



The thermostressed state and conditions of crack propagation, the length of which determines the extent of deficiency of the bearing rollers metal, are investigated in this article.

В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, НАН Беларуси,
Ю. А. САМОЙЛОВИЧ, НПП «Платан», Россия,
В. А. ГОРЯИНОВ, ЦНИИТТяжмаш, Екатеринбург

УДК 621.746.5

ПРОЦЕССЫ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ В ОПОРНЫХ РОЛИКАХ МАШИН НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

Опорные ролики машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) современной конструкции являются одним из основных элементов МНЛЗ, в значительной степени предопределяющим качество непрерывнолитых заготовок. Следует отметить, что к настоящему времени термонапряженное состояние опорных роликов изучено недостаточно, о чем свидетельствует незначительное количество публикаций (например, [1–7]).

При непрерывном литье стали в листовые заготовки большого поперечного сечения глубина жидкой фазы слитков может достигать десятков метров, что приводит к высокому ферростатическому давлению жидкой стали в незатвердевшей части, которое передается через твердую корку литой заготовки на систему опорных роликов МНЛЗ. В результате значительной внешней нагрузки, а также действия повышенных температур (ролики соприкасаются с поверхностью литой заготовки, нагретой до температур 900–1200°C) часть роликов выходит из строя, что существенно снижает экономические показатели МНЛЗ [8].

Анализ дефектов опорных роликов показывает, что на поверхности роликов наблюдается возникновение глубоких поперечных (опоясывающих) трещин, направленных перпендикулярно продольной оси роликов. Глубина таких трещин может достигать 10–15 мм, однако при значительно меньшей глубине трещин (2–3 мм) осуществляется восстановление части роликов путем электродуговой или плазменной наплавки [9]. В заводской практике зафиксированы и другие виды дефектов опорных роликов МНЛЗ, в частности, ускоренный механический износ рабочей поверхности и возникновение сетки разгара. Однако следует отметить, что разрушение роликов под воздействием ферростатического давления жидкой стали следует признать более опасным видом дефекта для слябовых МНЛЗ.

Целью работы является исследование термонапряженного состояния и условий развития тре-

щин, протяженность которых определяет меру дефектности металла опорных роликов. Исследования выполнены для условий работы МНЛЗ для разлива слябов сечением 220x2000 мм, при этом диаметр опорных роликов составляет 270 мм. Для проведения расчетов использована математическая модель для определения температурного поля в роликах, приведенная в работе [7].

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 [10–12]:

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

где D – тензор упругих свойств материала:

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

и дополняются уравнениями равновесия:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = K_x, \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = K_y, \quad \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = K_z \quad (3)$$

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

Анализ производственных данных работы МНЛЗ показывает, что в реальных условиях режим скорости литья периодически нарушается в связи с необходимостью выполнения ряда технологических операций, производимых при существенно сниженной скорости. Для определения степени влияния замедления процесса непрерывного литья на основные показатели термо-

напряженного состояния роликов изучено влияние двух основных параметров: периода вращения ролика (скорости литья) и диаметра ролика. Установлено, что наибольшее влияние оказывает скорость вращения ролика:

$$\Delta t_0 = 120\pi R/v, \quad (4)$$

где R – наружный радиус ролика, м; v – скорость литья, м/мин.

Результаты расчетов приведены на рис. 1–5. Замедление вращения ролика сопровождается большей длительностью пребывания поверхности ролика в зоне активного теплового взаимодействия с поверхностью стального сляба, температура которой на радиальном участке МНЛЗ достигает 1100–1200 °С [13].

Тепловой контакт между поверхностями стального слитка и ролика отличается высоким значением условного коэффициента теплопереноса, зависящего от значений температур контактирующих поверхностей, теплопроводности зазора между ними и сил сжатия, действующих со стороны слитка на ролик [14]: $\alpha_k = 5000\text{--}10000$ Вт/(м²·К). В результате тонкий слой на поверхности ролика прогревается до высоких температур (1000–1100 К), при этом температура тем выше, чем больше длительность теплового контакта ролика со слитком. Из сравнения графиков a и b на рис. 1 следует, что увеличение периода вращения ролика в 7,5 раз приводит к тому, что максимальные значения температуры на поверхности ролика возрастают от 975–1000 до 1140–1150 К.

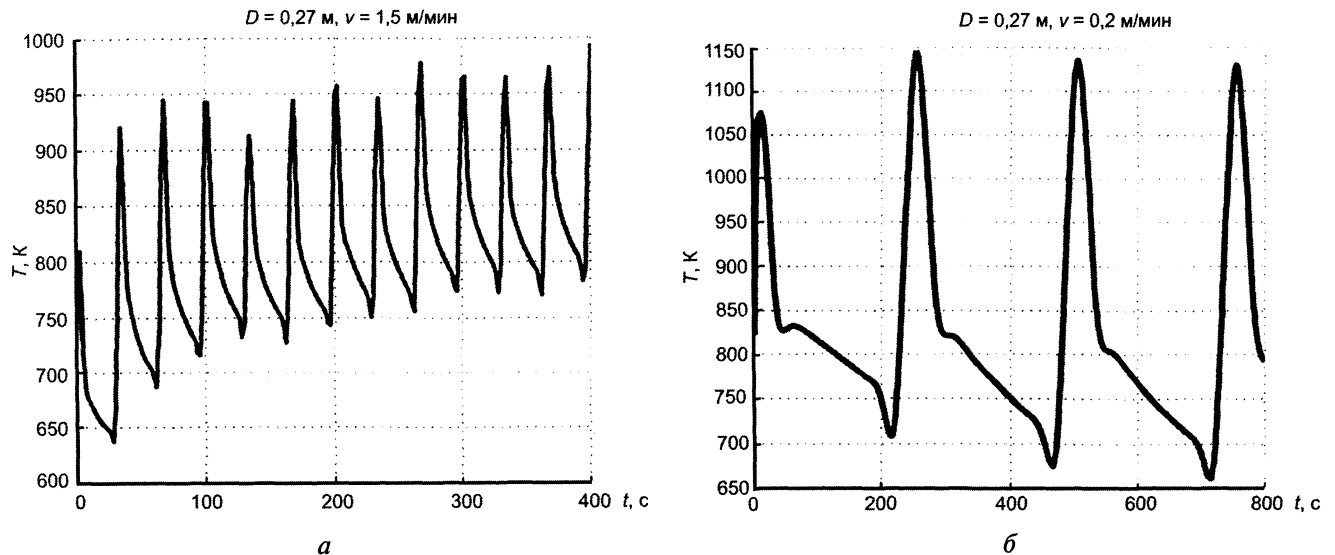


Рис. 1. Изменение во времени температур на поверхности роликов диаметром 0,27 м при скоростях литья 1,5 м/мин (а) и 0,2 м/мин (б)

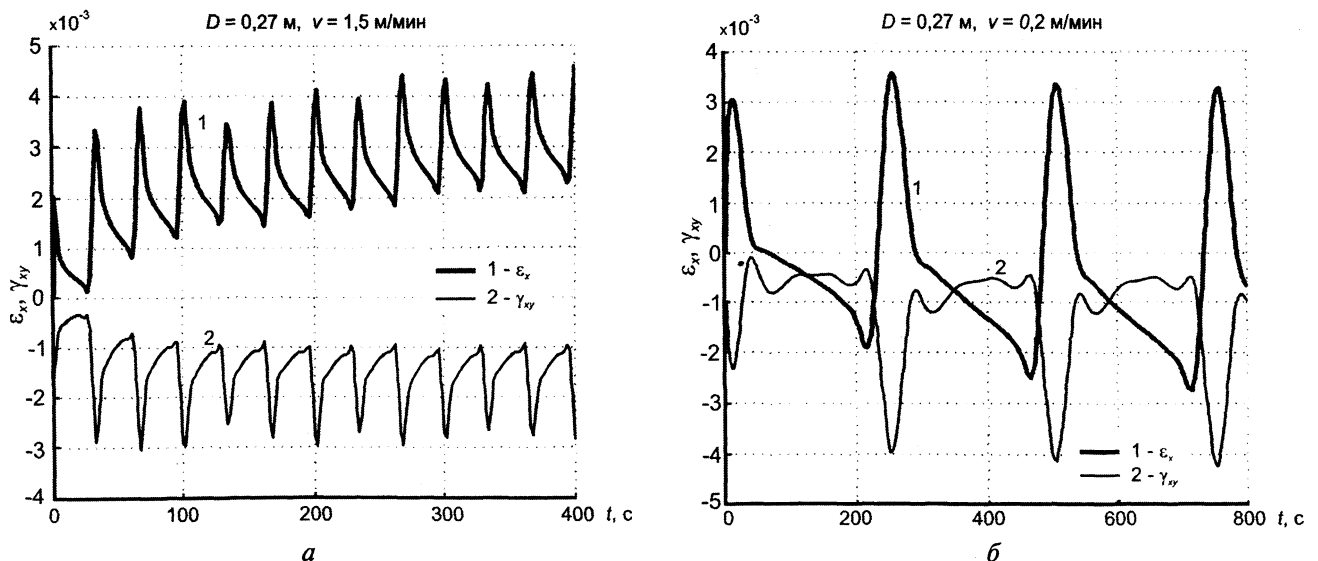


Рис. 2. Изменение во времени компонент тензора деформаций ϵ_x и γ_{xy} на поверхности роликов диаметром 0,27 м при скоростях литья 1,5 м/мин (а) и 0,2 м/мин (б)

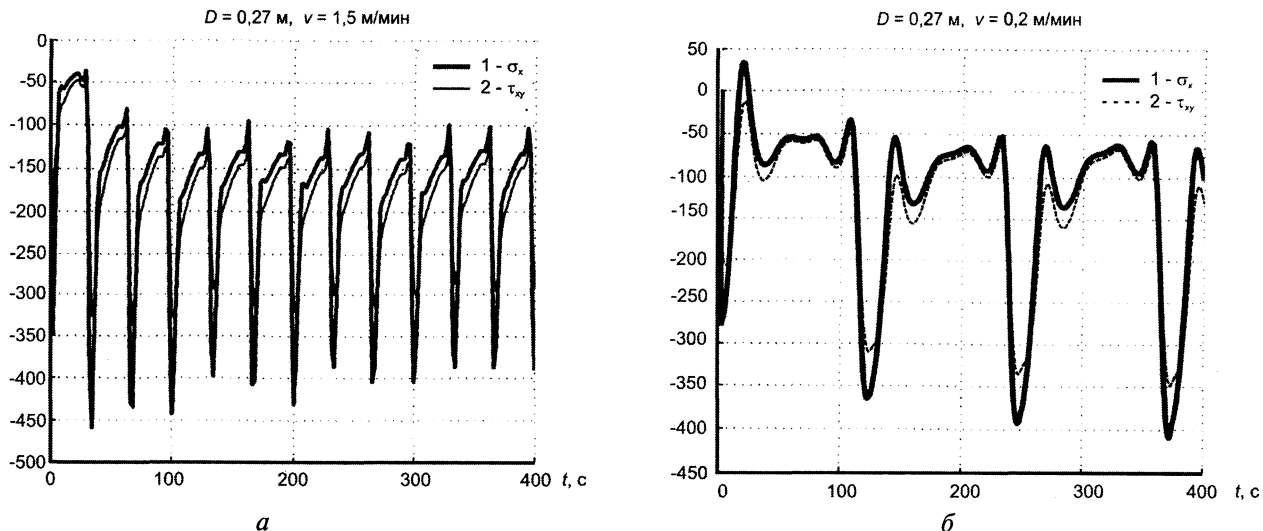


Рис. 3. Изменение во времени компонент тензора напряжений σ_x и τ_{xy} на поверхности ролика диаметром 0,27 м при скоростях литья 1,5 м/мин (а) и 0,2 м/мин (б)

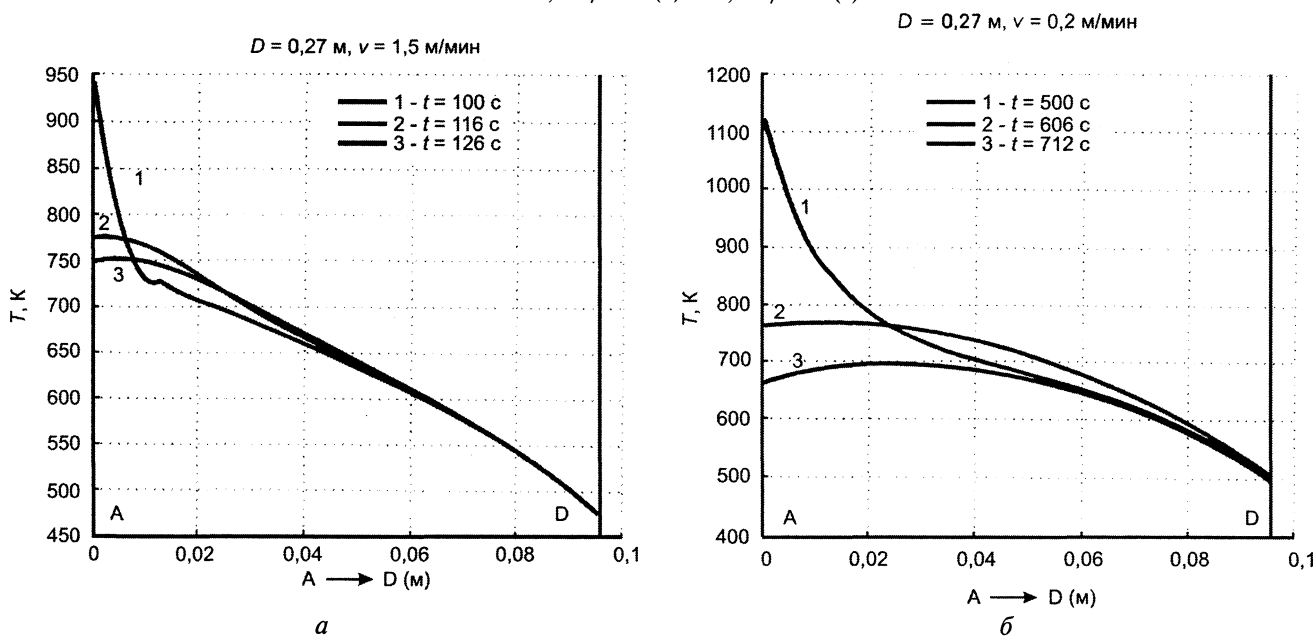


Рис. 4. Распределение температуры вдоль радиуса ролика диаметром 0,27 м для трех моментов времени при скоростях литья 1,5 м/мин (а) и 0,2 м/мин (б)

С другой стороны, длительное пребывание поверхности ролика в среде водяного пара, окружающего основную часть поверхности ролика (за исключением контактной зоны), способствует более интенсивному остыванию (рис.1). В результате размах температур при сниженной скорости литья (0,2 м/мин) составляет 480–490 °С, т.е. более чем в 2 раза превышает размах температур при режимной скорости литья $v=1,5$ м/мин (200–215 °С). Соответственно размах главной компоненты тензора деформаций $\Delta \epsilon_x$ при сниженной скорости литья более чем в 2 раза превышает размах деформаций при режимной скорости литья (рис. 2). В значительно меньшей степени снижение скорости литья заготовок сказывается на картине поля термических напряжений в роликах (рис. 3), где преобладают значительные сжимающие напряжения.

Из рис. 1–5 видно, что вследствие вращения ролика приложение внешней нагрузки к отдель-

ным участкам поверхности ролика носит периодический во времени характер, в связи с чем трещины на поверхности роликов относятся к числу усталостных трещин. При анализе трещинообразования выявлена следующая закономерность: период развития трещин в изделиях при циклических нагружениях характеризуется наличием инкубационного периода, в течение которого происходит накопление повреждений в металле. При этом в наиболее опасных участках нагружаемых изделий происходит возникновение микротрещин протяженностью не более 0,2–0,5 мм. Лишь при достаточно большом количестве микротрещин характер разрушения качественно меняется — в зоне максимального накопления повреждений возникает одна или несколько магистральных трещин, последующий рост которых определяется интенсивностью действующих внешних нагрузок. Зависимость скорости роста трещин от размаха

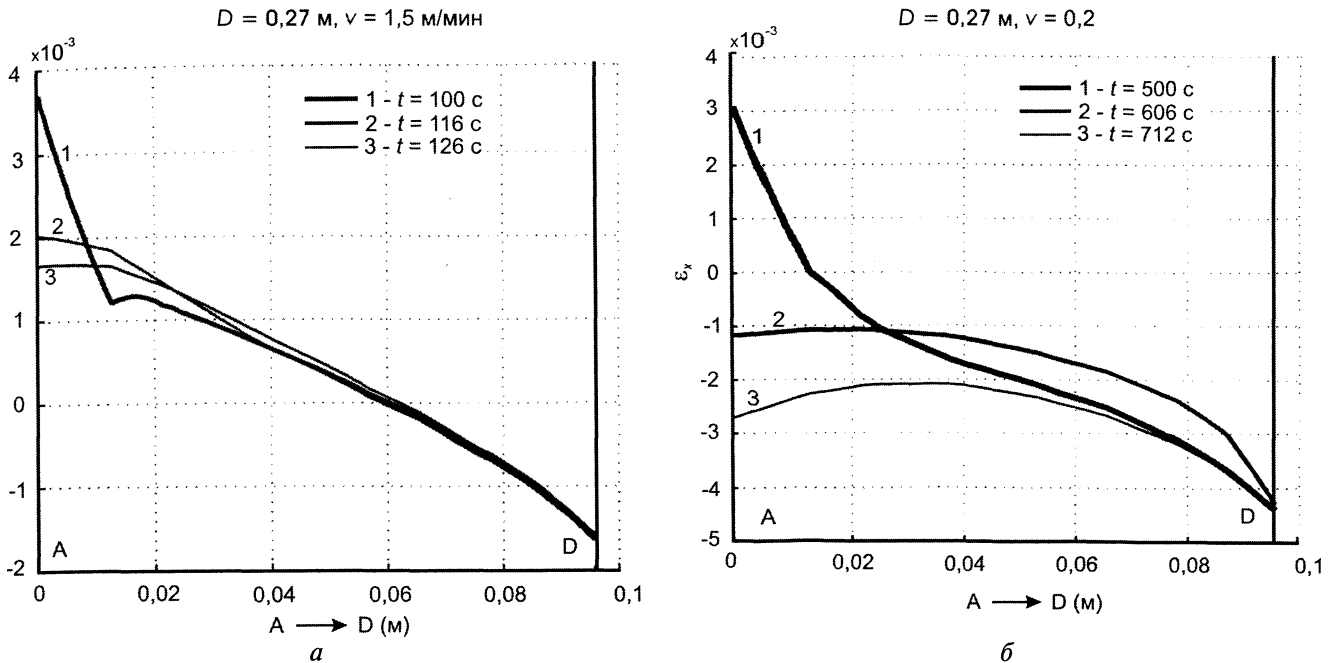


Рис. 5. Распределение компоненты ϵ_x тензора деформаций вдоль радиуса ролика диаметром 0,27 м для трех моментов времени при скоростях литья 1,5 м/мин (а) и 0,2 м/мин (б)

интенсивности действующих напряжений описывается формулой, предложенной в работе Пэриса-Эрдогана [15]:

$$\frac{dL}{dN} = A \Delta K^n, \quad (5)$$

где L — длина трещины; N — число циклов нагружения; A и n — эмпирические коэффициенты; ΔK — перепад (размах) коэффициента интенсивности напряжений, связанный с размахом растягивающих напряжений выражением

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi L}, \quad (6)$$

где Y — показатель так называемой K -тарировки [16], характеризующий форму трещины и ее расположение относительно поверхности изделия.

Использование формул (5), (6) для анализа скорости роста трещин требует определения размаха напряжений в районе растущей трещины. Решение такой задачи затруднено в связи с существенным различием масштаба двух участков изучаемого объекта — района вершины трещины (десятки миллиметров) и опорного ролика в целом (десятки сантиметров). В связи с этим рассматривается отдельный участок (расчетный темплет) в окрестности вершины трещины, поле напряжений в котором определяется при оценке напряженного состояния опорного ролика в целом под действием внешней нагрузки.

Вращение ролика приводит к весьма специфическому изменению во времени напряжений в слое на поверхности ролика. Из рис. 6 видно, что время воздействия сжимающих напряжений составляет относительно небольшую часть длительности цикла. Амплитудные значения напряжений, действующих в поверхностном слое роликов,

возрастают с увеличением длины бочки валков и составляют:

$L_{\text{рол}}, \text{ м}$	0,75	1,00	1,25	1,50
$F_x, \text{ МПа}$	188	333	521	750

Указанные значения растягивающих напряжений ($\sigma_x = F_x$) использованы при определении напряжений вершины растущих трещин в соответствии с постановкой задачи теории упругости (1)–(3). На рис. 7 приведен пример изменения во времени напряжений в вершине трещины длиной 10 мм. Очевидно, что напряжения σ_x у вершины трещины превышают значения растягивающих напряжений, приложенных к боковым стенкам расчетного участка. Для трещины длиной 2 см и шириной в основании 2 мм локальное возрастание напряжений в вершине иллюстрируется графиками на рис. 8.

На рис. 9 показано изменение зависимости длины трещины от числа циклов, т.е. и от времени в ролике из конструкционной стали при задании четырех значений размаха колебаний $\Delta \sigma$ и начальной длины трещины $L = 0,2 \text{ мм}$.

Полученные результаты в последующем использованы для расчетов по определению долговечности опорных роликов, при этом установлено, что более целесообразным является использование многоопорных (многорядных) схем конструирования систем опорных роликов. Вместе с тем вероятность возникновения и развития поперечной (опоясывающей) трещины на поверхности роликов тем меньше, чем выше пластичность материала роликов. С другой стороны, предупреждение избыточного износа рабочей поверхности ролика нуждается в нанесении на поверхность бочки ролика сплавов с повышенной твердостью.

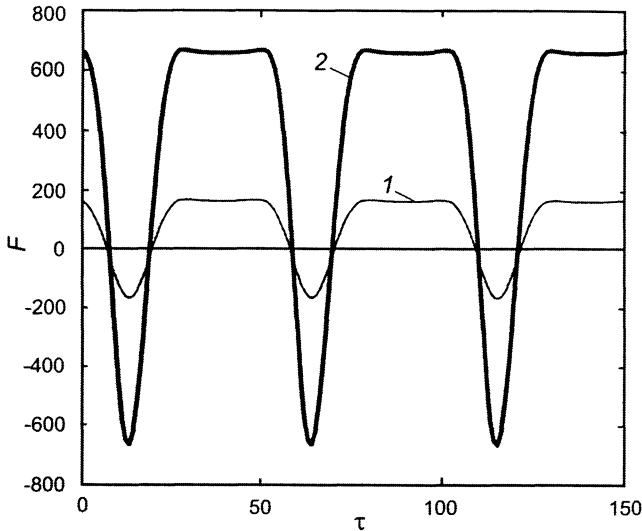


Рис. 6. Изменение во времени напряжений в поверхностном слое опорного ролика диаметром 0,27 м, длиной 1 м (1) и 2 м (2) при вращении ролика с периодом 51 с (скорость литья 1 м/мин)

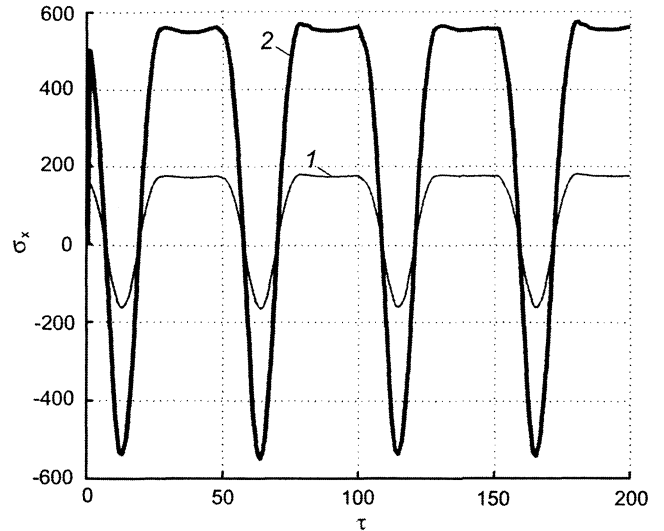


Рис. 7. Изменение во времени напряжений F_x (МПа) на боковых сторонах расчетного участка (1), а также напряжений в вершине трещины длиной 1 см (2) для опорного ролика длиной 1 м

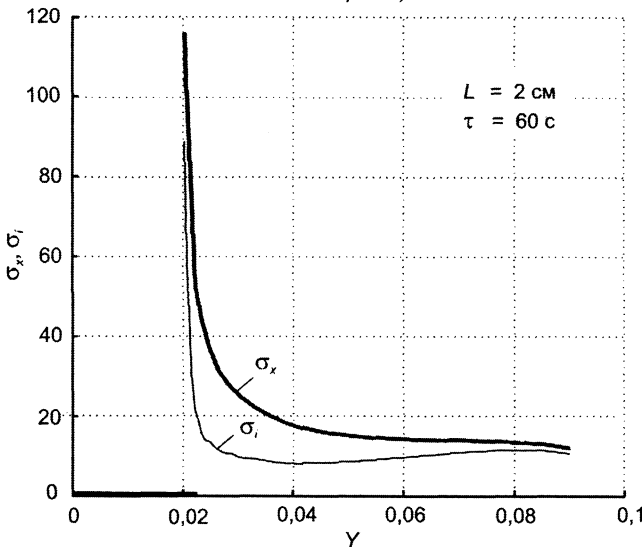


Рис. 8. Распределение напряжений σ_x , σ_y (МПа) вдоль оси трещины длиной 2 см для момента времени 60 с при действии растягивающих напряжений $F_x = 300$ МПа

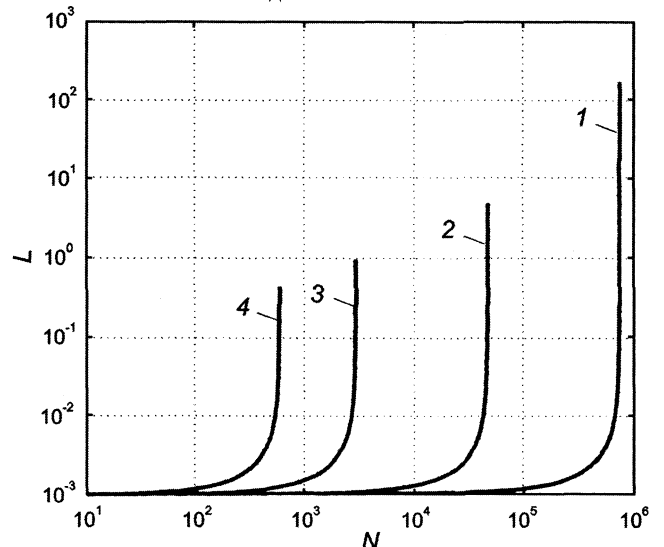


Рис. 9. Изменение во времени длины трещины L при размахе растягивающих напряжений $\Delta\sigma_x = 50$ (1), 100 (2), 200 (3) и 300 МПа (4)

Литература

1. Температурные напряжения и их влияние на характер разрушения роликов установок непрерывной разливки стали / Ю.В. Денисов, М.Л. Комиссаров, Г.В. Константинов, В.М. Нисковских // Проблемы прочности. 1977. № 5. С. 59–64.
2. Шичков А.Н., Игнашов И.А., Быстроумов В.А. Термоупругое напряженное и деформированное состояние ролика МНЛЗ в режиме остановки // Машиностроение. 1979. № 2. С. 72–74.
3. Быстроумов В.А., Игнашов И.А. Нестационарные температурные напряжения и деформации роликов установок непрерывной разливки стали // Прикладные проблемы прочности и пластичности. Горький, 1981. С. 102–107.
4. Нисковских В.М., Денисов Ю.В., Карлинский С.Е. Влияние термоупругих колебаний роликов зоны вторичного охлаждения МНЛЗ на качество слитка // Сталь. 1981. № 3. С. 22–24.
5. Дюдкин Д.А., Пироженко Н.Г., Бордюгов В.Н. Температурное поле и термические напряжения в роликах зоны вторичного охлаждения МНЛЗ. Сообщение 2 // Изв. вузов. Черная металлургия. 1982. № 3. С. 38–41.
6. Губа В.М., Постольник Ю.С., Литвиненко В.Н. К расчету температурных напряжений в роликах МНЛЗ // Изв. вузов. Черная металлургия. 1988. № 4. С. 127–131.

7. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Горяинов В.А. Анализ термонапряженного состояния опорных роликов МНЛЗ // Литье и металлургия. 2005. № 2. Ч.2. С.73–76.
8. Нисковских В.М., Карлинский С.Е., Беренов А.Д. Машины непрерывного литья слывовых заготовок. М.: Металлургия, 1991.
9. Повышение работоспособности роликов машин непрерывного литья заготовок / А.П. Кравченко, Л.К. Лешинский, Л.С. Лепихов и др. // Металлург. 1984. №4. С. 25–27.
10. Паркус Г. Неустановившиеся температурные напряжения. М.: Металлургия, 1963.
11. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. М.: Мир, 1964.
12. Термопрочность деталей машин / И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, И. В. Демьянушко и др. М.: Металлургия, 1975.
13. Самойлович Ю.А., Крулевский С.А., Горяинов В.А., Кабаков З.К. Тепловые процессы при непрерывном литье стали. М.: Металлургия, 1982.
14. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н. Контактное термическое сопротивление М.: Машиностроение, 1977.
15. Paris P.C., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws. Trans. ASME, ser. D. 1963. Vol. 85. P. 528–534.
16. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упруго-пластического разрушения. М.: Наука, 1985.