УДК 621.7

Експериментальне дослідження автофретування

Г.І. Львов[1], В.О. Окороков[2]

[1]Національний технічний університет «ХПІ», Харків, Україна
[2]University of Strathclyde, Глазго, Шотландія

Експериментально досліджується автофретування дисків, виготовлених з алюмінієвого сплаву Д16. Результати експериментального моделювання порівнюються з чисельними розрахунками. На основі проведених випробувань на циклічний розтяг-стиск плоских зразків розроблено математичну модель пластичності. У модель нелінійного кінематичного зміцнення введено додаткові функції попередньо накопиченої пластичної деформації. Для опису зменшення модуля пружності під час пружно-пластичного деформування введено параметр пошкоджуваності згідно з концепцією ефективних напружень. Експериментально отриманий розподіл залишкових кільцевих і радіальних деформацій показав хороший збіг із чисельними результатами.

Ключові слова: автофретування, ефект Баушингера, пошкоджуваність матеріалу, нелінійне кінематичне зміцнення.

Вступ. Введення сприятливих залишкових напружень є одним з ефективних способів підвищення міцності і ресурсу при багатоцикловій втомі та запобігання виникнення мікротріщин у таких товстостінних матеріал ах конструкцій, як елементи паливних систем у дизельних двигунах, елементи станків гідроабразивної різки, балони для утримування зрідженого газу, місткості для зберігання хімічних речовин під тиском та ін. Метою роботи є експериментальне дослідження технології автофретування, яка полягає у введенні сприятливих залишкових напружень шляхом навантаження компонента до необхідного рівня пластичної деформації з подальшим розвантаженням.

Важливим завданням дослідження процесів автофретування є прогнозування залишкових напружень після його проведення. Оскільки в основі автофретування лежить явище пружно-пластичного деформування матеріалу, то для точного моделювання необхідно використовувати теорії пластичності, які дозволяють враховувати такі аспекти нелінійного деформування матеріалу, як ефект Баушингера та пошкоджуваність матеріалу. Є багато досліджень, які являють собою експериментальні методи визначення і математичне моделювання ефекту Баушингера стосовно автофретування [1 - 3]. Це моделювання зазвичай базується або на деформаційній теорії пластичності, або на концепції поверхні пластичності, яка здатна лише зміщуватися і розширятися у процесі деформування із законом зміцнення, який не може адекватно змоделювати деформування матеріалу при розвантаженні та повторному навантаженні. Ці недоліки не дозволяють точно розрахувати залишкові напруження після проведення автофретування, що може призвести до некоректної оцінки ресурсу при багатоцикловій втомі. Для точного моделювання пластичного деформування у статті розроблено критерій

пластичності, згідно з яким поверхня пластичності може зміщуватись і анізотропно змінювати свої розміри. Закон нелінійного кінематичного зміцнення модифіковано для більш точного опису зміцнення при циклічному пластичному деформуванні.

Ще одним феноменом, який виникає при пружно-пластичному деформуванні є пошкоджуваність матеріалу, яка проявляється у зниженні модуля пружності при деформуванні. Є дослідження [4,5] цього феномена, які показують зниження модуля пружності на стадії розвантаження під час проведення випробувань на розтяг для різних металів. Деякі фізичні пояснення цього феномена, які пов'язані зі зміною щільності дислокацій при збільшенні пластичної деформації, наведено у статті [6]. У роботах [7,8] запропоновано моделювати зменшення модуля пружності скалярним параметром пошкоджуваності, який вводиться згідно з концепцією ефективних напружень [9].

У даній роботі пропонується експериментальний підхід до визначення залишкового напружено-деформованого стану диска після проведення автофретування. Експериментальні результати порівнюються з чисельними, отриманими на основі запропонованої моделі пластичності, константи для якої визначено при випробуваннях на циклічний розтяг-стиск.

Випробування на циклічний розтяг-стиск. З метою визначення констант для запропонованої моделі пластичності було проведено випробування на розтяг-стиск плоских зразків, виготовлених з алюмінієвого сплаву Д16, з таким хімічним складом: 85.69% Al; 9.23% Cu; 2.38% Fe; 1.27% Mg; 0.85% Mn; 0.04% Zn; 0.23% Si; 0.21% Ba; 0.1% Ni.

Складність проведення випробувань на розтяг-стиск полягає у тому, що на стадії стиску є ймовірність втрати стійкості зразка. Тому довжина та товщина зразка повинні обиратися таким чином, щоб уникнути втрати стійкості і водночас забезпечити одновісний напружений стан. Зразки були виготовлені згідно з рекомендаціями стандарту ASTM-E9-89a [10], що визначає методи проведення випробувань на стиск за кімнатної температури, а також враховуючи результати розрахунку на втрату стійкості. Таким чином, довжина, ширина та товщина робочої частини зразка складають 50, 12.5 та 6 мм відповідно.

Для випробувань на циклічний розтяг-стиск було використано систему для втомних випробувань INSTRON із навантажувальною здатністю до 250 кН. Експеримент проводився з контролем переміщень зі швидкістю 1 мм/с.

Така технологічна операція, як автофретування, може потребувати декількох циклів навантаження і розвантаження товстостінного компонента конструкції, тому експеримент передбачав проведення серії тестів циклічного розтягу-стиску з різними рівнями деформації. Схему циклічного розтягу-стиску представлено на рис. 1, де a – деформація розтягу у першому циклі, яка для кожного окремого зразка обиралася з кроком 0.5%; b - деформація під час розвантаження та стиску, яка для однієї частини зразків обиралася рівною 2%, для іншої - 3%.

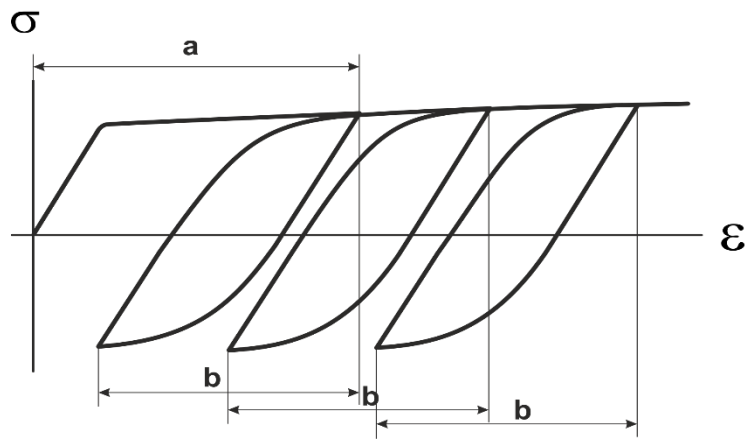

Рис. 1. Схема циклічного розтягу-стиску.

Через велику кількість констант матеріалу, використання моделі нелінійного кінематичного зміцнення потребує проведення значних обчислень для їх визначення. У [11,12] ідентифікація параметрів базується на підходах мінімізації цільової функції, в основі якої лежить різниця між експериментальними та прогнозованими даними. Для ідентифікації параметрів матеріалу для запропонованої моделі пластичності з урахуванням пошкоджуваності матеріалу пропонується наступна цільова функція [13]:

$$F = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left[\frac{f_i^*(x_i^*) - \breve{f}_i(x_i^*;c)}{f_i^*(x_i^*)}\right]^2}, \qquad (1)$$

де f_i^* і x_i^* - експериментально отримана функція і її аргумент; $\breve{f}_i$ - значення розрахованої функції, згідно з обраною математичною моделлю; c - набір параметрів матеріалу; n - кількість експериментально отриманих точок.

Дослідження ефекту Баушингера. При дослідженні процесів автофретування важливим питанням є моделювання ефекту Баушингера. Ключовим фактором визначення ефекту Баушингера є точне вимірювання границі плинності. Існують різні методики визначення границі плинності. У більшості з них границю плинності пропонується обчислювати, як напруження, за якого початкова пластична деформація досягає певного значення. В інженерних розрахунках, де не вимагається висока точність, границя плинності зазвичай визначається як напруження при 0.2% пластичної деформації, що є недостатнім для моделювання таких операцій, як автофретування. Тому пропонується визначати границю плинності як напруження при 0.01% пластичної деформації.

На рис. 2 показано експериментально визначені границі плинності в залежності від накопиченої пластичної деформації, тобто границя плинності вимірювалася під час кожного циклу розтягу-стиску. Для таких задач, як автофретування, зазвичай застосовується критерій Мізеса з поверхнею пластичності, яка розширюється і зміщується в процесі деформування. Однак проведений експеримент показує зменшення розміру поверхні пластичності в напрямку деформування, демонструючи глибокий ефект Баушингера (розмір

поверхні пластичності в напрямку деформування менше ніж $2\sigma_y$, як це передбачено у моделі лінійного кінематичного зміцнення). Цей факт може враховуватися модифікованим критерієм Мізеса відповідно до моделі [14]:

$$f = \sqrt{N_{ijkl}(S_{ij} - X_{ij})(S_{kl} - X_{kl})} - R - \sigma_y = 0. \quad (2)$$

Тут S_{ij} - девіатор тензора напружень; R - функція ізотропного зміцнення; X_{ij} - тензор додаткових напружень; σ_y - границя плинності; N_{ijkl} - тензор четвертого рангу, що є сумою тензорів I_{ijkl} і A_{ijkl}, які визначаються наступним чином:

$$I_{ijkl} = \frac{1}{2}(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{kj} - \frac{3}{2}\delta_{ij}\delta_{kl}); \quad (3)$$

$$A_{ijkl} = A_0 \varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{kl}^p, \quad (4)$$

де A_0 - параметр матеріалу; ε_{ij}^p - тензор пластичних деформацій.

Згідно з такою моделлю поверхня пластичності у процесі деформування може зміщуватись та анізотропно змінювати свої розміри. У просторі головних напружень вона являє собою еліптичний циліндр, тому її слідом на девіаторній площині є еліпс, який в залежності від знаку коефіцієнта A_0 може скорочуватись або подовжуватись у напрямку деформування. Згідно з експериментальними результатами коефіцієнт A_0 пропонується визначати у вигляді функції накопиченої пластичної деформації p:

$$A_0 = \frac{2}{3p^2}\left[\left(\frac{\sigma_y}{\sigma_y - H}\right)^2 - 1\right], \quad (5)$$

де H - функція накопиченої пластичної деформації, яку зручно записати у вигляді суми функцій:

$$H = \sum_{k=1}^{n} H^k; \quad (6)$$

$$H^k = G^k\left[1 - \exp(-b^k p)\right], \quad (7)$$

де G^k і b^k - параметри матеріалу; p - накопичена пластична деформація, приріст якої визначається таким чином:

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p}. \quad (8)$$

Приріст окремої компоненти H^k має вид:

$$\dot{H}^k = b^k (G^k - H^k)\dot{p}\,. \tag{9}$$

Після підставлення виразу для коефіцієнта A_0 у (2) критерій пластичності для простого розтягу запишеться у такому виді:

$$\sigma = \sigma_y - H + X\,. \tag{10}$$

Таким чином, функція H використовується для моделювання ефекту Баушингера, а саме зменшення границі плинності під час пластичного деформування.

Для визначення параметрів матеріалу G^k і b^k мінімізовано наступну цільову функцію:

$$F_1 = \sqrt{\frac{1}{28}\sum_{i=1}^{28}\left[\frac{H_i^*(p_i^*) - \breve{H}_i(p_i^*; c(G^1, b^1))}{H_i^*(p_i^*)}\right]^2}\,. \tag{11}$$

Після мінімізації функції (11) отримано значення параметрів для функції H, а саме: $G^1 = 140 МПа$ і $b^1 = 385$. Як видно з даних на рис. 2, для точного моделювання досить одного компонента з суми, якою представлено функцію H.

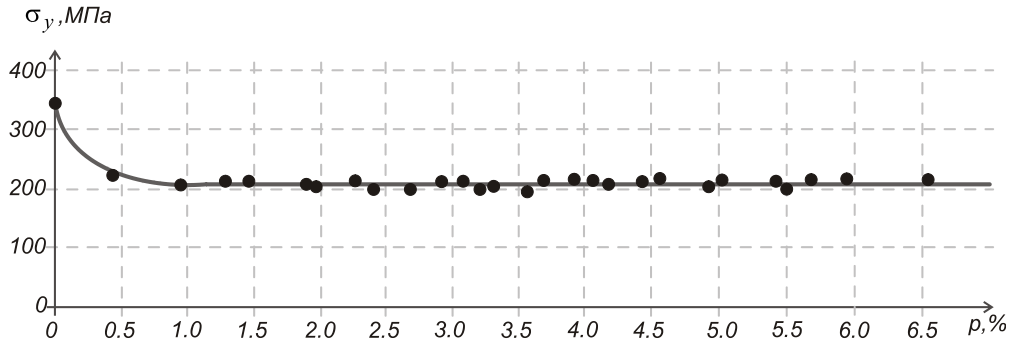

Рис. 2. Залежність границі плинності від накопиченої пластичної деформації: точки – експериментальні дані; крива – за запропонованою моделлю.

Пластичність при циклічному деформуванні. На рис. 3 наведено один із результатів випробувань на циклічний розтяг-стиск. Було виявлено, що при розтягу у першому циклі деформування залежність між напруженням та пластичною деформацією майже лінійна, в той час як залежність між напруженням та пластичною деформацією наступних циклів деформування значно нелінійні. Таким чином, закони зміцнення при пластичному деформуванні у першому циклі й наступних циклах значно відрізняються. Для моделювання такої поведінки матеріалу пропонується використовувати модель нелінійного кінематичного зміцнення, запропоновану в [15]. Згідно з цією моделлю тензор додаткових напружень записується у виді суми:

$$X_{ij} = \sum_{k=1}^{n} X_{ij}^{k} \,. \tag{12}$$

Приріст окремої компоненти суми має вид:

$$\dot{X}_{ij}^{k} = \frac{2}{3} Q\gamma \dot{\varepsilon}_{ij}^{p} - \gamma X_{ij}^{k} \dot{p} \,. \tag{13}$$

Перша частина виразу відповідає лінійному кінематичному зміцненню, а друга частина шляхом накопиченої пластичної деформації p відображає історію пластичного деформування.

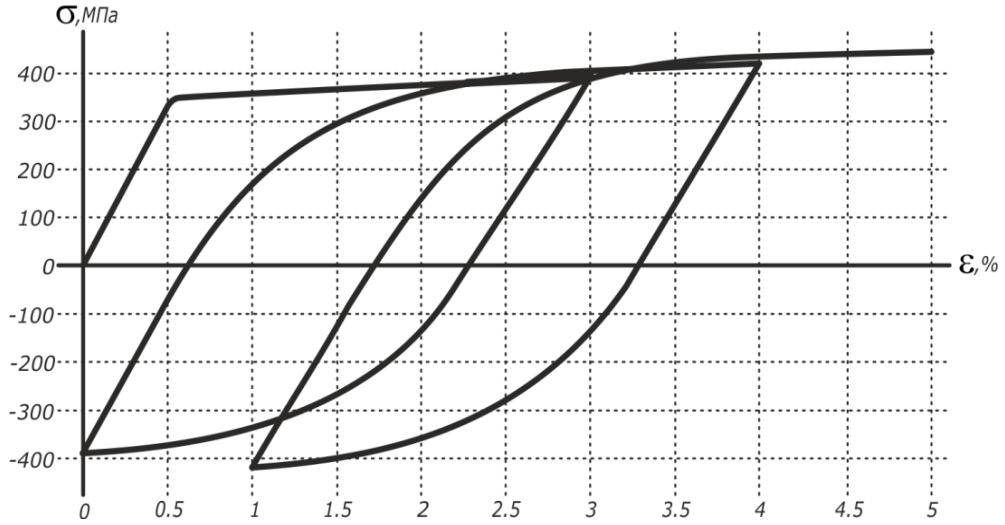

Рис. 3. Експериментально отримана діаграма розтягу-стиску.

На рис. 4 показано криві розтягу та стиску в залежності від попередньо накопиченої пластичної деформації після проведення тесту на циклічний розтяг-стиск. Криві побудовано у координатах напруження – пластична деформація, де відлік напруження починається від границі плинності. Видно, що по мірі накопичення пластичної деформації під час циклічного деформування криві напруження-деформації збільшують амплітуду напружень. Це є проявом феномена циклічного зміцнення матеріалу при пластичному деформуванні. Цей ефект неможливо змоделювати за допомогою стандартної моделі нелінійного кінематичного зміцнення, тому для більш точного опису кривої напруження-деформації з декількома циклами деформування пропонується вдосконалити модель нелінійного кінематичного зміцнення шляхом заміни констант Q і γ функціями попередньо накопиченої пластичної деформації $\hat{p}$. Тоді окрему компоненту виразу (12) запишемо таким чином:

$$X_{ij}'^{k} = \frac{2}{3} \hat{Q}^{k} \hat{\gamma}^{k} \dot{\varepsilon}_{ij}^{p} - \hat{\gamma}^{k} X_{ij}'^{k} \dot{p} \,. \tag{14}$$

Функції попередньо накопиченої пластичної деформації $\hat{Q}^k$ і $\hat{\gamma}^k$ пропонується обирати наступним чином:

$$\hat{Q}^k = Q^k + \varsigma^k\left(1 - \exp\left(-\eta^k \hat{p}\right)\right); \tag{15}$$

$$\hat{\gamma}^k = \gamma^k + \xi^k\left(1 - \exp\left(-\mu^k \hat{p}\right)\right), \tag{16}$$

де $Q^k, \gamma^k, \varsigma^k, \eta^k, \xi^k$ і μ^k - параметри матеріалу.

Для узгодження закону пластичності зі зменшенням границі плинності зручно включити у тензор додаткових напружень X_{ij} функцію H у тензорному виді:

$$X_{ij} = X'_{ij} + H'_{ij} \tag{17}$$

або

$$X_{ij} = \sum_{k=1}^{n} X_{ij}'^k + \sum_{l=1}^{m} H_{ij}'^l \,. \tag{18}$$

Згідно з (7) і (9) та відповідно до тензора додаткових напружень приріст окремого компонента $H_{ij}'^l$ необхідно записати так:

$$\dot{H}_{ij}'^l = \frac{2}{3} G^l b^l \dot{\varepsilon}_{ij}^{\,p} - b^l H_{ij}'^l \dot{p} \,. \tag{19}$$

Приріст тензора додаткових напружень має такий вид:

$$\dot{X}_{ij} = \sum_{k=1}^{n}\left[\frac{2}{3}\hat{Q}^k \hat{\gamma}^k \dot{\varepsilon}_{ij}^{\,p} - \hat{\gamma}^k X_{ij}'^k \dot{p}\right] + \sum_{l=1}^{m}\left[\frac{2}{3} G^l b^l \dot{\varepsilon}_{ij}^{\,p} - b^l H_{ij}'^l \dot{p}\right]. \tag{20}$$

Далі необхідно визначити параметри матеріалу для моделі нелінійного кінематичного зміцнення, яка представлена виразом (20), де частину параметрів визначено згідно з узгодженням з функцією *H*. Решту параметрів необхідно визначити із випробувань на циклічний розтяг-стиск. У випадку одновісного розтягу-стиску вираз (20) запишемо наступним чином:

$$\dot{X} = \sum_{k=1}^{n}\left[\hat{\gamma}^k \hat{Q}^k \dot{\varepsilon}^{\,p} - \hat{\gamma}^k X'^k \dot{p}\right] + b^1 G^1 \dot{\varepsilon}^{\,p} - b^1 H'^1 \dot{p} \,. \tag{21}$$

Зазначимо, що при циклічному деформуванні приріст компоненти пластичної деформації $\dot{\varepsilon}^{\,p}$ змінює знак, у той час як приріст накопиченої пластичної деформації $\dot{p}$ завжди позитивний.

Для випадку циклічного деформування в результаті інтегрування виразу (21) з початковими умовами $X'^k(\hat{p}) = \hat{X}'^k, k = \overline{1,2}$ і $H'^1(\hat{p}) = \hat{H}'^1$, де $\hat{p}$, $\hat{X}'^k$ і $\hat{H}'^1$- накопичені у попередніх циклах пластична деформація і компоненти тензора додаткових напружень за одновісного розтягу-стиску, отримаємо:

$$X = \sum_{k=1}^{2}\left(\hat{Q}^k + \hat{X}'^k\right)\left[1 - \exp(-\hat{\gamma}^k p)\right] + \left(G^1 + \hat{H}'^1\right)\left[1 - \exp(-b^1 p)\right], \quad (22)$$

а при інтегруванні виразу (9) із початковими умовами $H^1(\hat{p}) = \hat{H}^1$:

$$H^1 = \left(G^1 - \hat{H}^1\right)\left[1 - \exp(-b^1 p)\right]. \quad (23)$$

Одновісне напруження, починаючи відлік від границі плинності, для розтягу-стиску з урахуванням попередньо накопиченої пластичної деформації запишемо згідно з критерієм пластичності (2):

$$\sigma = \sum_{k=1}^{2}\left(\hat{Q}^k + \hat{X}^k\right)\left[1 - \exp(-\hat{\gamma}^k p)\right] + \left(\hat{H}'^1 + \hat{H}^1\right)\left[1 - \exp(-b^1 p)\right]. \quad (24)$$

Параметри матеріалу $\hat{Q}^k$ і $\hat{\gamma}^k$, які залежать від попередньо накопиченої пластичної деформації, мають визначатися для кожного окремого циклу розтягу-стиску шляхом мінімізації цільової функції:

$$F_2 = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left[\frac{\sigma_i^*(p_i^*) - \breve{\sigma}_i(p_i^*; c(\hat{Q}^k, \hat{\gamma}^k))}{\sigma_i^*(p_i^*)}\right]^2}. \quad (25)$$

Таким чином, отримано залежність параметрів $\hat{Q}^k$ і $\hat{\gamma}^k$ від попередньо накопиченої пластичної деформації. Константи $\varsigma^k, \eta^k, \xi^k$ і μ^k із виразів (15) і (16) отримано шляхом мінімізації цільової функції (1). Константи Q^k і γ^k отримано із кривої деформування розтягу у першому циклі навантаження, при $\hat{p} = 0$. Чисельні значення цих констант дорівнюють: $\varsigma^1 = 60$, $\varsigma^2 = -175 МПа$, $\eta^1 = 71$, $\eta^2 = 18$, $\xi^1 = -1390$, $\xi^2 = 2$, $\mu^1 = 85$, $\mu^2 = 9$, $Q^1 = 20 МПа$, $Q^2 = 218 МПа$, $\gamma^1 = 2125$ та $\gamma^2 = 7$. Як видно з рис. 4, запропонована модель доволі точно описує пластичну поведінку матеріалу при циклічному розтягу-стиску. Для точного моделювання було досить двох компонентів із суми, якою представлений тензор додаткових напружень X'_{ij}.

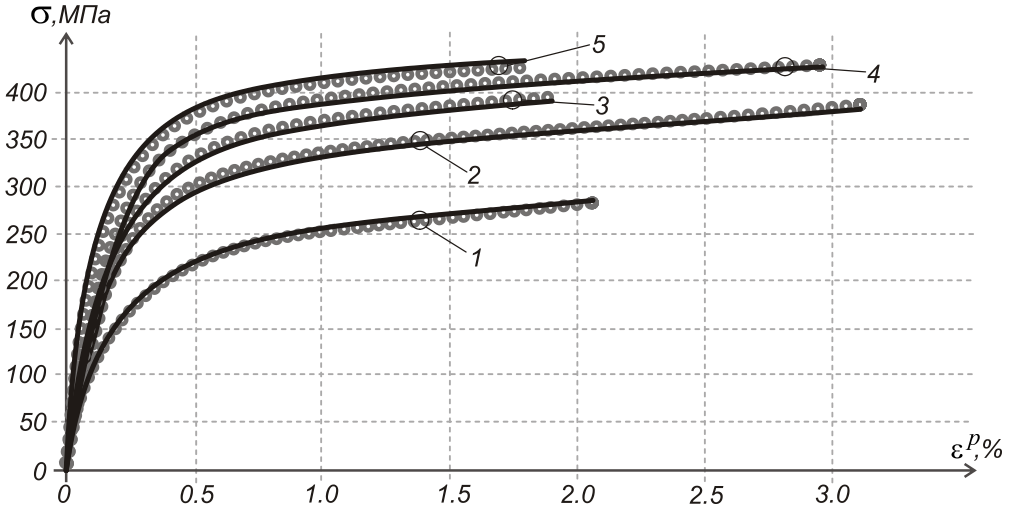

Рис. 4. Криві розтягу і стиску за різних рівнів накопиченої пластичної деформації: точки – експериментальні дані; криві – за запропонованою моделлю (1 – стиск при $\hat{p} = 0.4\%$; 2 – розтяг при $\hat{p} = 2.3\%$; 3 – стиск при $\hat{p} = 3.3\%$; 4 – розтяг при $\hat{p} = 5.0\%$; 5 – стиск при $\hat{p} = 5.9\%$).

Моделювання пошкоджуваності матеріалу. Іншим важливим феноменом, який не можна проігнорувати у моделюванні таких операцій, як автофретування, є зменшення модуля пружності при пружно-пластичному деформуванні. Це явище пропонується моделювати параметром пошкоджуваності відповідно до виразу:

$$D = 1 - \frac{E_U}{E_L}, \tag{26}$$

де E_L - модуль пружності при першому пружному розтягу; E_U - модуль пружності при розвантаженні;

Експериментальні дослідження показують, що параметр пошкоджуваності залежить від накопиченої пластичної деформації, тому для математичного моделювання використаємо таку залежність:

$$D = \sum_{k=1}^{n} Q_D^k (1 - \exp(-\gamma_D^k p)), \tag{27}$$

де Q_D^k і γ_D^k - параметри матеріалу, а приріст окремого компонента суми (27) має наступний вид:

$$\dot{D}^k = b_D^k (Q_D^k - D)\dot{p}. \tag{28}$$

Згідно з концепцією ефективних напружень тензор напружень Коші з урахуванням пошкоджуваності матеріалу запишемо так:

$$\sigma_{ij} = (1 - D) E_{ijkl} \varepsilon^e_{kl} . \qquad (29)$$

Пошук невідомих параметрів матеріалу Q_D^k і γ_D^k здійснюється шляхом мінімізації цільової функції (1). Їх чисельні значення дорівнюють: $Q_D^k = 0.224$ і $\gamma_D^1 = 95$. На рис. 5 наведено експериментальну залежність параметра пошкоджуваності від накопиченої пластичної деформації й математично змодельовану. Видно, що для доброго узгодження з експериментальними даними досить одного компонента із суми, якою представлено параметр пошкоджуваності.

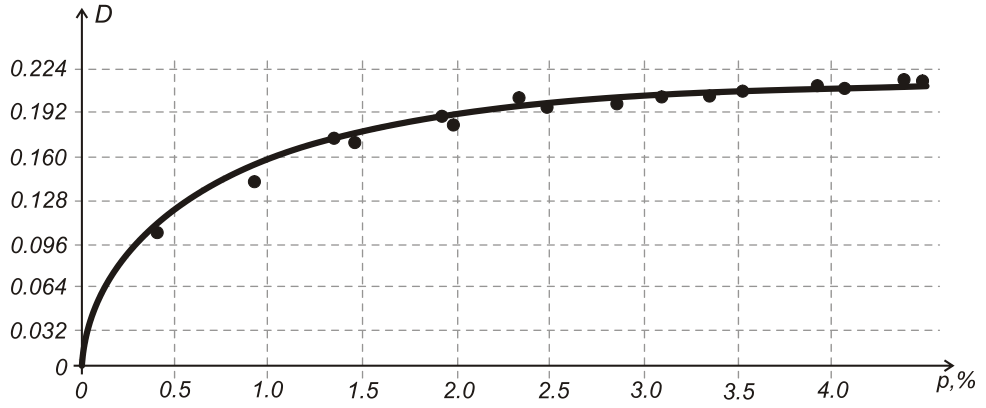

Рис. 5. Залежність параметра пошкоджуваності від накопиченої пластичної деформації: точки – експериментальні дані; крива – за запропонованою моделлю.

Експериментальне моделювання автофретування. Для проведення експериментального дослідження залишкового напружено-деформованого стану було виготовлено три диски з алюмінієвого сплаву Д16. Експериментальне моделювання автофретування полягало у продавлюванні стального пуансона крізь отвори дисків. Стальний пуансон виготовляли у формі зрізаного конуса з трьома паралельними майданчиками таким чином, щоб змоделювати три етапи навантаження. Деформації вимірювали тензодатчиками, які наклеювали на диск у радіальному і кільцевому напрямку. Вимірювання проводилось на трьох етапах навантаження і після протягування пуансона у розвантаженому стані диска. Геометричні розміри диска, пуансона і підставки під диск показано на рис. 6. Експериментальну установку зображено на рис. 7.

Експериментально отримані результати порівнювались з чисельними. Чисельне моделювання здійснювалося методом скінченних елементів із використанням програмного комплексу ANSYS. Запропоновану пружно-пластичну модель матеріалу з урахуванням пошкоджуваності було включено у ПК ANSYS шляхом програмованих користувачем підпрограм. Для отримання напружено-деформованого стану диска при навантаженні, а також залишкового напружено-деформованого стану було розв’язано задачу контактної взаємодії диска з пуансоном, які моделювалися у вісесиметричній постановці. Для порівняння задачу розв’язано з урахуванням запропонованої моделі пластичності, стандартної моделі нелінійного кінематичного зміцнення без урахування пошкоджуваності та моделі лінійного ізотропного зміцнення.

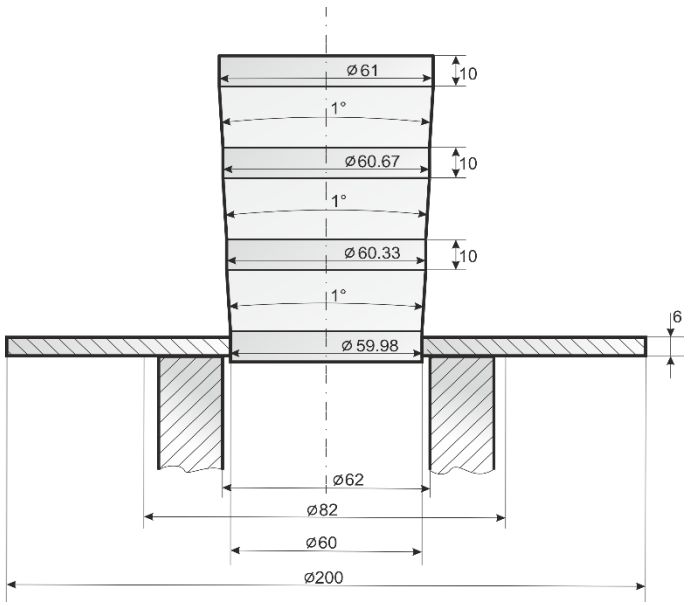

Рис .6. Геометричні розміри диска, пуансона і підставки під диск.

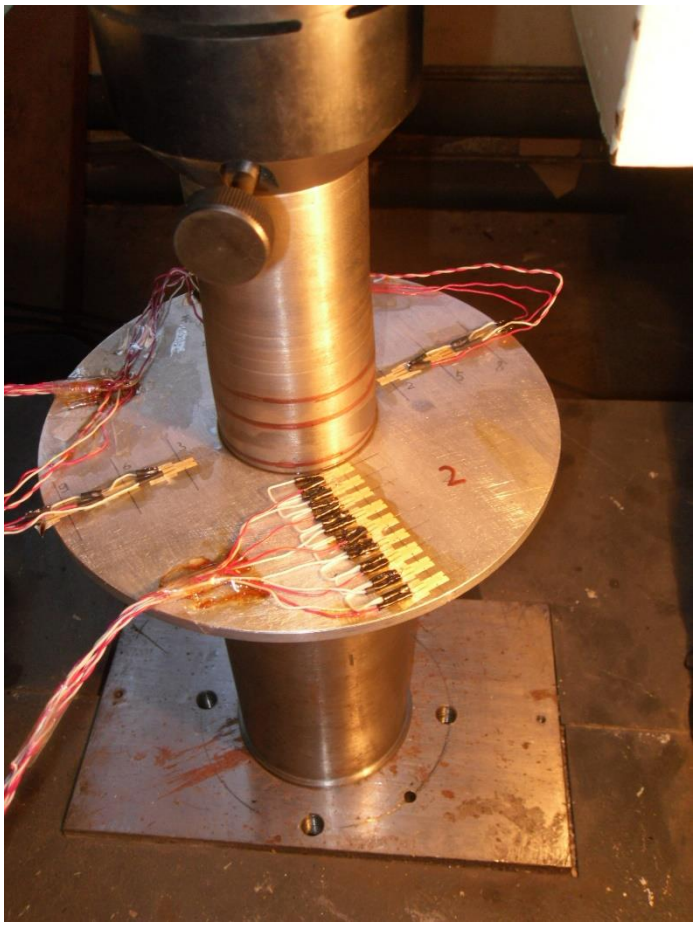

Рис. 7. Експериментальна установка.

На рис. 8 наведено експериментально отримані й чисельно розраховані значення радіальної та кільцевої деформацій на трьох етапах навантаження. Видно, що дані отримані з використанням запропонованої моделі пластичності, стандартної моделі нелінійного кінематичного зміцнення і моделі лінійного ізотропного зміцнення однаково добре збігаються з експериментальними результатами на етапах навантаження. Це зумовлено тим, що при першому навантаженні залежність між напруженням і пластичною деформацією майже лінійна і всі моделі пластичності дають однаковий результат.

Рис. 9 ілюструє експериментально отримані й чисельно розраховані значення радіальної та кільцевої деформацій в результаті розвантаження. Видно, що за запропонованою удосконаленою моделлю нелінійного кінематичного зміцнення прогноз розподілу деформацій значно точніший ніж за іншими моделями. За запропонованою моделлю максимальне розходження між експериментальними і розрахунковими значеннями становить 2.1% для радіальної деформації і 2.9% для кільцевої деформації, у той час як розбіжність при використанні стандартної моделі нелінійного кінематичного зміцнення становить 18.7% і 26.5% відповідно. При використанні моделі лінійного ізотропного зміцнення розходження сягає 22.5% і 30.8% відповідно.

Результати випробувань показали, що запропонована модель пластичності найкраще прогнозує розподіл залишкових деформацій після проведення автофретування. Тому вважатимемо, що чисельно отриманий розподіл залишкових напружень також точніший із використанням запропонованої моделі пластичності.

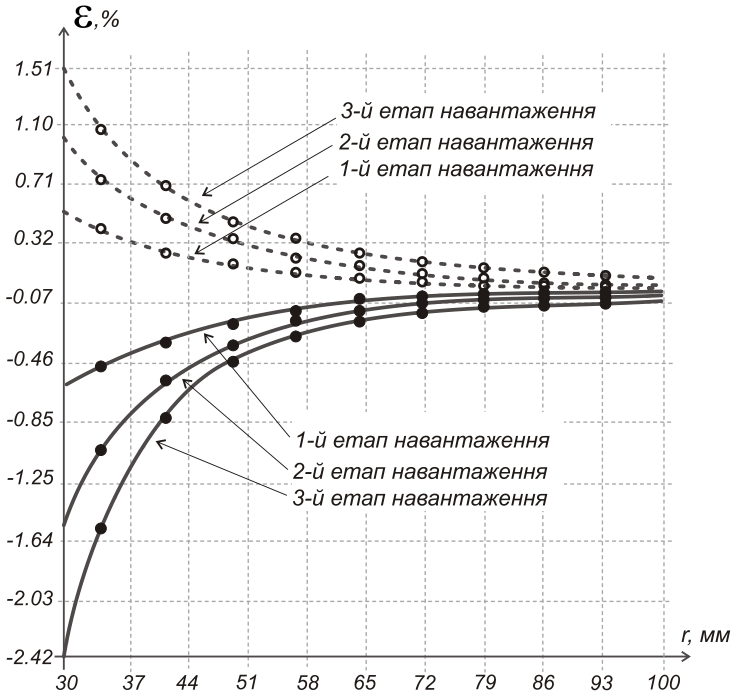

Рис. 8. Розподіл кільцевої та радіальної деформацій уздовж радіальної координати диска на трьох етапах навантаження: заповнені та порожні точки – експериментально виміряні кільцева та радіальна деформації відповідно; суцільні та штрихові лінії – розрахункові кільцева та радіальна деформації відповідно.

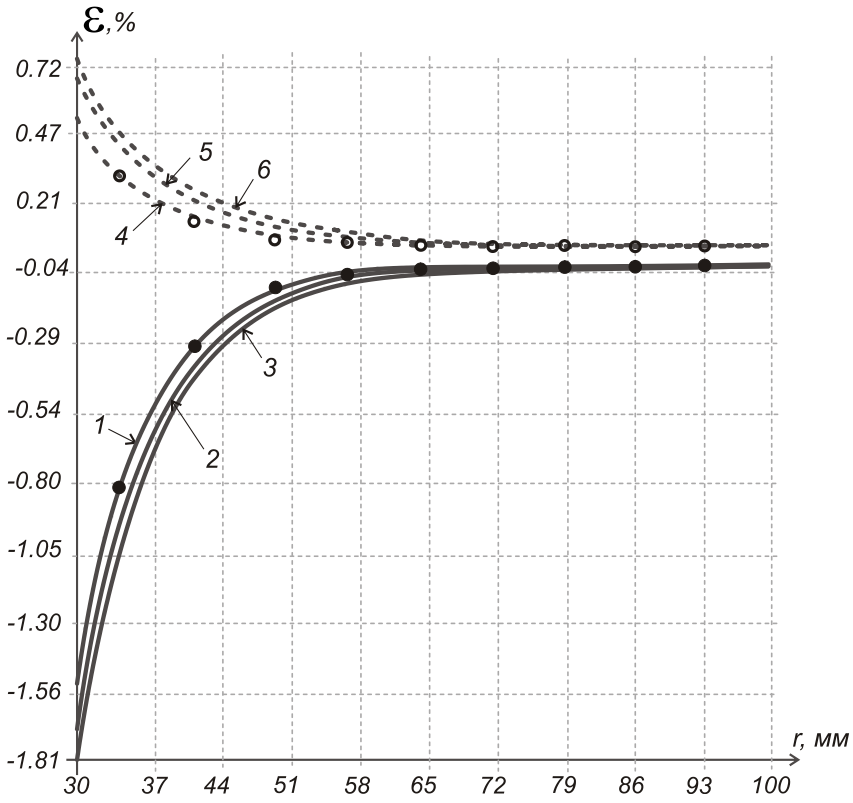

Рис. 9. Розподіл залишкових кільцевої та радіальної деформацій уздовж радіальної координати диска після автофретування: заповнені та порожні точки – експериментально виміряні кільцева та радіальна деформації відповідно; суцільні та штрихові лінії – розрахункові кільцева та радіальна деформації відповідно (1 і 4 – за запропонованою моделлю; 2 і 5 – за моделлю нелінійного кінематичного зміцнення; 3 і 6 – за моделлю лінійного ізотропного зміцнення).

На рис. 10 наведено розподіл залишкових кільцевого і радіального напружень уздовж радіальної координати диска після проведення автофретування, отриманий при використанні різних моделей пластичності. Виявлено, що за допомогою моделі лінійного ізотропного зміцнення, яка не враховує ефекту Баушингера, отримано найбільше значення залишкового кільцевого напруження на внутрішньому радіусі диска, що на 55.7% більше ніж за запропонованою моделлю. Модель нелінійного кінематичного зміцнення більш точно описує розподіл залишкових напружень і перебільшує залишкове кільцеве напруження на внутрішньому радіусі на 25.8% у порівнянні з запропонованою моделлю.

Розрахунок залишкового напруженого стану дисків після проведення автофретування показав, що використання неточних моделей пластичності завищує амплітуду залишкових кільцевих напружень і подальші розрахунки на багатоциклову втому будуть мати неконсервативний характер.

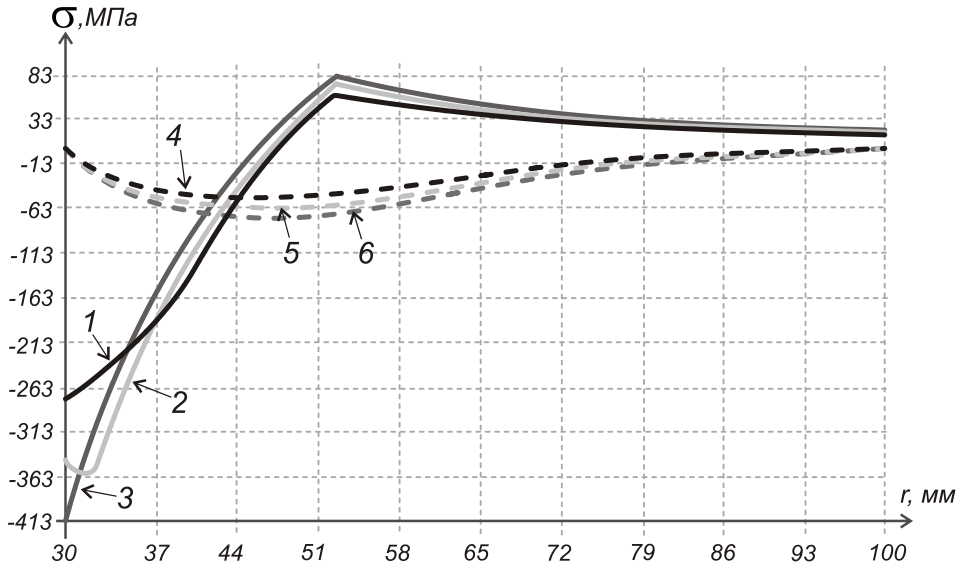

Рис. 10. Розподіл залишкових кільцевого і радіального напружень уздовж радіальної координати диска після розвантаження: суцільні та штрихові лінії – розрахункові кільцеве та радіальне напруження відповідно (1 і 4 – за запропонованою моделлю; 2 і 5 – за моделлю нелінійного кінематичного зміцнення; 3 і 6 – за моделлю лінійного ізотропного зміцнення).

Висновки

1. Наведено методику експериментального дослідження процедури автофретування, яка містить випробовування на циклічний розтяг-стиск, мета якого є визначення параметрів матеріалу для запропонованої моделі пластичності та безпосередньо експериментальне моделювання автофретування.

2. Проведені випробування на циклічний розтяг-стиск плоских алюмінієвих зразків дозволили виявити ефект Баушингера та пошкоджуваність матеріалу. Для узгодження математичної моделі пластичності з експериментальними даними запропоновано удосконалення моделі нелінійного кінематичного зміцнення шляхом введення додаткових функцій попередньо накопиченої пластичної деформації. Також використано модифікований критерій пластичності Мізеса, у який введено функцію зменшення границі плинності при пластичному деформуванні і який моделює зміщення й анізотропне змінення розмірів поверхні пластичності.

3. Експериментальні результати автофретування дисків порівняно з чисельними розрахунками з використанням ПК ANSYS, в який за допомогою програмованих користувачем підпрограм введено визначальні співвідношення пружно-пластичного деформування матеріалу з урахуванням пошкоджуваності. Експериментально отриманий розподіл радіальної та кільцевої деформацій на етапах навантаження диска, а також у розвантаженому стані показав хороший збіг із чисельними результатами за запропонованою моделлю пластичності. Чисельні результати, одержані за іншими моделями пластичності, дали значне завищення залишкових напружень у порівнянні з запропонованою моделлю.

Резюме

Экспериментально исследывается автофретирование дисков, изготовленых из алюминиевого сплава Д16. Результаты экспериментального моделирования сравниваются с численными расчетами. На основе проведеных испытаний на циклическое растяжение-сжатие плоских образцов разработано математическую модель пластичности. В модель нелинейного кинематического упрочнения введено дополнительные функции предварительно накопленой пластической деформации. Для описания уменьшения модуля упругости во время упруго-пластического деформирования введено параметр повреждаемости согласно с концепцией эфективных напряжений. Экспериментально полученое распределение остаточных окружных и радиальных деформаций показало хорошое совпадение с численными результатами.

1. Farrahi G. H., Hosseinian E. and Assempour A. On the material modeling of the autofrettaged pressure vessel steels // J. Press. Ves. Techn. – 2009. – 131. – P. 1121 – 1129.
2. Bhatnagar R. M. Modeling, validation and design of autofrettage and compound cylinder // Europ. J. Mech. A/Solids. – 2013. – 39. – P. 17 – 25.
3. Perl M., Perry J., Aharon T. and Kolka O. Is there an “Ultimate” autofrettage process? // J. Press. Ves. Tech. – 2012. – 134. – P. 63 – 71.
4. Parker A., Troiano E., Underwood J. H. and Mossey C. Characterization of steels using a revised kinematic hardening model incorporating Bauschinger effect // J. Pres. Ves. Tech. – 2003. – 125. – P. 277 – 281.
5. Aliakbari K., Farhangdoost Kh. The investigation of modeling material behavior in autofrettaged tubes made from aluminium alloys // Int. J. Eng. – 2014. – 27. – P. 803 – 810.
6. Puskar A. A correlation among elastic modulus defect, plastic strain and fatigue life of metals // Mater. Sci. Forum. – 1993. – 119 – 121. – P. 455 – 460.
7. Lvov G. and Kostromitskaya O. Effect of material damage on autofrettage of thick-walled cylinder // Universal J. Mech. Eng. – 2014. – 2. – P. 44 – 48.
8. Altenbach H., Lvov G., Naumenko K. and Okorokov V. Consideration of damage in the analysis of autofrettage of thick-walled pressure vessels // Proc. Inst. Mech. Eng. C – 2016. – 230. – P. 3585 – 3593.
9. Murakami S. Continuum Damage Mechanics / Simio Murakami. –Springer, 2012. – 402 p.
10. ASTM-E9-89a. Standard test methods for compression testing of metallic materials at room temperature // ASTM, West Conshohocken, PA, USA, 2000.

11. Badnava H., Pezeshki S. M., Fallah Kh. and Farhoudi H. R. Determination of combined hardening material parameters under strain controlled cyclic loading by using the genetic algorithm method // J. Mech. Sci. Tech. – 2012. – 26. – P. 3067 – 3072.
12. Franulovic M., Basan R. and Krizan B. Kinematic hardening parameters identification with respect to objective function // Int. J. Mech. Aerospace Industrial Mechatronics Eng. – 2014. – 8. – P. 677 – 681.
13. Szeliga D., Gawad J. and Pietrzyk M. Parameter identification of material model based on the inverse analysis // Int. J. Appl. Math. Computat. Sci. – 2004. – 14. – P. 549 – 556.
14. Baltov A. and Sawczuk A. A rule of anisotropic hardening // Acta Mech. – 1965. – 1. – P. 81 – 92.
15. Chaboche J.L. and Rousselier G. On the plastic and viscoplastic constitutive equations, part I: rules developed with internal variable concept. Part II: of application internal variable concepts to the 316 stainless steel // J. Press. Ves. Tech. – 1983. – 105. – P. 153 – 164.