



The mechanisms of occurrence of thermal stresses and deformations in bearing rollers of machines of the slugs continuous casting and are investigated and new methods of increase of their durability are offered.

Ю. А. САМОЙЛОВИЧ, НПП «Платан», В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, БНТУ,
В. А. ГОРЯИНОВ, ЦНИИТТяжмаш, С. М. КАБИШОВ, БНТУ

УДК 621.746.5

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОПОРНЫХ РОЛИКОВ МНЛЗ

Производительность современных машин непрерывного литья стали в значительной мере зависит от стабильной и надежной работы роликовых поддерживающих устройств зоны вторичного охлаждения, предназначенных для предохранения оболочки слитка от выпучивания под действием ферростатического давления и отклонений от технологической оси МНЛЗ. Опорные ролики МНЛЗ эксплуатируются в чрезвычайно тяжелых условиях высокотемпературного локального нагрева, агрессивной окружающей среды и циклических нагрузок, вызванных механическими и термическими нагрузками. В результате совместного воздействия указанных факторов поверхностные слои роликов подвержены абразивно-коррозионному износу и усталостному разрушению.

Наибольший износ характерен для роликов, расположенных под кристаллизатором, что объясняется пониженными механическими свойствами поверхностного слоя роликов в условиях высоких температур. По мере удаления по технологической оси МНЛЗ от кристаллизатора, начиная с роликовых секций радиального участка, преобладающим видом повреждений становятся термоусталостные трещины. Их появление связывают с периодической сменой температур в поверхностном слое ролика при его входе в контакт с нагретой поверхностью заготовки и последующим выходом из контакта с ней в зону интенсивного охлаждения водой. При этом в ролике возникают переменные, значительные по амплитуде напряжения, что стимулирует зарождение и развитие трещин.

Процесс трещинообразования усугубляется нарушениями стабильности литья, т.е. кратковременным снижением скорости вытягивания заготовки для выполнения необходимых технологических операций (смена разливочного стакана, перековшовка) и даже остановкой процесса разливки. Замена частично или полностью дефектных роликов осуществляется во время ремонтных

работ и неизбежно сопряжена со снижением производительности МНЛЗ. Именно поэтому проблема повышения долговечности опорных роликов остается актуальной производственной задачей. Традиционный путь повышения долговечности роликов состоит в подборе соответствующих материалов для его изготовления, обладающих высокими показателями пластичности и твердости. Ряд марок стали, успешно работающих при повышенных температурах и переменных нагрузках (15Х1М1Ф, 25ХМ1Ф), обладает достаточно высокой долговечностью, но подвержен ускоренному износу при повышенных температурах. Стали с повышенным содержанием хрома (до 12–14%) обладают высокой твердостью и износостойкостью, однако характеризуются повышенной себестоимостью и недостаточной длительной пластичностью.

В последние годы получил распространение способ изготовления роликов с наплавленным поверхностным слоем, сердцевина которых соответствует составу теплоустойчивых сталей типа 15Х1М1Ф, а поверхностный слой образован сплавом с повышенным содержанием хрома [1–4].

При создании таких биметаллических роликов используют новые прогрессивные технологии, например, сочетание наплавки с напылением наружного твердого слоя, плазменную наплавку и др. [3, 4]. Опыт эксплуатации роликов с наплавленным слоем подтвердил возможность снижения абразивно-коррозионного износа роликов в 1,5–3,0 раза.

Вместе с тем, использование роликов с наплавленным слоем не обеспечивает повышения термоусталостной прочности [1, с. 90], что определяет необходимость поиска новых методов повышения долговечности опорных роликов.

Общепринятые представления об усталостном разрушении предполагают доминирующую роль процесса зарождения и развития микротрещин под влиянием циклического нагружения элемен-

тов оборудования [5–9]. Вместе с тем, зарождение микротрещин в циклически нагружаемых стальных деталях определяющим образом зависит от степени чистоты металла по неметаллическим включениям [10]. В связи с этим повышение степени чистоты исходного металла изделий (в частности, опорных роликов МНЛЗ) в отношении неметаллических включений открывает возможности существенного повышения срока службы изделий, что подтверждает накопленный к настоящему времени производственный опыт [11–15]. Оценка долговечности деталей при термоциклическом неизотермическом нагружении представляет собой весьма трудную задачу, что обусловлено сложностью процессов, сопровождающих процессы разрушения изделий, и отсутствием прямых методов измерения повреждаемости материала изделий в производственных условиях. Поэтому для оценки долговечности используют полуэмпирические методы, основанные на обобщении экспериментальных данных относительно развития повреждений в изучаемых деталях, в сочетании с результатами расчетного определения деформаций и напряжений.

В работе Л.Ф. Коффина [16] была подмечена закономерность, связывающая число циклов до разрушения стальных образцов N (принимаемое в качестве меры долговечности) с размахом деформаций в каждом из циклов $\Delta\epsilon$:

$$\Delta\epsilon N^k = C, \quad (1)$$

где k и C – эмпирические константы. Согласно Коффину, эмпирические константы в уравнении (1) равны соответственно $k=0,5$ и $C=0,5$.

Позднее [5, 9] было установлено, что параметр C отражает пластические свойства материала и может быть выражен через так называемый ресурс пластичности:

$$C = 0,51 \ln(1/(1-\psi)), \quad (2)$$

где ψ – относительное сужение образцов материала, определяемое в ходе стандартных механических испытаний при статическом нагружении. Расчеты с использованием формулы (1) предполагают известную величину размаха деформации $\Delta\epsilon$, определение которой осуществляется путем численного решения задачи нелинейной термоупругости для опорного ролика, выполняемой с учетом конкретных условий термического и механического нагружения ролика.

Приведем математическую формулировку задачи. В качестве объекта исследования рассмотрим сплошной ролик с осевым отверстием, предназначенным для подвода охлаждающей воды (рис. 1, а). Ролик R соприкасается с поверхностью стальной заготовки S , которая движется со скоростью v . На схеме рис. 1, б показаны поперечное сечение ролика R и участок DE площади контакта ролика с заготовкой.

При решении задачи нестационарной теплопроводности для опорного ролика используется следующая система уравнений:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right), \quad (3)$$

$$\alpha(\Gamma_i, t)(T - T_s) = - \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \right)_{\text{пов}}, \quad (4)$$

$$T(t_0) = f(x, y), \quad (5)$$

где $T = T(x, y, t)$ – температура; x, y – координаты; t – время; ρ, c_p, λ – массовая плотность, удельная (истинная) теплоемкость и теплопроводность материала ролика; $\alpha(\Gamma_i, t)$ – коэффициент теплоотдачи на поверхности ролика и $T_s = T_s(\Gamma_i, t)$ – температура внешней для ролика среды, заданные как функция времени для отдельных зон (Γ_i) на поверхности ролика.

Выбор зон определяется различными условиями теплообмена на поверхности ролика. В соответствии с рис. 1, б принято: $\alpha=5000-7000$ Вт/(м²·К) для участка DE в зоне контакта ролика с заготовкой; $\alpha=50-70$ Вт/(м²·К) для внешней стороны ролика ABC (теплообмен излучением и конвекцией); $\alpha=2000$ Вт/(м²·К) на внутренней поверхности полости ролика, где имеет место интенсивный теплообмен с проточной водой.

Система уравнений (3)–(5) составлена в предположении неподвижной по отношению к ролику системы координат, при которой вращение ролика,

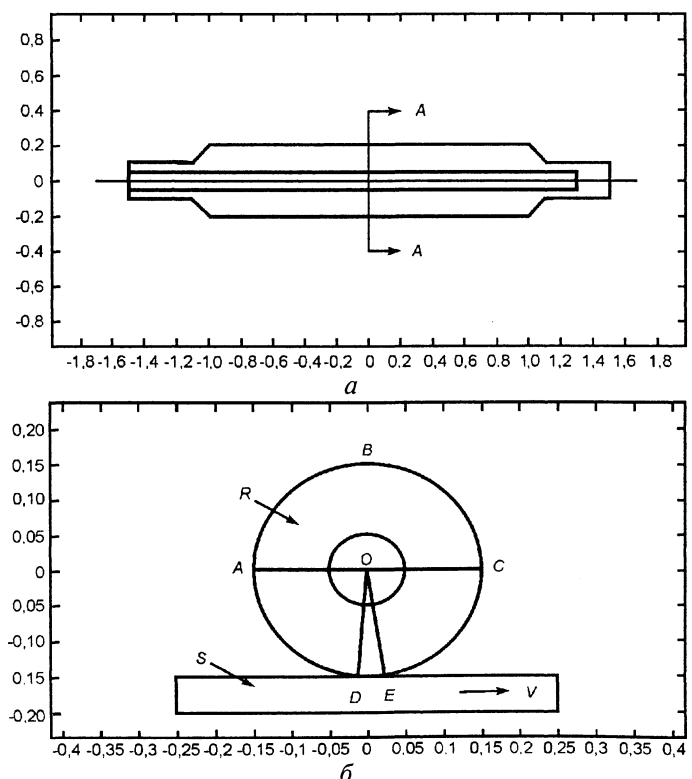


Рис. 1. Схема расчетных сечений сплошного опорного ролика: а – продольное сечение; б – поперечное сечение в плоскости А–А

обусловленное движением заготовки, учитывается заданием параметров внешней среды (α , T_s), изменяющихся во времени с окружной скоростью ω и периодом $\Delta t_0 = 2\pi R/v$, где R – внешний радиус ролика; v – скорость перемещения заготовки.

Постановка задачи нелинейной термоупругости для ролика основана на использовании гипотезы плоской деформации ($\epsilon_z = \text{const}$), когда из всех компонент тензора напряжений остается три главных: σ_x , σ_y , τ_{xy} , связанных с компонентами тензора деформаций соотношениями:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = D \left(\begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_0 \\ 0 \end{bmatrix} (1+\mu)(T-T_0) \right), \quad (6)$$

где D – тензор упругих свойств материала:

$$D = \frac{E(T)}{(1+\mu)(1-2\mu)} \begin{bmatrix} 1-\mu & \mu & 0 \\ \mu & 1-\mu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\mu}{2} \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Система уравнений (6)–(7) дополняется уравнениями равновесия:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = K_x, \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = K_y, \quad \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = K_z \quad (8)$$

(K – вектор объемных сил) и соответствующими начальными и граничными условиями.

Решение сформулированной задачи осуществляется методом конечных элементов [17, 18]. При этом в ходе численного решения используется зависимость теплофизических и упругих характеристик металла (ρ , c_p , λ , α , E) от температуры в соответствии со справочными данными для теплоустойчивой стали 15X1МФ. Расчеты выполнены для различных размеров опорных роликов ($D=2R=270, 330$ и 480 мм) при изменении скорости литья от $0,2$ до $1,5$ м/мин, что соответствует практике разлива стали в листовые заготовки (слябы) толщиной $250-300$ мм. Результаты расчетов представлены в виде графиков изменения во времени показателей температурного поля ролика и компонент тензоров деформаций и напряжений, а также распределения указанных параметров по сечению ролика в различные моменты времени. В качестве примера на рис. 2 показано изменение во времени температуры в нескольких точках вдоль радиуса ролика диаметром 270 мм при его взаимодействии со стальным слябом (скорость вытягивания – 1 м/мин, длительность цикла для ролика – $\Delta t_0=50,89$ с, температура поверхности сляба – 1100 °С).

Расчеты показали, в частности, что в теплообмене со стальной заготовкой активно участвует

поверхностный слой ролика толщиной $10-15$ мм, причем режим установившихся колебаний температуры в этом слое устанавливается достаточно быстро от начала взаимодействия ролика с заготовкой. Из рисунка следует, что на расстоянии $7,7$ мм от поверхности ролика размах колебаний температуры уменьшается вдвое, а на расстоянии 22 мм – в $5-6$ раз. На рис. 3 показано изменение во времени компонент тензора деформаций ϵ_x , γ_{xy} на поверхности ролика для указанного режима непрерывного литья. Из рисунка видно, что размах кольцевых (тангенциальных) деформаций на поверхности ролика в установившемся режиме составляет $0,25-0,27\%$. При снижении скорости литья до $0,2$ м/мин (по технологическим причинам) размах деформаций возрастает в $1,5-2,0$ раза. Более детальное описание методики решения задачи и полученных результатов приведено в работах [19–22].

При известной величине размаха деформации представляется возможным оценить долговечность изделия, подсчитывая число циклов до разрушения по формуле Коффина (1). На рис. 4 приведена зависимость $N = N(\Delta\epsilon)$, согласно формуле Коффина, в диапазоне изменений размаха деформаций от $0,0001$ до $0,005$ (от $0,1$ до $0,5\%$) и относительного сужения от $0,4$ до $0,9$.

Сопоставим правдоподобность оценок фактора долговечности N по формуле (1) с результатами экспериментальных исследований [14], в ходе которых выполнено сравнение показателей чистоты теплоустойчивой стали 12X1МФ при ее выплавке традиционными методами (мартеновская плавка, плавка в электродуговой печи) с электродуговым переплавом. При плавке стали в электродуговой печи металл предварительно раскисляли 45% -ным ферросилицием, ферромарганцем и алюминием ($0,5$ кг на 1 т). Кроме того, в печь за 15 мин до выпуска присаживали феррованадий и далее в ковше дополнительно раскисляли ферросилицием и алюминием (1 кг на 1 т). Сталь разливали сифонным способом на слитки массой до $6,5$ т, которые в последующем прокатили на трубную заготовку диаметром 240 мм. При плавке металла в мартеновской печи использовали несколько иной метод раскисления при идентичной обработке давлением слитков массой $6,5$ т.

Полученные таким путем заготовки переплавляли (с использованием флюса АНФ-6) на установке ЭШП бифилярного типа в слитки массой 4 т, которые затем прокатили на заготовку диаметром 240 мм. Металл трубных заготовок исследовали на макроструктуру, содержание неметаллических включений и показатели пластичности. Наблюдения показали, что в переплавленном металле ЭШП содержание кислородных включений (корунда, алюмосиликатов) в $3-4$ раза меньше, чем в металле мартеновской и электродуго-

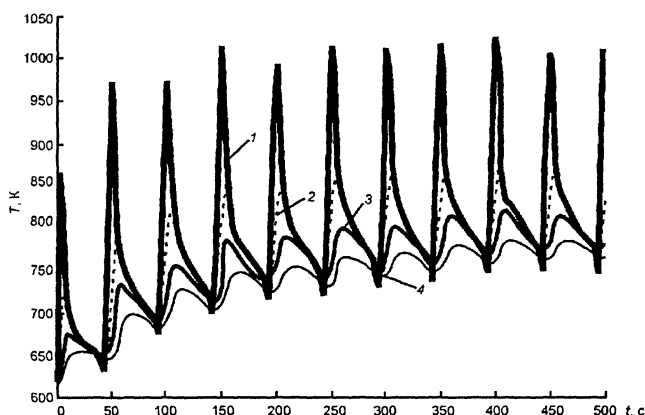


Рис. 2. Изменение во времени температуры в нескольких точках вдоль радиуса ролика диаметром 0,27 м из стали 15Х1М1Ф при скорости литья 1м/мин; расстояние от поверхности: 1 – 1,2 мм; 2 – 7,7; 3 – 21,9; 4 – 36 мм

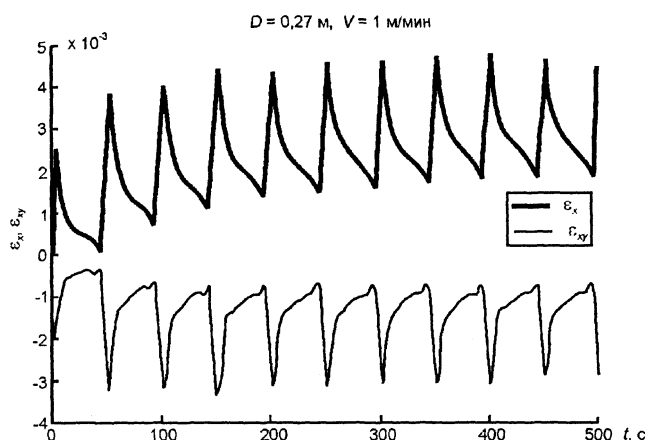


Рис. 3. Изменение во времени компонент ϵ_x (1) и γ_{xy} (2) тензора деформаций на поверхности ролика диаметром 0,27 м из стали 15Х1М1Ф при скорости литья 1 м/мин

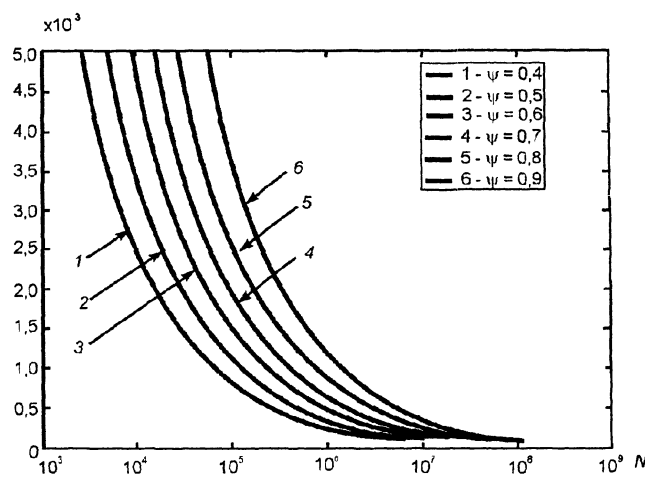


Рис. 4. Зависимость числа циклов до разрушения N от размера деформации $\Delta\epsilon$ и относительного сужения стали ψ согласно формуле Коффина (1)

$\psi=0,625$ – для мартеновской стали;
 $\psi=0,687$ – для стали электродуговой выплавки;
 $\psi=0,766$ – для металла ЭШП.

Подсчеты по формуле Коффина (1), выполненные при задании $\Delta\epsilon=0,35\%$ и указанных выше значений относительного сужения, привели к следующим значениям числа циклов нагружения до разрушения изделий:

$N=1,96 \cdot 10^4$ – для мартеновской стали;
 $N=2,75 \cdot 10^4$ – для электродуговой стали;
 $N=4,30 \cdot 10^4$ – для металла ЭШП.

Таким образом, оценка долговечности изделий по формуле Коффина позволяет предположить, что повышение степени чистоты металла по неметаллическим включениям за счет использования электрошлакового переплава приведет к увеличению долговечности изделий на 56% по сравнению с металлом электродуговой выплавки, или на 123% по сравнению с металлом мартеновской выплавки. Справедливость подобной тенденции подтверждают результаты испытаний пластических свойств металла, выполненные в работе [14] методом горячего кручения при повышенных температурах (1180, 1210 и 1240 °С): зафиксировано увеличение в 3–4 раза числа скручиваний образцов из металла ЭШП по сравнению с образцами мартеновской и электродуговой стали.

Вместе с тем, нельзя не отметить ограниченности формулы Коффина, содержащей лишь один показатель механических свойств металла (относительного сужения). Предпринимались неоднократные попытки обобщения формулы Коффина путем введения дополнительных показателей механических свойств металла – предела прочности (Мэнсон), предела усталости (Лэнджер), длительной пластичности (Дульнев – Гусенков). Ниже обсуждается возможность учета зависимости длительной пластичности стали от размера содержащихся в металле неметаллических включений оксидного типа. Существование такой зависимости подтверждается многочисленными экспериментами и представляет интерес установление аналитической взаимосвязи между содержанием в металле неметаллических включений, их размерами и показателями пластичности металла. Характеристикой длительной пластичности можно считать процесс исчерпания начального ресурса пластичности по мере циклического нагружения. По данному показателю теплоустойчивые стали заметно выделяются среди основной массы конструкционных сталей.

В качестве примера на рис. 5 показано изменение относительного сужения в зависимости от числа циклов нагружения для конструкционной стали 30ХГСА и теплоустойчивой стали 15Х1МФ по данным [6]. Очевидно, что способность к замедленному исчерпанию начального ресурса пластичности металла определяет повышение дол-

вой выплавки. Сульфидные включения $MnS - FeS$ в переплавленном металле были крайне малочисленны. В ходе механических испытаний получены следующие данные по относительному сужению стали для различных методов выплавки:

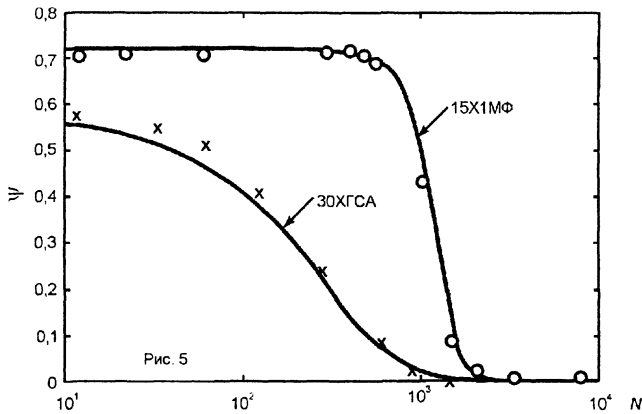


Рис. 5. Изменение длительной пластичности в зависимости от числа циклов нагружения для теплоустойчивой стали 15X1MФ ($\psi_0=0,72$) и стали 30ХГСА ($\psi_0=0,58$) по данным [6]

говечности деталей, выполненных из такого металла.

Изменение относительного сужения материала в зависимости от числа N циклических нагружений предлагается выразить формулой

$$\psi = \psi_0 \exp[-A(N/N_0)^m], \quad (9)$$

где N_0 – принятый базис циклических нагружений; ψ_0 – начальное значение относительного сужения; A и m – эмпирические константы.

Использование формулы (9) иллюстрируется на рис. 5, где сплошными линиями показано изменение показателя ψ в зависимости от числа нагружений при следующем задании эмпирических констант: $A=35$, $m=1$ для стали 30ХГСА, $A=3500$, $m=4$ для стали 15X1MФ. Отметим, что задание высоких значений показателя m определяет возможность описания такого процесса изменения относительного сужения материала, при котором в течение длительного времени сохраняется начальное значение ψ_0 , в то время как с помощью показателя A можно ограничить число циклов до разрушения изделия. В качестве примера на рис. 6 показано изменение относительного сужения стали, которое характеризует различную скорость исчерпания ресурса пластичности при варьировании показателя A в широких пределах (от 1 до 3500). Очевидно, что конкретные значения показателя A определяются интенсивностью протекания процессов возникновения и развития микротрещин в циклически нагружаемом материале, определяющих в конечном счете реальную долговечность изделий. В свою очередь, процесс трещинообразования напрямую связан с содержанием неметаллических включений в материале нагружаемых изделий. При металлографическом исследовании неметаллических включений принято фиксировать отдельные виды включений (сульфиды, оксиды и др.) в зависимости от их размера и формы в баллах принятой шкалы ГОСТ по отдельным зонам исследуемых участков металла изделий. Не претендуя на общность, ограничимся заданием зависимости эмпирическо-

го коэффициента A от размера оксидных включений (корунда, алюмосиликатов, шпинелей):

$$A = A_0 \sum_{i=1}^n s_i (d_i / d_m)^3, \quad (10)$$

$$\sum_{i=1}^n s_i = 1,$$

где d_i – размер (диаметр) включений группы « i »; d_m – максимальный размер включений; s_i – доля группы « i » включений в общем ансамбле включений; коэффициент A_0 характеризует форму включений.

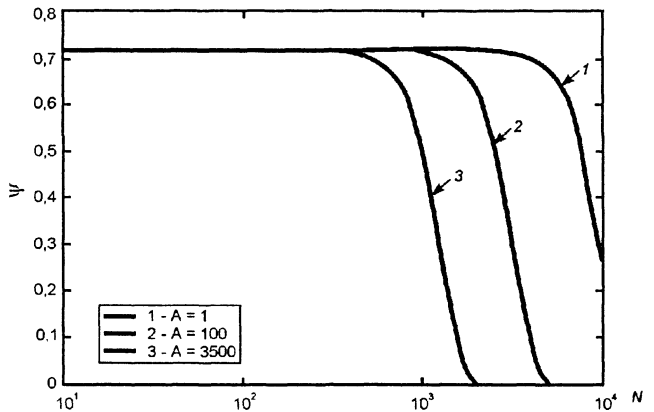


Рис. 6. Аппроксимирующая функция для длительной пластичности стали 15X1MФ при задании трех значений коэффициента A

Уравнение Коффина (1) при учете выражений (2), (9), (10) приобретает следующий вид:

$$\Delta \epsilon N^{0.5} = 0,5 \times \ln \left\{ 1 / \left[1 - \psi_0 \exp \left(-A_0 \sum_{i=1}^n s_i (d_i / d_m)^3 (N / N_0)^4 \right) \right] \right\}. \quad (11)$$

Полуэмпирическая формула (11) позволяет оценить возможный прирост долговечности опорных роликов МНЛЗ при повышении степени чистоты стали по неметаллическим включениям за счет использования электрошлакового переплава.

Как известно, размер включений оксидного типа, фиксируемых при металлографическом анализе, изменяется от 10 до 150 мкм. В заводской практике принято отбраковывать металл, содержащий включения оксидного типа размерами свыше 50 мкм, и в то же время предполагается, что включения размерами менее 10 мкм не наносят ущерба качеству изделий. Эти наблюдения позволяют ограничить диапазон размеров оксидных включений, принимая в подсчетах диаметр включений, равным $d=10-50$ мкм. На рис. 7 приведены результаты расчетов по формуле (11) при задании трех значений коэффициента $A_0=1, 100$ и 3500 и трех значений диаметра включений 10, 30 и 50 мкм.

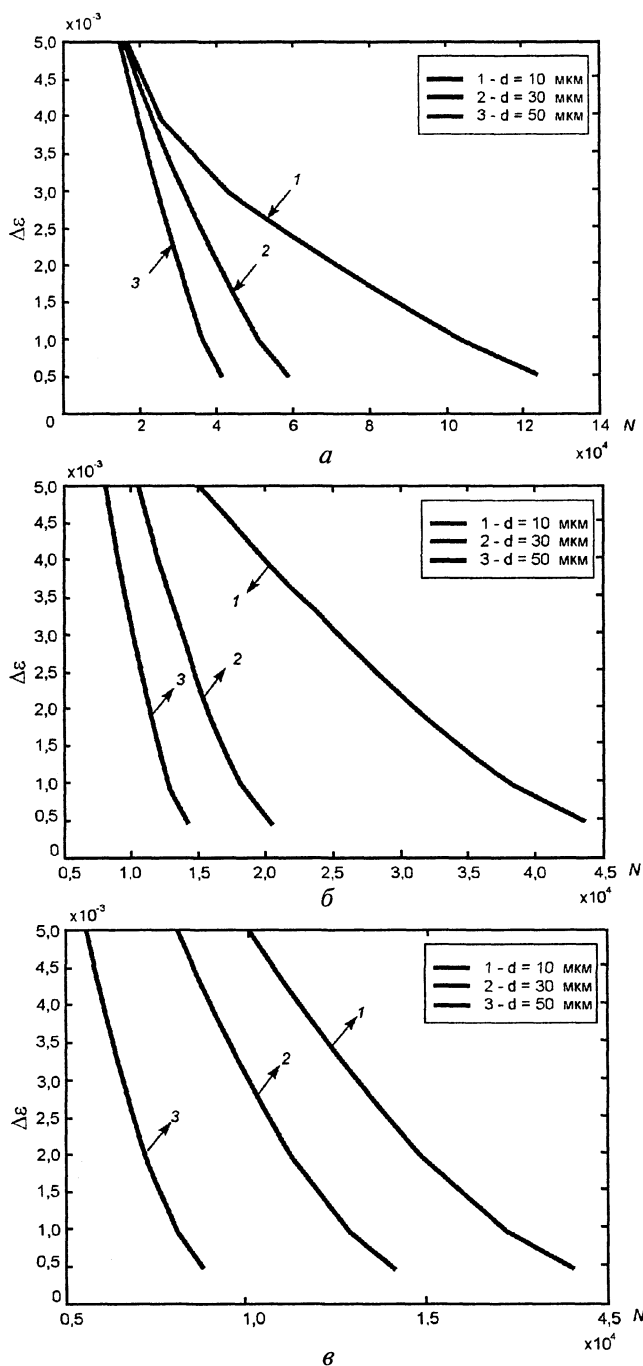


Рис. 7. Зависимость числа циклов до разрушения N от размера неметаллических включений d , мкм, и размаха полной деформации $\Delta \varepsilon$ при задании: $a - A=1$; $б - 100$; $в - 3500$

Принимая значение размаха деформаций на поверхности опорного ролика диаметром 270 мм (при скорости литья 1 м/мин), равным $\Delta \varepsilon = 0,0025$, оценим прирост долговечности ролика за счет снижения размера включений оксидного типа с 50 до 10 мкм для значений коэффициента A_0 , равных 1, 100 и 3500:

$$\Delta N = (5,6 - 2,7) \cdot 10^4 = 2,9 \cdot 10^4 \text{ при } A_0 = 1,$$

$$\Delta N = (2,8 - 1,1) \cdot 10^4 = 1,7 \cdot 10^4 \text{ при } A_0 = 100,$$

$$\Delta N = (1,42 - 0,64) \cdot 10^4 = 0,78 \cdot 10^4 \text{ при } A_0 = 3500.$$

Таким образом, даже при весьма широких пределах изменения эмпирического коэффициента A_0 прирост долговечности опорного ролика

изменяется в достаточно узких пределах — от 100 до 150%.

Изложенные выше представления о возможности повышения долговечности опорных роликов МНЛЗ прошли проверку в ходе специальных испытаний в производственных условиях. Для машины непрерывного литья стальных слэбов криволинейного типа, сооруженной на Череповецком металлургическом комбинате, ПО «Уралмаш» изготовил четыре партии роликов диаметром 380 мм из стали 25Х1М1Ф методом электрошлакового переплава по сквозной технологии, разработанной в институте ЦНИИТТяжмаш [23]. Общее количество опытных роликов, направленных ЧерМК, составило 52 шт., в том числе 23 ролика, заготовки которых после выплавки подвергались деформированию ковкой, и 29 роликов, изготовленных из литого металла ЭШП. Ролики из литого и деформированного металла ЭШП размещали на МНЛЗ совместно со штатными роликами того же сечения, изготовленными из металла открытой выплавки по традиционной технологии ПО «Уралмаш». Результаты промышленной эксплуатации роликов в течение 25 мес. позволили сделать следующее заключение.

Ролики, изготовленные из металла открытой выплавки, отработали 11–13 мес., после чего вышли из строя по причине сильно развитой сетки разгара и наличия магистральных кольцевых трещин. Ролики, изготовленные из металла ЭШП, отработали в среднем 18 мес., после чего четыре ролика вышли из строя по причине разрушений в центре бочки и сколов на поверхности роликов. Из оставшейся части опытных роликов семь роликов сняты в запас из-за разрушения подшипников при удовлетворительном состоянии поверхности бочек. На остальных роликах, изготовленных из металла ЭШП, после эксплуатации в течение 21–25 мес. (3780–4500 плавок) обнаружены незначительные дефекты в виде мелкой сетки разгара. Общее заключение технических служб ЧерМК по итогам выполненной проверки состоит в следующем.

Эксплуатационная стойкость роликов МНЛЗ диаметром 380 мм из литого металла ЭШП в 1,5–2,0 раза превышает стойкость роликов из деформированного металла открытой выплавки.

В настоящее время на Новолипецком и Магнитогорском металлургических комбинатах широко применяется электрошлаковая технология изготовления опорных роликов МНЛЗ из теплоустойчивой стали, обладающей высокими показателями длительной пластичности.

Литература

1. Нисковских В.М., Карлинский С.Е., Беренов А.Д. Машины непрерывного литья слэбовых заготовок. М.: Металлургия, 1991.
2. Повышение работоспособности роликов машин непрерывного литья заготовок / А.П. Кравченко, Л.К. Лещинский, Л.С. Лепихов и др. // Металлург. 1984. № 4. С. 25–27.

3. Garbett G. Major improvements hard-surfacing steel rolls for continuous Casting using Philips Plasma // *Steel Times*. 1981. Vol. 209. Pt. 9. P. 472–473.
4. Kuroki H. et al. Wavy surfacing technique extends the service life of Continuous Casting Rolls // *Tetsu-to-Hagane*. 1985. Vol. 71. P. 1030.
5. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчет деталей машин на прочность. М.: Машиностроение, 1975.
6. Шнейдерович Р.М. Прочность при статическом и повторно-статическом нагружении. М.: Машиностроение, 1968.
7. Усталость и хрупкость металлических материалов / В.С. Иванова, С.Е. Гуревич, И.П. Копьев и др. М.: Наука, 1968.
8. Тылкин М.А. Повышение долговечности деталей металлургического оборудования. М.: Металлургия, 1971.
9. Дульнев Р.А., Котов П.И. Термическая усталость металлов. М.: Машиностроение, 1980.
10. Куслицкий А.В. Неметаллические включения и усталость металлов. Киев: Техника, 1976.
11. Куслицкий А.В., Чабан Д.В., Михеев А.А. Сравнительное влияние вакуумного, электрошлакового и электронно-дугового переплавов на выносливость высокопрочных сталей // *Изв. АН СССР. Металлы*. 1974. № 1. С. 115–117.
12. Тамарина И.А., Голиков И.Н., Куслицкий А.В. Выносливость в некоторых рабочих средах конструкционных электросталей после рафинирующих переплавов // *Производство электростали*. М.: Металлургия, 1975. Вып. 3. С. 95–107.
13. Влияние металлургических факторов на механические свойства и усталостную прочность стали 18ХНВА / Я.Е. Гольдштейн, А. Веселы, В. Лукаш и др. // *Сталь*. 1964. № 11. С. 1033–1037.
14. Влияние электрошлакового переплава на однородность трубной заготовки стали 12Х1МФ / В.М. Бреус, С.В. Бобылева, А.Ф. Каблуковский и др. // *Сталь*. 1972. № 10. С. 909–911.
15. Патон Б.Е., Медовар Б.И. Электрошлаковый металл. Киев: Наукова думка, 1981.
16. Коффин Л.Ф. Циклические деформации и усталость металлов // *Усталость и выносливость металлов*. М.: ИЛ, 1963. С. 257–273.
17. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975.
18. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. М.: Мир, 1979.
19. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Горяинов В.А. Тепловые и термомеханические явления в опорных роликах машин непрерывной разливки стали. Ч. 1. Математическое моделирование // *Весті НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. 2005. №3. С. 5–12.
20. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Горяинов В.А. Тепловые и термомеханические явления в опорных роликах машин непрерывной разливки стали. Ч. 2. Оценка долговечности опорных роликов // *Весті НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. 2005. №4. С. 13–18.
21. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Горяинов В.А. Тепловые и термомеханические явления в опорных роликах машин непрерывной разливки стали. Ч. 3. Влияние неметаллических включений на долговечность опорных роликов МНЛЗ // *Весті НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. 2006. №2. С. 5–12.
22. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Горяинов В.А. Анализ явлений усталости в опорных роликах МНЛЗ // *Докл. НАН Беларусі*. 2006. Т.50. №3. С.111–115.
23. А.с. 2228961: RU, С2. Способ получения заготовок роликов МНЛЗ с использованием электрошлакового переплава.