

УДК 669.539 + 620.191.33:620.193

ЗАЛИШКОВИЙ РЕСУРС ТОНКОСТІННИХ КОНСТРУКТИВНИХ ЕЛЕМЕНТІВ НЕСУЧИХ СИСТЕМ СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКИХ МАШИН ПРИ ДІЇ АГРЕСИВНИХ СЕРЕДОВИЩ

П. Попович, канд. техн. наук, Н. Хомик, канд. техн. наук, Л. Добровольська, канд. техн. наук

(Тернопільський національний технічний університет ім. І. Пулюя; Луцький національний технічний університет)

На основі першого закону термодинаміки і положень механіки руйнування запропоновано енергетичний підхід для визначення залишкового ресурсу тонкостінних елементів конструкцій транспортних сільськогосподарських машин при дії циклічних навантажень і корозійно-агресивних середовищ. Запропонована математична модель поширення корозійно-втомної тріщини в тонкостінному елементі з визначенням залишкового ресурсу.

Аналітичні дослідження показників надійності с/г машин, зокрема тракторних причепів типів ММЗ-771Б, ММЗ-768Б, проводилися з урахуванням даних експериментальних випробувань на машино-випробувальних станціях в обсязі 2000 годин при транспортних роботах, у т.ч. 3500 циклів навантаження-розвантаження, що складає 50% напруження, передбаченого технічними умовами [1, 2]. МГАУ ім. В. П. Горячкина і Орським заводом тракторних причепів проведені дослідження [2] експлуатаційної надійності причепів та напівпричепів ММЗ-771Б, ММЗ-768Б. Під наглядом знаходилися 47 напівпричепів ММЗ-771 і 15 напівпричепів ММЗ-771Б. Експлуатація причепів здійснювалася протягом року. Причепи були зайняті на перевезенні мінеральних і органічних добрив, інших вантажів. Складові на які діють змінні навантаження, несуча система, підвіска, мають недостатній ресурс: відсоток відмов становить 50% - 80%. З усіх агрегатів особлива увага приділяється несучій рамі, вона, будучи базовим агрегатом причепа, лімітує довговічність причепа в цілому [1]. Найбільш характерними відмовами несучих систем всіх моделей транспортних с/г машин є тріщини в зварних з'єднаннях рам, деформації і тріщини дишла, лонжеронів і поперечини [2]. Сповільнене руйнування елементів конструкцій с/г техніки є небезпечне з причин складних передбачуваності і діагностування, особливо, коли воно супроводжується дією на елементи конструкцій змінних в часі навантажень і корозійно-агресивних середовищ. З [2, 4-9], корозійне середовище посилює руйнування металевих матеріалів за циклічного навантаження і викликає поширення корозійно-втомних тріщин. Для визначення залишкового ресурсу металевих елементів конструкцій при циклічних навантаженнях і дії корозійних середовищ

необхідно мати відповідні розрахункові моделі. Більшість з відомих [3-13] розрахункових моделей побудовані на основі опису тільки локальних експериментальних даних. На основі вказаних теорій можна визначати залишковий ресурс тонкостінних елементів несучих конструкцій із тих матеріалів, на експериментальних даних яких вони побудовані. В [14] побудована модель з допомогою деформаційного підходу і припущень стосовно корозійних процесів у вершині тріщини, що також обмежує діапазон її коректного застосування.

Формулювання енергетичного підходу. Розглянемо пластину послаблену початковою прямолінійною тріщиною довжини $2l_0$, яка розтягується рівномірно розподіленими циклічними зусиллями p , які направлені перпендикулярно до лінії розміщення тріщини, пластина знаходиться в корозійно-агресивному середовищі (рис. 1). Необхідно визначити таку кількість циклів навантаження пластини $N = N_*$, по досягненню якого корозійно-втомна тріщина підросте до критичної величини $l = l_*$ і пластина зруйнується.

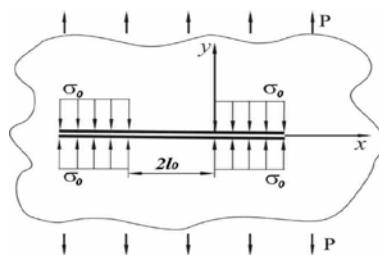


Рисунок 1 – Схема навантаження пластини з тріщиною

Для розв'язання задачі необхідно побудувати розрахункову модель визначення кінетики поширення корозійно-втомної тріщини: диференціальне рівняння опису даного процесу. Припустимо, що НДС в пластині є симетричним відносно лінії розміщення тріщини, що поширюється вздовж лінії розміщення.

Аналогічно [15, 18], застосовуємо енергетичний підхід для побудови кінетичного рівняння поширення корозійно-втомної тріщини, в основу якого покладений перший закон термодинаміки для випадку елементарного просування тріщини на величину Δl_c за час Δt

$$A = W + \Gamma + Q + K \quad (1)$$

Де A – робота зовнішніх сил; W – енергія деформування тіла після просування тріщини на величину Δl_c , яку представимо в такому вигляді

$$W = W_s + W_p^{(1)}(l) + W_p^{(2)}(t) - W_p^{(3)}(t), \quad (2)$$

де W_s – пружна складова W ; $W_p^{(1)}(l)$ – частина роботи пластичних деформацій в зоні передруйнування, що залежить тільки від довжини тріщини l ; $W_p^{(2)}(t)$ – частина роботи пластичних деформацій від зовнішніх зусиль, яка виділяється при постійній площі тріщини під час інкубаційного періоду

підготовки її скачка Δl_c і залежить тільки від часу t (кількості циклів навантаження $N = tT^{-1}$, T - період циклу); $W_p^{(3)}(t)$ - робота пластичних деформацій під час розвантаження тіла і стиску зони передруйнування, яка залежить тільки від t і генерується самим тілом; Γ - енергія руйнування тіла, функція довжини тріщини l , характеристик середовища і часу t ; Q - величина виділеної теплової енергії при руйнуванні тіла, яку вважають відносно малою величиною, якою нехтуємо; K - кінетична енергія, яка в даному випадку буде також малою величиною.

На основі [10, 13], довжину елементарного стрибка Δl_c тріщини представимо як суму елементарного поширення тріщини l_a за рахунок анодного розчинення і механічного стрибка l_m внаслідок механічного навантаження і наводнення при електрохімічній корозії, тобто

$$\Delta l_c = l_a + l_m. \quad (3)$$

Використовуючи [13, 17], величини Δl_c , l_a , можна визначити так

$$l_m = \beta(\delta_t - \xi), l_a = Fm^{-1}n^{-1} \int_0^{\Delta t} i(t)dt. \quad (4)$$

Тут F - число Фарадея; m - грам-еквівалентна вага металу; n - валентність металу; ξ, β, A - константи, які визначаються із експерименту [13].

Так як (1) виконується, виконуватиметься умова балансу швидкостей зміни складових енергій, яка в часовій аналогії кількості циклів навантаження N

$$\partial A / \partial N = \partial W / \partial N + \partial \Gamma / \partial N. \quad (5)$$

Підставляючи (2) в (5), дана умова записується

$$\frac{\partial}{\partial t} [\Gamma - (A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)})] \frac{dl}{dN} + \frac{\partial \Gamma}{\partial N} - \frac{\partial W_p^{(3)}}{\partial N} = 0. \quad (6)$$

Із рівняння (6) знайдемо величину швидкості росту тріщини $V = \partial l / \partial N$

$$\frac{dl}{dN} = \left[\frac{\partial W_p^{(3)}}{\partial N} - \frac{\partial \Gamma}{\partial N} \right] / \frac{\partial}{\partial t} [\Gamma - (A - W_s - W_p^{(1)})]. \quad (7)$$

На основі [16, 17] вираз в квадратних дужках в правій частині (7)

$$\partial [\Gamma - (A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)})] / \partial l = \gamma_c - \gamma_t. \quad (8)$$

Тут [10, 14] $\Gamma = \Delta l_c \sigma_0 \delta_{cc}$; $\gamma_t = \delta_t \sigma_0$ - питома робота пластичних деформацій в зоні передруйнування біля вершини тріщини; $\gamma_c = \delta_{cc} \sigma_0$ - її критичне значення; $\delta_{cc} = \delta_c - AC_H(\Delta t)$. Підставляючи (8) в (7), отримаємо

$$dl/dN = [\partial W_p^{(3)} / \partial N - \partial \Gamma / \partial N] / \sigma_0 (\delta_{cc} - \delta_t). \quad (9)$$

Величини $\partial W_p^{(3)} / \partial N$, $\partial \Gamma / \partial N$ визначаємо на основі [18-21] і (3), (4)

$$\begin{aligned} \partial W_p^{(3)} / \partial N &= \beta \sigma_0 [(\delta_{t_{\max}} - \delta_{t_{\min}})^2 - (\delta_{sc}^{(\max)} - \delta_{sc}^{(\min)})^2], \eta_2 = 0,25\beta AB^4 \sqrt{T i_{\max}}, \\ \partial \Gamma / \partial N &= -\eta_2 \sigma_0 T (\delta_{t_{\max}} - \delta_{sc}^{(\max)}) + \sigma_0 FT n^{-1} m^{-1} i(T) [\delta_c - AC_H(T)] \end{aligned} \quad (10)$$

де $\delta_{t \max}, \delta_{t \min}, \delta_{sc}^{(\max)}, \delta_{sc}^{(\min)}$ - відповідно максимальні і мінімальні розкриття в вершині тріщини протягом зміни навантаження за цикл [5, 7]. На основі (10), рівняння (9) записується у вигляді

$$dl/dN = \{\beta_1[(\delta_{t \max} - \delta_{t \min})^2 - (\delta_{sc}^{(\max)} - \delta_{sc}^{(\min)})^2] + \eta_2(\delta_{t \max} - \delta_{sc}^{(\max)})\}(\delta_{CC} - \delta_{t \max})^{-1}. \quad (11)$$

Розглянемо випадок макроскопічної тріщини, справедливі вирази [2]

$$\delta_t(l)\delta_{CC}^{-1} = K_I^2(l)K_{IC}^{-2}, \quad \delta_{sc} = K_{sc}^2\sigma_0^{-1}E^{-1}, \quad \delta_t(l) = K_I^2(l)\sigma_0^{-1}E^{-1}. \quad (12)$$

Для такого випадку рівняння (11) можна записати так

$$dl/dN = \{\beta_1(1-R)^4(K_{I \max}^4 - K_{sc \max}^4) + \eta_2(K_{I \max}^2 - K_{sc \max}^2)\}(K_{fC}^2 - K_{I \max}^2)^{-1}, \quad \beta_1 = 0,25\beta E^{-1}\sigma_0^{-1} \quad (13)$$

Тут $K_{I \max}$ - максимальне значення коефіцієнта інтенсивності напружень за цикл; $K_{fC}, K_{sc \max}$ - його відповідно верхнє і нижнє порогові значення на кінетичних діаграмах поширення втомної і корозійно-механічної тріщин; $R = K_{I \min} / K_{I \max}$ - асиметрія циклу навантаження [15]. Для повноти математичної моделі до рівняння (13) додамо наступні початкову і кінцеву умови

$$N = 0, \quad l(0) = l_0; \quad N = N_*, \quad l(N_*) = l_*; \quad K_I(l_*) = K_{IC}. \quad (14)$$

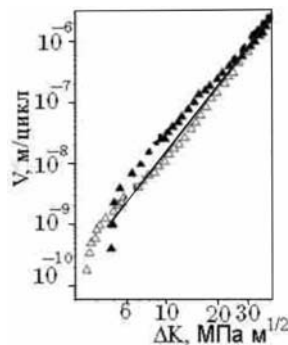


Рисунок 2 - Кінетична діаграми втомного руйнування сталі 17Г1С на повітрі (світлі трикутники) та в 3%-му розчині $NaCl E_{кор}$ за частоти 1Гц (темні трикутники) при $R=0,1$

Співставимо (13) з результатами експериментальних даних (рис. 2) для сталі 17Г1С [18], досліджуваної на повітрі і в 3%-му розчині $NaCl$. Для опису кінетичної діаграми росту втомної тріщини в сталі 17Г1С на повітрі отримаємо

$$dl/dN \approx 12 \cdot 10^{-9} (K_{I \max}^4 - 81) / (12996 - K_{I \max}^2)^{-1} \quad (15)$$

Аналогічно для випадку, коли випробування проводяться в 3%-му розчині $NaCl E_{кор}$, для опису кінетичної діаграми поширення корозійно-втомної тріщини в сталі 17Г1С

$$dl/dN \approx 5 \cdot 10^{-6} (K_{I \max}^2 - 25) / (12996 - K_{I \max}^2)^{-1} \quad (16)$$

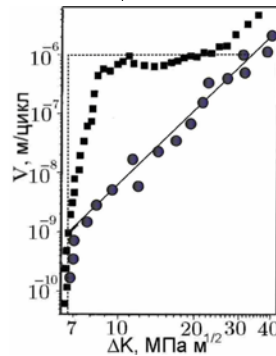


Рисунок 3- Кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 17Г1С на повітрі (кружечки) та в 3%-му розчині $NaCl$ $E=-2B$ (квадратики) при $R=0,5$ [21]; пунктирна лінія - модельне представлення корозійної частини діаграми

Припорогове поширення корозійно-втомної тріщини. Розглянемо випадок, коли в припороговій області кінетичної діаграми поширення корозійно-втомної тріщини ($K_{fc} \gg K_I \rightarrow K_{scc}$) є значна активність анодних процесів порівняно з механічним руйнуванням, тобто має місце залежність $l_a \geq l_m$. Тоді в цій області поширення корозійно-втомної тріщини буде, в основному, проходити з однаковою швидкістю, а кінетична діаграма швидкості росту корозійно-втомної тріщини (ШРКВТ) матиме плато [1, 2, 5] (рис. 3, [21]). Це пояснюється тим [4], що в результаті великих Δt інкубаційного періоду підготовки елементарного стрибка тріщини проходить затуплення вершини з ростом K_I , зменшення концентрації напружень і, відповідно, стабілізація V . На таких ділянках діаграм ШРКВТ, наближено, з похибкою на запас довговічності, можна вважати (модельна частина діаграми на рис. 3 пунктирна лінія), що корозійно-механічна тріщина весь час рухається з однаковою швидкістю V_c до перетину з діаграмою втомного поширення тріщини при певному значенні коефіцієнта інтенсивності напружень $K_{I \max} = K_{li}$. Таким чином, діаграма ШРКВТ описується

$$\text{на ділянці } K_{scc} < K_{I \max} \leq K_{li}, V = V_c; \quad (17)$$

$$\text{на ділянці } K_{li} < K_{I \max} < K_{fc} \quad dl/dN = \beta_1 (1-R)^4 (K_{I \max}^4 - K_{scc \max}^4) (K_{fc}^2 - K_{I \max}^2)^{-1}$$

Співвідношення використовуються при визначенні залишкового ресурсу тонкостінних елементів конструкцій за циклічного навантаження і корозійно-агресивного середовища. **Визначення періоду докритичного росту корозійно-втомної тріщини в пластині.** Нехай нескінченна пластинка послаблена прямолінійною тріщиною початкової довжини $2l_0$ і циклічно розтягується в нескінченно віддалених точках довготривалими зусиллями амплітуди p , які перпендикулярні до лінії розміщення тріщини. При цьому вважається, що в тріщину попадає корозійно агресивне середовище, властивості якого згадані вище: ріст корозійно-втомної тріщини описується

(20) і рис. 3. Задача полягає у визначенні кількості циклів навантаження $N = N_*$, по досягненню якого тріщина підросте до $l(N_*) = l_*$ і пластина зруйнується. Для розв'язку, запишемо модель

$$V = V_c, K_{sc} < K_{I \max} \leq K_{II};$$

$$dl/dN = \beta_1(1-R)^4 (K_{I \max}^4 - K_{sc \max}^4)(K_{fC}^2 - K_{I \max}^2)^{-1}, K_{II} < K_{I \max} < K_{fC}; \quad (18)$$

$$N = 0, l(0) = l_0; N = N_*, l(N_*) = l_*, K_I(l_*) = K_{fC}$$

Для даної силової схеми [5]

$$K_I = p\sqrt{\pi l}. \quad (19)$$

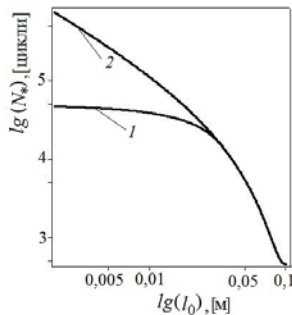


Рисунок 4 - Залежність залишкової довговічності N_* від початкової довжини тріщини l_0 : крива 1 - з врахуванням, крива 2 - без врахування дії корозійного середовища

Для прикладу, пластина виготовлена із сталі 17Г1С, навантаження пластилини при амплітуді циклу $p = 200 \text{ МПа}$, і дії 3%-го розчину NaCl при потенціалі наводнення $E = -2 \text{ В}$ і $R = 0,5$ (рис. 3). За вказаних даних (18) набудуть вигляду

$$dl/dN = 10^{-6}, 12 < K_I < 64; \quad (20)$$

$$\frac{dl}{dN} = \frac{45 \cdot 10^{-11}(K_{I \max}^4 - 20736)}{12996 - K_{I \max}^2}, 64 < K_I < 114.$$

$N = 0, l(0) = l_0; N = N_*, l(N_*) = l_*, K_I(l_*) = 114 \text{ МПа м}^{0.5}$. Для визначення залишкового ресурсу $N = N_*$, інтегруємо (20) при заданих умовах. Отримаємо

$$N_* = N_1 + N_2, N_1 = 10^6(l_1 - l_0),$$

$$N_2 = 2 \cdot 10^9 \int_{l_1}^{l_*} (158 \cdot 10^8 l^2 - 20736)^{-1} (12996 - 13 \cdot 10^4 l) dl \quad (21)$$

Величини l_1, l_* (21), визначаємо з $K_I(l_*) = K_{fC}, K_I(l_1) = K_{II}$.

В результаті цього отримаємо $l_* = 0,103 \text{ м}, l_1 = 0,033 \text{ м}$. Підставляючи ці дані в (21), отримаємо

$$N_* = (33 \cdot 10^3 - 10^6 l_0 + 15510) \quad (0,001 < l_0 \leq 0,033); \quad (22)$$

$$N_* = 1650(l_0^{-1} + 10 \ln l_0 + 13,3) \quad (0,033 \leq l_0 < 0,103).$$

За співвідношеннями (22), рис. 4, побудована графічна залежність залишкового ресурсу $N = N_*$ пластини від початкового розміру тріщини l_0 (крива 1). Побудована за рівнянням (22) залежність $N_* \sim l_0$ при відсутності корозійного середовища і еквівалентному силовому навантаженні пластини (крива 2). З рис.4, вплив корозійного середовища (зменшення довговічності) є при рості тріщини від 0,001м до 0,033 м ($l_{th} < l < l_1$), потім проходить просто поширення втомної тріщини. Це пояснюється тим, що при $l > l_1$ швидкість поширення тріщини настільки велика, що корозійні процеси не встигають реалізуватися.

Висновки. Розроблено енергетичний підхід для визначення залишкового ресурсу тонкостінних елементів несучих конструкцій с/г машин з тріщинами при сумісній дії циклічних навантажень і корозійно–агресивних середовищ. На основі отриманих розв’язків розраховано залишковий ресурс пластини із сталі 17Г1С з тріщиною за дії довготривалого циклічного розтягу і 3%-го NaCl.

Список літератури

1. РТМ 23.2.75.- 82. Руководящий технический материал. Рамы сварные сельскохозяйственных машин. Конструкторско-технологическое проектирование. – М.: ВИСХОМ, 1982. – 111 с.
2. Попович П. Комплексний аналіз надійності несучих систем тракторних причепів при їхній експлуатації //Попович П., Рибак Т./ Механізація сільськогосподарського виробництва. - Вісник ХНТУСГ, Вип. 93 Харків, 2010.- С. 411-414.
3. P.V. Popovich. Remaining resource of bearings frames of machine-building constructions //P.V. Popovich, T.I. Rybak/ Metalurgija, vol. 49 (2010), br. 3, str. 237.
4. Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О.Н. Романив , С.Я. Ярема, Г.Н. Никифорчин и др. – Киев: Наукова думка, 1990.– 660 с.
5. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения/ Г. П. Черепанов .– М.: Наука, 1974.–640 с.
6. Arnoux P. Atomistic simulations of stress corrosion cracking/ P. Arnoux // Corrosion Science. – 2010. – 52. - P 1247–1257/
7. Дмитрах І.М. Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень /І.М. Дмитрах , В.В. Панасюк . – Львів: ФІМІ НАНУ, 1999.- 340 с.
8. Sieradzki K. Stress-corrosion cracking/K. Sieradzki, R.C. Newman // J. Phys. Chem. Solids. – 1987. -48, No. 11. - P.101–1113.
9. Andreikiv O. E. Electrochemical model of local corrosion at the tip of a loaded crack / O. E. Andreikiv , N. I. Tym'yak // Materials Science. – 1994. – 30, № 1.– P. 19-24

10. Tym'yak N. I. Evaluation of crack-growth rate under conditions of simultaneous action of static loading and corrosive media / N. I. Tym'yak , O. E. Andreikiv // *Materials Science*. – 1995. – 31, № 2.– P. 219–225.
11. Young G.A. The mechanism and modelling of intergranular stress corrosion cracking of nickel–chromium–iron alloys exposed to high purity water, in: *Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems* /G.A. Young , W.W. Wilkening , D.S. Morton , E Richey ., N. Lewis // *Water Reactors*. - 2005.
12. Андрейків О.Є. Довговічність металічних матеріалів у водневмісних середовищах. //Прогресивні матеріали і технології / О.Є. Андрейків // Під. Ред. І.К. Походні - К.: Наукова думка. – 2003. С. 241-257.
13. Андрейків О.Є. Механіка руйнування та довговічність металевих матеріалів у водневмісних середовищах / О.Є. Андрейків , О.В. Гембара . – Київ: Наукова думка, 2008. – 344 с.
14. Сакара А. Математичне моделювання процесів руйнування металевих матеріалів за механічного навантаження та дії водневих і корозійних середовищ. // Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів / А. Сакара , Ю. Банахевич , І. Лохман. Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». - № 8, т. 1. – Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України. - 2010. – С. 120-124.
15. Andreikiv O. Ye. Fracture mechanics of metal plates under high-temperature creep /O. Ye. Andreikiv , N. B. Sas // *Mater. Sci.* – 2006. – 42, No. 2. – P. 210–219.
16. Andreikiv O. E. Strength of thin-walled structural elements with cracks under the conditions of creep /O. Ye. Andreikiv , N. B. Sas // *Mater. Sci.* – 2007. – 43, No. 2. – P. 174–182.
17. Hembara O. V., Determination of electric fields in electrolyte-metal systems / O. V. Hembara , Z. O. Terlets'ka , O. Ya. Chepil' // *Materials Science*. – 2007. – 43, № 2.– P. 222–229.
18. Андрейкив А.Е. Усталостное разрушение и долговечность конструкций /А.Е. Андрейкив., А.И. Дарчук .- К.: Наук. Думка, 1992.- 184с.
19. Андрейків О.Є. Визначення залишкової довговічності тонкостінних елементів конструкцій при двохосьовому навантаженні / О.Є. Андрейків, М.Б. Кіт // *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. – 2006. – №1. – С. 11-16.
20. Андрейків О.Є. Визначення періоду до критичного росту тріщин в елементах конструкцій при їх двох частотному навантаженні // О.Є. Андрейків, М.Б. Кіт // *Машинознавство* – 2006р. №2 – С.3-9.
21. Tsyrunyk O.T., Petryna D.Yu. Hredil M.I. The fracture peculiarities of trunk pipeline steels after their long term service / O.T Tsyrunyk., D.Yu.Petryna, M.I. Hredil M.I. // *Proceedings of the international conference on Crack paths (CP 2006)* 14th – 16th September 2006 – Parma (Italy). Paper N61.

Аннотация**Остаточный ресурс тонкостенных конструктивных элементов несущих систем сельскохозяйственных машин при действии агрессивных сред**

Попович П., Хомык Н., Добровольская Л.

На основе первого закона термодинамики и положений механики разрушения предложен энергетический подход для определения остаточного ресурса тонкостенных элементов конструкций транспортных сельскохозяйственных машин при действии циклических нагрузок и коррозионный - агрессивных сред. Предложена математическая модель распространения коррозионно-усталостной трещины в тонкостенном элементе с определением остаточного ресурса.

Abstract**Operating-life of thin-walled structural elements of bearings systems of agricultural machines under loading and corrosive environment**

P. Popovych, N. Khomyk, L.Dobrovolska

On the basis of the first law of thermodynamics and positions of fracture mechanics power approach is offered for determination of operating-life of the thin-walled elements of constructions of transport agricultural machines at the action of the cyclic loadings and corrosive - aggressive environments. Design model of distribution of corrosive-tireless crack is offered in the thin-walled element with determination of remaining resource.