



Prognozowanie wzrostu pęknięć zmęczeniowych w stopie aluminium 2024-T3 pod wpływem blokowego programu obciążenia

DOROTA KOCAŃDA, JANUSZ TORZEWSKI

Wojskowa Akademia Techniczna, Wydział Mechaniczny, Katedra Budowy Maszyn,
00-908 Warszawa, ul. S. Kaliskiego 2

Streszczenie. Zbadano doświadczalnie wpływ blokowego widma obciążenia z wielokrotnymi cyklami przeciążeniowo-odciążeniowymi na prędkość zmęczeniowego pęknięcia i na formowanie się obrazów prążków zmęczeniowych na powierzchni pęknięcia elementów typu CCT (*Central Crack Tension*) ze stopu aluminium 2024-T3. Analiza mikrofraktograficzna przełomów zmęczeniowych tych elementów przeprowadzona z użyciem mikroskopu TEM pozwoliła prześledzić wpływ poszczególnych bloków obciążenia na ich prędkość pęknięcia. Podano wykresy prędkości pęknięcia na powierzchni i wewnątrz blachy aluminiowej. Prędkość pęknięcia wewnątrz blachy oceniono z odległości międzyprążkowych. Na podstawie wyników badań mikrofraktograficznych ustalono zastępcze widmo obciążenia, które wykorzystano w modelu deterministycznym do przewidywania wzrostu pęknięcia. Zastosowano model opóźnień Willenborga.

Słowa kluczowe: stop aluminium, pęknięcia zmęczeniowe, programowane przebiegi obciążeń, model opóźnień Willenborga

Symbole UKD: 669.715

1. Wprowadzenie

Proces zmęczeniowego pęknięcia materiałów konstrukcyjnych przebiega inaczej pod wpływem obciążeń o zmiennej amplitudzie naprężeń (widmo eksploatacyjne konstrukcji) aniżeli w warunkach naprężenia stałoamplitudowego. Powodem zróżnicowanego zachowania się materiałów konstrukcyjnych jest występowanie zjawisk fizycznych charakterystycznych tylko dla zmiennamplitudowych obciążeń. W tych warunkach wzrost pęknięcia w elemencie konstrukcji zależy nie

tylko od początkowej jego długości i wielkości naprężenia w danej chwili, ale też od wcześniejszej historii obciążenia. Jest to tak zwany efekt oddziaływania obciążenia lub efekt wpływu sekwencji cykli w widmie (*load interaction*) na prędkość zmęczeniowego pęknięcia materiału.

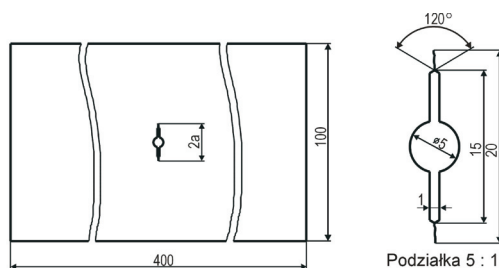
Wpływ widma obciążenia z cyklicznie lub losowo pojawiającymi się pojedynczymi (lub wielokrotnymi) cyklami przeciążeniowymi OL (*overload*) lub odciążeniowymi UL (*underload*), na wzrost pęknięć zmęczeniowych w lotniczych stopach aluminium jest szeroko przedstawiany w literaturze między innymi w pracach [1-6]. Wśród fizycznych mechanizmów, które towarzyszą pękaniu przy zmiennej amplitudzie naprężenia najczęściej wymienia się zjawiska, takie jak zamykanie się pęknięcia pod wpływem przeciążeniowej strefy plastycznej (*plasticity induced crack closure*) [7], opóźnienie wzrostu pęknięć spowodowane rozciągającym cyklem przeciążeniowym i strefą plastyczną związaną z tym cyklem (*crack growth retardation*). Z kolei ściskający cykl odciążeniowy prowadzi do wyostrenia wierzchołka pęknięcia (*crack tip sharpening*) i wzrostu prędkości pęknięcia. Zmiana konturu czoła pęknięcia przed i po wystąpieniu cyklu przeciążeniowego wiąże się ze stopniem wierzchołka pęknięcia (*crack tip blunting*) [6]. Podkreśla się, że czynnikiem decydującym o nieregularnym wzroście pęknięcia zmęczeniowego jest rozkład naprężeń własnych w strefie plastycznej przed wierzchołkiem pęknięcia [8], grubość elementu oraz własności mechaniczne materiału. Na prędkość pęknięcia istotny wpływ ma pierwszy cykl przeciążeniowy w bloku tych cykli oraz kolejność wystąpienia w widmie cykli typu OL-UN (przeciążeniowo-odciążeniowych) lub cykli UL-OL (odciążeniowo-przeciążeniowych). Badania doświadczalne przeprowadzone dla stopu rosyjskiego D16 (odpowiednik amerykańskiego stopu 2024-T3) dowodzą [9], że cyklicznie zadawane cykle typu OL-UL rozdzielone przez cykle bazowe o stałej amplitudzie naprężenia, spowalniają rozwój pęknięć w elementach. Natomiast cykle typu UL-OL przyspieszają pęknięcie.

Wpływ widma obciążenia elementu konstrukcji na prędkość zmęczeniowego pęknięcia analizuje się metodami mikroskopii elektronowej, prowadząc obserwacje powierzchni pęknięcia elementu za pomocą mikroskopów SEM i TEM. Jednak więcej szczegółów dostarcza analiza mikrofraktograficzna z użyciem mikroskopu transmisyjnego TEM ze względu na większą głębię ostrości obrazu. Jest to szczególnie istotne w przypadku mocno rozwiniętych powierzchni pęknięcia elementów. Z taką powierzchnią mamy do czynienia w stopie aluminium 2024-T3, w strukturze którego występują wtrącenia faz międzymetalicznych. Lokalną prędkość pęknięcia wyznacza się, mierząc odległości między grupami prążków zmęczeniowych na powierzchni pęknięcia elementu. Te układy prążków są charakterystyczne dla określonej sekwencji cykli obciążenia. Ze szczegółami badań mikrofraktograficznych stopu 2024-T3 i korelacji z prędkością pęknięcia pod wpływem pojedynczych i wielokrotnych przeciążeń można zapoznać się w pracach własnych autorów [10-14].

Dla prognozowania wzrostu pęknięć zmęczeniowych w stopie aluminium 2024-T3 pod wpływem blokowego programu obciążenia opracowano model obliczeniowy, w którym wykorzystano wyniki analizy mikrofraktograficznej oraz doświadczalne badania prędkości pęknięcia elementów. Wpływ cykli OL-UL na prędkość pęknięcia uwzględniono w modelu, stosując propozycję Willenborga. Zagadnienie to jest przedmiotem przedstawianej pracy.

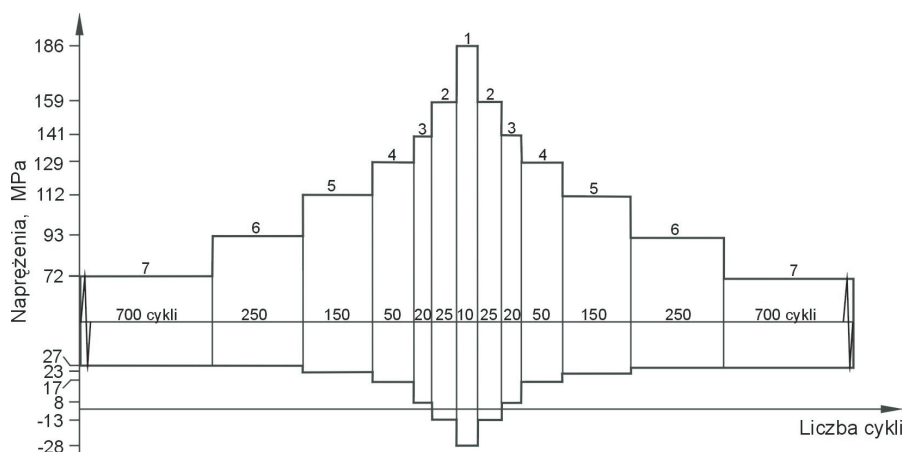
2. Materiał i metodyka badań

Badania doświadczalne prędkości zmęczeniowego pęknięcia przeprowadzono dla stopu aluminium 2024-T3, który jest głównym materiałem stosowanym na pokrycie dolne skrzydła samolotu. Stop ten wyprodukowano we francuskich zakładach Pechiney-Rhenalu. Użyto materiału w postaci arkuszy blach o grubości 3 mm obustronnie platerowanych czystym aluminium. Grubość warstewki plateru wynosiła 0,12 mm. W składzie chemicznym stopu 2024 występują pierwiastki stopowe o następujących udziałach według atestu wytwórcy (w %): 4,23 Cu, 1,37 Mg, 0,50 Mn, 0,18 Fe, 0,16 Zn. Własności wytrzymałościowe stopu mieszczą się w granicach odpowiednio: wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 441 \div 450$ MPa, umowna granica plastyczności $R_{0,2} = 297 \div 309$ MPa, wydłużenie całkowite $A = 22 \div 25\%$. Symbol obróbki cieplnej T3 stopu aluminium wskazuje na jego przesycanie w temperaturze 495°C przez 50 godz. oraz utwardzanie zgniotem na zimno i naturalne starzenie w temperaturze 195°C . Z blachy wycięto próbki o długości 400 mm i szerokości 100 mm, a w środku próbek wykonano inicjator pęknięcia w postaci otworu o średnicy 5 mm z bocznymi nacięciami i wstępnym przedpęknięciem łącznie o długości 7,5 mm z każdej strony otworu (rys. 1). Wykonano dwie serie próbek. Próbki typu LT wycięto zgodnie z kierunkiem walcowania blachy, a próbki typu TL prostopadłe do tego kierunku. Badania zmęczeniowe próbek prowadzono w warunkach pokojowych przy zmiennej amplitudzie naprężenia zgodnie ze schematem pokazanym na rysunku 2. To widmo obciążenia zwane w skrócie SRM-100 (stopniowo-rosnący-malejący) opracowano w Instytucie Lotnictwa w Warszawie



Rys. 1. Geometria próbek stosowanych w badaniach zmęczeniowych

dla potrzeb badań rozwoju pęknięć w skrzydle samolotu. Odzworowuje ono widmo 100 lotów samolotu. Składa się z trzynastu bloków cykli o łącznej liczbie 2400 cykli. Częstotliwość zmiany obciążenia próbek wynosiła 5 Hz przy pierwszym stopniu obciążenia (72 MPa), a przy pozostałych stopniach 2 Hz. Rozwój pęknięć na powierzchni próbek rejestrowano optycznie bez przerywania próby zmęczeniowej. Badania elektrooptyczne powierzchni pęknięć blach prowadzono za pomocą mikroskopów skaningowego SEM i transmisyjnego TEM. Z obrazów prążków zmęczeniowych na przelomach próbek i ich wzajemnych odległości wnioskowano o wpływie poszczególnych bloków obciążenia na prędkość pęknięcia stopu.

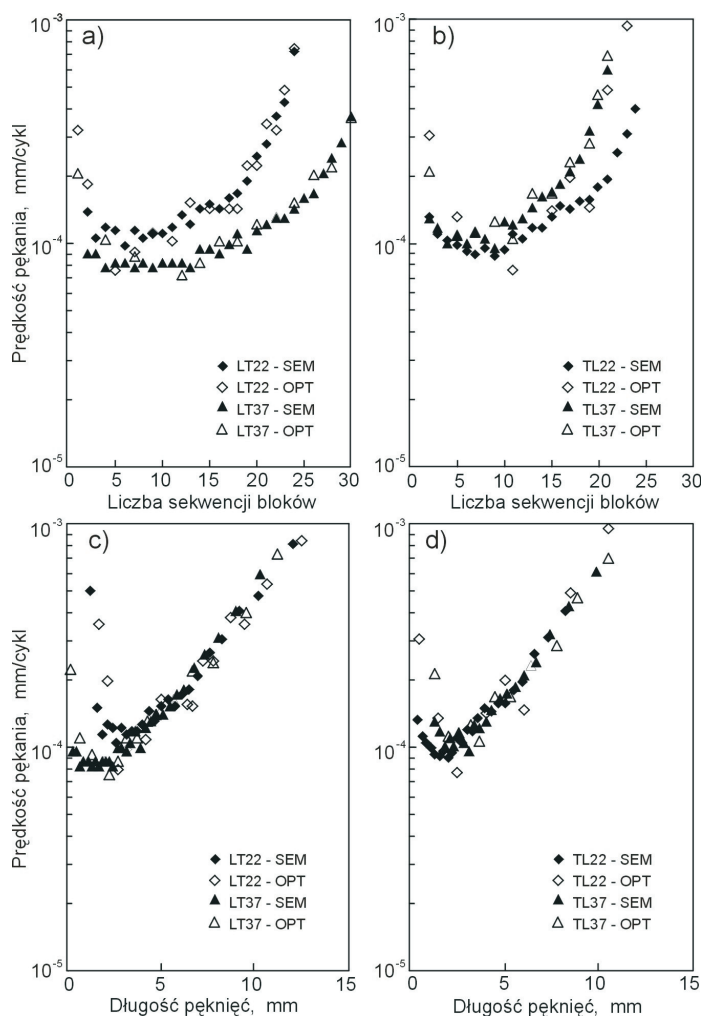


Rys. 2. Program obciążeń SRM-100

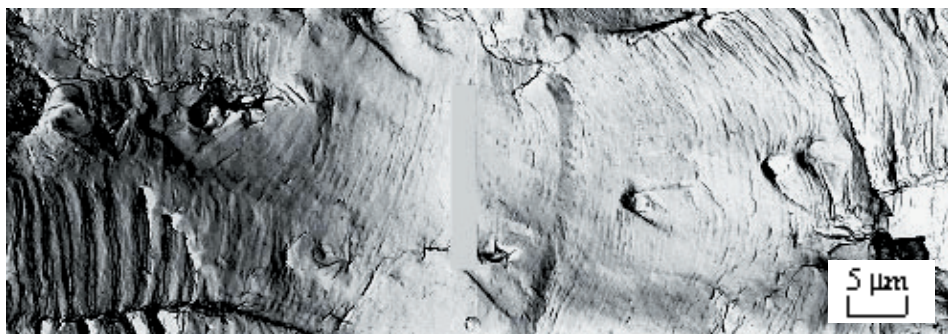
3. Prędkość zmęczeniowego pęknięcia stopu 2024-T3 pod wpływem blokowego widma obciążeń. Wyniki badań doświadczalnych

Wpływ widma SRM-100 z wielokrotnymi cyklami typu OL-UL na prędkość pęknięcia próbek i na formowanie się obrazów prążków zmęczeniowych na powierzchni pęknięcia blach stopu 2024-T3 analizowano, biorąc pod uwagę wyniki badań zmęczeniowych i mikrofraktograficznych. Przykładowe przebiegi prędkości pęknięcia próbek typu LT i TL w zależności od liczby zrealizowanych sekwencji bloków naprężeń (programów obciążeń) i od długości pęknięcia przedstawiono na rysunku 3. Punkty niezaczernione na wykresach prędkości pęknięcia odnoszą się do długości pęknięć na powierzchni próbek zmierzonych metodą optyczną (OPT). Z kolei punktami zaczernionymi oznaczono długości pęknięć wewnątrz blachy, które określono z odległości pomiędzy liniami zmęczeniowymi na przelomach

próbek z użyciem mikroskopu elektronowego SEM. Widoczne na wykresach na rysunkach 3a i 3b spadki lub niezmiennosc prędkości pęknięcia próbek w zakresie do 10-15 sekwencji obciążeń wskazują na silny wpływ stref plastycznych pochodzących od bloku najwyższych naprężeń w widmie. Naprężenia ściskające w tych strefach doprowadziły do okresowego zaciskania się pęknięcia. Potwierdzeniem tych spostrzeżeń są układy prążków zmęczeniowych na przełomie próbek obserwowane za pomocą mikroskopu TEM. Przykładowy obraz prążków przedstawiono na zdjęciu



Rys. 3. Wykresy prędkości pęknięcia w zależności od liczby sekwencji bloków naprężeń (a, b) i od długości pęknięcia (c, d) w próbkach ze stopu aluminium 2024-T3 pobranych wzdłuż LT (a, c) i w poprzek TL (b, d) do kierunku walcowania blachy

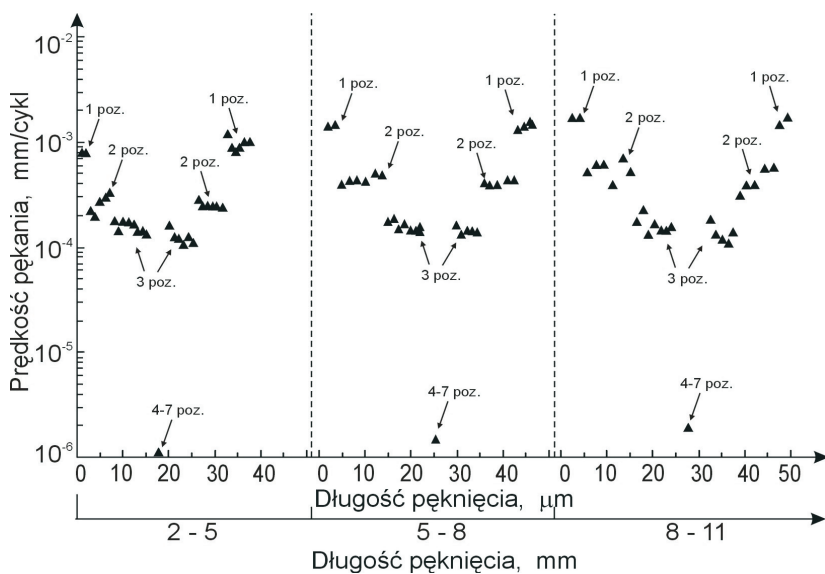


Rys. 4. Układ prążków zmęczeniowych w obrębie części malejącej i rosnącej widma naprężeń obserwowany na powierzchni pęknięcia próbki LT ze stopu 2024-T3 w odległości 8-11 mm od czoła przedpęknięcia ujawniony za pomocą TEM; objaśnienie w tekście

na rysunku 4. Odnosi się ono do zakresu długości pęknięć 8-11 mm liczonych od czoła przedpęknięcia zmęczeniowego. Takie obrazy prążków są powtarzalne na przelomach próbek do odległości 12 mm od karbu mechanicznego. Stopniowe zwiększanie lub zmniejszanie się odległości międzyprążkowych w poszczególnych pasmach prążków można przypisać odpowiednim poziomom w widmie obciążenia. Widoczne na zdjęciu układy prążków zmęczeniowych w rosnącej i w malejącej części widma związane są z poziomami obciążeń 3-2-1 i 1-2-3. W poziomach obciążenia 7-6-5-4 i 4-5-6-7 prążki ujawniły się tylko śladowo, co oznacza zatrzymanie się pęknięcia lub jego rozwój z bardzo małą prędkością. Na zdjęciu zwraca uwagę charakter przejścia pęknięcia od części rosnącej do malejącej widma. To przejście widoczne w środkowej części zdjęcia przejawia się w uskoku i w bardzo wąskim paśmie bez prążków zmęczeniowych lub tylko ze śladami tych prążków. Rozmiar tego osobliwego wycinka powierzchni pęknięcia wynosi około $1,5 \mu\text{m}$. Zgodnie z ilością cykli w poszczególnych stopniach obciążenia, omawianemu wycinkowi odpowiada 2300 cykli obciążenia (poziomy naprężeń 4-5-6-7), a wycinkom powierzchni z prążkami — 100 cykli (poziomy naprężeń 1-2-3).

Układy prążków uwidocznione na powierzchni pęknięć na zdjęciu z TEM umożliwiły wyznaczenie zmian prędkości pęknięcia w skali mikroskopowej pod wpływem poszczególnych bloków naprężeń w widmie. Te zmiany ujęto na wykresie na rysunku 5. Zastosowano dwie skale: górną właściwą dla odległości międzyprążkowych i dolną dla zaznaczenia miejsca pobrania próbki do badań w mikroskopie TEM. Na wykresie tym przedstawiono przebiegi prędkości pęknięcia określone z odległości międzyprążkowych i przypisano je odpowiednim poziomom obciążenia w widmie SRM-100. Te punkty są właściwe sekwencjom bloków naprężeń 3-2-1-2-3 w zakresie długości pęknięć od 2 do 11 mm. Wysoka początkowa prędkość wykazywana przez „grube” prążki zmęczeniowe, związane z blokiem cykli o najwyższych naprężeniach,

silnie obniża się z 10^{-3} mm/cykl do 10^{-4} mm/cykl, a następnie gwałtownie spada do 10^{-6} mm/cykl. O tym spadku świadczą pojedyncze punkty pomiarowe w dolnej części wykresu na rysunku 5. Spadek prędkości pęknięcia próbek obejmuje trzy rzędy wielkości. Tak duży spadek prędkości jest wynikiem skokowego obniżania się prędkości pęknięcia w malejącej części widma na skutek oddziaływania kolejnych bloków cykli o malejących naprężeniach, jak również wpływu strefy plastycznej wytworzonej przez wcześniejszy blok cykli o wyższym naprężeniu. Ten wpływ strefy plastycznej na prędkość pęknięcia ujawnia się w początkowym etapie oddziaływania cykli każdego kolejnego bloku obciążenia. Po wyjściu pęknięcia ze strefy plastycznej następuje wzrost prędkości pęknięcia stosownie do poziomu naprężenia w bloku. Nadejście kolejnych bloków cykli z poziomów 3-2-1 w części wzrastającej widma zaznacza się równie gwałtownym i sukcesywnie narastającym wzrostem prędkości pęknięcia również o trzy rzędy wielkości. Pierwszy cykl każdego bloku początkowo przyspiesza prędkość pęknięcia, ale jednocześnie wytwarza strefę plastyczną przeciążeniową. Strefa ta redukuje prędkość pęknięcia przez pewien okres dopóty, dopóki z udziałem kolejnych cykli tego bloku wierzchołek pęknięcia nie znajdzie się poza strefą plastyczną. Punkty pomiarowe na wykresie na rysunku 5 wskazują na wzrost prędkości pęknięcia w końcowym okresie działania bloku cykli. To zjawisko gwałtownego spadku i wzrostu prędkości pęknięcia widoczne jest w środkowej części każdego przedziału długości pęknięć na wykresie na rysunku 5, w obrębie



Rys. 5. Prędkość pęknięcia w stopie 2024-T3 dla trzech przedziałów długości pęknięcia, w obrębie części malejącej i rosnącej dwóch kolejnych widm obciążeń odtworzone ze zdjęć układów prążków; objaśnienie w tekście

dwóch kolejnych programów obciążenia, na przejściu od części malejącej do rosnącej widma. Jest ono właściwe wąskim pasemkom bez prążków na powierzchni przelomu próbek lub ze śladami tych prążków widocznych w środkowej części zdjęcia na rysunku 4.

Analiza mikrofraktograficzna powierzchni przelomów próbek pozwoliła ustalić okres propagacji pęknięcia w próbkach. Dowiodła, że pod wpływem programu SRM-100 wzrost pęknięcia trwa tylko przez 100 cykli i przyrost długości pęknięcia jest spowodowany działaniem trzech bloków cykli o najwyższych poziomach naprężeń (3-2-1-2-3). Czas ten odpowiada około 4,2% czasu działania programu obciążenia, zatem przez znaczną część programu obciążeń pęknięcie nie rozwija się lub rozwija z bardzo małą prędkością. Podsumowując wyniki analiz, można sformułować istotny wniosek, że krótkie pod względem liczby cykli sekwencje programowe i stosunkowo szybko następujące po sobie kolejne bloki obciążeń przyczyniają się do długich czasowo „postojów” pęknięcia. Konsekwencją tego jest ograniczona możliwość pełnej rekonstrukcji widma obciążenia elementu z obrazu prążków zmęczeniowych na przelomach zniszczonych elementów.

4. Prognozowanie wzrostu pęknięć zmęczeniowych pod wpływem blokowego widma obciążeń

Dla analitycznego ujęcia wpływu eksploatacyjnego widma obciążeń na prędkość zmęczeniowego pęknięcia elementu konstrukcji widmo to zastępuje się zdeterminowanym programem obciążeń. Wymaga się przy tym spełnienia fizycznej zgodności modelu z rzeczywistym obiektem pod względem miejsca i czasu inicjacji pęknięć, okresu propagacji pęknięć oraz trwałości zmęczeniowej elementu. Analityczną postacią zdeterminowanego widma obciążeń są statystyczne funkcje rozkładu naprężeń o parametrach zależnych od czasu lub równoważne mu widmo blokowe o liczbie cykli w poszczególnych blokach odpowiadających krotności wystąpienia określonej wartości naprężenia σ_i w widmie. W literaturze [15, 16] proponuje się, aby zastąpić blokowe widmo obciążeń programem o stałej amplitudzie zmian ekwiwalentnego naprężenia $\Delta\sigma_{eq}$. Dotyczy to zarówno cykli zmęczeniowych symetrycznych, jak i niesymetrycznych.

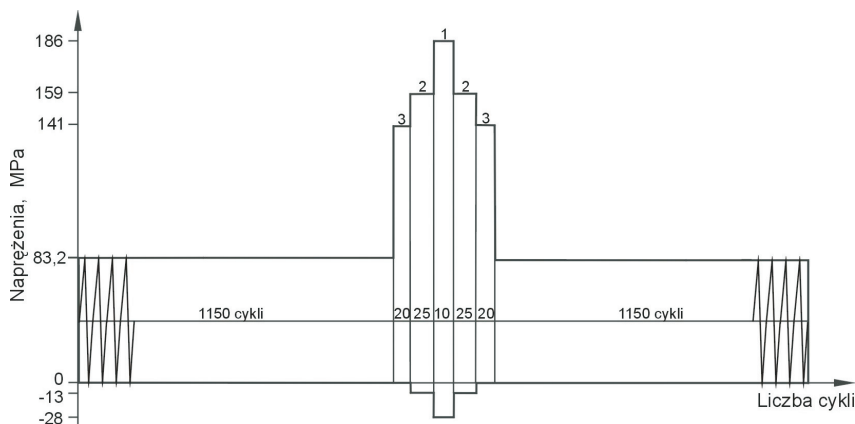
Wyniki badań prędkości pęknięcia oraz analizy mikrofraktograficznej przelomów próbek obciążonych zgodnie z widmem SRM-100 pozwoliły na przyjęcie w modelu obliczeniowym zastępczego schematu obciążenia próbek dla prognozowania rozwoju pęknięć zmęczeniowych w elementach modelowych. Schemat zastępczego widma dla programu obciążeń SRM-100 przedstawiono na rysunku 6.

Naprężenie ekwiwalentne $\Delta\sigma_{eq}$ dla poziomów naprężeń 7-6-5-4 blokowego programu SRM-100, nie mających wpływu na kumulację uszkodzeń zmęczeniowych w próbkach, obliczono na podstawie zależności (1) podanej w pracy [15]:

$$\Delta\sigma_{eq} = \left[\sum_{j=1}^q n_j (\Delta\sigma_j)^m / N_B \right]^{1/m} \quad \text{przy czym} \quad N_B = \sum_{j=1}^q n_j, \quad (1)$$

gdzie: n_j oznacza liczbę cykli w j -tym bloku obciążenia, q – liczbę bloków obciążeń, a N_B jest liczbą cykli w pełnym programie. Dla stopów aluminium wykładnik potęgowy przyjmuje najczęściej wartość $m = 3,58$.

Klesnil [15], a następnie Walker [16] zaproponowali, aby wpływ współczynnika asymetrii cyklu zmęczeniowego R na prędkość pęknięcia uwzględniać już



Rys. 6. Zastępcze widmo obciążeń przyjęte do obliczeń; objaśnienie w tekście

w obliczeniach naprężeń zmieniających się w blokowym widmie. Gdy wprowadzi się do wzoru (1) zależność (2) podaną przez tych autorów, widmo z blokami cykli niesymetrycznych ($R \neq -1$) zastępowane jest przez odzerowo-tętniące widmo o stałej amplitudzie naprężenia ($R = 0$). Dla tego widma zakres zmian naprężeń w poszczególnych blokach naprężeń $\Delta\sigma_j$ obliczany jest według wzoru:

$$\Delta\sigma_j = \sigma_{\max,j} \cdot (1 - R_j)^\gamma \quad j = 1 \dots q \quad R_j \geq 0, \quad (2)$$

przy czym $\sigma_{\max,j}$ i R_j są odpowiednio maksymalną wartością naprężenia i wartością współczynnika asymetrii cyklu R w poszczególnym bloku naprężeń. Dla stopów aluminium i obciążenia zmiennego o współczynniku $R \geq 0$ wykładnik potęgowy γ przyjmuje wartość 0,68. Dla materiałów plastycznych i dla bloków cykli, dla których $R < 0$ wykładnik γ przyjmuje wartość z przedziału $0 \div 0,2$ [16]. Ostatecznie zakres zmian ekwiwalentnego naprężenia $\Delta\sigma_{eq}$ dla poziomów naprężeń 7-6-5-4 widma przedstawionego na rysunku 2 oblicza się ze wzoru:

$$\Delta\sigma_{eq} = \left[\sum_{j=1}^q n_j \cdot \left[\sigma_{\max,j} \cdot (1-R)^y \right]^m / N_B \right]^{1/m}. \quad (3)$$

Na podstawie tego wyrażenia i dla wartości wykładnika $m = 3,58$ dla stopu 2024-T3 naprężenie ekwiwalentne jest równe $\Delta\sigma_{eq} = 83,2$ MPa.

Zakładamy, że prędkość wzrostu pęknięcia pod wpływem pierwotnego blokowego widma obciążeń ($R \neq -1$), jak również pod wpływem równoważnego mu obciążenia opisana jest wzorem Parisa. Licząc przyrosty długości pęknięć pod wpływem cykli z poziomów naprężeń 1-2-3-2-1, brano pod uwagę każdy cykl indywidualnie. W wyniku działania N_B cykli widma przyrost długości pęknięcia Δa_{bl} można zatem ocenić ze wzoru:

$$\Delta a_{bl} = \sum_{j=1}^{N_B} a_j = \sum_{j=1}^{N_B} C \cdot (\Delta K_j)^m = \sum_{j=1}^{N_B} C \cdot (M_k \cdot \Delta\sigma_j \cdot \sqrt{\pi \cdot a_j})^m, \quad (4)$$

przy czym C jest stałą, M_k — współczynnikiem poprawkowym uwzględniającym geometrię elementu z pęknięciem, $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ jest zakresem zmian współczynnika intensywności naprężeń, a_j jest długością pęknięcia w momencie wystąpienia bloku cykli o naprężeniu $\Delta\sigma_j$.

Średnią prędkość pęknięcia na jeden cykl zmiany naprężenia definiuje wzór [16]:

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{\text{śred}} = \frac{\Delta a_{bl}}{N_B} = C \cdot \left(\left[\sum_{j=1}^{N_B} (\Delta K_j)^w / N_B \right]^{1/w} \right)^w. \quad (5)$$

W ogólnym przypadku wykładniki m i w we wzorze Parisa (4) i (5) mogą mieć różne wartości. Zgodnie z wcześniejszym założeniem wartości średniej prędkości pęknięcia $(da/dN)_{\text{śred}}$ są równe prędkości oszacowanej z równania Parisa dla ekwiwalentnego naprężenia $\Delta\sigma_{eq}$. Pęknięcie w elemencie może przyrastać wtedy, gdy jest otwarte, a więc gdy zakres zmian ekwiwalentnego współczynnika intensywności naprężeń ΔK_{eq} przewyższa zakres zmian wartości współczynnika ΔK_{op} związanego z otwarciem pęknięcia. W rezultacie pęknięcie przebiega przy mniejszym naprężeniu, co odpowiada efektywnemu współczynnikowi intensywności naprężeń $\Delta K_{eq, \text{eff}}$ zgodnie z zależnościami ujętymi we wzorze (6):

$$\begin{aligned} C \cdot \left(\left[\sum_{j=1}^{N_B} (\Delta K_j)^w / N_B \right]^{1/w} \right)^w &= C \cdot (\Delta K_{eq, \text{eff}})^m = C \cdot [\Delta K_{eq} - \Delta K_{op}]^m = \\ &= C \cdot [(1-R) \cdot (K_{\max, eq} - K_{\max, op})]^m. \end{aligned} \quad (6)$$

Dla stopu 2024-T3 maksymalna wartość współczynnika intensywności naprężeń $K_{\max, op}$ związanej z otwarciem pęknięcia przyjmuje wartość z przedziału $1 \div 3 \text{ MPa m}^{1/2}$.

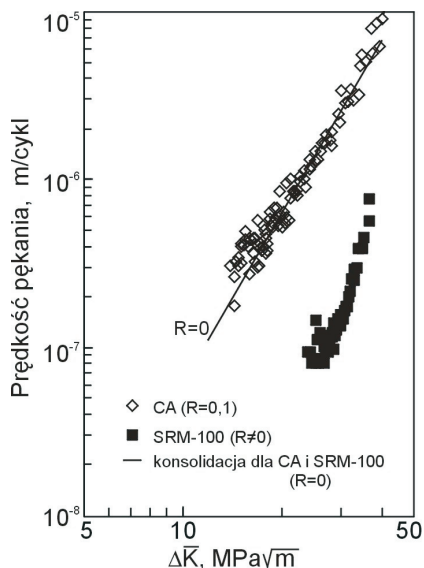
Prędkość zmęczeniowego pęknięcia w materiale zależy istotnie od współczynnika asymetrii cyklu R i grubości elementu. Wpływ współczynnika R na prędkość pęknięcia ma związek ze zjawiskiem zamykania się pęknięcia (*crack closure*). Do zamknięcia pęknięcia dochodzi w części odciażającej cyklu zmęczeniowego, gdy naprężenie minimalne w cyklu σ_{\min} jest mniejsze od naprężenia zamykania się pęknięcia σ_{cl} . Zjawisko to dominuje przy cyklach zmęczeniowych z małymi i ujemnymi wartościami współczynnika R . Pęknięcie zamknięte nie propaguje. Przy obciążeniach z wysokimi wartościami współczynnika R zjawisko zamykania się pęknięcia nie występuje, pęknięcie jest zawsze otwarte i może się powiększać. Różnica pomiędzy wartością naprężenia związaną z zamykaniem się i otwieraniem się pęknięcia jest rzędu 15%. Aby wyeliminować wpływ omawianego zjawiska na prędkość pęknięcia, przeprowadza się transformację doświadczalnie wyznaczonych krzywych prędkości pęknięcia $da/dN = f(\Delta K_{eff})$ dla obciążeń cyklicznych o współczynniku $R \neq 0$ do krzywych pęknięcia $da/dN = f(\Delta \bar{K}_{eq,eff})$ związanych z równoważnym stałoamplitudowym widmem odzerowo-tętniącym o współczynniku $R = 0$, przy czym:

$$\Delta \bar{K}_{R=0} = K_{\max, R \neq 0} \cdot (1 - R)^\gamma = \Delta K_{R \neq 0} \cdot (1 - R)^{\gamma-1} = \frac{\Delta K_{R \neq 0}}{(1 - R)^{1-\gamma}}. \quad (7)$$

To działanie prowadzi do konsolidacji wartości prędkości pęknięcia wokół jednej linii trendu, co ilustruje wykres na rysunku 7. Na tym wykresie punkty o niewypełnionych znakach odpowiadają przekształconym według relacji (7) doświadczalnym wartościom prędkości pęknięcia, które zarejestrowano podczas badań zmęczeniowych dla obciążenia stałoamplitudowego (CA) o współczynniku cykli $R = 0,1$. W zbiorze punktów o niewypełnionych znakach zawarte są też punkty, które odpowiadają przewidywanej prędkości pęknięcia pod wpływem ekwiwalentnego naprężenia $\Delta \sigma_{eq}$. Dla porównania punktami zaczerpniętymi oznaczono doświadczalne wartości prędkości pęknięcia zarejestrowane przy zmiennie-amplitudowym (VA) programie obciążenia SRM-100. Dzięki tej transformacji krzywych można wykazać, że wszelkie różnice w wartościach prędkości pęknięcia ΔV wynikają jedynie z wpływu bloku cykli przebiegniętych w widmie SRM-100 na opóźnienie procesu pęknięcia. A zatem:

$$\begin{aligned} \Delta V = V_{CA} - V_{VA} &= \left(\frac{da}{dN} \right)_{CA} - \left(\frac{da}{dN} \right)_{SRM-100} = \\ &= C_{CA} \left(\Delta \bar{K}_{eq,eff} \right)^m - C_{CA} \cdot (1 - C_p) \cdot \left(\Delta \bar{K}_{eq,eff} \right)^m = C_{CA} \cdot C_p \cdot \left(\Delta \bar{K}_{eq,eff} \right)^m, \end{aligned} \quad (8)$$

przy czym V_{CA} jest prędkością pęknięcia pod wpływem stałoamplitudowego odzerowo-tętniącego widma obciążenia, V_{VA} jest prędkością doświadczalnie wyznaczoną przy obciążeniu SRM-100, C_{CA} i m są stałymi materiałowymi, $\Delta K_{eq,eff}$ jest zakresem zmian efektywnego współczynnika intensywności naprężeń związanym z naprężeniem ekwiwalentnym $\Delta\sigma_{eq}$, a C_p jest współczynnikiem opóźnienia pęknięcia zdefiniowanym wzorem (10).



Rys. 7. Przebiegi doświadczalne prędkości pęknięcia dla obciążenia CA i SRM-100 oraz linia trendu dla prędkości pęknięcia pod wpływem obciążenia o cyklach $R = 0$ w funkcji $\Delta\bar{K}$, objaśnienie w tekście

Wzór (8) po przekształceniu otrzymuje ostateczną postać (9):

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= \Delta V = C_{CA} \cdot C_p \cdot \left(\Delta\bar{K}_{eq,eff} \right)^m = \\ &= C_{CA} \cdot C_p \cdot \left[(1-R) \cdot \left(\bar{K}_{max,eq} - K_{max,op} \right) \right]^m. \end{aligned} \quad (9)$$

W zależności tej w sposób jednoznaczny zaznaczono wpływ dwóch zjawisk na prędkość zmęczeniowego pęknięcia elementów. Tymi zjawiskami są otwarcie lub zamykanie się pęknięcia w zależności od rodzaju cykli zmęczeniowych oraz opóźnienie w przyroście pęknięcia spowodowane przez strefę plastyczną przed wierzchołkiem pęknięcia z naprężeniami ściskającymi. Strefa ta powstała pod wpływem cykli przeciążeniowych obecnych w programie SRM-100. Z naprężeniem otwarcia pęknięcia łączy się współczynnik $K_{max,op}$.

Opóźnienie pęknięcia definiuje współczynnik opóźnienia C_p określony wzorem:

$$C_p = \left(\frac{r_{pi}}{a_{ol} + r_{p,ol} - a_i} \right)^n. \quad (10)$$

We wzorze tym symbole $r_{p,ol}$ i r_{pi} oznaczają odpowiednio rozmiar stref plastycznych, które powstały pod wpływem cyklu przeciążeniowego i kolejnego i -tego cyklu o naprężeniu $\Delta\sigma_i$ w programie obciążeń. Z kolei a_{ol} jest długością pęknięcia do momentu wystąpienia bloku przeciążeń o wartości naprężenia $\Delta\sigma_{ol}$, a_i jest długością bieżącą pęknięcia w chwili wystąpienia i -tego cyklu o naprężeniu $\Delta\sigma_i$, n jest wykładnikiem opóźnienia. W obliczeniach długości pęknięć a_i i a_{ol} korzystano ze wzorów wywodzących się z modelu opóźnień Willenborga.

Model Willenborga jest modyfikacją modelu opóźnień Wheelera. W modelu Willenborga [17] wprowadzono naprężenie σ_{red} , które jest wymagane do pokonania przez pęknięcie o długości a_i wraz z jego bieżącą strefą plastyczną r_{pi} w i -tym cyklu obciążenia, strefy plastycznej $r_{p,ol}$ wywołanej cyklem przeciążeniowym (rozciągającym). Model ten nie uwzględnia jednak wpływu cykli typu przeciążeniowo-odciążeniowych (OL-UL). Liczne doniesienia literaturowe m.in. [3, 4, 18], jak również własne obserwacje wskazują, że występujące bezpośrednio po cyklu przeciążeniowym (OL) odciążenie (UL) zmniejsza okres opóźnienia pęknięcia. Cykle typu UL przyspieszają wzrost pęknięcia. Z tego powodu należy wprowadzić modyfikację do wzoru (10). Pod wpływem naprężeń ściskających, związanych z półcyklem odciążeniowym, obie strefy plastyczne — bieżąca r_{pi} i przeciążeniowa o promieniu $r_{p,ol}$, ulegają zmniejszeniu o rozmiar strefy plastycznej $r_{cp,UL}$. Zgodnie z [18] promień strefy plastycznej $r_{cp,UL}$ oblicza się ze wzoru:

$$r_{cp} = \frac{1}{D \cdot \pi} \left(\frac{\Delta K_{UL}}{2 \cdot R_{02}} \right)^2 = \frac{1}{D \cdot \pi} \left(\frac{K^* - K_{min,UL}}{2 \cdot R_{02}} \right)^2, \quad (11)$$

przy czym $D = 2$ (PSN) lub 6 (PSO), $K^* = \min(K_{min}^{CA}, K_{th})$, K_{min}^{CA} jest wartością współczynnika intensywności naprężeń związaną z minimalną wartością naprężenia w cyklu bazowym stałoamplitudowym, K_{th} jest progowym współczynnikiem intensywności naprężeń, $K_{min,UL}$ jest minimalną wartością współczynnika K związaną z cyklem odciążeniowym (UL), $R_{0,2}$ granicą plastyczności materiału.

Opóźnienie pęknięcia trwa dopóty, dopóki zachodzi relacja:

$$a_i + (r_{pi} - r_{cpi}) < a_{ol} + (r_{p,ol} - r_{cp,UL}), \quad (12)$$

a więc gdy pęknięcie o długości a_i wraz z towarzyszącą mu bieżącą strefą plastyczną o rozmiarze r_{pi} , zmniejszoną o strefę o rozmiarze r_{cpi} nie przekroczy granicy strefy pla-

stycznej o rozmiarze $r_{p,ol}$ związanej z pęknięciem o długości a_{ol} i pomniejszonej o strefę $r_{cp,UL}$. Przypomnijmy, że współczynnik opóźnienia C_p jest dany wzorem:

$$C_p = \left(\frac{r_{pi} - r_{cpi}}{a_{ol} + (r_{p,ol} - r_{cp,UL}) - a_i} \right)^n \quad (13)$$

Na skutek oddziaływania sprężystego materiału w okolicy pęknięcia w jego monotonicznej strefie plastycznej z naprężeniami ściskającymi zachodzi redystrybucja naprężenia. Załóżmy, że w strefie plastycznej działają teraz naprężenia zredukowane σ_{red} . Warunek opóźnienia pęknięcia w modelu Willenborga ma zatem postać:

$$a_{ol} + (r_{p,ol} - r_{cp,UL}) = a_i + \frac{1}{D \cdot \pi} \left(\frac{K_{red}}{R_{0,2}} \right)^2 = a_i + \frac{1}{D \cdot \pi} \left(\frac{\sigma_{red} \cdot \sqrt{\pi \cdot a_i} \cdot M_k}{R_{0,2}} \right)^2 \quad (14)$$

Naprężenie wymagane do przejścia strefy plastycznej wyraża się zależnością:

$$\sigma_{red} = \frac{\sqrt{2} \cdot R_{0,2}}{M_k} \cdot \sqrt{\frac{a_{ol} + (r_{p,ol} - r_{cp,UL}) - a_i}{a_i}}, \quad (15)$$

gdzie M_k jest współczynnikiem geometrycznym elementu z pęknięciem.

W modelu tym przyjmuje się [17], że naprężenia ściskające σ_c powstałe w przeciążeniowej strefie plastycznej przed wierzchołkiem pęknięcia są równe różnicy między naprężeniem σ_{red} a największym naprężeniem cyklu przeciążeniowego, czyli $\sigma_c = \sigma_{red} - \sigma_{max}$. O tę wartość naprężenia σ_c zredukowane są też wartości $\sigma_{max,i}$ i $\sigma_{min,i}$ w każdym cyklu obciążenia. Wartości efektywnych naprężeń w cyklu zmęczeniowym $\sigma_{max\,eff,i}$ i $\sigma_{min\,eff,i}$ są równe odpowiednio:

$$\sigma_{max\,eff,i} = \sigma_{max,i} - \sigma_c = 2 \cdot \sigma_{max,i} - \sigma_{red}; \quad (16)$$

$$\sigma_{min\,eff,i} = \sigma_{min,i} - \sigma_c = \sigma_{min,i} + \sigma_{max,i} - \sigma_{red}.$$

Wartości tych naprężeń efektywnych muszą być dodatnie, w przeciwnym razie należy przyjąć wartość zerową.

Zastosowanie powyższych wzorów daje możliwość oceny naprężeń ściskających indukowanych w strefie plastycznej przed wierzchołkiem pęknięcia pod wpływem cyklu przeciążeniowego z danego bloku naprężeń. Dla przykładu z pęknięciem o długości 12 mm rozwijającym się pod wpływem cyklu o naprężeniu $\sigma_{max,i} = 186$ MPa

i $\sigma_{\min,i} = -28$ MPa (blok 1) związana jest przeciążeniowa strefa plastyczna o promieniu $r_{p,ol} = 1,25$ mm. Z penetrującym tę strefę pęknięciem o długości $a_i = 12$ mm związana jest bieżąca strefa plastyczna o promieniu $r_{p,i} = 0,19$ mm. Naprężenie konieczne do przejścia przeciążeniowej strefy plastycznej dla tego pęknięcia wynosi $\sigma_{red} = 72,8$ MPa, a naprężenie ściskające w strefie plastycznej jest równe $\sigma_c = -113,2$ MPa. Zgodnie ze wzorem (14) efektywne naprężenia w cyklu zmęczeniowym, przy których następuje rozwój pęknięcia wynoszą $\sigma_{\max eff,i} = 299,2$ MPa, $\sigma_{\min eff,i} = 85,2$ MPa ($\Delta\sigma_{eff} = 214$ MPa). Wzrost długości pęknięcia do 13 mm jeszcze w obrębie plastycznej strefy przeciążeniowej, lecz niemal przy jej granicy ($a_i + r_{p,ol} = 13,25$ mm), skutkuje zmniejszonym naprężeniem $\sigma_{red} = 59,2$ MPa potrzebnym do wyjścia pęknięcia z tej strefy i zwiększoną wartością naprężeń ściskających $\sigma_c = -126,8$ MPa. Te wartości naprężeń, szczególnie naprężeń ściskających σ_c , wpływają na znaczne spowolnienie lub zatrzymanie wzrostu pęknięcia.

Należy wyraźnie podkreślić, że przykładowe obliczenia wielkości stref plastycznych i odpowiednich naprężeń w modelu Willenborga podano dla pęknięć, których długości ustalano zgodnie z zasadą mechaniki pęknięcia i dla geometrii próbki stosowanej w badaniach zmęczeniowych (rys. 1). Obliczone na podstawie modelu Willenborga wartości naprężeń ściskających są zgodne pod względem poziomu wartości z naprężeniami zmierzonymi metodą rentgenograficzną przed wierzchołkiem pęknięcia.

Ostatecznie wartości maksymalne i minimalne efektywnego współczynnika intensywności naprężenia dane są zależnościami [17]:

$$K_{\max eff,i} = K_{\max,i} - \left(K_{\max,ol} \cdot \sqrt{1 - \frac{a_i - a_{ol}}{r_{p,ol} - r_{cp,UL}}} - K_{\max,i} \right) \quad (17)$$

$$K_{\min eff,i} = K_{\min,i} - \left(K_{\min,ol} \cdot \sqrt{1 - \frac{a_i - a_{ol}}{r_{p,ol} - r_{cp,UL}}} - K_{\min,i} \right). \quad (18)$$

Dla sprawdzenia poprawności obliczeń przewidywanej długości pęknięć i prędkości pęknięcia na podstawie przedstawionego modelu porównano te wartości z wartościami doświadczalnymi otrzymanymi dla blokowego programu obciążeń SRM-100. Wyniki tego porównania przedstawiono na wykresach na rysunku 8. Punktami zaczernionymi zaznaczono wartości obliczeniowe, a punktami niezaczernionymi — wartości doświadczalne prędkości pęknięcia.

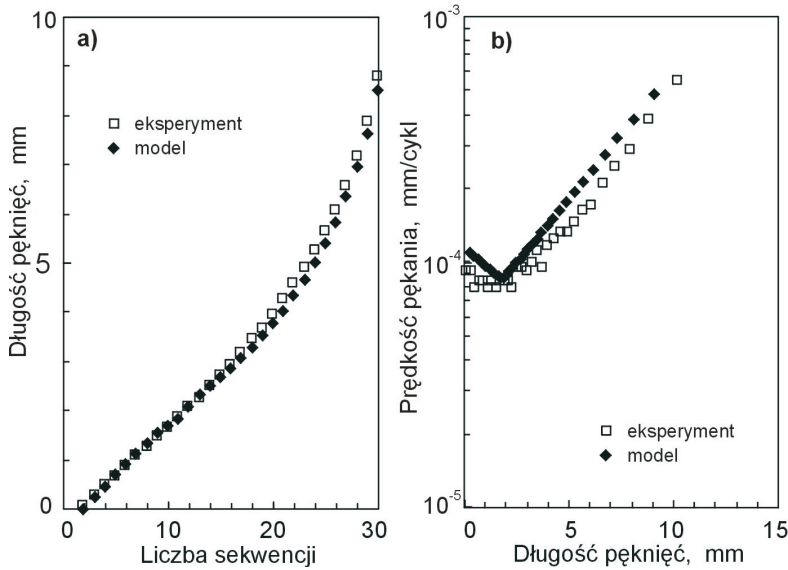
Wzrost długości pęknięcia pod wpływem określonego bloku cykli ΔN_i obliczono ze wzoru:

$$a_i = a_{i-1} + \Delta a_i = a_{i-1} + \left[0,5 \cdot (2 - m) \cdot \Delta N_i \cdot C \cdot C_p \cdot \left(M_k \cdot \sqrt{\pi} \cdot \Delta \sigma_i \right)^m \right]^{2/(2-m)}, \quad (19)$$

gdzie: m i C oznaczają stałe materiałowe we wzorze Parisa (np. wzór (4)), C_p — współczynnik opóźnienia pęknięcia (wzór (13)), $\Delta \sigma_i$ — zakres zmian naprężenia w i -tym bloku cykli, M_k — współczynnik poprawkowy geometrii elementu z pęknięciem. Dla geometrii próbki typu CCT z centralnym pęknięciem współczynnik M_k jest obliczany ze wzoru (20) w [8, 19]:

$$M_k = \left[1 - 0,025 \cdot \left(\frac{a}{W/2} \right)^2 + 0,06 \cdot \left(\frac{a}{W/2} \right)^4 \right] \cdot \sqrt{\sec \left(\frac{\pi \cdot a}{W} \right)}, \quad (20)$$

gdzie: a jest połówką długości pęknięcia, a W jest szerokością próbki.



Rys. 8. Porównanie przewidywanej długości pęknięcia (a) i prędkości pęknięcia (b) próbek z doświadczalnie wyznaczonymi wielkościami odpowiednio w zależności od liczby sekwencji i długości pęknięć dla widma typu SRM-100

Występujący we wzorze (13) wykładnik opóźnienia n można oszacować z relacji podanej w [18] lub z danych doświadczalnych:

$$n = OLR + M_k^2 = \frac{\sigma_{\max, OL}}{\sigma_{\max}^{CA}} + M_k^2, \quad (21)$$

przy czym: $\sigma_{\max, OL}$ jest maksymalnym naprężeniem w cyklu przeciążeniowym (OL), a σ_{\max}^{CA} jest maksymalnym naprężeniem w cyklu bazowym stałoaamplitudowym.

Dla doświadczalnej krzywej pęknięcia typu $da/dN = f(\Delta K)$ wyznaczono stałe m i C . Dla gałęzi opadającej tej krzywej stałe przyjmują wartości: $m = -1,28$ i $C = 5,11 \cdot 10^{-6}$, a dla gałęzi wzrastającej odpowiednio $m = 3,58$ i $C = 3,2 \cdot 10^{-8}$.

Obserwowane niewielkie różnice w przebiegach punktów w przedziale rozwoju długich pęknięć, głównie na wykresie prędkości pęknięcia w zależności od długości pęknięcia na rysunku 8b, wskazują na bezpieczne oszacowanie tej prędkości. Z punktu widzenia bezpieczeństwa elementu jest to korzystniejszy wynik, bowiem przewidywana jego trwałość będzie nieco niższa, niż wynika to z badań doświadczalnych. Wykresy te dowodzą zatem, że przedstawiony sposób obliczeń prowadzi do poprawnych wartości przewidywanej długości pęknięć i prędkości pęknięcia elementów.

5. Podsumowanie

W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych prędkości zmęczeniowego pęknięcia blachy ze stopu aluminium 2024-T3 o grubości 3 mm pod wpływem blokowego programu obciążeń SRM-100 z wielokrotnymi cyklami przeciążeniowo-odciążeniowymi. Analiza mikrofraktograficzna powierzchni pęknięć elementów dowiodła, że pod wpływem programu SRM-100 przyrost długości pęknięcia jest związany z działaniem trzech, spośród trzynastu, bloków cykli o najwyższych poziomach naprężeń i wzrost pęknięcia trwa tylko przez 4,2% czasu działania programu obciążenia. Przez większość czasu działania obciążenia pęknięcie nie rozwija się lub wzrasta bardzo powoli. Długie czasowo „postoje” pęknięcia są wynikiem opóźniającego działania cykli przeciążeniowych, dużych stref plastycznych przed wierzchołkiem pęknięcia, krótkich pod względem liczby cykli sekwencji programowych i stosunkowo szybko następujących po sobie kolejnych bloków obciążeń. Te zjawiska decydują o zwiększonej trwałości elementów. Z drugiej strony, te zjawiska uniemożliwiają pełną rekonstrukcję widma obciążenia elementu z obrazu prążków zmęczeniowych obserwowanych na przelomach zniszczonych elementów. Wykorzystując wyniki badań prędkości zmęczeniowego pęknięcia elementów oraz wyniki analiz mikrofraktograficznych dla próbek typu CCT, w pracy zaproponowano deterministyczne podejście, które umożliwia przewidywanie rozwoju pęknięć zmęczeniowych pod wpływem blokowego programu obciążeń. Dla podkreślenia wpływu cykli przeciążająco-odciążających na opóźnienie pęknięcia elementów przy obliczaniu prędkości pęknięcia blachy stopu aluminium wykorzystano model opóźnień Willenborga.

Artykuł wpłynął do redakcji 3.08.2007 r. Zweryfikowaną wersję po recenzji otrzymano w październiku 2007 r.

LITERATURA

- [1] S. KOCAŃDA, *Zmęczeniowe pękanie metali*, wyd. 3, WNT, Warszawa, 1985.
- [2] J. SCHIJVE, *Fatigue of structures and materials*, Kluwer Academic Publishers, 2001.
- [3] M. SKORUPA, *Empirical trends and prediction models for fatigue crack growth under variable amplitude loading*, ECN_R-96-007, Petten, Netherlands: Netherlands Energy Research Foundation, 1996.
- [4] M. SKORUPA, *Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading — a literature review*, Part I: Empirical trends, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 21, 1998, 987-1006.
- [5] A. T. KERMANIDIS, S. G. PANTELAKIS, *Fatigue crack growth analysis of 2024-T3 aluminium specimens under aircraft service spectra*, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, vol. 24, 2001, 699-710.
- [6] W. YISHENG, J. SCHIJVE, *Fatigue crack closure measurements on 2024-T3 sheet specimens*. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, vol. 18, no 9, 1995, 917-921.
- [7] F. ELLYIN, J. WU, *An numerical investigation on the effect of an overload on fatigue crack opening and closure behaviour*, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, vol. 22, no 10, 1999, 835-848.
- [8] P. YASNIY, Y. U. PYNDUS, *Prediction of fatigue crack growth rate after single overload at different stress ratios*, *Proc. ECF-14 Conf. Fracture Mechanics Beyond 2000*, Krakow, Poland, 2000, vol. III/III, 609-616.
- [9] J. SCHIJVE, M. SKORUPA, A. SKORUPA, T. MACHNIEWICZ, P. GRUSZCZYŃSKI, *Fatigue crack growth in the aluminium alloy D16 under constant and variable amplitude loading*. *J. Fatigue* 26, nr 1, 2004, 1-15.
- [10] D. KOCAŃDA, S. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI, *Prędkość zmęczeniowego pękania w lotniczym stopie aluminium i możliwość jej odtwarzania przy programowanym widmie obciążeń*, *Biul. WAT*, nr 2/3, 2004, 69-83.
- [11] D. KOCAŃDA, S. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI, *Prędkość pękania w stopie aluminium 2024-T3 i możliwość jej odtwarzania przy programowanym widmie obciążeń*, XXI Sympozjum Mechaniki Eksperymentalnej Ciała Stałego, Jachranka 2004, 23-44.
- [12] D. KOCAŃDA, S. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI, *Reconstruction of fatigue crack growth rate for 2024-T3 aluminium alloy sheet on the basis of fractographic analysis*, *The Archive of Mechanical Engineering*, nr 3, 2004, 361-375.
- [13] D. KOCAŃDA, S. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI, *Porównawcze badania prędkości zmęczeniowego pękania w lotniczych stopach aluminium przy programowanych przebiegach obciążeń*, III Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji, Wyd. Politechniki Białostockiej, Augustów, 2005, 153-158.
- [14] D. KOCAŃDA, S. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI, *Variable amplitude load interaction in fatigue crack growth for 2024-T3 aluminium alloy*, *Proc. 16th European Conf. of Fracture, ECF-16*, Greece, 2006, 177-178 (abstarct; full paper on CD).
- [15] S. KOCAŃDA, J. SZALA, *Podstawy obliczeń zmęczeniowych*, PWN, Warszawa, 1997.
- [16] N. E. DOWLING, *Mechanical behaviour of materials*, 2nd edition, Prentice Hall, 1999.
- [17] H. O. FUCHS, R. I. STEPHENS, *Metal fatigue in engineering*, John Wiley & Sons, 1980.

- [18] A. RAMA CHANDRA MURTHY, G. S. PALANI, NAGESH R. IYER, *An improved Wheeler model for remaining life prediction of cracked plate panels under tensile-compressive overloading*, SID, vol. 1, no 3, 2005, 203-213.
- [19] A. BOCHENEK, *Elementy mechaniki pękania*, Wyd. Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa, 1998.
- [20] J. TORZEWSKI, *Prędkość zmęczeniowego pękania i możliwość jej odtwarzania w lotniczym stopie aluminium 2024-T3 na podstawie analizy fraktograficznej w warunkach programowanych widm obciążeń*, rozprawa doktorska, WAT, 2007.

D. KOCAŃDA, J. TORZEWSKI

Prediction of fatigue crack growth for 2024-T3 aluminium alloy under block program loading

Abstract. The paper presents experimental results of fatigue crack growth rate investigations for a 3-mm-thick 2024-T3 aluminium alloy sheet under the SRM-100 block program loading with multiple overload-underload cycles. Microfractographic analysis of specimen fracture surfaces has revealed that the crack grows under three cycle blocks of the highest stress amplitudes only among thirteen blocks included in the program as well as the crack propagation period covers a 4.2% of the time of the loading affectation. For the most time of load acting, the crack is stopped or increases very slowly. A long term lasted crack retardation results from multiple spike overloads-underloads, an extended plastic zone ahead of the crack tip and the short return periods. These mentioned phenomena have influence on higher fatigue lifetime of the specimens. On the other hand, those phenomena do that an exact reconstruction of the service loading on the basis of fatigue striation images on the fracture surface of broken component is impossible.

Using experimental data of fatigue crack growth rate study as well as the results of microfracture analysis made for the CCT specimen fracture surfaces the deterministic approach has been proposed to predict the crack growth under block program loading. To emphasize the effect of crack retardation under overloads-underloads, the Willenborg model was applied when calculating the fatigue crack growth rate in the aluminium alloy sheet.

Keywords: aluminium alloy, fatigue crack growth rate, microfracture analysis, the Willenborg model of crack retardation

Universal Decimal Classification: 669.715