

## ТЕРМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ОТЛИВКАХ КОЛЬЦЕВОГО СЕЧЕНИЯ

Напряжения в биметаллических отливках, полученных, например, методом поверхностного легирования, обусловлены как неравномерностью температурного поля, так и взаимодействием внутренней I и внешней II частей отливки из материалов с различными коэффициентами линейного расширения и модулями упругости, а также неодновременностью протекания структурных превращений в различных частях отливки.

Точное решение задачи определения термических напряжений с учетом вышеизложенного и особенно для отливок сложной формы встречает непреодолимые математические трудности. Поэтому задача решена с некоторыми допущениями, согласованными с опытными данными, на простой кольцевой модели (рис. 1). Учтены только термоупругие напряжения, обусловленные температурным полем отливки и теплофизическими свойствами материалов. Такое допущение позволяет воспользоваться методом суперпозиции и использовать известные зависимости [1-3] теории упругости и термоупругости для тел цилиндрической формы.

Было сделано также допущение, что температурное поле в биметаллической отливке изменяется так же, как и в монометаллической, т. е. однородной. Это дает возможность определять температурное поле в критериальной форме и использовать номограммы, полученные в работе [4].

На основании известных зависимостей [1-4] получены выражения для определения касательных напряжений на внутренней  $\sigma_{\theta_1}$  и внешней  $\sigma_{\theta_2}$  поверхностях биметаллической отливки, а также в ее переходной от одного металла к другому зоне  $\sigma_{\theta_3}$ :

$$\sigma_{\theta_1} = E_1 a_1 \Delta T \theta_{\text{ц}} \left( S'_{\text{к}} \frac{2}{1 - \frac{\rho_{\text{отп}}}{\rho_{\text{п}}}} k \rho_{\text{отп}} \right) - P \frac{2}{1 - \frac{\rho_{\text{отп}}^2}{\rho_{\text{п}}^2}};$$

$$\sigma_{\theta_2} = E_2 a_2 \Delta T \theta_{\text{ц}} \left( S''_{\text{к}} \frac{2}{1 - \rho_{\text{п}}^2} - k_1 \right) + P \frac{2 \rho_{\text{п}}^2}{1 - \rho_{\text{п}}^2};$$

$$\sigma_{\theta_3} = E_2 a_2 \Delta T \theta_{\text{ц}} \left( S''_{\text{к}} \frac{2}{1 - \rho_{\text{п}}^2} - k \rho_{\text{п}} \right) + P \frac{1 + \rho_{\text{п}}^2}{1 - \rho_{\text{п}}^2},$$

где  $E_1$  и  $E_2$  — изотермические модули упругости материалов соответственно внутренней и внешней части отливки;  $a_1$  и  $a_2$  — средние коэффициенты теплового линейного расширения материалов соответственно внутренней и внешней части отливки в интервале температур  $T$  и  $T_0$  ( $T_0$  — температура тела в исходном состоянии);  $\Delta T = T_0 - T_{\text{с}}$  ( $T_{\text{с}}$  — температура охлаждающей среды);  $\theta_{\text{ц}}$  — параметр температур центра отливки (функция критериев Био и Фурье);

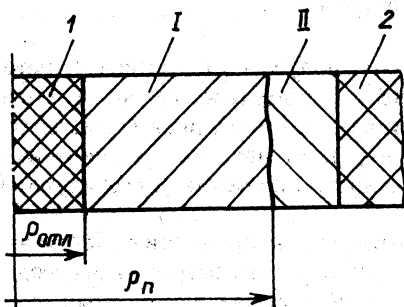


Рис. 1. Схема кольцевой биметаллической отливки:

1 — стержень; 2 — форма

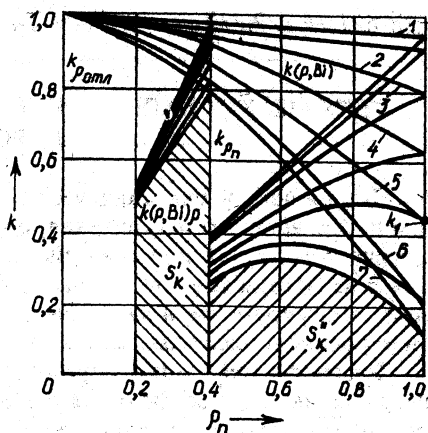


Рис. 2. Пример определения параметров для заданных условий  $\rho_{п} = 0,4$  и  $Bi = 1$

$S'_k$  и  $S''_k$  — переменные составляющие интегрирования кривых температурного поля;  $\rho_{отл} = r_{отл}/r$  и  $\rho_{п} = r_{п}/r$  — относительные радиусы ( $r_{отл}$  — внутренний радиус отливки,  $r_{п}$  — радиус переходного слоя,  $r$  — внешний радиус отливки);  $k_{\rho_{отл}}$ ,  $k_1$  и  $k_{\rho_{п}}$  — коэффициенты, определяющие температуру соответственно на внутренней и наружной поверхностях отливки и в переходной зоне;

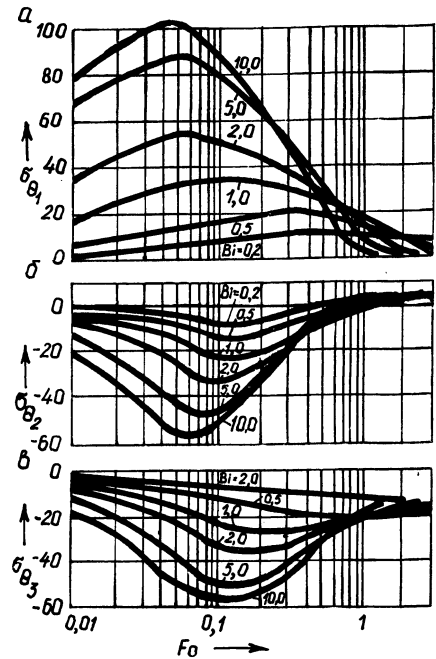
$$P = \frac{\Delta T [a_2 (S'_k \theta_{ц} \frac{2}{1 - \rho_{п}^2} - 1) - a_1 (S''_k \theta_{ц} \frac{2}{(1 - \rho_{отл}^2)/\rho_{п}^2} - 1)]}{\frac{1}{E_2} \left( \frac{1 + \rho_{п}^2}{1 - \rho_{п}^2} \right) + \frac{1}{E_1} \left( \frac{1 + \rho_{отл}^2/\rho_{п}^2}{1 + \rho_{отл}^2/\rho_{п}^2} \right)}$$

На рис. 2 приведен пример определения  $S'_k$ ,  $S''_k$ ,  $k_{\rho_{отл}}$ ,  $k_{\rho_{п}}$  и  $k_1$  для  $\rho_{п} = 0,4$  и  $Bi = 1$ . Аналогично можно определить указанные параметры для любого соотношения частей отливки и любого значения  $Bi$ . Кривые  $k(\rho, Bi)$  взяты из номограмм [4]. Параметр  $S'_k$  численно равен площади под кривой  $k(\rho, Bi)\rho'$ ;  $S''_k$  — под кривой  $k(\rho, Bi)\rho''$ , где  $\rho'$  и  $\rho''$  представляют текущие относительные радиусы соответственно внутренней и внешней поверхностей отливки.

На ЭВМ были проведены расчеты напряжений для широкого диапазона комбинаций металлов в биметаллической отливке. Модули упругости изменялись от  $1 \cdot 10^5$  МПа до  $2,2 \cdot 10^5$  МПа, коэффициенты линейного расширения — от  $8 \cdot 10^{-6}$  1/град до  $16 \cdot 10^{-6}$  1/град. Были приняты различные скорости охлаждения отливки при отводе теплоты через ее боковую поверхность, характеризующиеся критерием Био от 0,2 до 10.

В качестве примера на рис. 3 приведены графики изменения касательных

Рис. 3. Пример изменения временных и остаточных касательных напряжений во времени на внешней  $\sigma_{\theta_3}$  и внутренней  $\sigma_{\theta_1}$  поверхностях отливки и в переходной зоне  $\sigma_{\theta_2}$  в зависимости от интенсивности охлаждения



термоупругих напряжений во времени для биметаллической отливки из металлов со следующими свойствами:  $E_1 = 1,0 \cdot 10^5$  МПа,  $E_2 = 2,0 \cdot 10^5$  МПа,  $\alpha_1 = 11 \cdot 10^{-6}$  1/град,  $\alpha_2 = 12 \cdot 10^{-6}$  1/град. Относительный радиус переходной зоны  $\rho_{II} = 0,4$ . Из рисунка видно, что с увеличением интенсивности охлаждения значения максимумов напряжений как сжимающих (рис. 3, в), так и растягивающих (рис. 3, а) увеличиваются и смещаются в сторону меньших значений критерия Фурье. При ускоренном охлаждении ( $Bi > 2$ ) временные напряжения в отливке могут превысить предел прочности сплава (рис. 3, а), что приведет к ее разрушению. Значит, такую отливку следует охлаждать по возможности медленно или организовать отвод теплоты через ее внутреннюю поверхность.

В процессе охлаждения отливки напряжения на той или иной исследуемой поверхности могут менять знак, т. е. переходить, например, из сжимающих в растягивающие (рис. 3, б) и наоборот.

После достижения максимума временные напряжения снижаются и переходят при полном охлаждении отливки в остаточные, которые всегда меньше временных и не зависят от скорости охлаждения. Абсолютные значения остаточных напряжений на всех исследуемых поверхностях отливки относительно невелики и не представляют опасности при ее эксплуатации. Однако, как указывалось выше, отливка может разрушиться в процессе получения, что предписывает вести ее охлаждение по определенному режиму.

Таким образом, анализ временных и остаточных напряжений имеет большое значение не только для определения их влияния на эксплуатационные характеристики биметаллической отливки, но и позволяет правильно разрабатывать технологический процесс литья.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мэнсон С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость. — М., 1974.
2. Тимашенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. — М., 1975.
3. Дарков А.В., Шпиро Г.С. Сопротивление материалов. — М., 1969.
4. Пехович А. И., Жидких В.М. Расчеты теплового режима твердых тел. — Л., 1976.

УДК 669.14.018

О.С. КОМАРОВ, д-р техн. наук, Н.И. УРБАНОВИЧ,  
В.В. ИВАШИН, канд. техн. наук, Н.М. БОЯРЧУК (БПИ)

### УДАРНАЯ ВЯЗКОСТЬ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ

Наряду с плохой обрабатываемостью резанием хрупкость высокохромистых чугунов (ВХЧ), обладающих уникально высокой износостойкостью, является основным препятствием на пути расширения производства отливок из этого сплава. Измельчение первичной структуры чугуна, снижение углеродного эквивалента и комплексное легирование V, Mo, Nb, Ti позволяют повысить его ударную вязкость (КС), но не выше 10 Дж/см<sup>2</sup> [1]. В связи с тем что при снижении содержания углерода уменьшается износостойкость чугуна, а комплексное легирование дорого, ставилась задача максимально повысить КС за счет оптимизации первичной и вторичной структуры.

Стандартные образцы для испытаний на изгиб, ударный изгиб и разрыв отливали из ВХЧ 10 различных марок в сухих разовых формах на основе синтетической смолы. Результаты испытаний сведены в табл. 1.

Анализ приведенных данных позволяет сделать вывод, что, несмотря на широкий диапазон содержания углерода в различных марках (от 2 до 3,5%), КС остается низкой для всех чугунов. Неэффективно и применение обычного режима ТО. Структура литых образцов состояла из эвтектических карбидов различной степени дисперсности и металлической основы — смеси аустенита и мартенсита. Применение ТО не внесло существенных изменений в микроструктуру. Характерно, что все чугуны в изломе образцов  $\phi$  30 мм имели сквозную транскристаллизацию. Из таблицы видно, что чугуны с содержанием хрома 28...30% имеют высокие прочностные характеристики, но с целью экономии Cr в качестве базового был выбран экономно легированный сплав ИЧ270Х18Н, содержащий до 1% Ni и до 0,5% Mo. Для него исследовали возможность существенного повышения КС за счет устранения транскристаллизации и путем оптимизации режима ТО.

Модифицирование комплексной добавкой (0,05% V + 0,03% Al + 0,005% Bi + 0,3% SiCa) позволило получить образцы с равноосной структурой. Из образцов, имеющих транскристаллитную и равноосную структуру, методом электроэрозионной обработки вырезали стандартные образцы для определения КС. Устранение транскристаллизации позволило повысить КС с 4,5 до 7,7 Дж/см<sup>2</sup>.

С целью проверки возможности повышения КС за счет ТО из немодифицированного чугуна ИЧ270Х18Н отливали образцы для испытаний на ударный