/(м²·К). Минимум критерия (1) достигается при значении коэффициента контактного теплообмена $\alpha_{42} \approx 1600$ Вт/(м²·К).

Параметрическую идентификацию α_{45} проводили на основе ранее полученных экспериментальных данных о динамике температур в центре стержня, которые снималась заранее установленной термопарой. Идентификация α_{45} осуществлялась путем минимизации критерия K_c вида

$$K_c(\alpha_{45}) = \sum_{i=1}^k \left(\frac{(T_{5,pi} - T_{5,yi})}{T_{5,yi}} \right)^2, \quad (2)$$

где $T_{5,pi}$ – расчетные значения температур в месте установки термопары; $T_{5,ei}$ – измеренные значения температур в месте установки термопары (в центре стержня).

Критерий (2) учитывает температуры, измеренные с интервалом 10 с в начальный период формирования отливки продолжительностью 120 с. Параметрическую идентификацию α_{45} проводили при фиксированном значении $\alpha_{42} = 1600$ Вт/(м²·К).

В результате минимизации критерия (2) определено среднее значение коэффициента контактного теплообмена α_{45} , равное 10500 Вт/(м²·К). При этом наибольшие относительные отклонения расчетных значений температур в центре стержня от измеренных составили около 4 %, что сопоставимо с погрешностями экспериментов.

На рис. 3 представлены графики, иллюстрирующие изменение расчетных (сплошные линии) и измеренных (штриховые) значений температур, полученные в результате адаптации математической модели теплообмена при литье с применением охлаждающего стержня с учетом этапа заливки расплава продолжительностью 14 с. Полученные результаты подтверждают высокую адекватность разработанной математической модели.

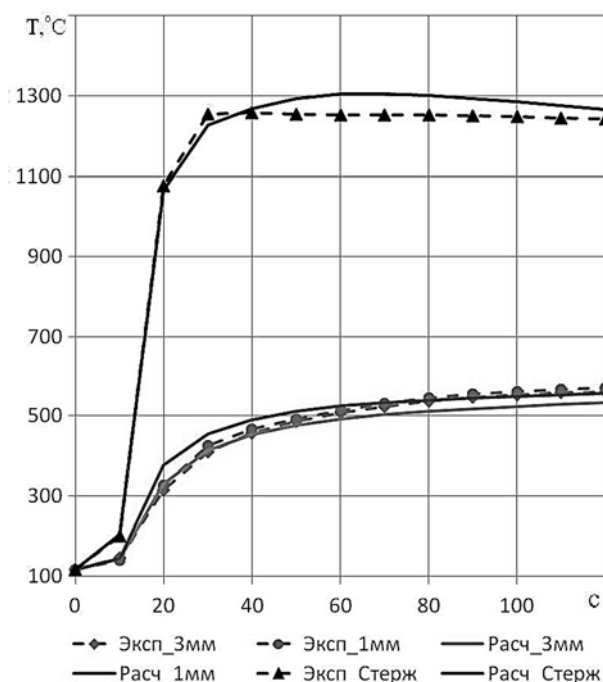


Рис. 3. Расчетные и экспериментальные значения температур в результате адаптации математической модели к реальным условиям процесса литья

Таким образом, разработанная методика позволила адаптировать математическую модель к реальным условиям процесса литья детали «Вкладыш отбойный» с высокой точностью. Разработанное программное обеспечение использовано для проведения исследований по определению параметров внутреннего холодильника.

Контакты:

pumpurva@itm.by (Пумпур Владимир Анатольевич);

lcti@yandex.by (Дувалов Павел Юрьевич);

slavanski.new@gmail.com (Андриенко Вячеслав Михайлович).

V. A. PUMPUR, P. Y. DUVALAU, V. M. ANDRYIENKA

METHODOLOGY OF PARAMETRIC IDENTIFICATION OF HEAT TRANSFER WHILE CASTING DETAIL OF CENTRIFUGAL CRUSHING AND GRINDING EQUIPMENT

Abstract

A technique for parametric identification of heat transfer during casting of a part of centrifugal crushing and grinding equipment a crushing plate is presented. The authors have developed a mathematical model of heat transfer when casting a part into a chill mold and the corresponding software. On the basis of the developed methodology, the mathematical model was adapted to real casting conditions with high accuracy.

Keywords:

wear-resistant chromium cast iron, cast iron casting, heat transfer, mathematical model, parametric identification, model adaptation.