

УДК 670.191.33

О. П. Ясній, канд. техн. наук

## ВПЛИВ ФОРМИ ПОЧАТКОВОГО ДЕФЕКТУ НА ВТОМНУ ДОВГОВІЧНІСТЬ РОЛИКА МАШИН БЕЗПЕРЕРВНОГО ЛИТТЯ ЗАГОТОВОК

У статті досліджено вплив форми початкового дефекту на залишкову втомну довговічність ролика машин безперервного лиття заготовок (МБЛЗ), виготовленого із сталі 25X1M1Ф. Запропонований підхід ґрунтується на аналізі напружено-деформованого стану та характеристик циклічної тріщиностійкості сталі в умовах, близьких до експлуатаційних, із урахуванням їх статистичного розподілу. Отримані залежності втомної довговічності ролика МБЛЗ від форми початкового дефекту.

*Ключові слова:* сталь 25X1M1Ф, ролик МБЛЗ, коефіцієнт інтенсивності напружень, поверхнева півеліптична втомна тріщина, довговічність, ріст втомних тріщин, критерій Андерсона–Дарлінга.

**Вступ.** Під час експлуатації ролика МБЛЗ і обладнання для гарячого вальцювання зазнають дії циклічного термомеханічного навантаження. Це приводить до появи і росту множинних поверхневих тріщин [11, 12, 19].

Довговічність ролика загалом визначається ростом поверхневих тріщин за термовтоми до критичного розміру. Тому його живучість залежить від властивостей матеріалу ролика, циклічного механічного навантаження і температурних змін, швидкості прокатки та низки інших факторів. Вплив температури, частоти і форми циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин (РВТ) матеріалу ролика МБЛЗ досліджено у праці [18].

Швидкість РВТ у сталі 15X13М майже не залежить від температури ( $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  і  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), проте при  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  ефект частоти навантаження ( $0,01\text{ Гц}$  і  $0,1\text{ Гц}$ ) істотно залежить від розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН)  $\Delta K$ . Підвищення частоти навантаження від  $0,01\text{ Гц}$  до  $0,1\text{ Гц}$  збільшує швидкість РВТ при  $\Delta K < 24\text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  і зменшує більш ніж у 2 рази при  $\Delta K > 28\text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .

Довговічність елементів конструкцій із поверхневими дефектами значною мірою залежить від форми початкового дефекту [4, 9, 10, 20].

Зміну форми фронту поверхневих втомних тріщин у циліндричних зразках із сталі 30NiCrMoV12 осей колісних пар досліджено за обертового згину у праці [5]. Виявлено, що при зміні відносної глибини поверхневої тріщини на порядок (від 0,025 до 0,25) відношення півосей еліпса (глибини тріщини до її довжини на поверхні) зменшується від 0,9 до 0,6. Поверхневі тріщини в осях колісних пар є переважно півеліптичними [4, 9, 20].

У праці [10] показано, що незалежно від схеми навантаження (реверсний чи обертовий згин) і початкового виду дефекту (півеліптичний чи півкруглий) за відносної глибини тріщини більше 0,16 форма фронту тріщини описується єдиною залежністю від відносної глибини.

Досліджено топологію поверхневих тріщин у суцільнокованому ролику МБЛЗ із сталі 25Х1М1Ф, знятому із експлуатації після 4500 плавок [1]. Тріщини у площині, перпендикулярній до осі ролика, у 1,5–1,8 рази глибші за осьові та мають коефіцієнт форми (співвідношення між глибиною та довжиною)  $\frac{a_p}{2C_p} \approx 2,5$  – для тріщин глибиною до 6 мм і  $\frac{a_p}{2C_p} \approx 4$  – для тріщин гли-

биною більше 6 мм.

Розтріскування вальцювальних роликів та інших елементів вальцювальних конструкцій за термовтоми змодельовано, наприклад, у [13, 15]. Однак, детерміністичні підходи не враховують розкид механічних властивостей, тому, використовуючи їх, не можливо оцінити ймовірність досягнення критичного розміру тріщини як функції навантаження і отримати функції розподілу залишкової довговічності елемента конструкції. На противагу їм, статистичні та ймовірнісні методи механіки руйнування дозволяють отримати функції розподілу залишкової довговічності або критичного розміру тріщини [6, 7]. Такі підходи до моделювання РВТ в елементах конструкцій побудовані на аналізі напружено-деформованого стану і враховують розкид характеристик циклічної тріщиностійкості для певних умов експлуатації [3, 14], який описується відомими законами розподілу. Для опису параметрів рівняння Періса переважно застосовують нормальний та логарифмічно-нормальний розподіли [8].

У статті розвинуто методологію та оцінено залишкову довговічність ролика МБЛЗ залежно від форми початкового дефекту з урахуванням статистичного розкиду характеристик циклічної тріщиностійкості.

**Моделювання росту поверхневої втомної тріщини і оцінка залишкової довговічності.** Моделювали ріст поверхневої втомної тріщини у ролику МБЛЗ, виготовленому із сталі 25Х1М1Ф [17].

Ролик є порожнинним товстостінним циліндром із зовнішнім діаметром  $D = 320$  мм і охолоджувальним отвором діаметром  $d = 80$  мм (рис. 1). Відстань між опорами  $L = 2000$  мм. Розглядали півеліптичну втомну тріщину у центральному перерізі ролика, перпендикулярну до його осі (рис. 1, б). Залишкову довговічність ролика МБЛЗ оцінено за наступних припущень: початкова глибина тріщини  $a_0 = 15$  мм; коефіцієнт форми початкової тріщини  $a_0/c_0 = 1/16; 1/8; 1/4; 1/2$ . Для спрощення моделі прийняли, що температурні коливання впродовж одного оберту ролика є незначними. Температура у серединному перерізі ролика рівна  $375$  °С, на його поверхні –  $600$  °С [17].

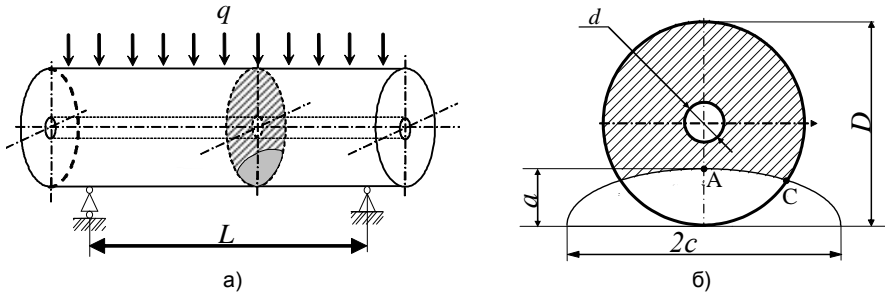


Рис. 1 – Ролик МБЛЗ: а) схема навантаження; б) геометричні параметри перерізу із півеліптичною тріщиною

Напруження у ролику спричинене тиском рідкого металу і вагою сляба. Ріст півеліптичної втомної тріщини моделювали за асиметрії циклу навантаження  $R = K_{\min} / K_{\max} = 0$ , де  $K_{\min}$ ,  $K_{\max}$  – мінімальний та максимальний КІН відповідно. Розмах напружень  $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 257 \text{ МПа}$ , де  $\sigma_{\min}$  та  $\sigma_{\max}$  – мінімальне та максимальне напруження циклу навантаження.

КІН у найглибшій точці  $A$  (рис. 1, б) і у точці  $C$  на поверхні півеліптичної тріщини у порожнинному циліндрі обчислено за даними Carpinteri [5]. Розмах КІН у точках  $A$  та  $C$  розраховували за формулою

$$\Delta K_{A(C)} = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} Y_{A(C)},$$

де  $Y_{A(C)}$  – поправкова функція відносної глибини тріщини  $\zeta = a/D$  і форми фронту  $\lambda = a/c$ .

Швидкість РВТ  $da/dN$  у сталі 25Х1М1Ф визначали за одновісного розтягу компактних зразків товщиною 5 мм [17]. Механічні властивості сталі при температурі 375 °С наступні [17]: межа текучості  $\sigma_{0,2} = 670 \text{ МПа}$  і межа міцності  $\sigma_B = 690 \text{ МПа}$ . Експериментальні залежності швидкості РВТ у сталі 25Х1М1Ф [17] апроксимовано рівнянням Періса

$$da/dN = C(\Delta K)^m.$$

При температурі 600 °С при  $R = 0$  і частоті навантаження  $f = 1 \text{ Гц}$   $C = 6,6 \cdot 10^{-9} \text{ мм/цикл} / (\text{МПа}\sqrt{\text{м}})^m$ ,  $m = 3,26$  [17].

Параметр  $C$  для сталі 25Х1М1Ф розглядали як нормально розподілену випадкову змінну із параметрами розподілу: середнє  $\mu = 7,45 \cdot 10^{-9}$  та середньоквадратичне відхилення  $s = 6,09 \cdot 10^{-10}$  [17] згідно підходу, запропонованого у праці [16]. Припущення щодо невідомого середнього та стандартного від-

хилення було перевірено та підтверджено за критерієм Андерсона-Дарлінга [2].

Змодельовано ріст втомних тріщин у ролику МБЛЗ із півеліптичною тріщиною при температурі  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Визначали медіанну довговічність  $N_f$  досягнення тріщини глибини  $a_f = 45, 60, 70\text{ мм}$ .

На рис. 2 зображено залежність медіанної довговічності  $N_f$  від форми початкового дефекту для різних значень  $a_f$ . Виявлено, що із зростанням коефіцієнта форми  $a_0/c_0$  початкової півеліптичної втомної тріщини глибиною  $a_0 = 15\text{ мм}$  медіанна втомна довговічність ролика МБЛЗ зростає. Приміром, із зростанням коефіцієнта форми  $a_0/c_0$  від  $0,0625$  до  $0,5$  довговічність збільшується приблизно у 2 рази.

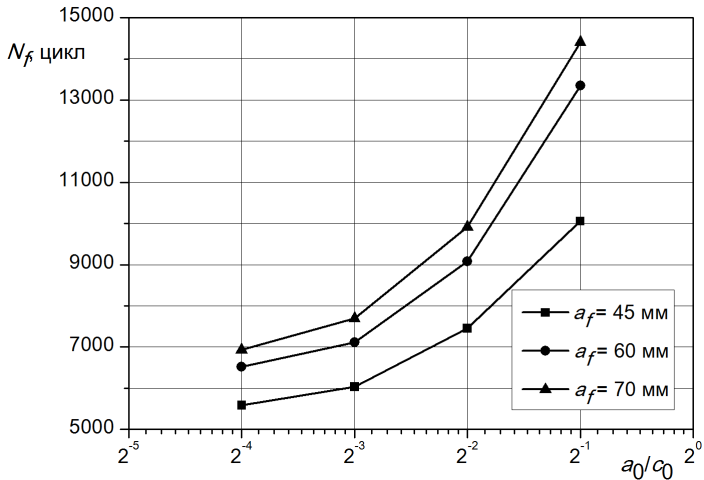


Рис. 2 – Залежність медіанної довговічності  $N_f$  при температурі  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  залежно від форми початкового дефекту

На рис. 3 зображено результати ймовірнісного моделювання росту втомної тріщини – розподіли втомної довговічності (кількості циклів навантаження) досягнення тріщиною глибини  $a_f = 45\text{ мм}$  та  $70\text{ мм}$  при початковій формі дефекту  $a_0/c_0 = 1/16; 1/2$ . У всіх змодельованих випадках розподіли кінцевої довговічності узгоджуються із критерієм Андерсона-Дарлінга для нормального та логарифмічно-нормального розподілів, тоді як розподіл Вейбулла не завжди підходить для опису даних втомної довговічності.

На рис. 4 зображено фронти поверхневих тріщин під час їх поширення. Ліва тріщина мала початковий коефіцієнт форми  $a_0/c_0 = 1/2$ , а права –  $1/16$ .

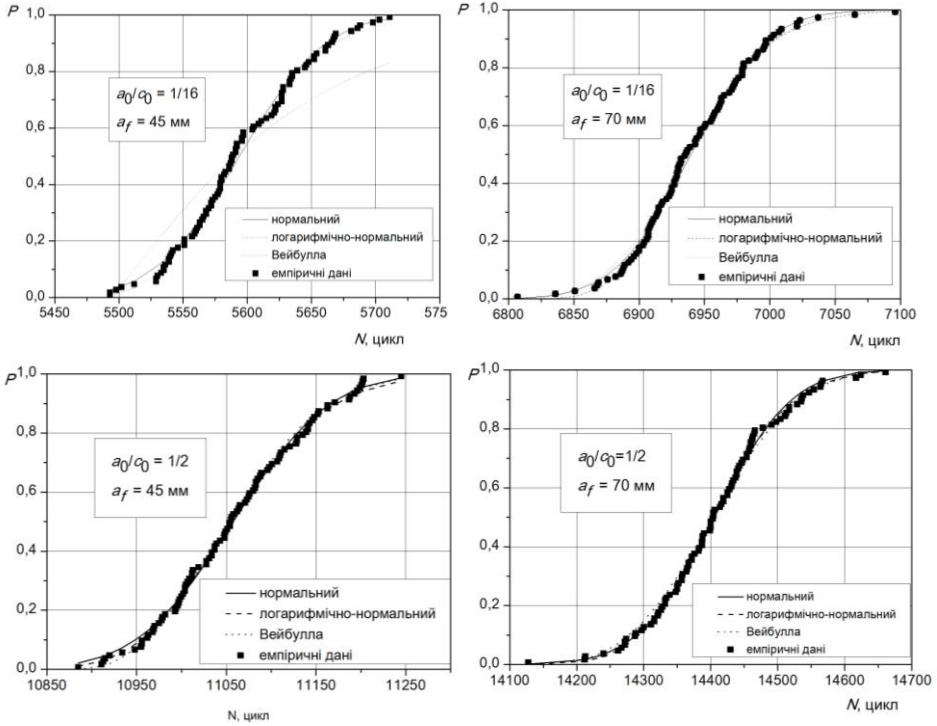


Рис. 3 – Розподіли втомної довговічності  $N$  для різної початкової форми тріщини

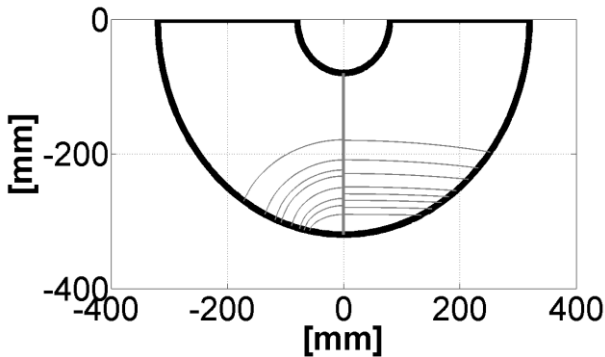


Рис. 4 – Геометрія фронту тріщини зі збільшенням її глибини.  $a_0 = 15$  мм.  
Зліва –  $a_0/c_0 = 1/2$ , справа –  $a_0/c_0 = 1/16$

На рис. 5 зображено залежність коефіцієнта форми півеліптичної втомної тріщини  $a/c$  від відношення  $a/t$ , де  $t = (D-d)/2$  – товщина стінки ролика. Розрахунок здійснено для  $a_0/c_0 = 1/16; 1/2$ .

У досліджених межах моделювання поширення тріщини у ролик МБЛЗ ( $a/t = 0,125, \dots, 0,58$ ), поверхневі тріщини з істотно різними початковими коефіцієнтами форми зберігають цю відмінність із збільшенням глибини тріщини.

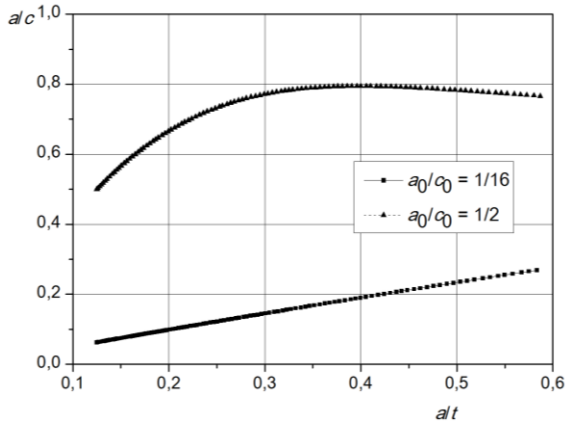


Рис. 5 – Залежність коефіцієнта форми півеліптичної втомної тріщини  $a/c$  від відношення  $a/t$  для  $a_0/c_0 = 1/16; 1/2$

### Висновки.

1. Досліджено вплив форми фронту початкового поверхневого дефекту на втомну довговічність ролика машини безперервного лиття заготовок.
2. Запропонований підхід ґрунтується на аналізі напружено-деформованого стану та характеристик циклічної тріщиностійкості сталі в умовах, близьких до експлуатаційних із урахуванням їх статистичного розподілу.
3. Отримані залежності втомної довговічності ролика МБЛЗ від форми початкового дефекту при температурі  $600\text{ }^\circ\text{C}$ . Із збільшення коефіцієнта форми початкової тріщини від  $1/16$  до  $1/2$  довговічність зростає приблизно у 2 рази.
4. Побудовано розподіли втомної довговічності ролика МБЛЗ у припущенні нормального розподілу характеристик циклічної тріщиностійкості сталі для різної початкової форми і кінцевої глибини тріщини.
5. Побудовано послідовність зображень форми фронту півеліптичних втомних тріщин із початковим коефіцієнтом форми  $1/16$  та  $1/2$ .

*Дослідження виконано за кошти стипендії Кабінету Міністрів України для молодих вчених.*

## БІБЛІОГРАФІЧНІ ПОСИЛАННЯ

1. **Ясній П.** Деградація поверхні ролика МБЛЗ під час експлуатації / П. Ясній, П. Марущак, Д. Баран [та ін.] // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 2006. – Т. 14, № 3. – С. 10–16.
2. **Anderson T. W.** A Test of Goodness-of-Fit / T. W. Anderson, D. A. Darling // Journal of the American Statistical Association. – 1954. – Vol. 49, № 268. – P. 765–769.
3. **Beretta S.** Experiments and stochastic model for propagation lifetime of railway axles / S. Beretta, M. Carboni // Engineering Fracture Mechanics. – 2006. – Vol. 73, № 17. – P. 2627–2641.
4. **Beretta S.** Fracture mechanics and scale effects in the fatigue of railway axles / S. Beretta, A. Ghidini, F. Lombardo // Engineering Fracture Mechanics. – 2005. – Vol. 72, № 2. – P. 195–208.
5. **Carpinteri A.** Elliptical-arc surface cracks in round bars / A. Carpinteri // Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. – 1992. – Vol. 15, № 11. – P. 1141–1153.
6. **Castillo E.** A statistical model for crack growth based on tension and compression Wöhler fields / E. Castillo, A. Fernández-Canteli, H. Pinto [et al.] // Engineering Fracture Mechanics. – 2008. – Vol. 75, № 15. – P. 4439–4449.
7. **Grooteman F.** A stochastic approach to determine lifetimes and inspection schemes for aircraft components / F. Grooteman // International Journal of Fatigue. – 2008. – Vol. 30, № 1. – P. 138–149.
8. **Ichikawa M.** Statistical characteristics of  $m$  and fatigue crack propagation law  $da/dN=C(\Delta K)^m$  (2024-T3 Al alloy) / M. Ichikawa, M. Hamaguchi, T. Nakamura // Journal of the Society of Materials Science. – 1983. – Vol. 33, № 364. – P. 8–13.
9. **Lin X. B.** Shape evolution of surface cracks in fatigued round bars with semicircular circumferential notch / X. B. Lin, R. A. Smith // International Journal of Fatigue. – 1999. – Vol. 21, № 9. – P. 965–973.
10. **Madia M.** An investigation on the influence of rotary bending and press fitting on stress intensity factors and fatigue crack growth in railway axles / M. Madia, S. Beretta, U. Zerbst. // Engineering Fracture Mechanics. – 2008. – Vol. 75, № 8. – P. 1906–1920.
11. **Mercado-Solis R. D.** Simulation of thermal fatigue in hot strip mill work rolls / R. D. Mercado-Solis, J. H. Beynon // Scandinavian Journal of Metallurgy. – 2005. – Vol. 34, № 3. – P. 175–191.
12. **Colás R.** Damage in hot rolling work rolls / R. Colás, J. Ramyrez, I. Sandoval [et al.] // Wear. – 1999. – Vol. 230, № 1. – P. 56–60.
13. **Revel P.** Experimental and numerical simulation of a stainless steel coating subjected to thermal fatigue / P. Revel, D. Kircher, V. Bogard // Materials Science and Engineering: A. – 2000. – Vol. 290, № 1–2. – P. 25–32.
14. **Riahi H.** Random fatigue crack growth in mixed mode by stochastic collocation method. / H. Riahi, Ph. Bressolle, A. Chateaufneuf // Engineering Fracture Mechanics. – 2010. – Vol. 77, № 16. – P. 3292–3309.
15. **Srivastava A.** Computer modeling and prediction of thermal fatigue cracking in die-casting tooling / A. Srivastava, V. Joshi, R. Shivpuri // Wear. – 2004. – Vol. 256, № 1–2. – P. 38–43.
16. **Varfolomeev I. V.** Modeling of fracture of cracked structural elements with the use of probabilistic methods / I. V. Varfolomeev, O. P. Yasniy // Materials Science. – 2008. – Vol. 44, № 1. – P. 87–96.
17. **Yasniy O.** Probabilistic modeling of surface crack growth in a roll of continuous casting machine / O. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta // International Journal of Fracture. – 2011. – Vol. 172, № 1. – P. 113–120.
18. **Yasniy P.** Experimental study of crack growth in a bimetal under fatigue and fatigue–creep conditions / P. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta // International Journal of Fracture. – 2006. – Vol. 139, № 3–4. – P. 545–552.
19. **Yasniy P.** Thermal fatigue material degradation of caster rolls' surface layers / P. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta [et al.] // Mechanics of Advanced Materials and Structures. – 2008. – Vol. 15, № 6–7. – P. 499–507.
20. **Zerbst U.** The development of a damage tolerance concept for railway components and its demonstration for a railway axle / U. Zerbst, M. Vormwald, C. Andersch [et al.] // Engineering Fracture Mechanics – 2005. – Vol. 72, № 2. – P. 209–239.

О. П. Ясний, канд. техн. наук

## ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ НАЧАЛЬНОГО ДЕФЕКТА НА УСТАЛОСТНУЮ ДОЛГОВЕЧНОСТЬ РОЛИКА МАШИН НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

В статье исследовано влияние формы начального дефекта на остаточную усталостную долговечность ролика машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), изготовленного из стали 25Х1М1Ф. Предложенный подход основан на анализе напряженно-деформированного состояния и характеристик циклической трещиностойкости стали в условиях близких эксплуатационным с учетом их статистического распределения. Получены зависимости усталостной долговечности ролика МНЛЗ от формы начального дефекта.

*Ключевые слова:* сталь 25Х1М1Ф, ролик МНЛЗ, коэффициент интенсивности напряжений, поверхностная полуэллиптическая усталостная трещина, долговечность, рост усталостных трещин, критерий Андерсона–Дарлингга.

O. P. Yasniy, Associate Professor

## INFLUENCE OF DEFECT INITIAL SHAPE ON FATIGUE LIFE OF CONTINUOUS CASTING MACHINE ROLL

This article deals with influence of defect initial shape on residual fatigue lifetime of continuous casting machines (CCM) roll, made of 25 Cr1MoV steel. The proposed approach is based on the analysis of stress-strain state and the characteristics of cyclic crack resistance of steel in conditions close to operational, taking into account their statistical distribution. The dependence of the CCM roll fatigue lifetime on the shape of initial defect is obtained.

*Keywords:* 25Cr1MoV steel, caster roller, stress intensity factor, semi-elliptic surface fatigue crack, lifetime, fatigue crack growth, Anderson–Darling test.

**Introduction.** During exploitation the rolls of continuous casting machines (CCM) are subjected to action of cyclic thermomechanical loading. This leads to emergence and growth of multiple surface cracks [11, 12, 19].

The roll lifetime is determined mainly by surface crack growth under thermal fatigue up to the critical size. Influence of temperature, frequency and waveform on fatigue crack growth (FCG) of CCM roll material is studied in [18].

The lifetime of structural elements with surface defects depends largely on the form of initial defect [4, 9, 10, 20].

The shape change of surface fatigue cracks in cylindrical specimens of railway axles made of 30NiCrMoV12 steel by rotating bending was investigated in [5]. The surface cracks in the railway axles are mostly semi-elliptical [4, 9, 20].

It was established [8] that regardless of the loading scheme and initial crack shape for the relative crack depth of more than 0.16 the crack shape can be described by one dependency on the relative depth.

The topology of surface cracks in entirely forged CCM roll made of 25Cr1MoV steel, dismantled from service after 4500 melts [1], was studied. The cracks in the plane, perpendicular to the roll axis are in 1.5 ... 1.8 times deeper than the axial and have the crack shape 2.5 for crack depth up to 6 mm and crack shape 4 for cracks deeper than 6 mm.

The cracking of rolls and other items of rolling equipment under thermal fatigue was modeled, for example, in [13, 15]. The methods of probabilistic fracture mechanics allow obtaining the distribution function of the residual lifetime or critical crack size [6, 7]. Such approaches to fatigue crack growth modeling in structural elements are based on the analysis of the stress-strain state



and take into account the scatter of cyclic crack resistance characteristics [3, 14]. To describe the parameters of the Paris equation the normal and the log-normal distribution are mostly used [8].

In this article, the residual lifetime depending on the shape of the initial defect is assessed considering statistical scatter of cyclic crack resistance characteristics.

**Modeling of surface fatigue crack growth and residual lifetime assessment.**

A roll is a thick-walled hollow cylinder with an outer diameter  $D=320\text{ mm}$  and a cooling hole with the diameter  $d=80\text{ mm}$ . The semi-elliptical fatigue crack in the central section of the roll perpendicular to its axis was considered.

The residual lifetime was evaluated using the following assumptions: initial crack depth  $a_0=15\text{ mm}$ , initial crack shape  $a_0/c_0=1/16;1/8;1/4;1/2$ . The temperature in the median section of the roll is equal to  $37^\circ\text{ C}$ , and on the surface of the roll it is equal to  $600^\circ\text{ C}$  [17].

The stresses in the roll are caused by the pressure of the liquid metal and the weight of the slab. The semi-elliptical fatigue crack growth was modeled under stress ratio  $R=K_{\min}/K_{\max}=0$ , where  $K_{\min}$ ,  $K_{\max}$  are the minimum and maximum SIF, respectively. The stress range, where  $\sigma_{\min}$  and  $\sigma_{\max}$  are the minimum and maximum stresses of the loading cycle.

The SIF at the deepest point  $A$  and at the point on the surface  $C$  of semi-elliptical crack in the hollow cylinder is calculated according to the data of Carpinteri [5]. The SIF range at points  $A$  and  $C$  was estimated by the formula:

$$\Delta K_{A(C)} = \Delta\sigma\sqrt{\pi a}Y_{A(C)},$$

where  $Y_{A(C)}$  is dimensionless SIF.

The fatigue crack growth rate in 25Cr1MoV steel was determined under uniaxial loading of compact tension specimens with a thickness of  $5\text{ mm}$  [17]. The mechanical properties of the steel at temperature of  $375^\circ\text{ C}$  are the following: yield strength  $\sigma_Y=670\text{ MPa}$  and ultimate tensile strength  $\sigma_{UTS}=690\text{ MPa}$ . The fatigue crack growth dependencies in 25Cr1MoV steel were fitted by Paris equation:

$$da/dN = C(\Delta K)^m,$$

where  $C$  and  $m$  are the material constants.

For temperature  $600^\circ\text{ C}$  at  $R=0$  and loading frequency  $f=1\text{ Hz}$  the parameters  $C=6.6\cdot 10^{-9}\text{ (mm/cycle)/(MPa}\sqrt{\text{m}})^m$ ,  $m=3.26$  [17].

The parameter  $C$  for 25Cr1MoV steel was treated as normally distributed random variable with the following parameters: mean  $\mu=7,45\cdot 10^{-9}$  and standard deviation  $s=6,09\cdot 10^{-10}$  [17] using the approach, proposed in [16]. The assumptions about the unknown mean and standard deviation were tested and accepted according to Anderson-Darling test [2].

The fatigue crack growth rate of surface semi-elliptical crack in a roll of CCM at radial (point  $A$ ) and circumferential (point  $C$ ) directions was assessed from system of Paris type equations

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = C(\Delta K_A)^m, \\ \frac{dc}{dN} = C(\Delta K_C)^m; \end{cases}$$

where  $K_A$ ,  $K_C$  are the SIF of mode I in points  $A$  and  $C$  of crack front, respectively.

The fatigue crack growth in CCM roll with semi-elliptical crack at the temperature of  $600^\circ\text{C}$  was modeled in two ways. In the first one, the final crack depths were preset: ( $a=45, 60$  and  $70$  mm) and the distributions of lifetime were obtained. In the second case, the median lifetimes to reach final crack depth were fixed ( $N=5588, 6931, 11060$  and  $14405$  cycles), and the distributions of final crack depth were built.

The dependencies of the median lifetime  $N_f$  on the initial crack shape for different values of  $a_f$  were obtained. It was found out that with the increase of crack shape  $a_0/c_0$  of initial semi-elliptical crack with the depth  $a_0 = 15$  mm the median CCM roll fatigue lifetime augments.

The distributions of fatigue lifetime (the number of loading cycles) for the crack to reach depth  $a_f=45$  mm and  $70$  mm for the initial shape of the defect were obtained. The Weibull distribution is not always suitable for fatigue lifetime data description.

The distributions of crack depth for the crack after  $N_f=5588, 6931, 11060$  and  $14405$  cycles for the initial shape of the defect were constructed. They are consistent with the Anderson-Darling test for normal, log-normal and Weibull distributions.

The surface cracks fronts during propagation were assessed, as well as the dependencies of semi-elliptical crack shape  $a/c$  on  $a/t$ , where  $t$  is the roll wall thickness. The calculations were done for  $a_0/c_0 = 1/16; 1/2$ .

In the studied crack propagation range in CCM roll ( $a/t = 0.125 \dots 0.58$ ), the surface cracks with different initial shape preserve this peculiarity with the increase of crack depth.

### Conclusions.

1. The influence of the initial shape of surface crack upon fatigue lifetime of continuous casting machine (CCM) roll was investigated.
2. The proposed approach is based on the analysis of the stress-strain state and the characteristics of crack growth resistance of steel under cyclic loading in the conditions close to operational with respect to their statistical distribution.
3. The dependences of CCM roll fatigue lifetime on the initial defect shape at the temperature of  $600^\circ\text{C}$  were obtained. With the increase of initial crack shape from  $1/16$  to  $1/2$  the lifetime augments in around 2 times.
4. The distributions of CCM roll fatigue lifetime in the assumption of normality of the 25Cr1MoV steel Paris equation  $C$  parameter for different initial shape crack and final depth of crack were constructed. The distributions of CCM roll final crack depth for different initial shape and median lifetime were built.

*Acknowledgement.* The studies were carried out under the financial support of the Cabinet of Ministers of Ukraine for young scientists.

## REFERENCES

1. **Yasniy P.** Degradation of continuous casting machine roll under the exploitation. / P. Yasniy, P. Maruschak, D. Baran [et al.] // *Visnyk of Ternopil State Technical University*. – 2006. – Vol. 14, № 3.– P. 10–16 (in Ukrainian).
2. **Anderson T. W.** A Test of Goodness-of-Fit / T. W. Anderson, D. A. Darling // *Journal of the American Statistical Association*. – 1954. – Vol. 49, № 268. – P. 765–769.
3. **Beretta S.** Experiments and stochastic model for propagation lifetime of railway axles / S. Beretta, M. Carboni // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2006. – Vol. 73, № 17. – P. 2627–2641.
4. **Beretta S.** Fracture mechanics and scale effects in the fatigue of railway axles / S. Beretta, A. Ghidini, F. Lombardo // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2005. – Vol. 72, № 2. – P. 195–208.
5. **Carpinteri A.** Elliptical-arc surface cracks in round bars / A. Carpinteri // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 1992. – Vol. 15, № 11. – P. 1141–1153.
6. **Castillo E.** A statistical model for crack growth based on tension and compression Wöhler fields / E. Castillo, A. Fernández-Canteli, H. Pinto [et al.] // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2008. – Vol. 75, № 15. – P. 4439–4449.
7. **Grooteman F.** A stochastic approach to determine lifetimes and inspection schemes for aircraft components / F. Grooteman // *International Journal of Fatigue*. – 2008. – Vol. 30, № 1. – P. 138–149.
8. **Ichikawa M.** Statistical characteristics of  $m$  and fatigue crack propagation law  $da/dN=C(\Delta K)^m$  (2024-T3 Al alloy) / M. Ichikawa, M. Hamaguchi, T. Nakamura // *Journal of the Society of Materials Science*. – 1983. – Vol. 33, № 364. – P. 8–13.
9. **Lin X. B.** Shape evolution of surface cracks in fatigued round bars with semicircular circumferential notch / X. B. Lin, R. A. Smith // *International Journal of Fatigue*. – 1999. – Vol. 21, № 9. – P. 965–973.
10. **Madia M.** An investigation on the influence of rotary bending and press fitting on stress intensity factors and fatigue crack growth in railway axles / M. Madia, S. Beretta, U. Zerbst. // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2008. – Vol. 75, № 8. – P. 1906–1920.
11. **Mercado-Solis R. D.** Simulation of thermal fatigue in hot strip mill work rolls / R. D. Mercado-Solis, J. H. Beynon // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. – 2005. – Vol. 34, № 3. – P. 175–191.
12. **Colás R.** Damage in hot rolling work rolls / R. Colás, J. Ramyrez, I. Sandoval [et al.] // *Wear*. – 1999 – Vol. 230, № 1. – P. 56–60.
13. **Revel P.** Experimental and numerical simulation of a stainless steel coating subjected to thermal fatigue / P. Revel, D. Kircher, V. Bogard // *Materials Science and Engineering: A*. – 2000. – Vol. 290, № 1–2. – P. 25–32.
14. **Riahi H.** Random fatigue crack growth in mixed mode by stochastic collocation method. / H. Riahi, Ph. Bressolette, A. Chateaufneuf // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2010. – Vol. 77, № 16. – P. 3292–3309.
15. **Srivastava A.** Computer modeling and prediction of thermal fatigue cracking in die-casting tooling / A. Srivastava, V. Joshi, R. Shivpuri // *Wear*. – 2004. – Vol. 256, № 1–2. – P. 38–43.
16. **Varfolomeev I. V.** Modeling of fracture of cracked structural elements with the use of probabilistic methods / I. V. Varfolomeev, O. P. Yasniy // *Materials Science*. – 2008. – Vol. 44, № 1. – P. 87–96.
17. **Yasniy O.** Probabilistic modeling of surface crack growth in a roll of continuous casting machine / O. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta // *International Journal of Fracture*. – 2011. – Vol. 172, № 1. – P. 113–120.
18. **Yasniy P.** Experimental study of crack growth in a bimetal under fatigue and fatigue–creep conditions / P. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta // *International Journal of Fracture*. – 2006. – Vol. 139, № 3–4. – P. 545–552.
19. **Yasniy P.** Thermal fatigue material degradation of caster rolls' surface layers / P. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta [et al.] // *Mechanics of Advanced Materials and Structures*. – 2008. – Vol. 15, № 6–7. – P. 499–507.
20. **Zerbst U.** The development of a damage tolerance concept for railway components and its demonstration for a railway axle / U. Zerbst, M. Vormwald, C. Andersch [et al.] // *Engineering Fracture Mechanics* – 2005. – Vol. 72, № 2. – P. 209–239.

Тернопільський національний технічний університет  
ім. Івана Пулюя,  
Тернопіль, Україна

Надійшла до редколегії 23.11.2012