

## ПРОГНОЗУВАННЯ ШВИДКОСТІ РОСТУ ВТОМНОЇ ТРІЩИНИ ПРИ НЕРЕГУЛЯРНОМУ НАВАНТАЖЕННІ В АЛЮМІНІЄВОМУ СПЛАВІ Д16Т

На основі досліджень закономірностей впливу одноразового перевантажування на затримку швидкості росту втомних тріщин (РВТ) у сплаві Д16Т розроблено модель росту РВТ після одноразового перевантажування і при нерегулярному навантаженні розтягом, що базується на визначенні розподілу залишкових напружень у вершині тріщини.

### Вступ

У реальних умовах експлуатації конструкційні елементи машин і механізмів здебільшого працюють під дією нерегулярного циклічного навантаження. За таких умов навантаження важко зробити аналітичний прогноз живучості деталей конструкції через складність оцінки перехідних процесів, що виникають при чергуванні циклів різної амплітуди (взаємовплив навантажувальних) упродовж експлуатації. Для визначення закономірностей росту втомної тріщини (РВТ) виконано експериментальні дослідження швидкості РВТ при гармонічному навантаженні і після одноразових перевантажувань розтягом. На основі експериментально визначених закономірностей РВТ і з урахуванням припущення про основну роль залишкових напружень, що виникають у зоні пластичних деформацій у вершині тріщини і спричинюють аномальну затримку РВТ, розроблено модель РВТ після одноразових перевантажувань і при нерегулярному навантаженні розтягом.

### Швидкість РВТ при гармонічному навантаженні

Швидкість РВТ досліджували на електрогідравлічній випробувальній машині СТМ-100 з керівним ПК. Для випробувань використовувалися плоскі прямокутні зразки з центральною тріщиною, шириною  $W=100$  мм, довжиною  $L=300$  мм, товщиною  $B=3$  мм, виготовлені з алюмінієвого сплаву Д16Т ( $\sigma_B=390$  МПа,  $\sigma_{0,2}=255$  МПа) згідно з ГОСТ 25.506-85 [1]. Частота навантаження  $f=10$  Гц, форма  $P=f(t)$  - синусоїда, асиметрія циклу навантаження  $R=0,1$ . Температура випробувань – 293К.

Для побудови середньоамплітудної ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування (КДВР) (рис.1) використовувалася залежність Періса [2], записана так

$$V = C(K_{\max}(1-R))^n, \quad (1)$$

де  $V$  - швидкість РВТ, м/цикл;

$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}}$  - коефіцієнт асиметрії циклу навантаження, тут  $K_{\min}$  і  $K_{\max}$  - мінімальний і максимальний коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН), МПа $\sqrt{м}$ ;

$C = 3,48 \cdot 10^{-11} \frac{м/цикл}{(МПа\sqrt{м})^n}$  і  $n=3,53$  -

сталі швидкості РВТ для сплаву Д16Т, визначені при апроксимації експериментальних даних формулою (1), методом ітерацій.

Максимальний чи мінімальний КІН визначали за формулою

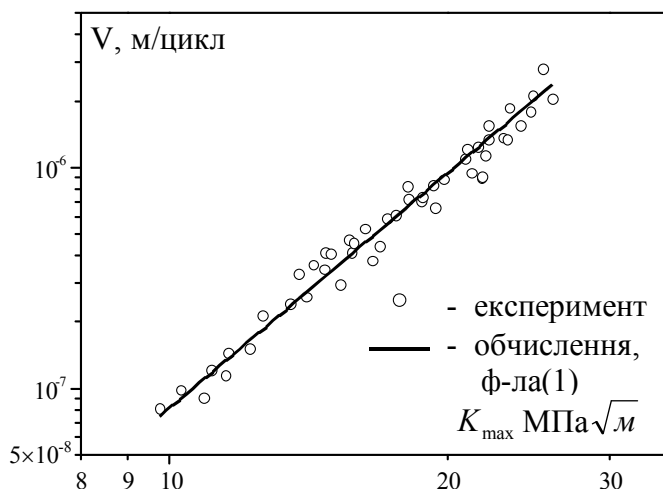


Рис.1. Середньоамплітудна ділянка КДВР сплаву Д16Т, при  $R=0,1$ .

$$K_{\max/\min} = \sigma_{\max/\min} \sqrt{\pi l} \times Y \quad (2)$$

де  $Y = \left[ 1 - 0,025 \left( \frac{l}{W/2} \right)^2 + 0,06 \left( \frac{l}{W/2} \right)^4 \right] \sqrt{\sec \frac{\pi l}{W}}$  - поправна функція [3], тут

$l$  - половина довжини тріщини;  $\sigma_{\max} = P_{\max}/F$  і  $\sigma_{\min} = P_{\min}/F$  - максимальне і мінімальне напруження циклу навантаження, тут  $P_{\max}$  і  $P_{\min}$  - максимальне і мінімальне зусилля циклу навантаження,  $F$  - площа поперечного перерізу зразка. На рис.3 у логарифмічних координатах  $V \sim K_{\max}$  зображено експериментальні дані швидкості РВТ при гармонічному навантаженні і аналітичне подання середньоамплітудної ділянки КДВР за формулою (1).

**Модель РВТ після одноразового перевантажування**

Експериментально вплив одноразових перевантажувань на затримку РВТ, що ха-

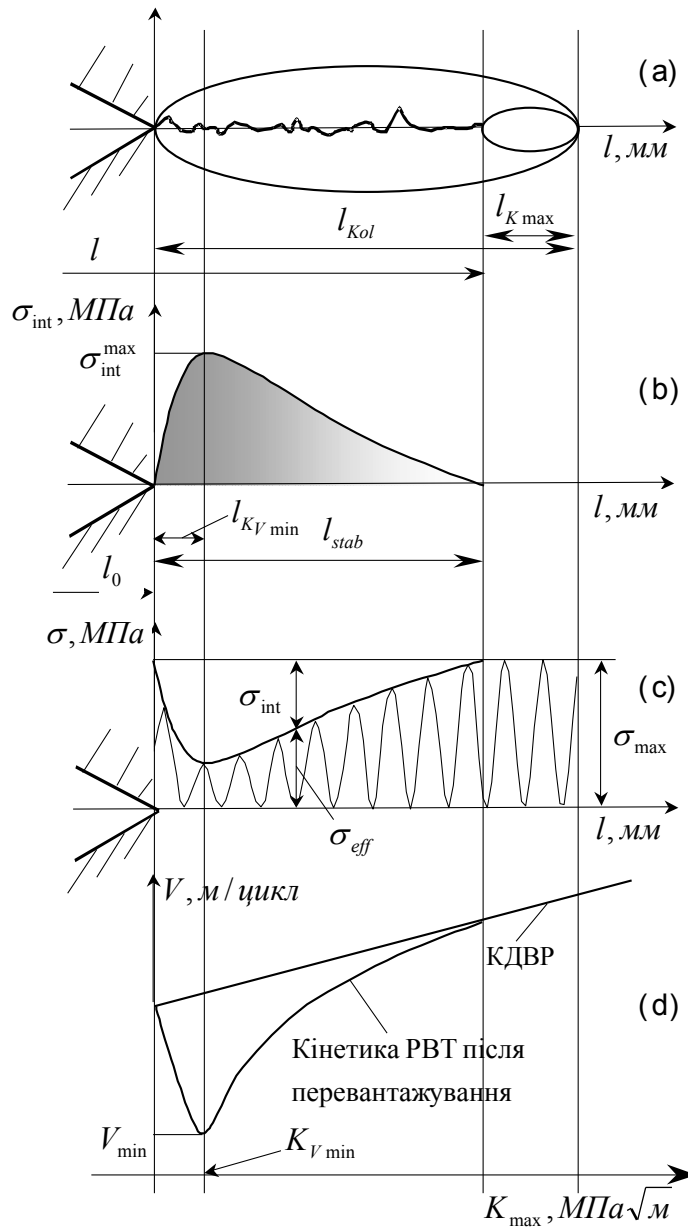


Рис.2. Модель росту втомної тріщини після одноразового перевантажування.

рактизується коефіцієнтом перевантажування  $Q_{ol} = K_{ol} / K_{max}$ , де  $K_{ol}$  - КІН перевантажування,  $K_{max}$  - КІН, що безпосередньо передє перевантажуванню, досліджували згідно з методикою, описаною у праці [4]. На основі аналізу закономірностей затримки РВТ після перевантажування і припущення про основний вплив залишкових напружень, що виникають внаслідок перевантажування у вершині тріщини, розроблена модель РВТ (рис.2) після одноразового перевантажування. Для визначення швидкості РВТ після одноразових перевантажувань при  $R=0,1$  використовується залежність Періса (1), в якій замість  $K_{max}$  використовується ефективний КІН  $K_{max}^{eff}$

$$V = C(K_{max}^{eff} (1 - R))^n, \tag{3}$$

де  $K_{max}^{eff}$  визначається за формулою

$$\begin{aligned} K_{max} &= \sigma_{eff} \sqrt{\pi l} \times Y \\ \sigma_{eff} &= \sigma_{max} - \sigma_{int} \end{aligned}, \tag{4}$$

де  $\sigma_{int}$  залишкове напруження (рис.2(b,c)), що визначається за формулою

$$\begin{cases} \sigma_{int} = \sigma_{int}^{max} - \frac{\sigma_{int}^{max}}{(l_{KVmin})^{\alpha_1}} \cdot (l_{KVmin} - (l - l_0))^{\alpha_1}, & (l - l_0) < l_{KVmin} \\ \sigma_{int} = \sigma_{int}^{max} - \frac{\sigma_{int}^{max}}{(l_{stab} - l_{KVmin})^{\alpha_2}} \cdot ((l - l_0) - l_{KVmin})^{\alpha_2}, & (l - l_0) > l_{KVmin} \end{cases}, \tag{5}$$

в якій  $\sigma_{int}^{max}$  - максимальне залишкове напруження, визначається відносно мінімальної швидкості РВТ після перевантажування  $V_{min}$ , за методикою, запропонованою у праці [5]

$$\sigma_{int}^{max} = \sigma_{max} - \frac{\sqrt[n]{V_{min} / C}}{\sqrt{\pi l Y (1 - R)}}, \tag{6}$$

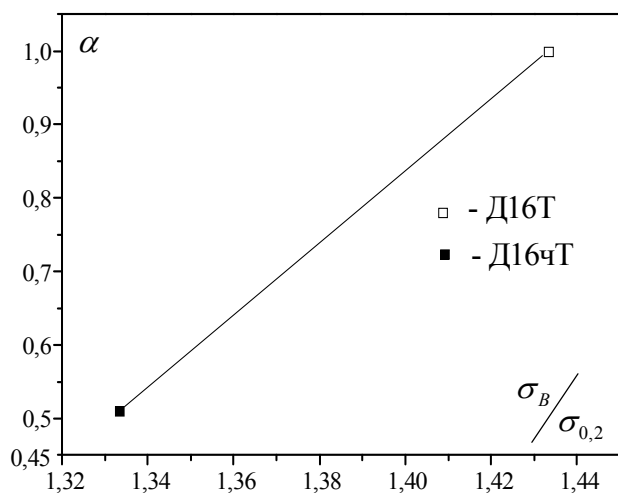


Рис.3. Залежність коефіцієнта  $\alpha$  в ф-лі (9) від відношення  $\sigma_B / \sigma_{0,2}$  для сплавів Д16Т і Д16чТ.

де  $V_{min}$  - мінімальна швидкість РВТ після одноразового перевантажування [4]

$$V_{min} = C(K_{max} (1 - R))^n g^{(Q_{ol} - 1)}, \tag{7}$$

де  $g=0,002$  - коефіцієнт, визначений за методикою [4];

$l_0$  - половина довжини тріщини в точці перевантажування;

$l_{stab}$  - довжина зони дії залишкових напружень (рис.2(a,b,c))

$$l_{stab} = l_{Kol} - l_{Kmax}, \tag{8}$$

де  $l_{Kol}$  - довжина пластичної зони (ПЗ), створеної циклом перевантажування,  $l_{Kmax}$  - довжина ПЗ, створеної циклом навантаження постійної амплітуди з деяким  $K_{max}$ , коли виконується умова

$((l - l_0) + l_{K_{max}}) \geq l_{Kol}$ , тобто, коли швидкість РВТ стабілізується. Довжина пластичної зони ( $l_{PZ}$ ) для плоского напруженого стану в обох випадках визначається за формулою [6]

$$l_{PZ} = \frac{1}{\alpha\pi} \cdot \left( \frac{K_{APL}}{\sigma_{0,2}} \right)^2, \quad (9)$$

де  $K_{APL}$  - КІН:  $K_{max}$  чи  $K_{ol}$ . Коефіцієнт  $\alpha=0,5$  – усереднене значення, визначене так: для кожного випадку перевантажування, коли швидкість РВТ стабілізувалася, експериментально визначали довжину стабілізації тріщини  $l_{stab}^{exp}$ , після чого знаходили величину коефіцієнта  $\alpha$  з такого рівняння

$$l_{stab}^{exp} = 1/\alpha\pi \left( (K_{ol}/\sigma_{0,2})^2 - (K_{max}/\sigma_{0,2})^2 \right) \quad (10)$$

Значення коефіцієнта  $\alpha$  для сплаву Д16Т відрізняється від значення для сплаву

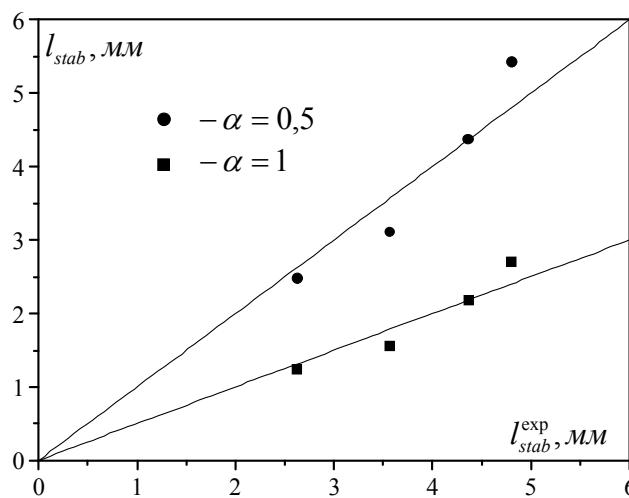


Рис.4. Порівняння обчислених і експериментально отриманих значень довжини зони дії залишкових напружень для різних значень коефіцієнта  $\alpha$ .

Д16чТ ( $\sigma_B=430\text{МПа}$ ,  $\sigma_{0,2}=300\text{МПа}$ ), для якого  $\alpha=1$ . Це означає збільшення довжини пластичної зони для сплаву Д16Т удвічі, порівняно із сплавом Д16чТ, за однакових значень КІН. На наш погляд, це пов'язано з різницею відношень  $\sigma_B/\sigma_{0,2}$  для цих матеріалів. Так, для Д16Т  $\sigma_B/\sigma_{0,2}=1,53$ , а для Д16чТ  $\sigma_B/\sigma_{0,2}=1,43$  (рис.3). Очевидно, що Д16Т має більшу схильність до циклічного зміцнення. На рис.4 подано порівняння експериментально визначених довжин зони дії залишкових напружень  $l_{stab}^{exp}$  і розрахункових  $l_{stab}$  при  $\alpha=0,5$  і  $\alpha=1$ . Краще узгодження експериментальних даних з розрахунковими отримано при  $\alpha=0,5$ ;

$l_{KV_{min}} = \beta l_{Kol}$  - віддаль від точки перевантажування до точки, в якій швидкість РВТ мінімальна,  $\beta=0,11$  – коефіцієнт, визначений як усереднене експериментальне значення, для всіх досліджуваних випадків перевантажування.

Коефіцієнти  $\alpha_1$  і  $\alpha_2$  у залежності (5), що є параболою з вершиною у точці  $(l_{KV_{min}}, \sigma_{int}^{max})$ , визначають закономірність зміни  $\sigma_{int}$  по довжині зони дії залишкових

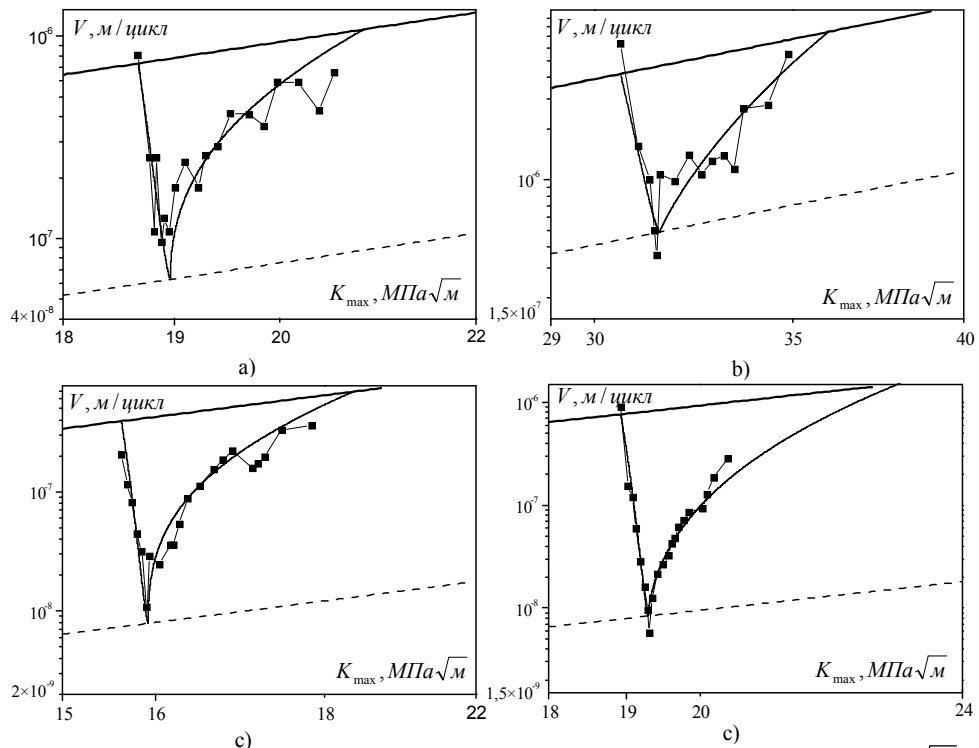


Рис.5. Кінетика РВТ після одноразових перевантажень: а)  $K_{max}=18,67 \text{ МПа}\sqrt{м}$ ,  $Q_{ol}=1,41$   
 б)  $K_{max}=30,61 \text{ МПа}\sqrt{м}$ ,  $Q_{ol}=1,36$ ; в)  $K_{max}=15,63 \text{ МПа}\sqrt{м}$ ,  $Q_{ol}=1,64$ ; д)  $K_{max}=18,92 \text{ МПа}\sqrt{м}$ ,  $Q_{ol}=1,74$ ;  
 —■— - експ. дані, — - обчислення, ф-ла (3), — КДВР, ф-ла (1), - -  $V_{min} = f(K_{max}, Q_{ol})$ , ф-ла(7).  
 напружень. Вони отримані апроксимацією за формулою (5) даних  $\sigma_{int} \sim l$ , визначених з експериментальних значень швидкості РВТ після перевантажування за методикою, описаною у працях [3,9]. Для всіх досліджуваних перевантажень усереднене значення  $\alpha_1=1,42$ . Значення  $\alpha_2$  визначається параметричною формулою

$$\alpha_2 = -0,208 + 0,026K_{ol} \quad (11)$$

На рис.5 подані криві  $V \sim K_{max}$  після одноразових перевантажень, обчислені за формулою (3), що задовільно узгоджуються з даними експерименту.

### Прогнозування швидкості РВТ при нерегулярному навантаженні

Описану в попередньому розділі модель РВТ після одноразового перевантажування застосовано для прогнозування РВТ при нерегулярному навантаженні. Для перевірки справедливості такого використання виконано експериментальні дослідження швидкості РВТ за такими схемами навантаження:

- при перевантажуваннях  $P_{ol1}$ ,  $P_{ol2}$ ,  $P_{ol3}$  (рис.6), і постійному  $P_{max}$ , причому  $P_{ol2}$ ,  $P_{ol3}$  здійснювали на нестабілізованій тріщині, коли швидкість РВТ перебувала у стадії затримки після  $P_{ol1}$ ;
- при переході від меншого зусилля  $P_{max1}$  до більшого  $P_{max2}$ , в процесі стабілізації швидкості РВТ після одноразового перевантажування  $P_{ol}$  (рис.7).

Для прогнозування швидкості РВТ при навантаженні за схемою, поданою на рис.6, використовували модель РВТ (рис.2), а також припущення про завершення впливу попереднього одноразового перевантажування на швидкість РВТ до моменту прикладання наступного перевантажування, тобто, коли довжина зони пластичних деформацій  $l_{Kol}$  наступного перевантажування більша від розрахункової довжини зони дії залишкових напружень попереднього перевантажування  $l_{stab}$ . Результати обчислення швидкості

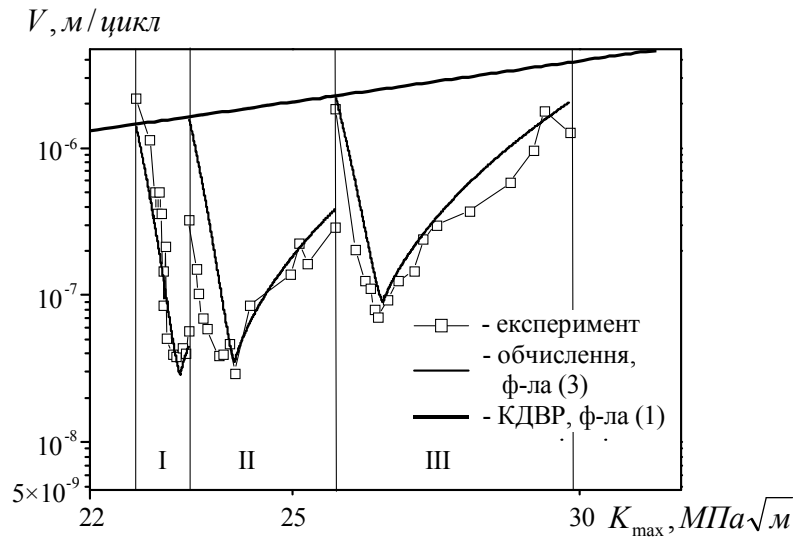


Рис.8. Кінетика РВТ при навантаженні проведеному за схемою приведеною на рис.6:

- I -  $K_{ol}=37,16 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ,  $K_{max}=22,64 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ;
- II -  $K_{ol}=38,37 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ,  $K_{max}=23,42 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ;
- III -  $K_{ol}=39,53 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ,  $K_{max}=25,69 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ;

РВТ при навантаженні за схемою (рис.6) подані на рис.8.

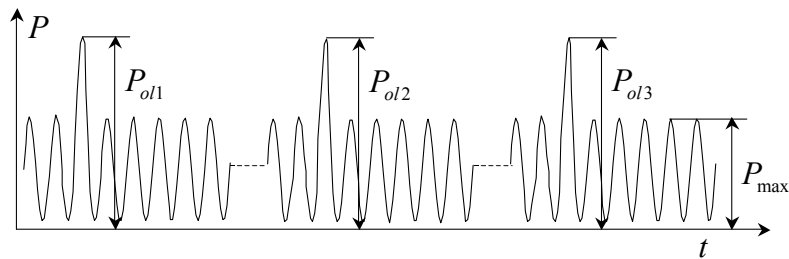


Рис.6. Схема перевантажувань на нестабілізованій тріщині.

Для визначення швидкості РВТ при навантаженні за схемою, поданою на рис.7,

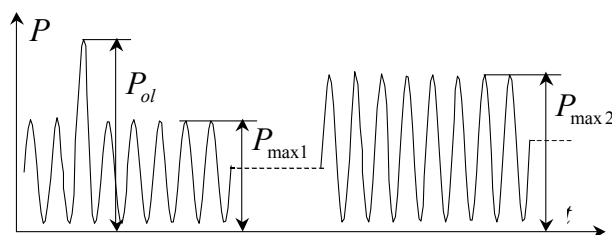


Рис.7. Схема одноразового перевантажування з дальшим переходом від навантаження з меншим зусиллям  $P_{max1}$  до більшого  $P_{max2}$ .

використовували такий підхід:

- після одноразового перевантажування  $P_{ol}$ , прикладеного у деякій точці  $l_0$ , згідно із запропонованою (рис.2) моделлю, визначали розподіл залишкових напружень (рис.9, крива – 1) у вершині втомної тріщини відносно навантаження  $P_{max1}$ ;
- приріст тріщини за цикл і відповідно швидкість РВТ при  $P_{max1}$  обчислювали за формулою (3), визначаючи значення  $\sigma_{eff}$  і  $K_{max}^{eff}$  (4) відповідно до розрахункового розподілу залишкових напружень  $\sigma_{int1}$  (рис.9, крива – 1), за формулою (5);
- при переході від  $P_{max1}$  до  $P_{max2}$  (див.схему рис.7) програмно відтворювали розподіл залишкових напружень (рис.9, крива – 2) у вершині тріщини за формулою (5) для одноразового перевантажування із  $Q_{ol} = \frac{P_{ol}}{P_{max2}}$ , умовно прикладеного у точці  $l_0$  (рис.2.b). На деякій віддалі  $l-l_0$ , коли зусилля  $P_{max1}$  зростає до  $P_{max2}$ , виконували перехід (рис.9) з кривої 1 на криву 2, і приріст тріщини за цикл обчислювали за формулами (3, 4) згідно із розробленою моделлю.

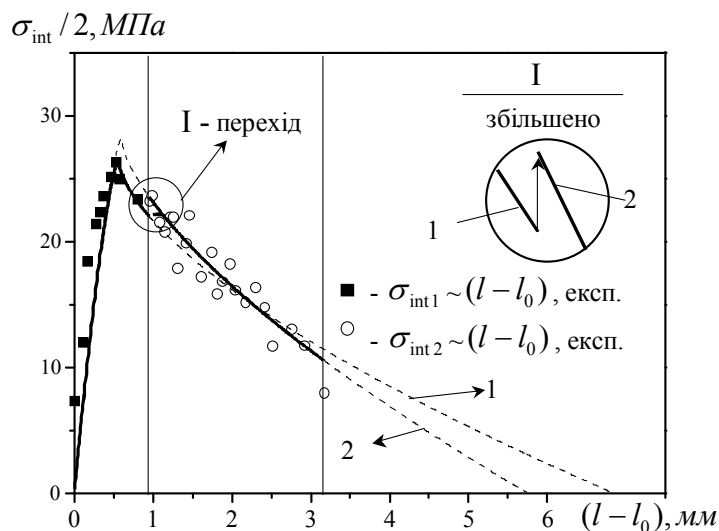


Рис.9. Розподіл залишкових напружень у вершині тріщини після одноразового перевантажування із: 1 -  $Q_{ol} = \frac{P_{ol}}{P_{max1}}$ ; 2 -  $Q_{ol} = \frac{P_{ol}}{P_{max2}}$  (рис.7).

На рис.10 подані експериментальні і розрахункові залежності швидкості РВТ при навантаженні за схемою, поданою на рис.7. Суцільними кривими на рис.9 показані розрахункові графіки розподілу залишкових напружень, з використанням яких визначали швидкість РВТ (рис.10 (суцільні криві)). Пунктирні криві на рис.9, 10 – це продовження суцільних кривих, що разом відтворюють:

- розподіл залишкових напружень при одноразових перевантажуваннях  $Q_{ol} = P_{ol}/P_{max1}$  (рис.9, крива - 1) і  $Q_{ol} = P_{ol}/P_{max2}$  (рис.9, крива - 2), прикладених у деякій точці  $l_0$  згідно з моделлю (рис.2);
- кінетику РВТ після одноразових перевантажувань  $Q_{ol} = P_{ol}/P_{max1}$  і  $Q_{ol} = P_{ol}/P_{max2}$  (рис.10, крива - 1 і рис.10, крива - 2).

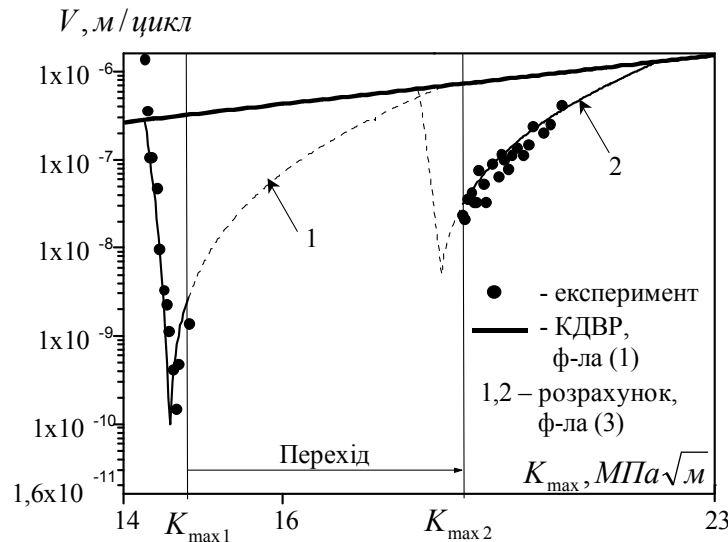


Рис.10. Кінетика РВТ після одноразового перевантажування з  $K_{ol}=32,19 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ , при переході від  $K_{max1}=14,79 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  до  $K_{max2}=18,62 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ .

### Висновки

1. Розроблено експериментально-аналітичну модель РВТ після одноразового перевантажування, що ґрунтується на визначенні розподілу залишкових напружень вздовж зони пластичних деформацій, створеної перевантажуванням, як основного чинника затримки РВТ.
2. На основі розробленої моделі запропоновано методику розрахунку швидкості РВТ після одноразового перевантажування і в умовах нерегулярного навантаження. Показано задовільне узгодження розрахункових кривих з експериментальними даними швидкості РВТ після одноразових перевантажувань і при нерегулярному навантаженні.
3. Доведено справедливість гіпотези про основний вплив залишкових напружень у вершині тріщини на кінетику РВТ у сплаві Д16Т при нерегулярному навантаженні.

*Basing on investigations of single overload influencing on regularities of fatigue crack growth (FCG) retardation in aluminum alloy D16T, the FCG model after the single overload as well as under variable amplitude tensile loading, which is based on determination of distribution of the residual stresses in the crack tip, was developed*

### Література

1. ГОСТ 25.506-85. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.-Введ. 01.01.86.
2. Paris P., Erdogan F. A critical analysis of fatigue propagation laws // Trans. ASME. J.Basic.Eng.-1963.-85, N 4.-P. 528-543.
3. Tada H. The Stress Analysis of Cracks Handbook.-Del Research Corporation.-Hellertown.-Pa.-1973



4. Ясній П, Пиндус Ю., Семенець О. Вплив перевантажування на поширення втомних тріщин за різних асиметрій циклу навантаження в сплаві Д16чТ// Вісник Тернопільського державного технічного університету.-Тернопіль: ТДТУ.-2001.-Т.6.-№4.-С.5-12.
5. Bray GH. Fatigue crack retardation in PM aluminum alloys AA8022 and AA5091. Phd. Dissertation, University of Virginia, 1993.
6. Johnson W. S. Multi-Parameter Yield Zone Model for Predicting Spectrum Crack Growth//Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth Under Random Loading.-ASTM STP 748.-1981. P. 85-102.

*Одержано 06.10.2001 р.*