

TEORETYCZNA I EKSPERYMENTALNA ANALIZA WZROSTU SZCELIN ZMĘCZENIOWYCH
W OBECNOŚCI SPAWALNICZYCH NAPRĘŻEN WŁASNYCH

GRZEGORZ G L I N K A (WARSZAWA)

1. Wstęp

Jednym z częściej występujących typów uszkodzeń maszyn i konstrukcji stalowych są pęknięcia zmęczeniowe. Powstają one zwykle w miejscach wysokiej koncentracji naprężeń rozciągających, spowodowanej istnieniem karbów lub naprężeń własnych. Szczególnie często tego typu pęknięcia występują w konstrukcjach spawanych. Spawanie pozostawia po sobie rozciągające i ściskające naprężenia własne oraz zewnętrzne i wewnętrzne karby w postaci nadlewów oraz szczelino-podobnych wad spawalniczych. Są one potencjalnymi inicjatorami pęknięć zmęczeniowych, których sukcesywny wzrost prowadzi do zniszczenia zmęczeniowego lub kruchego [1].

Trwałość i nośność takich konstrukcji zależy więc od tego czy istniejące szczelino-podobne defekty będą rozrastać się i jak szybko. Jest to zagadnienie szczególnie ważne w przypadku niskostopowych stali o podwyższonych i wysokich wytrzymałościach, które są bardzo wrażliwe na działanie karbów. Są one szeroko stosowane na konstrukcje spawane i problem wzrostu szczelin zmęczeniowych staje się w takich przypadkach jednym z podstawowych zagadnień wytrzymałościowych. Okres wzrostu szczelin zmęczeniowych stanowi w takich konstrukcjach 50 - 100% ich całkowitej trwałości [2]. Znajomość czynników wpływających na wzrost szczelin zmęczeniowych stanowi więc istotny problem. Jednym z nich są naprężenia własne.

Najczęściej stosowanym narzędziem w analizie szczelin jest współczynnik intensywności naprężeń $K = \delta \cdot f(a)$ będący podstawowym parametrem mechaniki pęknięcia [3, 4]. P. C. PARIS [5] wykazał, że współczynnik intensywności stosowany wcześniej tylko do analizy pęknięć kruchych, nadaje się także do opisu wzrostu szczeliny zmęczeniowych. Prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej pod obciążeniem o stałej amplitudzie σ_a i stałym współczynnikiem asymetrii cyklu R można bowiem opisać wzorem:

$$(1) \quad \frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n,$$

gdzie: $\frac{da}{dN}$ — prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej,

a — długość lub połowa długości szczeliny zmęczeniowej.

N — liczba cykli obciążenia zmiennego

C, n — stałe.

Aktualnie istnieje wiele innych wzorów na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych [7], które uwzględniają dodatkowe parametry jak np. współczynnik asymetrii cyklu R , odporność na pękanie K_c lub inne. Jednym z częściej stosowanych jest zmodyfikowany wzór Parisa (1) zaproponowany przez FORMANA i współpracowników [8].

$$(2) \quad \frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^n}{(1-R)K_c - \Delta K}$$

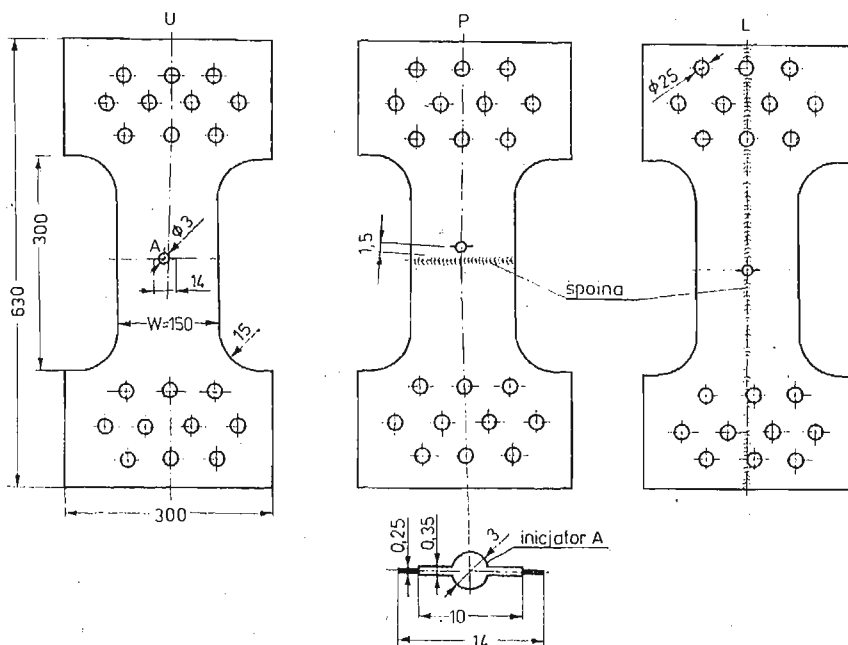
gdzie: K_c — odporność na pękanie

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \text{ — współczynnik asymetrii cyklu.}$$

Znajomość stałych C , n i K_c dla rozważanego materiału umożliwia obliczanie prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych oraz trwałości dla dowolnych kształtów geometrycznych elementów, szczelin i typów obciążeń. Stałe C , n i K_c należy jednak wyznaczyć eksperymentalnie.

2. Materiał, próbki i opis eksperymentów

Próbki (rys. 1) wykonano z jednego arkusza blachy normalizowanej 18G2AV o grubości 4 mm. Jest to jedna z częściej stosowanych na konstrukcje spawane stali niskoprotentowych. Granica plastyczności i wytrzymałość na rozciąganie zmierzone na próbkach wyciętych z tego samego arkusza blachy wynosiły: $R_e = 625$ MPa, $R_m = 784$ MPa. Wszystkie próbki wycięto równoległe do kierunku walcowania. W celu uzyskania możliwie jedna-



Rys. 1. Kształt i wymiary próbek

kowych rozkładów naprężeń własnych, próbki spawano po uprzednim całkowitym ukształtowaniu poszczególnych elementów.

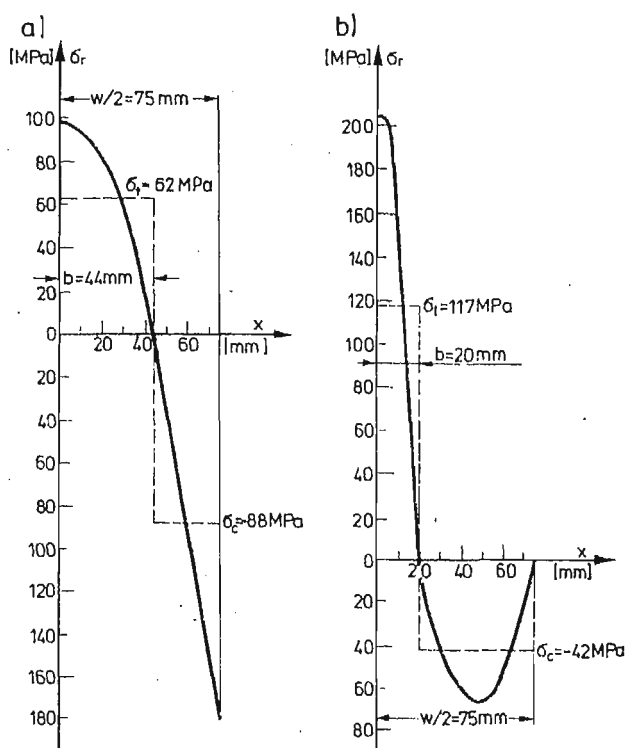
Spawanie było ostatnią operacją przygotowywania próbek.

Badano trzy rodzaje próbek:

- próbki niespawane U,
- próbki z czołową spoiną poprzeczną P,
- próbki z czołową spoiną wzdłużną L.

Próbki spawano ręcznie elektrodą EB-150 z prędkością $v_p = 12$ cm/min przy natężeniu prądu $I = 90$ A. Przed rozpoczęciem badań w każdej próbce wycinano inicjator przyspieszający inicjację szczeliny zmęczeniowej. Jego kształt i wymiary również przedstawiono na rys. 1.

Badania przeprowadzono na maszynie zmęczeniowej typu dźwigniowego z mechanicznym wymuszaniem obciążenia [9]. Długość szczeliny zmęczeniowej mierzono przy



Rys. 2. Rozkłady naprężeń własnych

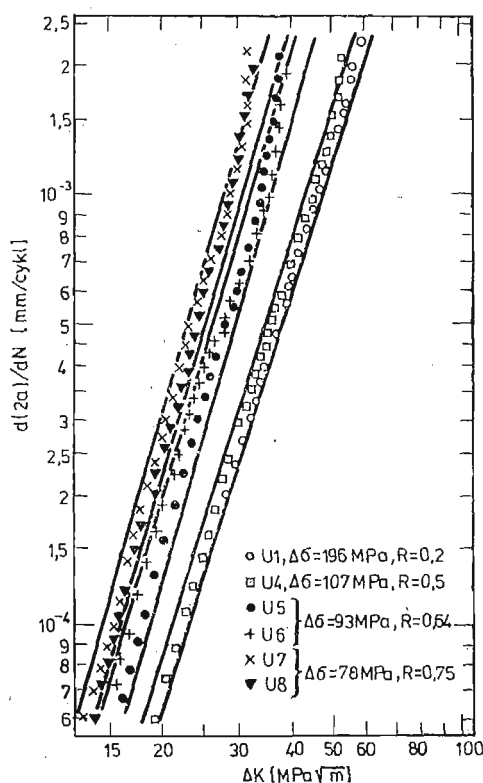
pomocy mikroskopu o powiększeniu $50\times$. Liczbę cykli zmian obciążenia rejestrowano za pomocą elektronowego licznika impulsów sprzężonego z fotodiodą.

Eksperyment polegał na notowaniu długości rosnącej szczeliny zmęczeniowej $2a$ i odpowiadającej tej długości liczby cykli obciążenia N . Obliczanie prędkości wzrostu szczeliny zmęczeniowej wykonywano według metody opisanej w pracach [10, 11]. Do obliczania współczynników intensywności naprężeń wykorzystywano wzór BROWNA [6].

Na podstawie losowo wybranych dwóch próbek typu P i dwóch próbek typu L wyznaczono rozkłady naprężeń własnych σ_r , przedstawione na rys. 2. Potrzebne w tym celu odkształcenia zmierzono metodą trepanacji za pomocą tensometrów oporowych [9].

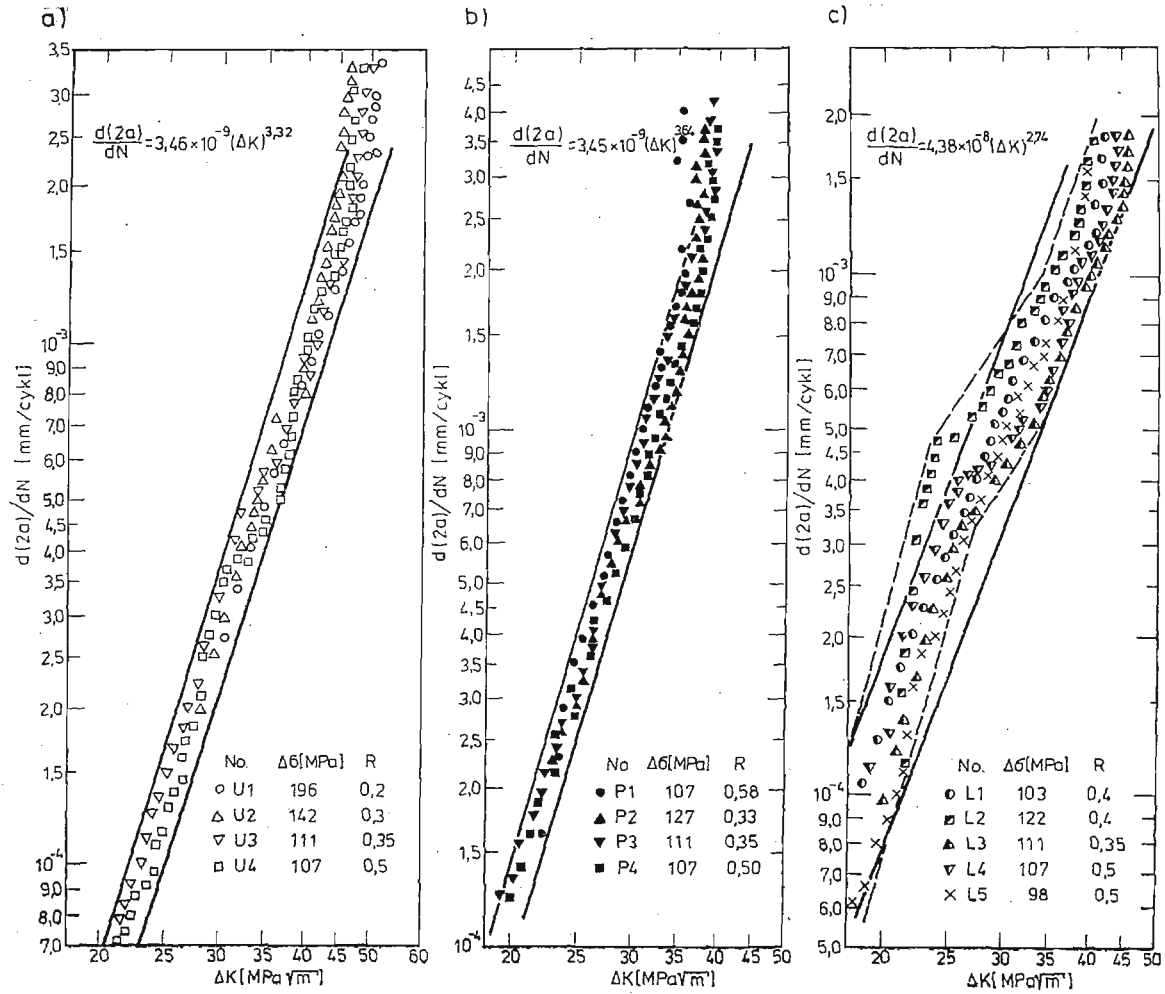
3. Prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych przy stałych amplitudach obciążenia

Wyniki badań przedstawiono w postaci wykresów $\log \frac{d(2a)}{dN} = f(\log(\Delta K))$ widocznych na rys. 3 i rys. 4 jako pasma rozrzutu wyników eksperymentalnych. Szerokość pasm rozrzutu wyznaczono dla prawdopodobieństwa $p = 95\%$. Badania próbek niespawanych U prowadzono przy różnych współczynnikach asymetrii cyklu $R = 0,2 \div 0,75$. Widocznym



Rys. 3. Wpływ współczynnika asymetrii cyklu R na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych w materiale rodzimym

jest (rys. 3), że prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych w stali 18G2AV rośnie wraz ze wzrostem współczynnika asymetrii cyklu R . Wpływ ten jest większy przy wyższych wartościach R . Natomiast niewielki wpływ R zanotowano przy zmianach w zakresie $R = 0,2 \div 0,45$ (rys. 4a), szczególnie jeśli zmianom R nie towarzyszyły duże zmiany naprężenia średniego σ_m .



Rys. 4. Pasma rozrzutu wyników eksperymentalnych uzyskanych z badania próbek:
a) niespawanych U, b) ze spoiną poprzeczną P, c) ze spoiną wzdłużną L.

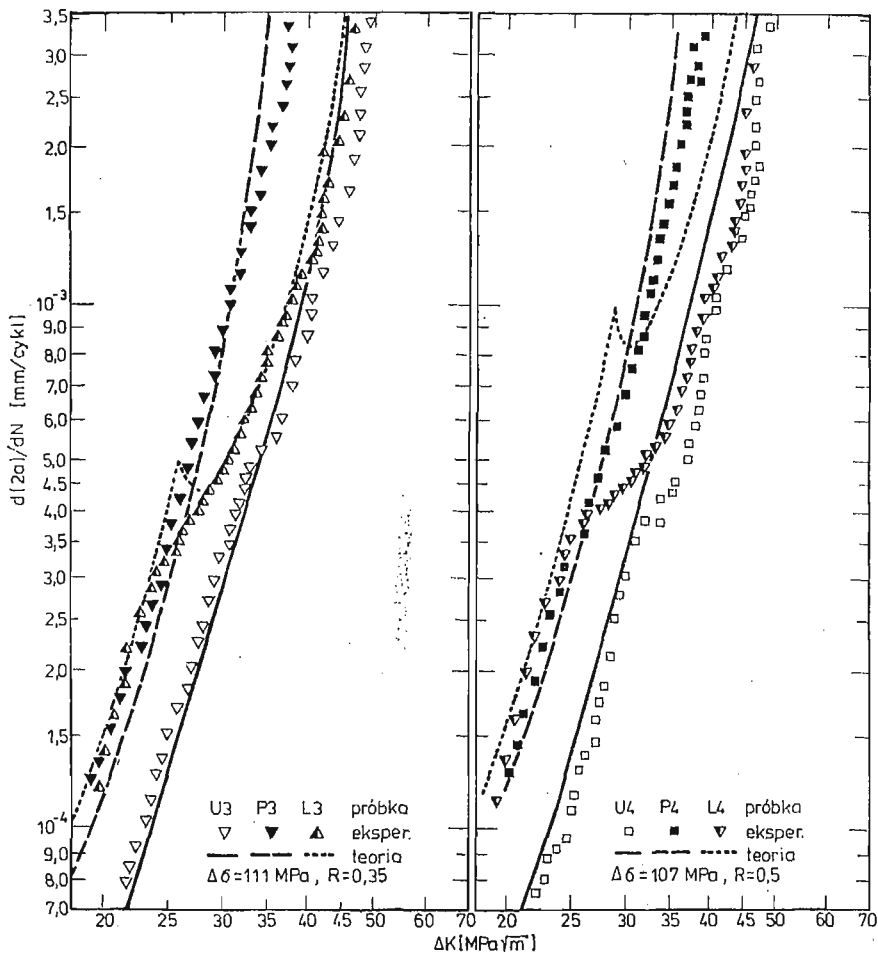
W każdym przypadku zależność $\frac{d(2a)}{dN} = f(\Delta K)$ dobrze opisywał wzór (1), gdyż przedstawione w podwójnie logarytmicznej podziałce wyniki badań układały się wzdłuż linii prostych. Najmniejszy współczynnik korelacji liniowej tak przedstawionych wyników badań wynosił $r = 0,98$. Oczywiście zależnie od wartości współczynnika asymetrii cyklu R zmieniały się wartości stałych C i n . Z tego względu do dalszej analizy zastosowano wzór Formana (1), którego stałe wyznaczone na podstawie wyników uzyskanych z próbek niespawanych U1 ÷ U8 wynoszą odpowiednio: $C = 1,69 \cdot 10^{-6}$, $n = 2,54$, $K_c = 108,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Stałe wyznaczone dla prawdopodobieństwa $p = 50 \%$. Sposób wyznaczania tych stałych opisano w pracach [9, 11].

Rezultaty badania prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych w próbkach spawanych P i L przedstawiono na rys. 4b i rys. 4c. Badania przeprowadzono przy współczynnikach asymetrii cyklu $R = 0,2 \div 0,5$, czyli w takich samych warunkach jak próbki niespawane U1 ÷ U4, z których uzyskano pasmo widoczne na rys. 4a. Na podstawie uzyskanych wyników badań wyznaczono szerokości pasm rozrzutów i stałe C i n występujące we wzorze Parisa (1) dla wszystkich trzech typów próbek (rys. 4). Niewielkie różnice pomiędzy tymi stałymi uzyskano tylko w przypadku próbek U i P. Wynoszą one $C = 3,46 \cdot 10^{-9}$ i $n = 3,32$ dla próbek U oraz $C = 3,45 \cdot 10^{-9}$ i $n = 3,64$ dla próbek P. Także prawie jednokowy był rozrzut wyników o czym świadczą szerokości pasm rozrzutu na rys. 4a i rys. 4b. Istotne różnice zanotowano natomiast w przypadku próbek spawanych ze spoinami wzdłużnymi (L). Zarówno bowiem stałe $C = 4,38 \cdot 10^{-8}$ i $n = 2,74$ jak i szerokość pasma rozrzutu odbiegają od wyników jakie otrzymano w przypadku próbek U i P. Także rezultaty badań uzyskane z poszczególnych próbek (rys. 4c) nie układały się wzdłuż prostych lecz tworzyły linie łamane. Charakterystycznym było to, że wspomniane załamania zawsze występowały wtedy gdy szczelina zmęczeniowa osiągnęła długość $2a = 35 \div 40 \text{ mm}$ a więc w momencie gdy wierzchołek szczeliny wychodził ze strefy rozciągających naprężeń własnych (rys. 2b). Było to także przyczyną większego rozrzutu i innego pochylenia całego pasma.

Przedstawione rys. 4 pasma rozrzutu uzyskano przy takich samych obciążeniach tzn. przy współczynnikach asymetrii cyklu $R = 0,2 \div 0,5$ i naprężeniach średnich $\sigma_m = 115 \div 160 \text{ MPa}$. Widocznym jest, że prędkości $\frac{d(2a)}{dN}$ różne są zależnie od typu próbki. Najszybciej na ogół szczeliny zmęczeniowe rosły w próbkach typu P natomiast najwolniej w próbkach niespawanych U. Pasma P jest przy tym prawie równoległe do pasma uzyskanego z próbek U. Podobny efekt uzyskano w próbkach niespawanych gdy podwyższono współczynnik asymetrii cyklu R (rys. 3). W przypadku próbek L wyraźny wpływ na prędkość $\frac{d(2a)}{dN}$ miała długość szczeliny. Dla szczelin o długościach $2a \leq 40 \text{ mm}$ prędkość wzrostu szczelin była zwykle wyższa od prędkości jaką w tych samych warunkach zanotowano w próbkach niespawanych U. Po przekroczeniu długości $2a \approx 40 \text{ mm}$ prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych gwałtownie zmniejszała się (rys. 4c) propagując później z taką samą prędkością jak w próbkach niespawanych. Należy zaznaczyć, że przez cały okres wzrostu szczelin zmęczeniowych w próbkach L ich wierzchołki znajdowały się poza strefą wpływu ciepła. Jediną przyczyną tak gwałtownych zmian prędkości wzrostu

szczelin zmęczeniowych w próbkach L (rys. 4c) mogły więc być tylko naprężenia własne. Stosunkowo wolny ich wzrost w przedziale $2a = 35 \div 65$ mm spowodowany był oddziaływaniem ściskających naprężeń własnych. Przy długościach $2a = 35 \div 40$ mm następowało bowiem wyjście szczelin ze strefy rozciągających naprężeń własnych i wejście w strefę naprężeń ściskających. Wzrost szczeliny zmęczeniowej powodował zmniejszanie oddziaływania naprężeń własnych wskutek wzajemnego znoszenia się wpływów naprężeń rozciągających i ściskających. Wskutek działania cyklicznie zmiennych obciążeń następuje także zanikanie naprężeń własnych [12]. Z tego względu prędkość wzrostu szczelin o długości $2a \geq 60$ mm była jednakowa w próbkach L i U.

W przypadku próbek P szczeliny zmęczeniowe ciągle znajdowały się w strefie wpływu ciepła. Jednak większa prędkość ich wzrostu w stosunku do próbek niespawanych U jest głównie spowodowana również działaniem naprężeń własnych. Zmiany strukturalne po-

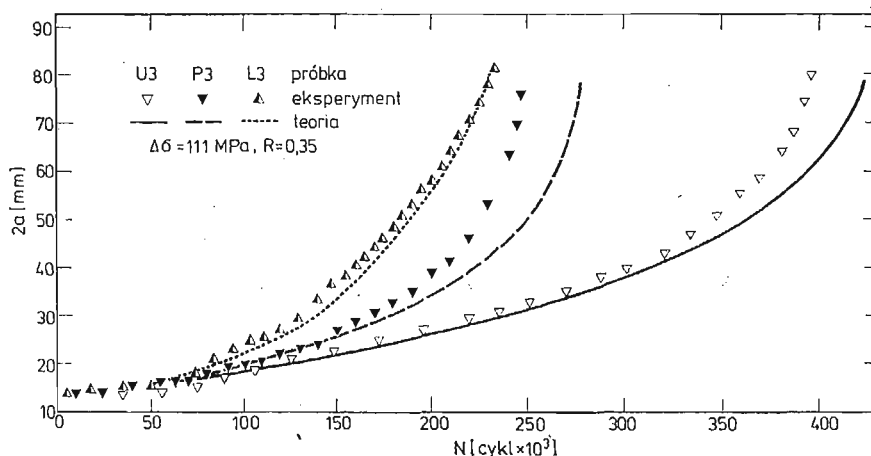


Rys. 5. Krzywe wzrostu szczelin zmęczeniowych $\frac{d(2a)}{d} = f(\Delta K)$ charakterystyczne dla różnych typów próbek

wstałe w strefie wpływu ciepła nie mogłyby bowiem spowodować tak dużych różnic [9, 13].

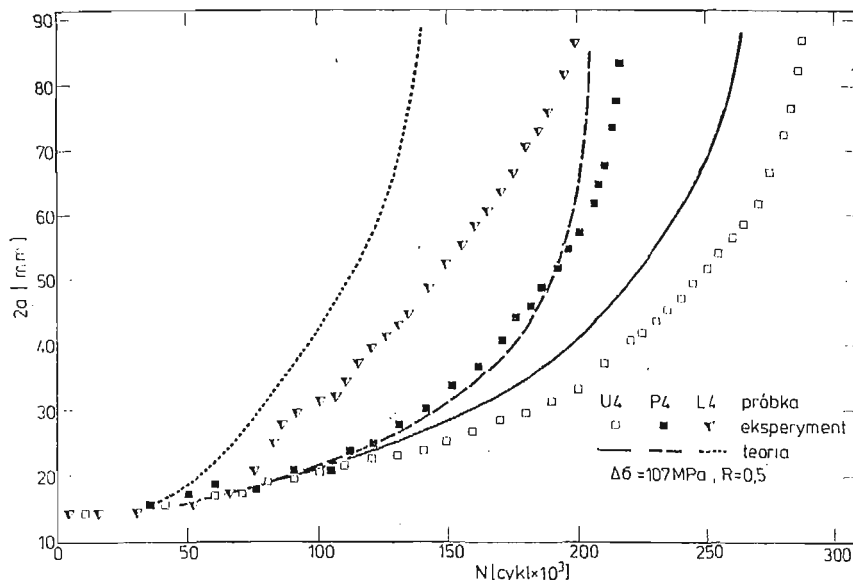
Opisane różnice pomiędzy prędkościami szczelin zmęczeniowych propagujących w różnych typach próbek wyraźnie widoczne są na rys. 5. Przedstawione wyniki badań dotyczą różnych typów próbek badanych przy identycznych obciążeniach. Widocznym jest, że przy małych wartościach $\Delta K < 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, czyli krótkich szczelinach ich prędkości w próbkach P i L są prawie jednakowe i kilkakrotnie wyższe od prędkości w próbkach niespawanych U. W przedziale $\Delta K = 25 \div 35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ widoczny jest bardzo powolny wzrost prędkości w próbkach typu L. Natomiast przy zakresie współczynnika intensywności naprężeń $\Delta K > 35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych w próbkach L i U są prawie jednakowe i kilkakrotnie niższe od prędkości w próbkach P. Brak załamania krzywych $\frac{d(2a)}{dN} = f(\Delta K)$ wyznaczonych dla próbek P wynika z tego, że próbki te ulegały całkowitemu zniszczeniu przed wyjściem szczeliny z szerokiej strefy rozciągających naprężeń własnych (rys. 2a) i przez cały okres propagacji znajdowały się tylko pod ich działaniem.

Podwyższenie prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych wskutek działania naprężeń własnych powoduje także skrócenie trwałości połączeń spawanych. Świadczą o tym rezultaty badań przedstawione na rys. 6 i rys. 7. Najkrótszymi trwałościami charakteryzo-



Rys. 6. Trwałości próbek U, P i L przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,35$

wały się próbki L. Wynikało to stąd, że w przypadku próbek L występowały także najkrótsze okresy wzrostu szczelin zmęczeniowych natomiast okresy inicjacji w próbkach P i L były prawie jednakowe. W przypadku próbek L4, P4 i U4 okresy wzrostu szczelin zmęczeniowych od $2a = 16 \text{ mm}$ do $2a = 80 \text{ mm}$ wynosiły odpowiednio 185000 cykli, 202000 cykli i 245000 cykli natomiast okresy inicjacji 10000 cykli, 13000 cykli i 50000 cykli. Interesującym jest to, że trwałości próbek L były najkrótsze chociaż szczeliny o długości $2a > 40 \text{ mm}$ propagowały w nich z prawie taką samą prędkością jak w próbkach niespawanych U. O trwałości decyduje jednak początkowy okres wzrostu szczelin zmęczeni-



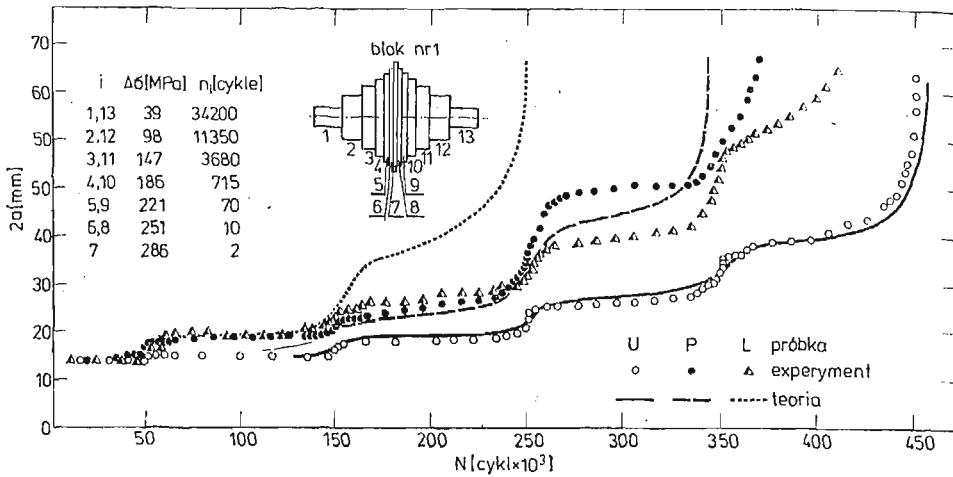
Rys. 7. Trwałości próbek U, P i L przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,5$

niowych, gdy są one jeszcze krótkie. W przypadku próbek L prędkość wzrostu krótkich szczelin $2a < 40$ mm była najwyższa chociaż nieznacznie tylko różniła się od prędkości wzrostu analogicznych szczelin w próbkach P. Próbki L charakteryzowały się najkrótszymi trwałościami z tego względu, że najszybciej propagowały w nich krótkie szczeliny zmęczeniowe. Największe korzyści z punktu widzenia trwałości można więc osiągnąć wtedy, gdy zostanie maksymalnie zmniejszona prędkość szczelin zmęczeniowych w początkowym okresie gdy są one jeszcze małe.

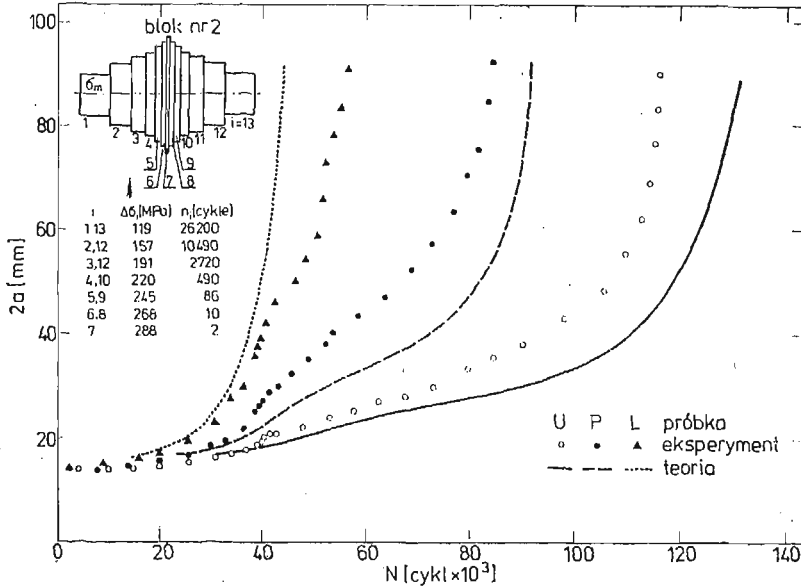
4. Wzrost szczelin zmęczeniowych przy zmiennych amplitudach obciążenia

W większości maszyn występują obciążenia o zmiennej amplitudzie. Jedną z metod często stosowaną w badaniach zmęczeniowych jest badanie trwałości zmęczeniowej przy obciążeniu zadawanym w postaci tzw. bloków Gassnera [14]. Przedstawione niżej wyniki badań dotyczą dwóch różnych bloków Gassnera (rys. 8 i rys. 9) reprezentatywnych dla obciążeń dźwignicowych. Szczegółowy opis tworzenia tych bloków podano w pracach [9, 14, 15]. Obydwa bloki naprężeń posiadały jednakowe i stałe naprężenia średnie σ_m i jednakowe amplitudy w stopniu nr 7. Blok naprężeń Nr 1 widoczny na rys. 8 posiadał natomiast mniejsze amplitudy na pozostałych stopniach i poszczególne jego stopnie były dłuższe (większe n_k) aniżeli odpowiadające im stopnie naprężeń w bloku Nr 2 widocznym na rys. 9.

Rezultaty badań uzyskane z próbek obciążanych według bloku Nr 1 przedstawiono rys. 8 w postaci zależności $2a = f(N)$. Obciążenie realizowano zaczynając od stopnia naprężenia nr 1. Badania wykazały, że pomimo jednakowych stopni naprężeń w obydwu połówkach bloku, powodowały one różne przyrosty szczelin zmęczeniowych. Otrzymano bowiem znacznie mniejsze przyrosty szczelin podczas realizacji drugiej połowy bloku



Rys. 8. Wzrost szczelin zmęczeniowych w próbkach U, P i L obciążonych według bloku naprężeń Nr 1.

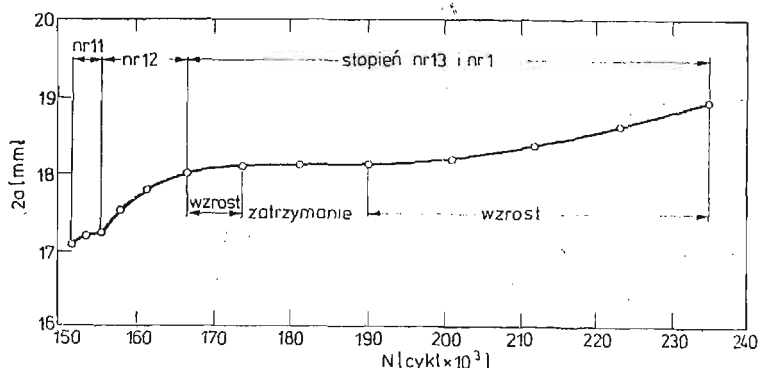


Rys. 9. Wzrost szczelin zmęczeniowych w próbkach U, P i L obciążonych według bloku naprężeń Nr 2

naprężeń, gdzie poszczególne amplitudy występowały w kolejności malejącej. Było to szczególnie wyraźne w przypadku próbek niespawanych U. Stopnie nr 2 i nr 3 bloku naprężeń powodowały ponad dwukrotnie większe przyrosty szczeliny zmęczeniowej aniżeli identyczne stopnie nr 11 i nr 12 realizowane w drugiej połowie bloku.

Po zmianie naprężenia ze stopnia nr 12 na stopień nr 13 następowało niekiedy nawet całkowite zatrzymanie szczeliny zmęczeniowej (rys. 10). Z powyższego wynika, że w przypadku obciążenia o zmiennych amplitudach ważną rolę odgrywa także kolejność występowania obciążeń. Znane jest bowiem zjawisko tzw. opóźniania się wzrostu szczelin zmęczeniowych [16], wskutek skokowego zmniejszenia naprężenia σ_{max} . Wyraża się ono tym,

że po skokowym zmniejszaniu σ_{\max} szczelina zmęczeniowa zatrzymuje się lub rośnie wolniej w stosunku do takiej samej szczeliny znajdującej się pod takim samym naprężeniem zmiennym realizowanym bez żadnych uprzednich zmian σ_{\max} . Podobne zjawiska zanotowano także w przypadku próbek L i P (rys. 8). Całkowita trwałość próbek spawanych była podobnie jak przy stałych amplitudach, krótsza od trwałości próbek niespawanych.



Rys. 10. Zwolnienie i zatrzymanie się szczeliny zmęczeniowej po zmianie stopnia naprężenia

Główną przyczyną były w tym przypadku znacznie krótsze okresy inicjacji szczelin zmęczeniowych w próbkach spawanych. Okresy wzrostu szczelin zmęczeniowych $2a = 16 \div 80$ mm we wszystkich trzech typach próbek były natomiast prawie jednakowe. Świadczy to o tym, że największy wpływ naprężenia własne mają na początkowy okres wzrostu szczelin zmęczeniowych.

Inne rezultaty otrzymano natomiast w przypadku próbek obciążanych według bloku naprężeń nr 2. Krótsze były (rys. 9) trwałości tych próbek i wyraźniejszy wpływ naprężeń własnych na okres wzrostu szczelin zmęczeniowych. Okresy wzrostu szczelin zmęczeniowych w próbkach P i L były bowiem krótsze niżeli w próbkach niespawanych U. Decydującym w tym przypadku był także szybki wzrost szczelin w okresie początkowym. Wiadomo bowiem, że wysokie naprężenia zmienne powodują zanikanie naprężeń własnych i ich bieżąca wartość zależy od liczby cykli przyłożonego obciążenia [12]. Oddziaływanie naprężeń własnych na długość okresu wzrostu szczelin zmęczeniowych jest więc tym większe im krótszy jest okres ich inicjacji. Znacznie krótsza trwałość próbek badanych według bloku Nr 2 wynika także częściowo i z tego, że nie zanotowano w ich przypadku zjawiska opóźniania się szczelin zmęczeniowych. Zbyt małe były bowiem różnice pomiędzy poszczególnymi stopniami naprężeń. W takich przypadkach rozciągające naprężenia własne mogą spowodować kilkukrotne skrócenie trwałości zmęczeniowej (rys. 9).

5. Analiza teoretyczna

Jedną z głównych przyczyn badania wzrostu szczelin zmęczeniowych jest stworzenie podstaw do przewidywania trwałości zmęczeniowej. Taką możliwość stwarza znajomość wzorów na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych. Stwierdzono, że w przypadku obciążeń o stałych amplitudach szeroko stosowanym wzorem jest wspomniany wyżej wzór:

Formana (2). Zgodnie z danymi zamieszczonymi w części 3 wzór ten w przypadku badanego materiału (tj. stali 18G2AV) przybierze postać:

$$(4) \quad \frac{d(2a)}{dN} = \frac{1,69 \cdot 10^{-6} (\Delta K)^{2,54}}{(1-R)350 - \Delta K}$$

Obliczone na podstawie tego wzoru krzywe $\frac{d(2a)}{dN} = f(\Delta K)$ przedstawiono na rys. 5. Linia ciągłą oznaczono krzywe odpowiadające próbkom niespawanym, które obliczono bez uwzględniania naprężeń własnych. Widocznym jest, że wzór (4) dobrze opisuje prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych tylko w próbkach niespawanych.

Z tego względu koniecznym było wprowadzenie do wzoru (4) również naprężeń własnych. Zastosowano metodę superpozycji zakładając, że efektywny współczynnik intensywności naprężeń K_{ef} jest sumą współczynnika intensywności od obciążenia zewnętrznego $K = f(\sigma)$ i od naprężeń własnych $K_r = f(\sigma_r)$. Zgodnie z powyższym maksymalną i minimalną wartość efektywnego współczynnika intensywności naprężeń obliczano jako:

$$(5) \quad \begin{aligned} K_{\max,ef} &= K_{\max} + K_r, \\ K_{\min,ef} &= K_{\min} + K_r. \end{aligned}$$

Efektywny zakres współczynnika intensywności naprężeń ΔK_{ef} i efektywny współczynnik asymetrii cyklu obliczano natomiast ze wzorów (6) i (7).

$$(6) \quad \begin{aligned} \Delta K_{ef} &= K_{\max,ef} - K_{\min,ef} && \text{dla } K_{\min,ef} > 0, \\ \Delta K_{ef} &= K_{\max,ef} && \text{dla } K_{\min,ef} \leq 0. \end{aligned}$$

$$(7) \quad \begin{aligned} R_{ef} &= \frac{K_{\min,ef}}{K_{\max,ef}} && \text{dla } K_{\min,ef} > 0, \\ R_{ef} &= 0 && \text{dla } K_{\min,ef} \leq 0. \end{aligned}$$

Wartości K_{\max} i K_{\min} obliczano według wzoru (3) natomiast wartość współczynnika intensywności naprężeń od naprężeń własnych według wzoru KANAZAWY [17].

$$(8) \quad K_r = \int_{-a}^{+a} \sigma_r(x) \left[\frac{2 \sin \frac{\pi(a+x)}{W}}{W \sin \frac{2\pi a}{W} \sin \frac{\pi(a-x)}{W}} \right]^{1/2} dx.$$

W celu uproszczenia obliczeń rzeczywiste rozkłady naprężeń własnych (rys. 3) zastąpiono równoważnymi rozkładami prostokątnymi. Wzór Formana wykorzystywany w obliczeniach przyjął ostatecznie postać:

$$(9) \quad \frac{d(2a)}{dN} = \frac{1,69 \cdot 10^{-6} (\Delta K_{ef})^n}{(1-R_{ef})K_c - \Delta K_{ef}}$$

Przedstawione na rys. 6 krzywe teoretyczne wskazują, że uwzględnienie naprężeń własnych wyraźnie poprawia dokładność przewidywań teoretycznych w przypadku próbek P i L. Odtworzone zostały nawet zmiany prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych powstające po wejściu w strefę naprężeń własnych ściskających. Nieciągłości krzywych teoretycznych $\frac{d(2a)}{dN} = f(\Delta K)$, jakie otrzymano w przypadku próbek L3 i L4 wynika

(rys. 5) z przyjęcia w obliczeniach uproszczonego prostokątnego rozkładu naprężeń własnych. Także w końcowym etapie wzrostu szczelin zmęczeniowych prędkości obliczone ze wzoru (9) są wyższe aniżeli rzeczywiste prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych w próbkach spawanych. Spowodowane jest to prawdopodobnie tym, że w obliczeniach przyjęto stałe naprężenia własne, tymczasem obciążenia cyklicznie zmienne powodują zanikanie naprężeń własnych.

Wzór (9) umożliwia także obliczanie trwałości na etapie wzrostu szczelin zmęczeniowych. Polega ono na całkowaniu tegoż wzoru w granicach $2a_0$ i $2a_k$, którymi są początkowa i dopuszczalna długość szczeliny. Należy jednak pamiętać, że całkowita trwałość N_c jest sumą okresu inicjacji N_i i wzrostu szczeliny zmęczeniowej N_p

$$(10) \quad N_c = N_i + N_p$$

W wielu przypadkach, szczególnie w elementach spawanych okres inicjacji jest krótki i wtedy

$$(11) \quad N_c \approx N_p$$

Przy stałych parametrach obciążenia $\sigma_{\max} = \text{const}$ i $\sigma_{\min} = \text{const}$ trwałość oblicza się więc ze wzoru:

$$(11) \quad N_c = N_i + \int_{2a_0}^{2a_k} \frac{(1-R)K_c - \Delta K}{G \cdot (\Delta K)^n} da$$

Jeżeli zakres współczynnika intensywności naprężeń można opisać wyrażeniem (12)

$$(12) \quad \Delta K = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{a}Y = \Delta\sigma\sqrt{a}Y, \text{ gdzie } Y = \text{const}$$

to całkowanie wzoru (11) jest dość proste i ostateczny wzór na trwałość przybierze postać wyrażenia (13).

$$(13) \quad N_c = N_i + \frac{(1-R)K_c}{C\Delta\sigma^n \cdot Y^n} \frac{2}{2-n} \left[\left(\frac{1}{a_k} \right)^{\frac{n-2}{2}} - \left(\frac{1}{a_0} \right)^{\frac{n-2}{2}} \right] - \frac{1}{C \cdot \Delta\sigma^{n-1} \cdot Y^{n-1}} \frac{2}{3-n} \times \\ \times \left[(a_k)^{\frac{3-n}{2}} - (a_0)^{\frac{3-n}{2}} \right] \quad \text{dla } n \neq 2 \text{ i } n \neq 3$$

W większości przypadków współczynnik Y jest jednak złożoną funkcją długości i geometrii szczeliny oraz sposobu obciążenia. Całkowanie wzoru (11) możliwe jest wtedy tylko metodami numerycznymi. Czas pracy maszyny cyfrowej można jednak znacznie skrócić jeśli wykorzysta się odpowiednio wzór (13). Metodę numerycznego obliczania trwałości z wykorzystaniem wzoru (13) opisano w pracy [9]. Wykorzystano ją do wyznaczenia krzywych $2a = f(N)$ widocznych na rys. 6 i rys. 7. W przypadku próbek spawanych do wzoru (13) wstawiano oczywiście odpowiednie wartości ΔK_{ef} i R_{ef} . Całkowanie prowadzono w granicach $2a_0 = 16$ mm, $2a_k = 80$ mm. Wyznaczone krzywe także wskazują na duży wpływ naprężeń własnych. Nieuwzględnienie ich przy obliczaniu mogłoby doprowadzić do zbyt optymistycznego oszacowania trwałości połączeń spawanych.

Znacznie trudniejszy problem stanowi analiza wzrostu szczelin zmęczeniowych przy zmiennych amplitudach obciążenia. Szczególną trudność sprawia obliczanie opóźnień jakie powstają wskutek nagłych zmian parametrów obciążenia. Istnieje kilka uproszczonych modeli umożliwiających w pewnych warunkach obliczanie tych opóźnień, nie wy-

jaśniają one jednak całej złożoności zjawiska [18]. Jednym z nich jest model Wheelera [19]. Zgodnie z tym modelem zakłada się, że prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej, po nagłym zmniejszeniu obciążenia, zależy od stosunku stref uplastycznionych przed wierzchołkiem szczeliny, utworzonych przez obciążenie wyższe i następujące po nim obciążenie niższe. Występujące w takich przypadkach opóźnienie (zwolnienie) wzrostu szczeliny zmęczeniowej wyraża tzw. współczynnik opóźnienia C_{pi} .

$$(14) \quad C_{pi} = \begin{cases} \left(\frac{R_{yi}}{a_p - a_i} \right)^m & \text{jeśli } a_i + R_{yi} < a_p, \\ C_{pi} = 1 & \text{jeśli } a_i + R_{yi} \geq a_p, \end{cases}$$

gdzie: $a_p = a_s + R_{yp}$ — połowa długości szczeliny w momencie przyłożenia ostatniego cyklu obciążenia wyższego wraz ze strefą uplastycznioną utworzoną przez to obciążenie

a_s — połowa długości szczeliny w momencie przyłożenia ostatniego cyklu obciążenia wyższego

R_{yp} — wymiary strefy uplastycznej utworzonej przez obciążenie wyższe

a_i — bieżąca długość (połowa) szczeliny w czasie realizacji obciążenia niższego

R_{yi} — wymiar bieżącej strefy uplastycznej wytworzonej przez obciążenie niższe przed wierzchołkiem szczeliny o długości $2a_i$

m — stała wyznaczana eksperymentalnie.

Wymiar strefy uplastycznej przed wierzchołkiem szczeliny obliczano ze wzoru (15) zakładając płaski stan naprężeń [4].

$$(15) \quad R_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{\max}}{R_e} \right)^2,$$

Prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej w obszarze działania poprzedniego obciążenia wyższego należy więc obliczać według wzoru (16)

$$(16) \quad \frac{d(2a)}{dN} = C_{pi} \frac{C(\Delta K)^n}{(1-R)K_c - \Delta K}$$

Oddziaływanie poprzedniego obciążenia wyższego trwa dopóty dopóki bieżąca strefa uplastyczniona R_{yi} nie osiągnie granicy strefy uplastycznej R_{yp} utworzonej przez to obciążenie.

Oczywiście obliczanie trwałości i całkowanie wzoru (16) możliwe jest najczęściej tylko przy pomocy elektronicznych maszyn cyfrowych. Zwykle stosuje się tzw. metodę całkowania cykl po cyklu, polegającą na sumowaniu przyrostów szczeliny $\Delta 2a_i$ spowodowanych kolejnymi cyklami obciążenia.

$$(17) \quad 2a_i = 2a_0 + \sum_{i=1}^N C_{pi} \frac{C(\Delta K_i)^n}{(1-R_i)K_c - \Delta K_i}$$

Metoda ta wymaga wielokrotnego powtarzania obliczeń, gdyż dla każdego cyklu obciążenia należy obliczać wszystkie parametry występujące we wzorze (17). Opis takiego programu wykorzystywanego w niniejszych badaniach oraz sposób wyznaczania stałej m

podano w pracach [9, 15, 20]. Stałą m wyznaczono tylko na podstawie rezultatów uzyskanych z badania próbek niespawanych. Początkowo stałą m uważano za parametr materiałowy [19], jednak okazało się, że jej wartość zależy także od typu obciążenia [21]. W przypadku bloku naprężeń Nr 1 (rys. 9) jej wartość wynosi $m = 0,6$, natomiast w przypadku bloku Nr 2 (rys. 10) $m = 0$. Wartość $m = 0$ świadczy o tym, że w przypadku bloku naprężeń Nr 2 nie występowały opóźnienia wzrostu szczelin zmęczeniowych, co potwierdzają także wcześniejsze obserwacje.

Rezultaty całkowania wzoru (17) przedstawiono na rys. 8 i rys. 10 w postaci krzywych $2a = f(N)$. Linia ciągłą narysowano krzywe reprezentujące próbki niespawane, wyznaczone bez uwzględniania naprężeń własnych. Wprowadzenie do obliczeń naprężeń własnych, zgodnie z podaną wyżej metodyką, również w przypadku zmiennych amplitud umożliwia obliczanie trwałości połączeń spawanych. Dużą rozbieżność pomiędzy trwałością teoretyczną i rzeczywistą otrzymano tylko w przypadku próbek L obciążonych według bloku Nr 1 (rys. 8). Wynika ona z nieuwzględnienia szybkiego zanikania naprężeń własnych wskutek oddziaływania wysokich obciążeń zmiennych. Wyższe naprężenia własne zanikają szybciej i dlatego lepszą zbieżność wyników teoretycznych z rezultatami badań otrzymano w przypadku próbek P.

W większości przypadków nieuwzględnienie naprężeń własnych prowadzi jednak do zbyt optymistycznego oszacowania trwałości połączeń spawanych.

6. Wnioski

Prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych jest jednym z czynników decydujących o trwałości połączeń spawanych. Narzędziem stosowanym do analizy teoretycznej wzrostu szczelin zmęczeniowych jest najczęściej mechanika pękania. Współczynnik intensywności naprężeń umożliwia bowiem uwzględnienie wielu dodatkowych czynników pomijanych w tradycyjnych metodach określania wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych. Jednym z czynników wpływających na trwałość połączeń spawanych są spawalnicze naprężenia własne. Zastosowanie współczynnika intensywności naprężeń umożliwia uwzględnienie zarówno wielkości jak i rozkładu tych naprężeń. Szczególnie ważnymi parametrami są bowiem wielkość i szerokość strefy rozciągających naprężeń własnych. Ważnym jest także położenie szczeliny w stosunku do tej strefy.

Wpływ naprężeń własnych na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych zależy także od wielkości obciążenia zewnętrznego. Wysokie naprężenia zmienne powodują bowiem szybkie zanikanie naprężeń własnych.

Uwzględnienie naprężeń własnych umożliwia obliczanie trwałości połączeń spawanych na podstawie rezultatów uzyskanych tylko z badania materiału rodzimego.

Literatura cytowana w tekście

1. T. KANAZAWA, A. KOBAYASHI, *Significance of defects in welded structures*. Proceedings of the Japan — U. S. Seminar, Tokyo, 1973
2. F. U. LAWRENCE, J. B. RADZIMIŃSKI, *Fatigue crack initiation and propagation in high — yield — strength steel weld metal*. Welding Journal, 1970 Nr 10

3. G. R. IRWIN, *Fracture mechanics*. Structural Mechanics — Proceedings of the 1st Symposium on Naval Structural Mechanics, California, 1958
4. G. GLINKA, S. OZIEMSKI, *Odporność na pękanie K jako kryterium wytrzymałościowe liniowo-sprężystej mechaniki pękania*. Przegląd Mechaniczny, 1977 Nr 20
5. P. C. PARIS, F. ERDOGAN, *A critical analysis of crack propagation laws*. Journal of Basic Engineering, 1963 Nr 4
6. W. F. BROWN, J. E. SRAWLEY, *Plane strain crack toughness testing of high strength metallic materials*. ASTM, STP 410, 1967
7. S. KOCANDA, *Zmęczeniowe niszczenie metali*, WNT, Warszawa, 1972
8. R. G. FORMAN, V. E. KEARNEY, R. M. ENGLE, *Numerical analysis of crack propagation in cyclic — loaded structures*. Journal of Basic Engineering, 1967 Nr 3
9. G. GLINKA *Badanie prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych w złączach spawanych ze stali 18G2AV*. Przegląd spawalnictwa 1977 Nr 3.
10. R. A. SMITH, *The determination of fatigue crack growth rates from experimental data*. International Journal of Fracture, 1973 Nr 4
11. G. GLINKA, *Określanie prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych*. Przegląd Mechaniczny, 1976 Nr 10
12. B. A. RJACHIN, G. N. MOSZKARIEW, W. W. JAKOWLEW, *Ostatoczyjne naprężenia w swarnych metalokonstrukcjach stroitelnych i dorożnych maszyn*. Stroitelnyje i Dorożnyje Maszyny, 1969 Nr 10
13. S. J. MADDOX, *Fatigue crack propagation data obtained from parent plate, weld metal and HAZ in structural steels*. The Welding Institute, Research Report Nr E/48/72, September 1972
14. GASSNER, E. W. GRIESE, E. HAIBACH, *Ertragbare Spannungen und Lebensdauer einer Schwiessverbindung aus Stahl St37 bei verschiedenen Formen des Beanspruchungskollektivs*, Archiv für des Eisenhüttenwesen, 1964 Nr 3
15. G. GLINKA, W. SOBczykiewicz, *Badanie prędkości rozwoju pęknięć zmęczeniowych w elementach ze stali o podwyższonej wytrzymałości w warunkach normatywnych widm obciążeń*. Archiwum Budowy Maszyn (w druku)
16. R. I. STEPHENS, *Wpływ przeciążeń na wzrost szczelin zmęczeniowych*. Mechanika Teoretyczna i Stosowana (w druku)
17. T. KANAZAWA, H. OBA, S. MACHIDA, *The effect of welding residual stress on brittle fracture propagation*. Journal Society of Naval Architects of Japan, 1961 Nr 109
18. D. V. NELSON, *Review of fatigue crack growth prediction methods*. Experimental Mechanics, 1977 Nr 2
19. O. E. WHEELER, *Spectrum Loading and crack growth*. Journal of Basic Engineering, 1972 Nr 2
20. G. GLINKA, J. LUBOWICZ, *Numeryczne obliczanie trwałości połączeń spawanych*. Przegląd Mechaniczny, 1976 Nr 17
21. M. KATCHER: *Spectrum loading and crack growth*. Engineering Fracture Mechanics, 1973 Nr 4

Р е з ю м е

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РОСТА
УСТАЛОСТНЫХ ТРЕЩИН ПРИ ПРИСУТСТВИИ СВАРНЫХ
ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

В работе рассматривается влияние сварочных остаточных напряжений на рост усталостных трещин в сварных соединениях из низко легированной стали 18G2AV повышенной прочности. Использовано три рода плоских образцов, а именно: не сварные, образцы с перпендикулярным соединением и образцы с продольным соединением. Распределение остаточных напряжений было измерено в сварочных образцах. Все образцы были исследованы при постоянной и переменной амплитуде нагрузки и соотношениях напряжений $R > 0$. Закон Формана и модель Вилера были применены для теоретического анализа. Сопоставление теоретических расчетов с экспериментом давало более удачные результаты при использовании в расчете эффективных величин коэффициента асимметрии цикла R_{eff} и размаха интенсивности напряжений ΔK_{eff} компенсирующих остаточные напряжения. Найдено, что растягивающие напряжения увеличивают рост усталост-

ных трещин, в то время как сжимающие — снижают. Чем ниже приложенная нагрузка, тем выше эффект остаточных напряжений. Распределение остаточных напряжений имеет сильное влияние на рост усталостных трещин, а также на выносливость образцов. В работе приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований роста усталостных трещин в сопоставлении с исследованиями на образцах из исходных материалов.

S u m m a r y

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF FATIGUE CRACKS GROWTH IN A PRESENCE OF WELDING RESIDUAL STRESSES

The article deals with the effect of welding residual stresses on fatigue crack growth in 18G2AV high strength low alloy steel weldments. Three kinds of flat specimens have been used — unwelded ones, specimens with butt perpendicular welds and specimens with butt longitudinal welds. Residual stress distributions have been measured in both kinds of welded specimens. All specimens were tested under constant and variable amplitude load with stress ratios $R > 0$. The Forman's law and Wheeler's model of crack retardation were used for theoretical analysis. The theoretical results were more realistic when effective stress ratio R_{eff} and effective stress intensity range ΔK_{eff} compensating for residual stresses had been used. It was found that the tension residual stresses increase the fatigue crack growth rate while compressive ones reduce it. The lower was the applied load the higher the residual stress effect. A distribution of residual stress had a significant effect on fatigue crack growth rate and fatigue life of welded specimens.

This report presents experimental results and analytical method of fatigue crack growth prediction in steel weldments on the basis of results obtained from parent material.

**POLITECHNIKA WARSZAWSKA
INSTYTUT MASZYN ROBOCZYCH CIĘŻKICH**

Praca została złożona w Redakcji dnia 15 stycznia 1978 r.
