

Dariusz Rozumek

**Mieszane sposoby pękania zmęczeniowego materiałów
konstrukcyjnych**

POLITECHNIKA OPOLSKA

OPOLE 2009

Tłumaczenie streszczenia na język angielski:
Ewa Helleńska

With the support of the Commission of the European Communities under the
Leonardo da Vinci programme UPTRONIC

SPIS TREŚCI

Spis oznaczeń	5
1. Wprowadzenie	9
2. Cel i zakres pracy	13
3. Kryteria rozwoju pęknięć zmęczeniowych	15
3.1. Kryteria naprężeniowe	16
3.2. Kryteria przemieszczeniowe	26
3.3. Kryteria energetyczne	31
3.4. Podsumowanie	38
4. Przygotowania do badań doświadczalnych i zastosowane materiały	41
4.1. Właściwości badanych materiałów	41
4.2. Próbkki do badań	44
4.3. Stanowiska badawcze	46
5. Wpływ struktury materiału na rozwój ścieżki pękania	53
6. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla mieszanego I+II sposobu pękania	59
6.1. Rozwój pęknięć zmęczeniowych w próbkach płaskich przy różnych kątach nachylenia karbu	59
6.2. Rozwój pęknięć zmęczeniowych w próbkach krzyżowych	73
6.3. Podsumowanie	92
7. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla mieszanego I+III sposobu pękania	95
7.1. Rozwój pęknięć zmęczeniowych przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem	95
7.2. Wpływ współczynnika asymetrii cyklu na prędkość pękania	111
7.3. Rozwój pęknięć zmęczeniowych przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem	126
7.4. Podsumowanie	134
8. Uwagi końcowe i wnioski	135
Literatura	137
Streszczenie	151
Summary	152

SPIS OZNACZEŃ

a_0	- początkowa długość karbu,
a	- bieżąca długość pęknięcia lub $\frac{1}{2}$ długości,
a_{ki}	- współczynniki równania Siha,
b	- wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej,
c	- wykładnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego,
d	- średnia wielkość ziarna,
d^*	- długość nie pękniętego odcinka próbki przed frontem pęknięcia,
da/dN	- prędkość wzrostu pęknięcia,
g	- grubość próbki,
h	- szerokość próbki,
k_1, k_2	- współczynniki intensywności naprężenia dla skręcającego wierzchołka pęknięcia,
l	- długość próbki,
n'	- wykładnik cyklicznego umocnienia,
r	- współczynnik korelacji modelu regresji liniowej lub promień,
r_p	- promień strefy plastycznej,
r_w	- współczynnik korelacji modelu regresji wielokrotnej,
r_{12}, r_{y1}, r_{y2}	- współczynniki korelacji wzajemnej,
t	- czas lub wykładnik potęgi,
u	- przemieszczenie,
$u_{ij}, ij= 1,2,3$	- składowe wektora przemieszczenia,
A_1, B_1, C_1, D_1	- wielkości kątowe,
B, C, m, n	- współczynniki wyznaczane doświadczalnie,
E	- moduł sprężystości podłużnej (Younga),

F, H	- stałe materiałowe,
J	- parametr energetyczny lub całka niezmiennicza,
J_c	- wielkość krytyczna całki J ,
$J_{Ic}, J_{IIc}, J_{IIIc}$	- wielkości krytyczne całki J dla I, II i III sposobu pękania,
J_{th}	- wielkość progowa parametru lub całki J ,
K	- współczynnik intensywności naprężenia,
K_c	- odporność na pęknięcie,
$K_{Ic}, K_{IIc}, K_{IIIc}$	- odporności na pęknięcie dla I, II i III sposobu pękania,
K'	- współczynnik cyklicznego odkształcenia,
M	- moment obciążający,
N	- bieżąca liczba cykli propagacji,
N_i	- liczba cykli do inicjacji,
N_f	- trwałość zmęczeniowa, liczba cykli,
P	- siła obciążająca,
R	- współczynnik asymetrii cyklu,
R_e, σ_y, τ_y	- granica plastyczności,
R_m	- wytrzymałość na rozciąganie,
S_{ij}	- składowe dewiatora naprężenia ($i, j = x, y, z$),
U	- energia wewnętrzna,
U_{ct}	- współczynnik zamykania się pęknięcia,
W	- gęstość energii odkształcenia,
W_x	- wskaźnik wytrzymałości przekroju przy zginaniu,
Y	- współczynnik wpływu skończoności wymiarów elementu,
α	- kąt zawarty pomiędzy płaszczyzną przekroju poprzecznego a płaszczyzną wzrostu pęknięcia dla I i III sposobu pękania lub poziom istotności i faza ziarna,
α_k	- współczynnik kształtu karbu,

β, γ	- kąty dotyczące skręcania pęknięcia,
β_1, β_2	- współczynniki w równaniu Richarda,
δ	- rozwarcie wierzchołka pęknięcia, CTOD,
ε	- odkształcenie normalne,
ε_{ij}	- składowe tensora odkształcenia ($i, j = x, y, z$),
ε'_f	- współczynnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego,
ε_y	- odkształcenie odpowiadające σ_y ; $\varepsilon_y = \sigma_y / E$,
ϕ	- średnica otworu lub kąt przesunięcia fazy,
γ	- odkształcenie postaciowe,
η	- parametr określający wzajemną relację pomiędzy I i II sposobem pęknięcia,
φ	- kąt zawarty pomiędzy płaszczyzną przekroju poprzecznego a płaszczyzną wzrostu pęknięcia dla I i II sposobu pęknięcia,
μ	- moduł ścinania,
ν	- współczynnik Poissona,
ρ	- promień zaokrąglenia dna karbu,
σ, τ	- naprężenia normalne i styczne,
σ_{ij}	- składowe tensora naprężenia ($i, j = x, y, z$),
σ'_f	- współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej,
Γ	- kontur całkowania przy całce J.

Indeksy i skróty:

CTOD	- rozwarcie wierzchołka pęknięcia,
PSN	- płaski stan naprężenia,
PSO	- płaski stan odkształcenia,
WIN	- współczynnik intensywności naprężenia,

a	- amplituda,
c	- krytyczny,
cl	- indeks odnoszący się do zamykania pęknięcia,
e	- sprężysty,
eff	- efektywny,
eq	- ekwiwalentny,
g	- indeks odnoszący się do zginania,
i, j	- wskaźniki składowych tensora naprężenia i odkształcenia,
k	- składowe I, II i III sposobu pęknięcia,
max	- maksimum,
min	- minimum,
n	- nominalny,
op	- indeks odnoszący się do otwarcia pęknięcia,
p	- plastyczny,
s	- indeks odnoszący się do skręcania,
th	- progowy,
x, y, z	- wskaźniki naprężeń i odkształceń w przyjętym układzie współrzędnych,
I, II, III	- odpowiednio pierwszy, drugi i trzeci sposób pęknięcia,
Δ	- zakres zmian.

1. WPROWADZENIE

Elementy maszyn i konstrukcji pracujące w warunkach zmiennych obciążeń w czasie, często ulegają uszkodzeniu w wyniku inicjacji i rozwoju pęknięć zmęczeniowych [37]. Obciążenia te mogą mieć charakter cykliczny lub losowy, jednoosiowy lub wieloosiowy. W literaturze najczęściej można spotkać opis i analizę rozwoju pęknięć zmęczeniowych dla jednoosiowego stanu obciążenia (rozciąganie-ściskanie lub zginanie, rzadziej skręcanie). W praktyce przemysłowej natomiast rozwój pęknięć przebiega przeważnie w warunkach złożonego stanu obciążenia. W zależności od zastosowanego poziomu obciążenia można wyróżnić badania prowadzone przy wytrzymałości niskocyklowej i wysokocyklowej [38]. Wytrzymałość niskocyklowa występuje w przedziale około $10^3 \div 10^4$ lub 10^5 cykli, a inicjacja i rozwój pęknięć zachodzi przy dużych obciążeniach (naprężeniach) i odkształceniach plastycznych materiału. Wytrzymałość wysokocyklowa występuje w przedziale około 10^4 lub $10^5 \div 10^7$ cykli, przy małych obciążeniach (naprężeniach), w którym to przedziale nie występują odkształcenia plastyczne lub są pomijalnie małe. Badania rozwoju pęknięć zmęczeniowych, w różnego rodzaju materiałach, przyczyniają się do budowy kryteriów, których celem jest dokładny opis stanów granicznych analizowanych zjawisk zmęczeniowych. Kryteria zmęczeniowe opisują stany materiału wywołane obciążeniami, gdy wielkości naprężenia, przemieszczenia albo nieodwracalnie rozproszonej energii osiągną wartości graniczne decydujące o zniszczeniu. Kryteria te formułowane są zarówno na podstawach fizycznych, jak i wynikach doświadczalnych.

W zależności od zastosowanego parametru uszkodzenia, do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych, wyróżnia się kryteria:

- a) naprężeniowe,
- b) przemieszczeniowe,
- c) energetyczne.

Powyższe kryteria można podzielić również ze względu na obszar, którego dotyczą, na lokalne i Nielokalne.

Kryteria naprężeniowe opisują stan naprężenia w okolicy wierzchołka pęknięcia i stosuje się je dla materiałów kruchych oraz sprężysto-plastycznych. W przypadku materiałów sprężysto-plastycznych występują pewne ograniczenia odnoszące się do naprężeń nominalnych σ_n , które powinny być znacznie mniejsze od granicy plastyczności R_e . Gdy $0,4R_e \leq \sigma_n \leq 0,7R_e$ jak podają autorzy pracy [38], wówczas błąd spowodowany przyjęciem modelu ciała doskonale sprężystego do obliczeń zawiera się pomiędzy 5% do 20%. Zasady liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia mają zastosowanie do pierwszego i drugiego zakresu prędkości rozwoju pęknięć zmęczeniowych zgodnie z krzywą sigmoidalną [5, 20, 37, 57, 88], gdy nie występują odkształcenia plastyczne

na czole pęknięcia lub mają bardzo małe wartości [38]. Jednym z pierwszych autorów próbujących opisać prędkość rozwoju pęknięć zmęczeniowych za pomocą amplitudy naprężenia był Stanley [146] w 1952 r. Po nim jeszcze wielu autorów czyniło bardziej lub mniej udane próby opisanie tego zjawiska. Przełom w tej dziedzinie dokonał się, kiedy Irwin [30] wprowadził współczynnik intensywności naprężenia K . Paris [61] powiązał prędkość pęknięcia zmęczeniowego ze współczynnikiem intensywności naprężenia (WIN) i zależność tę określono prawem Parisa. Wzór Parisa [61] jest powszechnie stosowany dla drugiego (liniowego) zakresu krzywych prędkości pęknięć zmęczeniowych. Autorzy pracy [35] dokonali modyfikacji i rozszerzenia zakresu stosowalności wzoru Parisa o progową wartość WIN. Kolejnej istotnej zmiany wzoru Parisa dokonał Elber [14], wprowadzając efektywny WIN uwzględniający otwieranie i zamykanie się pęknięcia. Vosikovskiy [147] zaproponował związki do wyznaczania progowej wartości WIN K_{th} dla różnych gatunków stali. Na podstawie badań doświadczalnych wykazano [147] istotny wpływ współczynnika asymetrii cyklu R na wartość progową WIN lub jego zakres. Wpływem koncentratorka naprężeń na parametr K zajmowano się w pracach [41, 136, 142], a na trwałość zmęczeniową w pracach [19, 44, 62, 63, 64, 79, 84, 96]. Wykazano, że uwzględnienie geometrii karbu we współczynniku intensywności naprężenia dokładniej odwzorowuje rzeczywiste procesy, jakie zachodzą podczas rozwoju pęknięć zmęczeniowych. Korzystając z wcześniejszych doświadczeń autorzy prac [53, 69] zaproponowali opis całej krzywej prędkości pęknięcia w ujęciu naprężeniowym. Do najbardziej znanych i często stosowanych należą kryteria naprężeniowe przedstawione w pracach [37, 88, 135].

Kryteria przemieszczeniowe oparte są na parametrze rozwarcia wierzchołka pęknięcia (CTOD) δ i stosuje się je, w materiałach sprężysto-plastycznych oraz plastycznych, do granicy plastyczności. W odróżnieniu od kryteriów odkształceniowych w mechanice pęknięcia stosuje się parametr CTOD lub jego zakres wprowadzony przez Wellsa [149], który można powiązać, zgodnie z propozycją Dugdale'a [12], z promieniem strefy odkształcenia plastycznego r_p oraz długością pęknięcia w materiałach sprężysto-plastycznych. Manson w pracy [47] zaproponował zależność doświadczalną, w której powiązał odkształcenie plastyczne z prędkością rozwoju pęknięcia zmęczeniowego. W kolejnej pracy Tomkins [145] zaproponował model prędkości rozwoju pęknięcia w funkcji zakresu całkowitych odkształceń na czole tego pęknięcia. W pracy [145] prędkość rozwoju pęknięcia zmęczeniowego skojarzono z promieniem strefy odkształcenia plastycznego r_p oraz odpowiadającymi mu zakresami odkształceń plastycznych i sprężystych. Problemem tym zajmowano się również w pracy [150], gdzie autor prowadził badania na próbkach płaskich z karbem w postaci wewnętrznej, centralnej szczeliny przechodzącej na wskroś oraz powierzchniowej szczeliny półeliptycznej.

Na podstawie badań doświadczalnych została opracowana norma [3], która określa zasady prowadzenia badań przy rozwarciu wierzchołka pęknięcia.

Kryteria energetyczne oparte są na gęstości energii odkształcenia W [24, 40, 50, 52, 134, 138] lub parametrze J [141] i stosowane są do różnych materiałów w całym zakresie rozwoju pęknięcia. Jedne z pierwszych modeli do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych w ujęciu energetycznym można spotkać w pracach [22, 56]. Natomiast Dowling i Begley [10] po raz pierwszy zaproponowali wzór do opisu drugiego zakresu krzywej prędkości pęknięcia zmęczeniowego w funkcji zakresu parametru ΔJ . Autorzy doszli do wniosku, że wyniki opisane przez zaproponowany związek nie dają w pełni zadowalających rezultatów i należy poszukiwać takiego wyrażenia, które będzie uwzględniało poziom obciążenia średniego. W pracy [43] wprowadzono eksperymentalny parametr J_{\max} w celu prognozowania prędkości pęknięć zmęczeniowych z uwzględnieniem współczynnika asymetrii cyklu. Wykazano, że przy wzrastającym ΔK w badaniach zmęczeniowych, parametr J_{\max} może być użyty jako istotny wskaźnik, służący do prognozowania charakterystyk prędkości pęknięć zmęczeniowych w materiałach sprężysto-plastycznych. Kolejne formuły empiryczne do opisu drugiego i trzeciego zakresu krzywej prędkości pęknięcia zmęczeniowego oraz całej krzywej sigmoidalnej w funkcji zakresu parametru ΔJ zaproponowano i zweryfikowano w pracach autora tej monografii dla prostych [17, 18, 21, 83, 86, 101, 102, 103, 104, 105, 106, 108, 109, 110, 111, 114] i mieszanych [45, 46, 87, 90, 92, 112, 115] sposobów pęknięcia, natomiast krzywą prędkości pęknięcia zmęczeniowego w ujęciu energetycznym pokazano w pracach [88, 100, 101].

Prezentowany w pracy parametr J lub jego zakres ΔJ dotyczy podejścia energetycznego do opisu rozwoju szczelin zmęczeniowych.

Kryteria lokalne dotyczą wielkości lokalnych charakteryzujących stopień wyczerpania materiału (tuż przed wierzchołkiem pęknięcia).

Kryteria nielocalne dotyczą zmian, jakie zachodzą wewnątrz pewnego obszaru ciała, powstałych wskutek przyrostu długości pęknięcia lub innych zmian zmęczeniowych.

W literaturze dotyczącej rozwoju pęknięć zmęczeniowych najczęściej można spotkać metody oparte na liniowej mechanice pęknięcia, ze względu na łatwy sposób weryfikacji tych modeli na podstawie wyników badań doświadczalnych [25, 71]. Aktualnie dzięki wprowadzeniu nowych możliwości obliczeniowych, z wykorzystaniem metod numerycznych [58, 131], następuje coraz większy rozwój nieliniowej mechaniki pęknięcia. Najczęściej stosowane są do obliczeń metody elementów skończonych (MES) i metody elementów brzegowych (MEB). Umożliwiają one obliczanie naprężeń, odkształceń, przemieszczeń i parametru J . Mając do dyspozycji takie parametry mechaniki pęknięcia jak K , δ i J można opisać ilościowo i jakościowo procesy degradacji materiału. Badania doświadczalne rozwoju pęknięć zmęczeniowych stanowią

podstawę do analizy prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych i jej modelowego opisu. Dąży się do zbudowania modeli matematycznych oddających w jak największym stopniu wyniki badań doświadczalnych i uwzględniających możliwie jak najwięcej czynników wpływających na rozwój pęknięć, tzn. mikrostrukturę, temperaturę otoczenia, typ karbu, rodzaj obciążenia i materiału, wpływ asymetrii cyklu i inne.

2. CEL I ZAKRES PRACY

Prezentowane przez wielu autorów prac podejście do opisu rozwoju pęknięcia zmęczeniowego opiera się przeważnie na prostych sposobach obciążenia elementu (I sposób pękania, II sposób pękania). W praktyce najczęściej można spotkać rozwój pęknięć zmęczeniowych realizowany według I sposobu pękania [37] lub mieszanego sposobu pękania [72]. W warunkach mieszanego sposobu pękania nie tylko prędkość pękania zmęczeniowego jest ważna, ale również jego kierunek. Badania mieszanych sposobów pękania są rzadko prezentowane w dostępnej literaturze, w szczególności jeśli chodzi o I+III i II+III sposób pękania, a także ich wyniki w ujęciu energetycznym. Ponadto brak jest w literaturze modeli do opisu wyników badań rozwoju pęknięć zmęczeniowych, przy obciążeniach nieproporcjonalnych czy losowych. Wynika to zarówno z trudności w budowie stanowisk do tego typu badań, jak i znacznych kosztów prowadzenia badań. Sam pomiar rozwoju pęknięć zmęczeniowych w przypadku mieszanych sposobów pękania również sprawia pewne trudności. W niniejszej pracy podjęto próbę opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych dla trzech typów materiałów i mieszanych I+II oraz I+III sposobów pękania z zastosowaniem różnych kształtów próbek. Ponadto w pracy zaproponowano nowe modele (kryteria) energetyczne rozwoju pęknięć zmęczeniowych.

Celem niniejszej pracy jest badanie pękania zmęczeniowego w mieszanych sposobach pękania, a mianowicie:

- zbadanie prędkości pęknięć zmęczeniowych w mieszanych I+II i I+III sposobach pękania,
- sformułowanie modeli energetycznych do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych,
- weryfikacja eksperymentalna proponowanych modeli energetycznych na przykładzie wybranych materiałów.

Prowadzono badania rozwoju pęknięć zmęczeniowych, przechodzących na wskroś, na próbkach o przekroju prostokątnym przy stałym i zmiennym współczynniku asymetrii cyklu. Badania wykonywano przy cyklicznym rozciąganiu w próbkach płaskich z naciętym wewnętrznym, centralnym karbem pod różnym kątem nachylenia karbu do przekroju poprzecznego próbki, dwuosiowym cyklicznym rozciąganiu-ściskaniu na próbkach krzyżowych oraz przy cyklicznym zginaniu ze skręcaniem i różnych stosunkach wartości momentów skręcającego do zginającego.

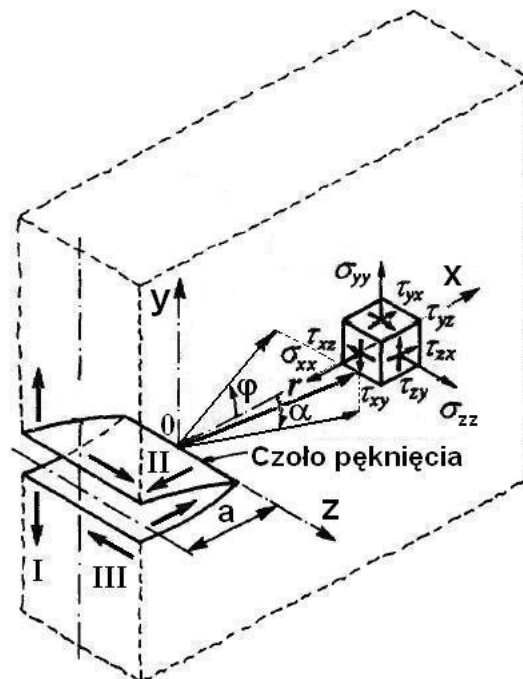
Do badań zastosowano dwa gatunki stali FeP04 o strukturze ferrytycznej i 18G2A (S355J0) o strukturze ferrytyczno-perlitycznej oraz stop aluminium PA6 (AlCu4Mg1). Materiały te różnią się strukturą, właściwościami mechanicznymi, a zwłaszcza granicą plastyczności, wytrzymałością na rozciąganie i modułem

Younga. Są to materiały konstrukcyjne szeroko stosowane w budowie samolotów, środków transportu, maszyn czy części konstrukcji budowlanych (stal FeP04 i stop PA6) oraz na elementy konstrukcji nośnych typu mosty, żurawie, suwnice, rurociągi wysokociśnieniowe o dużych średnicach (stal 18G2A). Wymienione konstrukcje i elementy konstrukcyjne pracują przeważnie w warunkach występowania obciążeń zmęczeniowych.

Na podstawie badań rozwoju pęknięć zmęczeniowych i ich kierunku określano prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych dla prostych i mieszanych sposobów pęknięcia. Zaproponowane modele energetyczne do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych zostały zweryfikowane doświadczalnie na próbkach płaskich. Zaproponowano i zweryfikowano również równania empiryczne do opisu drugiego i trzeciego zakresu krzywej prędkości pęknięcia zmęczeniowego i całej krzywej sigmoidalnej w ujęciu energetycznym. W pracy do obliczeń wykorzystano również metody numeryczne takie jak: metoda elementów skończonych (MES) i metoda elementów brzegowych (MEB), które umożliwiają obliczanie stanu naprężenia i odkształcenia bez konieczności przeprowadzania dodatkowych kosztownych badań doświadczalnych. Wykorzystując programy MES i MEB można przeprowadzić analizę odkształceń plastycznych podczas rozwoju pęknięć w materiałach sprężysto-plastycznych, które to odkształcenia są niezbędne przy zastosowaniu podejścia energetycznego do obliczeń gęstości energii odkształcenia w okolicy wierzchołka pęknięcia.

3. KRYTERIA ROZWOJU PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH

W literaturze najczęściej przedstawia się wyniki badań i analizę rozwoju pęknięć zmęczeniowych dla I sposobu pękania. W praktyce natomiast spotyka się często mieszane sposoby pękania wywołane przez rozciąganie ze skręcaniem (I+III sposób pękania), zginanie ze skręcaniem (I+III sposób pękania), rozciąganie ze ścinaniem (I+II sposób pękania), ścinanie ze skręcaniem (II+III sposób pękania) i inne. Mieszane sposoby pękania uzyskuje się najczęściej przez superpozycję trzech typowych sposobów przemieszczeń, dwóch brzegów pęknięcia względem siebie pokazanych na rys. 3.1, zaproponowanych przez Irwina [30]. Są to: I – rozwieranie (przy naprężeniu σ_{yy}), II – ścinanie wzdłużne (przy naprężeniu τ_{yx}), III – ścinanie poprzeczne [130] (przy naprężeniu τ_{xz}). Opisuąc mieszane sposoby rozwoju pęknięć zmęczeniowych należy uwzględnić dwie charakterystyczne wielkości: przyrost długości pęknięcia a i kierunek (kąt α lub φ), w którym to pęknięcie się rozwija. Powstały różne modele opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych przy mieszanych sposobach pękania, niektóre z nich zostaną zaprezentowane w niniejszej pracy.



Rys. 3.1. Trzy sposoby pękania według względnych przemieszczeń brzegów pęknięcia i składowe naprężenia w okolicy czoła pęknięcia

3.1. KRYTERIA NAPRĘŻENIOWE

Współczynnik WIN znajduje swoje zastosowanie w teoretycznej analizie pól naprężeń i przemieszczeń, w bezpośrednim otoczeniu czoła pęknięcia. Składowe naprężenia przedstawione zostaną w kartezjańskim (prostokątnym) układzie współrzędnych. W rzeczywistych warunkach pracy podczas pęknięcia konstrukcji dominuje przeważnie I sposób obciążenia (któremu opowiada I sposób pęknięcia). Poniższe wzory opisują naprężenia dla I sposobu obciążenia w przypadku, gdy promień r jest mały w porównaniu z długością pęknięcia a i dla płaskiego stanu naprężenia (PSN) [30, 151]:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2} \right), \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 + \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2} \right), \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2}.\end{aligned}\quad (3.1)$$

Dla II sposobu obciążenia (ściananie wzdłużne) przybliżony rozkład naprężeń w okolicy wierzchołka pęknięcia ma postać:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \left(2 + \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2} \right), \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2}, \\ \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2} \right).\end{aligned}\quad (3.2)$$

Dla III sposobu obciążenia (ściananie poprzeczne) naprężenia w pobliżu czoła pęknięcia wyrażają się wzorami:

$$\begin{aligned}\tau_{xz} &= -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2}, \\ \tau_{yz} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2}, \\ \sigma_{xx} &= \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \tau_{xy} = 0.\end{aligned}\quad (3.3)$$

Współczynniki intensywności naprężenia K dla poszczególnych sposobów pęknięcia można przedstawić jako:

$$\begin{aligned} K_I &= \sigma_{yy} \sqrt{\pi a} , \\ K_{II} &= \tau_{yx} \sqrt{\pi a} , \\ K_{III} &= \tau_{xz} \sqrt{\pi a} . \end{aligned} \quad (3.4)$$

Z powyższych równań wynika, że wówczas gdy r zbliża się do zera (rys. 3.1), to wartości składowych naprężenia zdążają do nieskończoności, natomiast przy r dążącym do nieskończoności naprężenia zmniejszają się do zera. Należy zatem mieć świadomość, że są to równania przybliżone, gdyż wartości te wówczas powinny dążyć do wartości naprężeń nominalnych. W miarę wzrostu długości pęknięcia w stosunku do wielkości elementu zaczynają oddziaływać brzegi elementu na pola naprężeń. Z czego należy wnioskować o zależności współczynników intensywności naprężenia nie tylko od naprężeń, ale również od geometrii elementu i rodzaju pęknięć. Celem uwzględnienia skończoności wymiarów elementu wprowadza się współczynnik korekcyjny Y . Współczynnik ten posiada różną budowę w zależności od obciążenia i stosunku długości pęknięcia a do szerokości elementu (próbki) [55].

W jednoosiowym stanie obciążenia rozwój pęknięć następuje wówczas, gdy współczynnik intensywności naprężenia (WIN) K_I w otoczeniu wierzchołka pęknięcia osiągnie wartość krytyczną oznaczaną przez K_{Ic} i wówczas kryterium pęknięcia można zapisać jako

$$K_I = K_{Ic} . \quad (3.5)$$

Naprężenie ekwiwalentne (zredukowane) jest to wielkość charakteryzująca dany stan naprężenia, np. w stanie trójosiowym, którą porównuje się z krytycznym naprężeniem w stanie jednoosiowym. Ekwiwalentny zakres WIN ΔK_{eq} w zmęczeniowych mieszanych sposobach pęknięcia jest stosowany w granicach

$$\Delta K_{I,th} < \Delta K_{eq} < K_{Ic} , \quad (3.6)$$

gdzie: $\Delta K_{I,th}$ – zakres progowego WIN.

Kryteria mogą być oparte na wartości progowej ΔK_{th} lub wartości krytycznej K_c . Częściej tworzy się kryteria oparte na wartości krytycznej, które umożliwiają opis całego przebiegu (zgodnie z krzywą sigmoidalną) pęknięcia zmęczeniowego badanego elementu. Prezentowane w pracy kryteria oparte są na wartości

krytycznej K_c , poza jednym kryterium Yatesa i Millera [155] opartym na wartości progowej ΔK_{th} .

Kryterium Richarda i innych

Richard i współautorzy [75], korzystając z koncepcji Wu z 1967 dotyczącej równania eliptycznego dla dwuosowego stanu obciążenia, proponują dla trójosiowego stanu obciążenia następujące kryterium, które umożliwia również określenie kierunku rozwoju pęknięcia

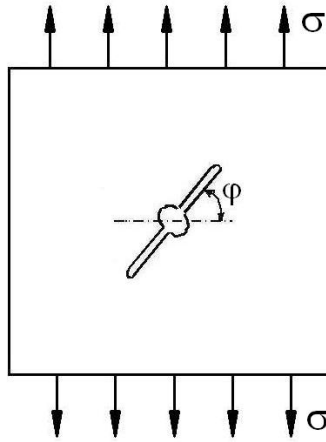
$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right)^{t_1} + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}}\right)^{t_2} + \left(\frac{K_{III}}{K_{IIIc}}\right)^{t_3} = 1, \quad (3.7)$$

gdzie: K_I , K_{II} , K_{III} są WIN odpowiednio dla I, II i III sposobu pęknięcia, a K_{Ic} , K_{IIc} , K_{IIIc} są ich wartościami krytycznymi.

Wykładniki potęgowe równania (3.7) mają wartości $t_1 = 1$, $t_2 = t_3 = 2$.

Kryterium Erdogana i Siha

Erdogan i Sih [15] proponują kryterium dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia. Według tego kryterium wzrost pęknięć rozpoczyna się w wierzchołku szczeliny pod kątem φ (rys. 3.2).



Rys. 3.2. Próbką do badań I+II sposobu pęknięcia

Rozwój pęknięcia staje się niestabilny, gdy maksymalne naprężenie styczne $\tau_{\varphi, \max}$ przekracza wartość graniczną materiału $\tau_{\varphi, c}$, albo krytyczną wartość K_{Ic}

[4]. Matematyczny warunek kierunku wzrostu pęknięcia może być wyrażony jako

$$\frac{\partial \tau_{\varphi}}{\partial \varphi} = 0 \quad \text{i} \quad \frac{\partial^2 \tau_{\varphi}}{\partial \varphi^2} < 0. \quad (3.8)$$

Jeżeli równania Westergaarda [151] zostaną zastosowane do opisu pola naprężeń w pobliżu czoła pęknięcia dla I i II sposobu pęknięcia (jak w pracy [23]), to z zależności $\partial \tau_{\varphi} / \partial \varphi = 0$ wynika

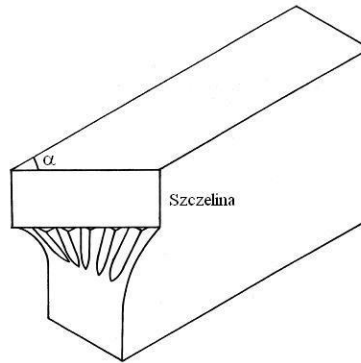
$$K_I \sin \varphi + K_{II} (3 \cos \varphi - 1) = 0. \quad (3.9)$$

Kryterium Yatesa i Millera

Yates i Miller [155] zaproponowali kryterium do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych, dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia, w zakresie progowym pęknięcia w następującej postaci

$$\left(\frac{\Delta K_I}{\Delta K_{Ith}} \right)^2 \sin \alpha + 2,6 \left(\frac{\Delta K_{III}}{\Delta K_{IIIth}} \right)^2 \cos \alpha = 1. \quad (3.10)$$

Autorzy wykonywali badania na próbkach trójpunktowo zginanych wykonanych ze stali, w których zainicjowano płaszczyznę pęknięcia pod pewnym kątem α do płaszczyzny zginania (rys. 3.3), uzyskując w ten sposób kombinację naprężeń normalnych i stycznych w wierzchołku szczeliny.



Rys. 3.3. Przełom próbki z naciętą szczeliną do badań I+III sposobu pęknięcia przy trójpunktowym zginaniu [155]

Kryteria Pooka

Pook [67] zaproponował równanie na ekwiwalentny WIN K_{eq} , dla mieszanego I i II sposobu pęknięcia jako

$$K_{eq} = \cos \frac{\varphi}{2} \left(K_I \cos^2 \frac{\varphi}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \varphi \right). \quad (3.11)$$

Kąt kierunku wzrostu pęknięcia φ (rys. 3.1) dla kombinacji I i II sposobu pęknięcia, w zakresie -70.5° ; $+70.5^\circ$, można zapisać w postaci

$$K_I \sin \varphi = K_{II} (3 \cos \varphi - 1). \quad (3.12)$$

W kolejnej pracy Pook [68] zaprezentował trójpunktowe zginanie próbek z naciętą szczeliną w mieszanych I i III sposobach pęknięcia w zakresie progowym pęknięcia (zgodnie z rys. 3.3). W prowadzonych badaniach, na próbkach stalowych, spodziewano się dominacji I sposobu pęknięcia. W początkowym etapie zauważono zmiany I sposobu pęknięcia, za którymi następował płynny obrót czoła pęknięcia, aż do momentu usytuowania go prawie prostopadle do boku próbki. Z powodu wzrostu pęknięcia w zakresie progowym, a następnie zatrzymania się pęknięcia, pojawiły się problemy z opisem wyników badań wynikające z braku właściwego WIN. Autor zaproponował do opisu ekwiwalentnego WIN dla I sposobu pęknięcia następującą zależność

$$K_{eq} = \frac{K_I(1+2\nu) + \sqrt{K_I^2(1-2\nu)^2 + 4K_{III}^2}}{2}, \quad (3.13)$$

gdzie ν - współczynnik Poissona.

Z kolei kąt pochylenia pęknięcia zapisano jako

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{2K_{III}}{K_I(1-2\nu)}, \quad (3.14)$$

gdzie α jest wartością stosunku momentów skracającego do zginającego i zawiera się w zakresie -45° ; $+45^\circ$.

Na podstawie powyższych równań Pook określił zależności pomiędzy krytycznymi WIN: $K_{IIc} = 0,87 K_{Ic}$ i $K_{IIIc} = K_{Ic}$.

Kryterium Schöllmanna i innych

Autorzy pracy [129] proponują kryterium naprężeniowe dla trzech sposobów pęknięcia oparte na założeniu, że wzrost pęknięcia przebiega prostopadle do kierunku σ_1 , które jest maksymalnym naprężeniem głównym i może być znalezione na właściwej cylindrycznej powierzchni. Do obliczania ekwiwalentnego współczynnika intensywności naprężenia zaproponowano związek

$$K_{eq} = \frac{1}{2} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left\{ K_I \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) - \frac{3}{2} K_{II} \sin(\varphi) + \sqrt{\left[K_I \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) - \frac{3}{2} K_{II} \sin(\varphi) \right]^2 + 4K_{III}^2} \right\}, \quad (3.15)$$

Richard i współautorzy [76] uzyskali identyczne zależności pomiędzy krytycznymi WIN K_{Ic} , K_{IIc} i K_{IIIc} co Pook [68].

Kryterium Richarda

Richard [77] zaproponował uogólnione kryterium pęknięcia dla trzech sposobów pęknięcia w następującej postaci

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4(\beta_1 K_{II})^2 + 4(\beta_2 K_{III})^2}, \quad (3.16)$$

w którym wartości współczynników wynoszą: $\beta_1 = K_{Ic}/K_{IIc} = 1,155$ i $\beta_2 = K_{Ic}/K_{IIIc} = 1,0$.

Autor zdefiniował i podał również nowe zależności dla dwóch kątów pochylenia pęknięcia φ i α , rozszerzając wcześniejsze funkcje dla trzech mieszanych I+II+III sposobów pęknięcia w postaci

$$\varphi = \mp \left[A_1 \frac{|K_{II}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} + B_1 \left(\frac{|K_{II}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} \right)^2 \right], \quad (3.17)$$

gdzie $\varphi < 0^\circ$ dla $K_{II} > 0$ i $\varphi > 0^\circ$ dla $K_{II} < 0$ i $K_I \geq 0$,

$$\alpha = \mp \left[C_1 \frac{|K_{III}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} + D_1 \left(\frac{|K_{III}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} \right)^2 \right], \quad (3.18)$$

gdzie $\alpha < 0^\circ$ dla $K_{III} > 0$ i $\alpha > 0^\circ$ dla $K_{III} < 0$ i $K_I \geq 0$.

W równaniach (3.17) i (3.18) występujące współczynniki przyjmują następujące wartości kątów: $A_1 = 140^\circ$, $B_1 = -70^\circ$, $C_1 = 78^\circ$ i $D_1 = -33^\circ$. Badania prowadzono, na dwóch rodzajach materiałów (stal i pleksiglass), na przyrządzie skonstruowanym przez Richarda do przeprowadzania badań według trzech sposobów pęknięcia.

Kryterium Fortha i innych

W kryterium proponowanym przez Fortha i współautorów [16] zaproponowano cztery różne związki do opisu wzrostu pęknięć zmęczeniowych. Badania prowadzono na stopie aluminium dla pęknięcia półeliptycznego obciążonego pod pewnym kątem, co miało na celu uzyskanie wszystkich trzech sposobów pęknięcia. Propozycje równań pozwalających wyznaczyć ΔK_{eq} podano w postaci wzorów:

$$\Delta K_{eq} = \Delta K_I, \quad (3.19)$$

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + F \Delta K_{II}^2}, \quad (3.20)$$

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \Delta K_{II}^2 + \Delta K_{III}^2}, \quad (3.21)$$

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{(\Delta K_I + |\Delta K_{III}|)^2 + 2\Delta K_{II}^2}, \quad (3.22)$$

gdzie F jest stałą materiałową.

Podczas analizy wyników badań okazało się, zgodnie z przewidywaniami, że wzory zawierające wszystkie WIN dają najlepszą zgodność z wynikami eksperymentalnymi. W zależności od kąta pochylenia pęknięcia lepszą zgodność wyników badań uzyskiwano w jednym przypadku dla wzoru (3.21), a w innym dla wzoru (3.22).

Kryterium Tanaki

Tanaka [140] przedstawił wyrażenie na efektywny zakres WIN dla trzech sposobów pęknięcia jako

$$\Delta K_{eq,eff} = \left(\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4 + \frac{8\Delta K_{III}^4}{(1-\nu)} \right)^{0.25}. \quad (3.23)$$

Wyrażenie to zbudowano przy założeniu, że wzrost pęknięcia zmęczeniowego nastąpi wówczas, gdy przemieszczenia w strefie plastycznej osiągną krytyczną wartość, a ponadto dla mieszanych I, II i III sposobów pęknięcia należy wprowadzić warunek, że deformacje jakie pochodzą od tych sposobów pęknięcia,

nie oddziałują na siebie. Tanaka [140] uzyskał bardzo dobrą korelację wyników badań eksperymentalnych z wynikami obliczonymi z równania (3.23) dla próbek stalowych. Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych obliczano z użyciem równania Parisa [61], wprowadzając ekwiwalentny WIN uwzględniający zamykanie się pęknięcia.

Kryterium Pokludy

Rozgałęzianie pęknięć na poziomie progowym i zjawisko zamykania się pęknięć mogą być opisane za pomocą lokalnego podejścia uwzględniającego stosunek pomiędzy wielkością ziarna i wielkością strefy plastycznej. Na tym poziomie rozwoju pęknięć występują trzy mieszane sposoby pęknięcia przed czołem pęknięcia, pomimo że badany element jest tylko pod wpływem I sposobu obciążenia. Do opisu stabilnego wzrostu mikropęknięć, za pomocą efektywnego WIN dla wszystkich trzech sposobów pęknięcia, zaproponowano następujące równanie [69]

$$K_{\text{eq,eff}} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{1}{1-\nu} K_{III}^2} . \quad (3.24)$$

W równaniu (3.24) dla III sposobu pęknięcia siły tarcia pomiędzy powierzchniami pęknięcia są zminimalizowane dzięki otwarciu wierzchołka pęknięcia. Wówczas pęknięcie propaguje prostopadle do kierunku zewnętrznego obciążenia. Badania prowadzono na trzech rodzajach materiałów (stal, stop aluminium i stop tytanu).

Kryterium Yana i innych

Yan i współautorzy [154] zaproponowali wzór na zakres ekwiwalentnego efektywnego WIN dla mieszanych I i II sposobów pęknięcia w postaci

$$\Delta K_{\text{eq,eff}} = \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi}{2} [\Delta K_I (1 + \cos \varphi) - 3 \Delta K_{II} \sin \varphi], \quad (3.25)$$

gdzie kąt φ wyznacza kierunek wzrostu pęknięcia wynikający z kryterium maksymalnych naprężeń stycznych.

Prezentowane kryterium jest rozszerzeniem kryterium maksymalnych naprężeń stycznych dla mieszanych sposobów wzrostu pęknięć zmęczeniowych.

Kryterium Blocha i Browna

Bloch i Brown [6] zaproponowali do opisu I i II sposobu pęknięcia dwa związki na $\Delta K_{eq,eff}$ i $\Delta K_{II,eq,eff}$ uwzględniające współczynnik zamykania się pęknięcia jako

$$\Delta K_{eq,eff} = U_{cl} \Delta K_I \text{ i } \Delta K_{II,eq,eff} = U_{cl} \Delta K_{II}, \quad (3.26)$$

gdzie współczynnik zamykania się pęknięcia przedstawiono w postaci

$$U_{cl} = 1 - \frac{a}{Fd} \left(\frac{\Delta K_{II}}{\Delta K_{II} + H \Delta K_I} \right), \quad (3.27)$$

przy czym a odpowiada długości pęknięcia, d jest średnią wielkością ziarna, natomiast F i H są stałymi materiałowymi. Założono, że zamykanie się pęknięcia, przy mieszanych I i II sposobach pęknięcia może występować na całej powierzchni pęknięcia i jest ono spowodowane chropowatością powierzchni. Powierzchnia pęknięcia dla I sposobu pęknięcia powinna się tworzyć w miejscu, w którym wielkość cyklicznej strefy plastycznej jest mniejsza od wielkości ziarna w materiale niepękniętym. Na podstawie badań doświadczalnych, na próbkach stalowych, stwierdzono, że powiększenie pęknięcia w tym obszarze występuje wskutek wzdłużnego ścinania w układach pojedynczych poślizgów. Skutkiem tego otrzymano ścieżki pęknięcia w postaci zębów piły.

Kryterium Rozumka i innych

Rozumek i współautorzy [99] dla nieproporcjonalnego I i III sposobu pęknięcia zaproponowali następujący wzór na zakres ekwiwalentnego WIN

$$\Delta K_{eq} = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{3}{4} \left(\frac{2\Delta K_{III}}{\Delta K_I} \right)^2} + \sqrt{1 + \frac{3}{2} \left(\frac{2\Delta K_{III}}{\Delta K_I} \right)^2 \cos 2\phi + \frac{9}{16} \left(\frac{2\Delta K_{III}}{\Delta K_I} \right)^4}. \quad (3.28)$$

Powyższe równanie otrzymano na bazie równania Hubera-Misesa przedstawionego w pracy [143] i umożliwia ono obliczanie zakresu WIN w przypadku obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Wyniki z równania (3.28) porównano z równaniem Hubera-Misesa $\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + 3\Delta K_{III}^2}$ dla obciążeń proporcjonalnych, otrzymując zbieżne wyniki obliczeń. Autorzy [99] uzyskali bardzo dobrą korelację pomiędzy wynikami obliczonymi z równania (3.28) a uzyskanymi doświadczalnie dla stopu aluminium PA6.

Podsumowanie kryteriów naprężeniowych

Naprężeniowa grupa kryteriów wzrostu pęknięć zmęczeniowych należy do najliczniejszej, ze względu na łatwy sposób weryfikacji tych kryteriów za pomocą badań doświadczalnych. W początkowym okresie rozwoju tych kryteriów, opierały się one bezpośrednio na naprężeniu σ . Po wprowadzeniu przez Irwina (1957) parametru K , za pomocą którego określa się stan naprężenia w okolicy wierzchołka pęknięcia, okazał się on najbardziej przydatnym do opisu tego typu badań. Szczególne znaczenie ma ten parametr w zastosowaniu do materiałów kruchych i z niewielką strefą plastyczną w materiałach sprężysto-plastycznych, opisując rozwój pęknięć w zakresie progowym, krótkich pęknięć i w początkowym etapie rozwoju długich pęknięć. Przy rozwijającej się strefie plastycznej na czole pęknięcia kryteria te nie dają jednak zadowalających rezultatów. Powyższe kryteria ze względu na sposoby pęknięcia można podzielić na cztery grupy: (i) I+II sposób pęknięcia, (ii) I+III sposób pęknięcia, (iii) II+III sposób pęknięcia oraz (iv) I+II+III sposób pęknięcia. Kryteria zaproponowane do opisu wzrostu pęknięć zmęczeniowych przez: Erdogana i Siha [15], Pooka [67], Tanakę [140], Yana i współautorów [154], oraz Blocha i Browna [6] należą do grupy pierwszej. W tych kryteriach wzrost pęknięć przebiega zgodnie z kierunkiem wzrostu kąta φ lub kierunkiem zbliżonym do tego kąta. Wartości kąta φ podał Pook [67] i zawiera się on w zakresie -70.5° ; $+70.5^\circ$.

Druga grupa kryteriów prezentowana przez Yatesa, Millera [155] i Pooka [68] dotyczy kombinacji naprężeń normalnych i stycznych w wierzchołku szczeliny, uzyskanych przez nacięcie płaszczyzny pęknięcia pod pewnym kątem α do płaszczyzny zginania. W zakresie progowym i krótkich pęknięć autorzy uzyskali zadowalające rezultaty badań. Przy wzroście pęknięć następował płynny obrót czola pęknięcia aż do usytuowania się ścieżki pęknięcia prawie prostopadle do boku próbki, co powodowało problemy z opisem wyników badań. Pook [68] podał wartość kąta α , który zawiera się w zakresie -45° ; $+45^\circ$.

Trzecia grupa kryteriów należy do bardzo rzadko występujących i w pracy nie zaprezentowano takich kryteriów, ponieważ autor pracy nie znalazł ich w literaturze.

Czwarta grupa kryteriów podaje związki do opisu wszystkich trzech sposobów pęknięcia. Uogólnione kryterium pęknięcia dla trzech sposobów pęknięcia, zaproponował Richard [77]. Autor zdefiniował i podał również nowe zależności dla dwóch kątów pochylenia pęknięcia φ i α rozszerzając wcześniejsze funkcje dla trzech mieszanych I+II+III sposobów pęknięcia. Określił wartości współczynników A_1 , B_1 , C_1 i D_1 występujących przy obliczaniu kątów pochylenia pęknięcia oraz podał, kiedy kąty te przyjmują wartości dodatnie, a kiedy ujemne. Pook [68], Richard i współautorzy [76] uzyskali identyczne zależności pomiędzy krytycznymi WIN K_{Ic} , K_{IIc} i K_{IIIc} . Dzięki tym zależnościom po uzyskaniu z badań doświadczalnych jednego z tych parametrów dla danego

materiału, np. K_{Ic} możliwe jest obliczenie wartości pozostałych parametrów bez wykonywania kosztownych i pracochłonnych badań. Autorzy prezentowanych prac pokazują dwa podejścia z wykorzystaniem parametru K oraz K_{eff} , który uwzględnia zamykanie się pęknięcia. Prezentowane koncepcje umożliwiają określanie kierunku ścieżki wzrostu pęknięcia i obliczanie parametru K dla poszczególnych sposobów pęknięcia. Ma to szczególne znaczenie przy modelowaniu rozwoju pęknięć zmęczeniowych, używając programów takich jak: MES czy MEB. Należy tu zwrócić szczególną uwagę na prace Richarda i jego współpracowników [76], którzy skonstruowali przyrząd umożliwiający badania wszystkich trzech sposobów pęknięcia. Przyrząd ten jest szeroko stosowany przez różne ośrodki badań. Prezentowane kryteria weryfikowane były na różnych materiałach, a pęknięcia inicjowane były krawędziowo na wskroś, poza jednym przypadkiem prezentowanym przez Fortha i współautorów [16], dotyczącym pęknięć półeliptycznych.

Najbardziej uniwersalne wzory, do obliczeń pęknięć przebiegających na wskroś z użyciem parametru K i wszystkich trzech sposobów pęknięcia, podaje Richard i Pook. Wzory podane przez Pooka [67], dla I+II sposobu pęknięcia, są rozszerzonymi wzorami podanymi wcześniej przez Erdogana i Siha [15]. Kolejnej modyfikacji tych wzorów do zakresu $WIN \Delta K$ i zamykania się pęknięć dokonał Yan i współautorzy [154]. Yates i Miller [155] jako jedyni autorzy prezentują równanie uwzględniające zakres wartości progowej ΔK_{th} dla I+III sposobu pęknięcia. Równanie zaproponowane przez Blocha i Browna [6], dla I+II sposobu pęknięcia, uwzględnia parametry dotyczące wielkości ziarna, co umożliwia przeprowadzenie analizy w zakresie progowym. Należy również zauważyć, że omawiane równania autorzy uzyskali na drodze empirycznej. W przypadku pozostałych prezentowanych kryteriów są one różnego rodzaju modyfikacjami równań Richarda czy Pooka, niezbędnymi do opisu uzyskanych wyników badań doświadczalnych dla różnych materiałów. Prezentowane i weryfikowane w literaturze kryteria dotyczą głównie badań przy obciążeniach proporcjonalnych. Natomiast do opisu badań przy obciążeniach nieproporcjonalnych autor pracy prezentuje własne kryterium [99], które powstało na bazie innego kryterium podanego w pracy [143]. Innego typu kryteriów do badań nieproporcjonalnych, z parametrem K , w literaturze nie znaleziono.

3.2. KRYTERIA PRZEMIESZCZENIOWE

Kryteria przemieszczeniowe bazujące na rozwarciu wierzchołka pęknięcia δ (CTOD), w wieloosiowym pękaniu zmęczeniowym, należą do nielicznych i mają zastosowanie tylko do granicy plastyczności.

Rozwój pęknięć zmęczeniowych następuje, gdy rozwarcie wierzchołka pęknięcia δ osiągnie wartość krytyczną i wówczas kryterium pęknięcia możemy zapisać jako

$$\delta = \delta_{Ic}. \quad (3.29)$$

Kryterium Panasyuka

Panasyuk [60] rozszerza omawiane przemieszczeniowe kryterium pęknięcia (3.29) na przypadki obciążeń wieloosiowych, wykorzystując do tego celu przemieszczenia w wierzchołku pęknięcia dla trzech sposobów pęknięcia oraz krytyczne wartości rozwarcia pęknięcia. Formułuje on warunek rozwoju pęknięcia w postaci

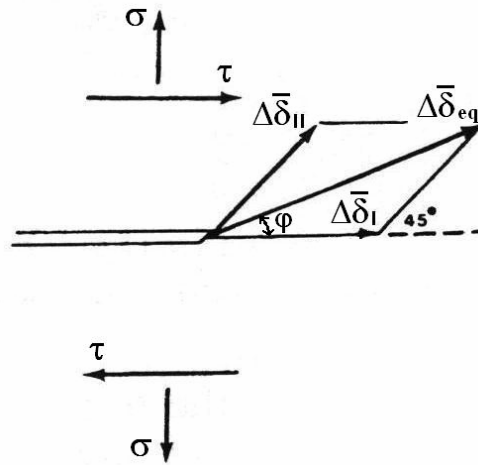
$$\left(\frac{\delta_I}{\delta_{Ic}}\right)^{n_1} + \left(\frac{\delta_{II}}{\delta_{IIc}}\right)^{n_2} + \left(\frac{\delta_{III}}{\delta_{IIIc}}\right)^{n_3} = 1, \quad (3.30)$$

gdzie: n_1, n_2, n_3 są stałymi materiałowymi wyznaczanymi doświadczalnie, δ_k oznacza rozwarcie wierzchołka pęknięcia dla trzech sposobów pęknięcia odpowiednio $k = I, II$ i III .

Powyższe kryterium ma ograniczone zastosowanie dla materiałów kruchych z uwagi na problemy pomiaru rozwarcia wierzchołka pęknięcia.

Kryterium Li

Zastosowanie zakresu ekwiwalentnego rozwarcia wierzchołka pęknięcia $\Delta\delta_{eq}$ do opisu mieszanego I+II sposobu pęknięcia pokazano w pracy Li [42]. Przemieszczanie się wektora pęknięcia zdefiniowano pod kątem φ odchylonym od I sposobu pęknięcia zgodnie z rys. 3.4. Zauważa się na podstawie badań doświadczalnych, że w początkowym etapie pęknięcie rozwijało się zgodnie z I sposobem pęknięcia. Po określonej liczbie cykli obciążeń, pęknięcie dążyło w kierunku mieszanego I+II sposobu pęknięcia.



Rys. 3.4. Definicja przemieszczania się wektora na czole pęknięcia dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia

Stosując koncepcję Irwina [31] dotyczącą korekty strefy plastycznej na czole pęknięcia przy nieznacznym uplastycznieniu, L_I przyjmuje dla dominującego I sposobu pęknięcia następujące wyrażenie na rozwarcie wierzchołka pęknięcia

$$\delta_I = \frac{4K_I}{\pi E \sigma_y} \sqrt{K_I^2 + 3K_{II}^2} . \quad (3.31)$$

W przypadku dominacji II sposobu pęknięcia przez analogię uzyskuje się

$$\delta_{II} = \frac{4K_{II}}{\pi E \sigma_y} \sqrt{K_I^2 + 3K_{II}^2} . \quad (3.32)$$

Korzystając z mieszanego I+II sposobu pęknięcia można zapisać zakres ekwiwalentnego CTOD jako

$$\Delta \bar{\delta}_{eq} = \Delta \bar{\delta}_I + \Delta \bar{\delta}_{II} . \quad (3.33)$$

Ze względu na to, że kąt pomiędzy wektorami $\Delta \bar{\delta}_I$ i $\Delta \bar{\delta}_{II}$ wynosi 45° oraz wstawiając równania (3.31) i (3.32) do związku (3.33), dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia można zapisać

$$\Delta\delta_{\text{eq}} = \frac{4}{\pi E \sigma_y} \sqrt{(\Delta K_I^2 + 3\Delta K_{II}^2)(\Delta K_I^2 + 2\Delta K_{II}^2 + 2\Delta K_I \Delta K_{II})}, \quad (3.34)$$

gdzie: ΔK_I i ΔK_{II} są odpowiednio zakresami WIN dla I i II sposobu pęknięcia.

Kąt pochylenia pęknięcia φ pomiędzy I i II sposobem pęknięcia można wyznaczyć jako

$$\varphi = \arcsin \frac{\Delta\delta_{II}}{\sqrt{2}\Delta\delta_{\text{eq}}}. \quad (3.35)$$

Zauważa się, że kąt φ narasta wraz ze wzrostem $\Delta\delta_{II}$. Dla II sposobu pęknięcia, $\Delta\delta_{\text{eq}}$ przyjmuje wartość $\Delta\delta_{II}$ i wówczas kąt $\varphi = 45^\circ$.

Kryterium Suttona i innych

Kryterium Suttona i współautorów [137] dotyczy rozwarcia wierzchołka pęknięcia w opisie mieszanego I+II sposobu pęknięcia, które weryfikowano na próbkach stalowych i ze stopu aluminium. Przy budowie tego kryterium założono, że pojawienie się pęknięcia w kierunku I lub II sposobu pęknięcia zależy od maksymalnego otwarcia pęknięcia lub ścinania w wierzchołku pęknięcia. Autorzy proponują dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia następujący wzór na ekwiwalentne rozwarcie wierzchołka pęknięcia

$$\delta_{\text{eq}} = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} = \sqrt{\frac{r_p}{2\pi} \frac{1+\chi}{\mu} \sqrt{k_1^2 + k_2^2}}, \quad (3.36)$$

gdzie: $\delta_I = \sqrt{\frac{r_p}{2\pi} \frac{1+\chi}{\mu} k_1}$, $\delta_{II} = \sqrt{\frac{r_p}{2\pi} \frac{1+\chi}{\mu} k_2}$, $\mu = E/2(1+\nu)$ jest modułem ścinania, $\chi = (3-\nu)/(1+\nu)$ dla PSN i $\chi = 3-4\nu$ dla PSO.

We wzorze (3.36) k_1 i k_2 są WIN dla skręcającego wierzchołka pęknięcia. Dla ekwiwalentnego pęknięcia, w kierunku I+II sposobu pęknięcia, parametry te można wyznaczyć zgodnie z propozycją Nuismera [59], Cotterella i Rice'a [9] jako

$$k_1 = \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi}{2} [K_I (1 + \cos \varphi) - 3K_{II} \sin \varphi], \quad (3.37)$$

$$k_2 = \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi}{2} [K_I \sin \varphi + K_{II} (3 \cos \varphi - 1)]. \quad (3.38)$$

W równaniach (3.37) i (3.38) k_1 oraz k_2 zależą od kąta skręcenia dla danych K_I i K_{II} .

Krytyczną wartość kąta φ_{Ic} , dla skręconego wierzchołka pęknięcia, w kierunku I sposobu pęknięcia można wyrazić jako

$$\frac{\sin \varphi_{Ic}}{3 \cos \varphi_{Ic} - 1} = -\frac{K_{II}}{K_I}, \quad (3.39)$$

natomiast krytyczną wartość kąta φ_{IIc} w kierunku II sposobu pęknięcia zapisano jako

$$\frac{\cos \frac{\varphi_{IIc}}{2} (3 \cos \varphi_{IIc} - 1)}{\sin \frac{\varphi_{IIc}}{2} (9 \cos \varphi_{IIc} + 5)} = \frac{K_{II}}{K_I}. \quad (3.40)$$

W pracy [137] autorzy wyróżniają rozwarcie wierzchołka pęknięcia, które podlegało dodatkowo skręceniu, oznaczając je jako: δ_I i δ_{II} oraz główne rozwarcie wierzchołka pęknięcia (przed skręceniem wierzchołka pęknięcia)

i oznaczają je jako: δ_I^* , δ_{II}^* i $\delta_{eq}^* = \sqrt{\delta_I^{*2} + \delta_{II}^{*2}}$. Przy założeniu, że kąty

$\gamma = \beta$ i $\gamma = \arctg\left(\frac{\delta_{II}^*}{\delta_I^*}\right)$ oraz $\beta = \arctg\left(\frac{K_{II}}{K_I}\right)$ otrzymano zależności

$\delta_I^* = \delta_{eq}^* \cos \gamma = \sqrt{\frac{r_p}{2\pi} \frac{1+\chi}{\mu}} K_I$ i $\delta_{II}^* = \delta_{eq}^* \sin \gamma = \sqrt{\frac{r_p}{2\pi} \frac{1+\chi}{\mu}} K_{II}$, a po podsta-

wieniu tych wyrażen do wzorów (3.39) i (3.40) można zapisać lokalny kąt skręcenia przy mieszanym I+II sposobie pęknięcia jako:

dla I sposobu pęknięcia

$$\frac{\sin \varphi_{Ic}}{3 \cos \varphi_{Ic} - 1} = -\operatorname{tg} \gamma \quad (3.41)$$

i dla II sposobu pęknięcia

$$\frac{\cos \frac{\varphi_{IIc}}{2} (3 \cos \varphi_{IIc} - 1)}{\sin \frac{\varphi_{IIc}}{2} (9 \cos \varphi_{IIc} + 5)} = \operatorname{tg} \gamma. \quad (3.42)$$

Korzystając z powyższych równań otrzymano dla skręconego wierzchołka pęknięcia następujące równania

$$\delta_I = \frac{\delta_{eq}^*}{2} \cos \frac{\varphi_{Ic}}{2} [\cos \gamma (1 + \cos \varphi_{Ic}) - 3 \sin \gamma \sin \varphi_{Ic}], \quad (3.43)$$

$$\delta_{II} = \frac{\delta_{eq}^*}{2} \cos \frac{\varphi_{IIc}}{2} [\cos \gamma \sin \varphi_{IIc} + \sin \gamma (3 \cos \varphi_{IIc} - 1)], \quad (3.44)$$

gdzie kąty φ_{Ic} i φ_{IIc} zależą od kąta γ i opisują je równania (3.41) i (3.42).

Podsumowanie kryteriów przemieszczeniowych

Przemieszczeniowa grupa kryteriów wzrostu pęknięć zmęczeniowych, oparta na rozwarciu wierzchołka pęknięcia, należy do rzadziej spotykanych ze względu na problemy z pomiarem rozwarcia wierzchołka pęknięcia w mieszanych sposobach pękania. Przedstawiono jedynie dwa kryteria dla mieszanego I+II sposobu pękania (Li [42] oraz Suttona i innych [137]) i jedno kryterium (Panasyuka [60]) dla trzech sposobów pękania, które można spotkać w literaturze. Autorzy, Sha i inni [132], Pironi i Dalle Donne [66], Hammouda i inni [26], w prezentowanych pracach pokazują, jak zachowuje się wierzchołek pęknięcia podczas badań zmęczeniowych w mieszanych I+II sposobach pękania. W pracy Hammouda i innych [26] pokazano ponadto jak zmienia się strefa plastyczna w okolicy wierzchołka pęknięcia dla różnych kątów skręcania pęknięcia, różnych współczynników asymetrii cyklu i różnych współczynników tarcia przy współpracujących powierzchniach. Do opisu badań wykorzystywano metody analityczne z wykorzystaniem parametrów K i J oraz metody numeryczne (MES). Na uwagę zasługują równania Li [42] ze względu na swoją prostotę i dużą zgodność wyników analitycznych z doświadczalnymi. Pozostałe kryteria dla mieszanego I+II sposobu pękania są bardziej skomplikowane ze względu na rozbudowany aparat matematyczny i dają większą różnicę pomiędzy wynikami obliczonymi i zmierzonymi.

3.3. KRYTERIA ENERGETYCZNE

Kryteria energetyczne występujące w wieloosiowym pękaniu zmęczeniowym są oparte na gęstości energii odkształcenia lub parametrze J. Znalazły one najszersze zastosowanie, ponieważ można je stosować zarówno do materiałów w zakresie liniowo-sprężystym, jak i sprężysto-plastycznym. Największym problem w stosowaniu tych kryteriów jest pomiar odkształceń plastycznych, dlatego w wielu przypadkach autorzy wspomagają się metodami numerycznymi, za pomocą których liczy się naprężenia i odkształcenia.

Zakres ekwiwalentnego parametru ΔJ_{eq} w mieszanych sposobach pęknięcia zmęczeniowego dla różnych kryteriów jest obliczany w granicach

$$\Delta J_{I,th} < \Delta J_{eq} < J_{Ic}. \quad (3.45)$$

Prezentowane w pracy kryteria oparte są na wartości krytycznej J_{Ic} .

Kryterium Siha

Jedną z najbardziej znanych teorii energetycznych, dla mieszanych sposobów pęknięcia, jest kryterium gęstości energii odkształcenia zaproponowane w pracy [134]. Badania prowadzono na dwóch rodzajach materiałów (pleksiglass i stop aluminium). Autor zaproponował swoje kryterium dla I+II sposobu pęknięcia, ale dokonując prostej modyfikacji można uzyskać związek dla mieszanych trzech sposobów pęknięcia

$$S = a_{11}K_I^2 + 2a_{12}K_I K_{II} + a_{22}K_{II}^2 + a_{33}K_{III}^2, \quad (3.46)$$

przy czym $S = dW/dB$ oznacza przyrost chwilowej lokalnej gęstości energii odkształcenia dW przypadający na niewielką powierzchnię dB w okolicy czoła pęknięcia, jeżeli promień opisujący tę powierzchnię dąży do zera.

W równaniu (3.46) współczynniki a_{kl} ($k, l = 1, 2, 3$) wynoszą odpowiednio:

$$a_{11} = \frac{1+\nu}{4\pi E \cos \alpha} [(1 + \cos \varphi)(\chi - \cos \varphi)], \quad (3.47)$$

$$a_{12} = \frac{1+\nu}{4\pi E \cos \alpha} [\sin \varphi (2 \cos \varphi - \chi + 1)], \quad (3.48)$$

$$a_{22} = \frac{1+\nu}{4\pi E \cos \alpha} [(\chi + 1)(1 - \cos \varphi) + (1 + \cos \varphi)(3 \cos \varphi - 1)], \quad (3.49)$$

$$a_{33} = \frac{1+\nu}{\pi E \cos \alpha}, \quad (3.50)$$

gdzie: wielkości $\chi = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ dla PSN i $\chi = 3 - 4\nu$ dla PSO.

Kryterium Rozumka i Machy

Dla przypadków wieloosiowych obciążeń zmęczeniowych, w materiałach sprężysto-plastycznych, Rozumek i Macha [88, 94] zaproponowali energetyczne kryterium pęknięcia opisanego za pomocą zakresu parametru ΔJ jako

$$\left(\frac{\Delta J_I}{J_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta J_{II}}{J_{IIc}}\right)^2 + \left(\frac{\Delta J_{III}}{J_{IIIc}}\right)^2 = 1, \quad (3.51)$$

przy czym J_{Ic} , J_{IIc} , J_{IIIc} są krytycznymi wartościami całki J dla I, II i III sposobu pęknięcia.

Kryterium (3.51) zostało pomyślnie zweryfikowane w badaniach doświadczalnych na stopie aluminium PA6 i stalach FeP04 oraz 18G2A.

Kryterium Hellen i Blackburn

Autorzy pracy [28] zaproponowali kryterium oparte na parametrze J , dla przypadku mieszanego I+II sposobu pęknięcia, z którego wynika następujący wzór na wektor ekwiwalentny

$$\mathbf{J}_{eq} = J_I \bar{\mathbf{i}} + J_{II} \bar{\mathbf{j}}. \quad (3.52)$$

Natomiast całkę J zapisano jako

$$J_k = \int_{\Gamma} (W \mathbf{n}_k - \mathbf{u}_{i,k} T_i) ds, \quad (3.53)$$

gdzie: Γ - krzywa obejmująca czoło pęknięcia, $W = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ - energia

odkształcenia przypadająca na jednostkę objętości, \mathbf{n}_k - jednostkowy wektor ze składowymi $k = I, II$, \mathbf{T} - wektor sił powierzchniowych na konturze Γ , \mathbf{u} - wektor przemieszczenia, ds - wycinek łuku.

Kryterium to zakłada, że pęknięcie rozwija się wzdłuż kierunku wektora \mathbf{J} i pęknięcie wystąpi wówczas, gdy wektor \mathbf{J} osiągnie krytyczną wartość J_{Ic} .

Kryterium Hamousha i Reza Salami

Inne podejście z wykorzystaniem całki J dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia pokazali autorzy pracy [27]. Korzystając z prawa zachowania energii, metody superpozycji i metody elementów skończonych oraz używając równania zaproponowanego przez Eischena [13] uzyskano następujące zależności:

$$J_1^{(1,2)} = \int_{\Gamma_0} \left(W^{(1,2)} n_1 - \sigma_{ij}^{(1,2)} n_j u_{i,1}^{(1,2)} \right) d\Gamma = \frac{[K_I^{(1,2)}]^2 + [K_{II}^{(1,2)}]^2}{E}, \quad (3.54)$$

$$J_2^{(1,2)} = \int_{\Gamma_0} \left(W^{(1,2)} n_2 - \sigma_{ij}^{(1,2)} n_j u_{i,2}^{(1,2)} \right) d\Gamma + \int_{\Gamma_c} \left(W^+ - W^- \right)^{(1,2)} n_2^+ d\Gamma = -\frac{2K_I^{(1,2)} K_{II}^{(1,2)}}{E}, \quad (3.55)$$

gdzie: gęstość energii odkształcenia - $W^{(1,2)} = \frac{1}{2} \left(\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)} \right) \left(\varepsilon_{ij}^{(1)} + \varepsilon_{ij}^{(2)} \right)$, składowe tensorów naprężenia - $\sigma_{ij}^{(1,2)} = \sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}$, składowe przemieszczenia - $u_{ij}^{(1,2)} = u_{ij}^{(1)} + u_{ij}^{(2)}$, współczynniki intensywności naprężenia odpowiednio dla I i II sposobu pęknięcia - $K_I^{(1,2)} = K_I^{(1)} + K_I^{(2)}$ oraz $K_{II}^{(1,2)} = K_{II}^{(1)} + K_{II}^{(2)}$.

Przedstawione równania (3.54) i (3.55) razem tworzą bazę do wyznaczenia współczynników intensywności naprężenia dla I i II sposobu pęknięcia oraz przewyciężenia trudności całkowania na czole pęknięcia. Po wprowadzeniu tych równań do równania (3.58), podanego na str. 35 i podstawieniu wartości eksperymentalnych WIN otrzymuje się wartości ekwiwalentnej całki J znacznie odbiegające od wartości rzeczywistych. Ze względu na powyższe analizy równania (3.54) i (3.55) są jedynie równaniami teoretycznymi nie potwierdzającymi badań eksperymentalnych w przypadku mieszanego I+II sposobu pęknięcia.

Kryterium Kimachi i innych

W pracy [34] autorzy przedstawili badania wzrostu pęknięć zmęczeniowych przy proporcjonalnym rozciąganiu ze skręcaniem w materiale sprężysto-plastycznym (stal). Wyniki badań opisano dwoma metodami z zastosowaniem całki J. Pierwsza zastosowana metoda oparta na definicji całki J, z wykorzystaniem metody elementów skończonych, polega na wyznaczeniu zmian energii odkształcenia przy stałym przemieszczeniu (I sposób pęknięcia) i stałym kącie skręcenia (III sposób pęknięcia). Ekwiwalentną całkę J oblicza się z równania

$$J_{eq} = -\frac{1}{2\pi d^*} \left(\frac{\partial U_{I+III}}{\partial a} \right)_{u,\alpha}, \quad (3.56)$$

gdzie: U_{I+III} – energia dla I+III sposobu pęknięcia, a – bieżąca długość pęknięcia, u – przemieszczenie, α - kąt skręcenia, d^* – długość nie pękniętego odcinka próbki przed frontem pęknięcia.

Druga metoda to tzw. metoda prosta z wykorzystaniem wykresów krzywych siła w funkcji przemieszczenia (I sposób pęknięcia) lub moment skrzywienia w funkcji kąta skrzywienia (III sposób pęknięcia). W drugiej metodzie ekwiwalentną całkę J obliczano z równania

$$J_{eq} = \left[\frac{1-\nu^2}{E} K_I^2 + \frac{1}{2\pi d^{*2}} \left(3 \int_0^u P du - Pu - \frac{1}{2} Pu_e \right) \right] + \left[\frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 + \frac{3}{2\pi d^{*2}} U_p \right], \quad (3.57)$$

gdzie: K_I i K_{III} – WIN dla I i III sposobu pęknięcia, P – siła, u – przemieszczenie całkowite zgodnie z krzywą pętli histerezy, u_e – przemieszczenie sprężyste, U_p – energia odpowiadająca polu pod krzywą pętli histerezy.

Autorzy uzyskali dobrą korelację wyników badań eksperymentalnych ze stosowanymi metodami.

Kryterium Rozumka

Autor prac [115, 116, 118, 127] prowadził badania wzrostu pęknięć zmęczeniowych przy proporcjonalnym zginaniu ze skrzywianiem i rozciąganiu ze ścisaniem w materiałach sprężysto-plastycznych (trzy rodzaje stali, stop aluminium i stop tytanu). Wyniki badań opisano za pomocą zakresu parametru ΔJ . W przypadku mieszane I+II+III sposobu pęknięcia zakres ekwiwalentnego parametru ΔJ_{eq} jest równy sumie tych parametrów dla poszczególnych sposobów pęknięcia

$$\Delta J_{eq} = \Delta J_I + \Delta J_{II} + \Delta J_{III}, \quad (3.58)$$

przy czym zakresy parametru ΔJ dla poszczególnych sposobów pęknięcia składają się z części sprężystej i plastycznej.

Zakresy parametru ΔJ dla I, II i III sposobu pęknięcia w zakresie sprężysto-plastycznym obliczano z równań

$$\Delta J_I = (1-\nu^2) \frac{\Delta K_I^2}{E} + \pi Y_I^2 \left(\frac{\Delta \sigma \Delta \epsilon_p}{\sqrt{n'}} \right) a, \quad (3.59)$$

$$\Delta J_{II} = (1-\nu^2) \frac{\Delta K_{II}^2}{E} + \pi Y_{II}^2 \left(\frac{\Delta \tau \Delta \gamma_p}{\sqrt{n'}} \right) a, \quad (3.60)$$

$$\Delta J_{III} = (1+\nu) \frac{\Delta K_{III}^2}{E} + \pi Y_{III}^2 \left(\frac{\Delta \tau \Delta \gamma_p}{\sqrt{n'}} \right) a, \quad (3.61)$$

gdzie: $\Delta\sigma$, $\Delta\tau$ – zakresy naprężeń dla I, II i III sposobu pęknięcia w okolicy wierzchołka pęknięcia (karbu), $\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\gamma_p$ – zakresy odkształceń plastycznych dla I, II i III sposobu pęknięcia w okolicy wierzchołka pęknięcia (karbu), $Y_{I,II,III}$ – współczynniki korekcyjne odpowiednio dla I, II i III sposobu pęknięcia. Prezentowany zakres parametru ΔJ dotyczy podejścia energetycznego do opisu wzrostu szczelin zmęczeniowych.

Wyniki badań otrzymane z równań (3.59) ÷ (3.61) porównano z wynikami obliczonymi z MES (MEB), uzyskując dobrą korelację wyników badań pomiędzy stosowanymi metodami. Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych obliczano z użyciem równania prezentowanego w pracach [101, 112], które również zaproponowane zostało przez autora równań (3.58) ÷ (3.61).

Kryterium Döringa i innych

Autorzy pracy [11] prezentują wyniki badań, opisane zakresem parametru ΔJ , przy nieproporcjonalnym obciążeniu uwzględniającym zamykanie się pęknięcia. Analizie poddano wyniki badań przy rozciąganiu ze skręcaniem przeprowadzone dla trzech rodzajów materiałów (dwie stale i jeden stop aluminium). Stosowano różne ścieżki obciążenia począwszy od okręgu poprzez elipsę, ósemkę, kwadrat i krzyż. Naprężenia i odkształcenia liczone były z użyciem równania Ramberga-Osgooda [73]. Dla nieproporcjonalnego obciążenia w mieszanym I+II sposobie pęknięcia autorzy proponują równanie

$$\Delta J_{eq,eff} = \left(\Delta J_{I,eff}^t + \Delta J_{II,eff}^t \right)^{1/t}, \quad (3.62)$$

przy czym $t = m^{1-\eta}$, m – wykładnik w równaniu Parisa, $\eta = \frac{\sigma_{eq,max} - \sigma_{max}}{\sigma_{eq,fikcyj.} - \sigma_{max}}$ –

określa wzajemną relację pomiędzy I i II sposobem pęknięcia ($0 \leq \eta \leq 1$), $\sigma_{eq,fikcyj.}$ – fikcyjne maksymalne naprężenie ekwiwalentne według Hubera-Misesa w historii proporcjonalnych obciążeń, $\sigma_{eq,max}$ – maksymalne naprężenie ekwiwalentne według Hubera-Misesa.

Zakresy parametrów ΔJ_I i ΔJ_{II} obliczano z wykorzystaniem następujących równań

$$\Delta J_{I,eff} = 2\pi Y_I^2 \Delta W_{I,eff} a, \quad (3.63)$$

$$\Delta J_{II,eff} = \frac{\pi}{1+\nu} \left(Y_{II} U_{II,eff} \right)^2 \Delta W_{II} a, \quad (3.64)$$

gdzie:
$$\Delta W_{I,eff} = \frac{\Delta \sigma_{xx,eff}^2}{2E} + \left\{ \int_{\varepsilon_{xx,cl}}^{\varepsilon_{xx,op}} [\sigma_{xx}(\varepsilon_{xx,op}) - \sigma_{xx}] d\varepsilon_{xx,p} \right\}, \quad \varepsilon_{xx,op} \quad \text{i} \quad \varepsilon_{xx,cl} -$$

odpowiednio odkształcenie normalne przy otwartym i zamkniętym pęknięciu,

$$\Delta W_{II} = \frac{\Delta \tau_{xy}^2}{2\mu} + \left\{ \int_{\gamma_{xy,U_R}}^{\gamma_{xy,op}} [\tau_{xy}(\gamma_{xy,op}) - \tau_{xy}] d\gamma_{xy,p} \right\}, \quad \gamma_{xy,U_R} - \text{odkształcenie styczne}$$

uwzględniające chropowatość powierzchni, $d\varepsilon_{xx,p}$ i $d\gamma_{xy,p}$ – odpowiednio przyrost plastycznych odkształceń normalnych i stycznych.

Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych obliczano z użyciem równania Parisa [61] zmodyfikowanego przez Dowlinga i Begleya [10].

Podsumowanie kryteriów energetycznych

Energetyczna grupa kryteriów wzrostu pęknięć zmęczeniowych zaczęła się intensywnie rozwijać wraz z rozwojem nowych technik obliczeniowych i pomiarowych. Autorzy wielu prac doszli do wniosku, że podejście naprężeniowe nie jest w stanie opisać wszystkich zjawisk zachodzących podczas wzrostu pęknięć zmęczeniowych szczególnie w materiałach sprężysto-plastycznych. Rozwijano podejście energetyczne oparte na gęstości energii odkształcenia, która jest iloczynem naprężenia i odkształcenia lub na parametrze J (w niektórych pracach [27, 34], parametr ten bazuje na całce Rice'a [74]). Zarówno parametr J jak i gęstość energii odkształcenia umożliwiają opis zmian zachodzących w materiale, w zakresie sprężystym i sprężysto-plastycznym, podczas wzrostu pęknięć zmęczeniowych. Do najbardziej znanych i najczęściej stosowanych należy podejście Siha [134], które jest jednym z pierwszych tego typu kryteriów. Powyższe kryteria ze względu na sposoby pęknięcia można podzielić na trzy grupy: (i) I+II sposób pęknięcia, (ii) I+III sposób pęknięcia oraz (iii) I+II+III sposób pęknięcia.

Kryteria zaproponowane do opisu wzrostu pęknięć zmęczeniowych przez: Hellen i Blackburn [28], Hamoush i Reza Salami [27] oraz Döringa i współautorów [11] należą do grupy pierwszej. W kryteriach tych na szczególną uwagę zasługuje podejście Döringa i współautorów [11], którzy zaproponowali pierwsze kryterium energetyczne do badań nieproporcjonalnych obciążeń. Druga grupa kryteriów prezentowana przez Kimachi i współautorów [34] dotyczy kombinacji rozciągania ze skręcaniem i jest oparta na definicji całki J do opisu wyników badań wzrostu pęknięć zmęczeniowych. Autorzy [34] uzyskali dobrą korelację wyników badań eksperymentalnych ze stosowanymi metodami. Trzecia grupa kryteriów podaje związki do opisu wszystkich trzech sposobów pęknięcia. Uogólnione kryterium pęknięcia dla trzech sposobów pęknięcia, w materiałach sprężysto-plastycznych, zaproponowali: Sih [134], Rozumek i Macha [88]. Prezentowane kryteria weryfikowane były na różnych materiałach

i różnej geometrii próbek, a pęknięcia inicjowane były krawędziowo na wskroś. Na uwagę zasługują równania Siha [134] i Rozumka [115], które są najbardziej uniwersalne (do opisu trzech sposobów pęknięcia), ze względu na swoją prostotę i dużą zgodność wyników analitycznych z doświadczalnymi. Przedstawione podejście przez Hamoush i Reza Salami [27], z wykorzystaniem całki J do mieszanego I+II sposobu pęknięcia, pokazuje, że nie wszystkie równania uzyskane analitycznie są zgodne z wynikami badań doświadczalnych.

3.4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przedstawionego przeglądu kryteriów, naprężeniowych, przemieszczeniowych i energetycznych, w mieszanych sposobach wzrostu pęknięć zmęczeniowych opartych na krytycznych wartościach K_{Ic} , δ_{Ic} , J_{Ic} , pokazano, że powstało wiele modeli matematycznych, które z mniejszym lub większym przybliżeniem opisują wyniki badań doświadczalnych. Poruszone w pracy problemy obejmują kryteria oparte na parametrach K , δ , W i J , które zdobyły uznanie we współczesnej nauce rozwoju pęknięć i są intensywnie weryfikowane w wielu ośrodkach badawczych na świecie. Zagadnienia dotyczące mieszanych sposobów pęknięcia są bardziej skomplikowane, niż proste sposoby pęknięcia wyróżnione przez Irwina w 1957 [30], a opisanie ich czasami sprawia duże problemy. Najczęściej stosowane modele dotyczą mieszanego I+II sposobu pęknięcia, który opisywany jest za pomocą współczynnika intensywności naprężenia K . Prezentowane w pracy kryteria wzrostu pęknięć zmęczeniowych, oparto na czynnikach uważanych za decydujące o rozwoju opisywanego zjawiska, a mianowicie na naprężeniu, przemieszczeniu wierzchołka pęknięcia oraz dyssypacji energii. Na szczególną uwagę, w mieszanych sposobach pęknięcia, zasługuje podejście energetyczne (zastosowanie parametru J oraz gęstości energii odkształcenia), które wydaje się być perspektywicznym, niosącym nowe i szerokie możliwości weryfikacji proponowanych modeli dla materiałów sprężysto-plastycznych. Pomimo dużej liczby kryteriów wzrostu pęknięć zmęczeniowych nie udało się do tej pory zbudować jednego kryterium opisującego badane zjawisko kompleksowo, z uwzględnieniem różnych czynników takich jak: rodzaj materiału, geometria, mikrostruktura, obciążenie i inne. W mieszanych sposobach pęknięcia w celu scharakteryzowania zachowania się pęknięć należy wziąć pod uwagę dwa czynniki: prędkość i kierunek rozwoju pęknięć zmęczeniowych. Dostyc często pojawiają się wyniki badań, które nie dają się opisać za pomocą znanych i stosowanych kryteriów. Zmusza to badaczy do konstruowania nowych równań opisu wyników eksperymentalnych. Dodatkowy silny wpływ na zachowanie się rozwoju pęknięć zmęczeniowych w mieszanych sposobach pęknięcia, wywierają obciążenia nieproporcjonalne i ich charakter, zamykanie się pęknięcia czy przeciążenia. Próby opisu i analiz

powyższych czynników są rzadko publikowane. Brak jest na przykład kryteriów uwzględniających mieszane sposoby pęknięcia pod wpływem obciążeń losowych. Kryteria, w których nie podano materiału badanego, były jedynie rozważane teoretycznie bez weryfikacji eksperymentalnej.

4. PRZYGOTOWANIA DO BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH I ZASTOSOWANE MATERIAŁY

Niniejszy rozdział przedstawia materiały, które zostały użyte do badań doświadczalnych rozwoju pęknięć zmęczeniowych i ich właściwości. Zastosowano różne materiały metalowe różniące się strukturą i wielkością ziarna. Następnie pokazano kształty i wymiary próbek oraz aparaturę (stanowiska do badań zmęczeniowych i urządzenia optyczne), którą wykorzystano podczas badań. Kształty próbek stosowanych w badaniach doświadczalnych dobrano odpowiednio do badania pęknięcia przy mieszanych sposobach wzrostu pęknięć zmęczeniowych.

4.1. WŁAŚCIWOŚCI BADANYCH MATERIAŁÓW

Do badań wybrano trzy rodzaje materiałów, tj. dwa gatunki stali konstrukcyjnych: FeP04 i 18G2A (S355J0 zgodnie z PN-EN 10025 z 2002 r.) oraz stop aluminium PA6 (AlCu4Mg1 zgodnie z PN-EN 573 z 1997 r.). Właściwości statyczne badanych materiałów przedstawiono w tabeli 4.1. Skład chemiczny prezentowanych materiałów zamieszczono w tabeli 4.2, natomiast ich właściwości cykliczne podano w tabeli 4.3. Wielkości występujące w tabeli 4.3, takie jak: współczynnik K' i wykładnik n' uzyskano z przebiegu krzywej cyklicznego odkształcenia przy rozciąganiu-ściskaniu ($R = -1$) zgodnie z równaniem Ramberga-Osgooda [73]. Właściwości statyczne i współczynniki (σ'_f , ε'_f , b , c) charakterystyki zmęczeniowej ($\varepsilon_a - N_f$) opisanej równaniem Mansona-Coffina wyznaczono w Politechnice Opolskiej w Katedrze Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn oraz na University of Padova w Department of Mechanical Engineering, a struktury materiałów w Katedrze Materiałoznawstwa i Technologii Bezwiórowych Politechniki Opolskiej i w Department of Management and Engineering Padova University (Włochy).

Tabela 4.1.

Właściwości statyczne badanych materiałów

Materiał	R_e MPa	R_m MPa	E GPa	ν	J_{Ic} MPa·m
FeP04	210	330	191	0,30	0,437
18G2A	357	535	210	0,30	0,320
PA6	382	480	72	0,32	0,026

Tabela 4.2.

Skład chemiczny badanych materiałów w %

Materiał	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Fe	
FeP04	0,05	0,30	<0,05	0,032	0,02	0,043	0,07	reszta	
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Fe
18G2A	0,20	1,49	0,33	0,023	0,024	0,01	0,01	0,035	reszta
	Cu	Mn	Zn	Mg	Fe	Cr	Si	Ti	Al
PA6	4,15	0,65	0,50	0,69	0,70	0,10	0,45	0,20	reszta

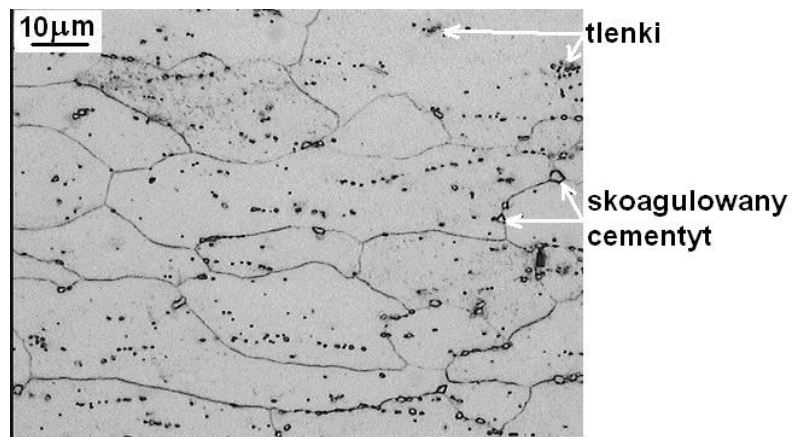
Tabela 4.3.

Właściwości cykliczne badanych materiałów

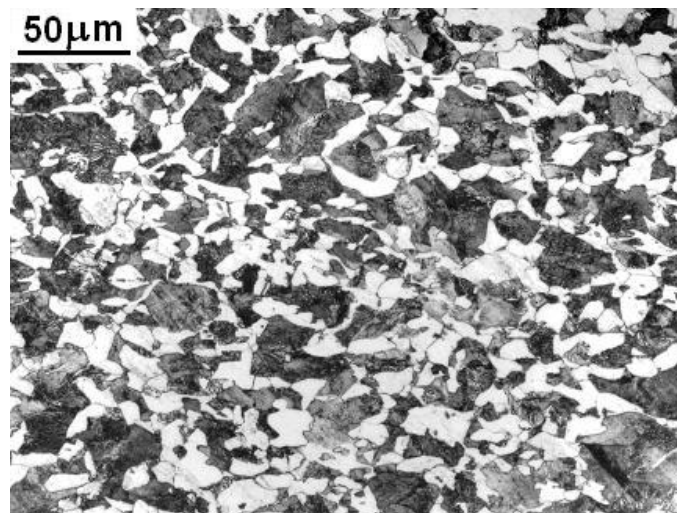
Materiał	K' MPa	n'	σ'_f MPa	ϵ'_f	b	c
FeP04	838	0,220	859	1,700	-0,138	-0,676
18G2A	869	0,287	782	0,693	-0,118	-0,410
PA6	563	0,033	605	0,105	-0,051	-0,858

Stal FeP04 [122] o strukturze ferrytycznej odznacza się dobrą podatnością na obróbkę plastyczną na zimno. Ze względu na małą zawartość węgla właściwości ferrytu niewiele różnią się od właściwości czystego żelaza α . Stal ta używana jest do głębokiego tłoczenia. Na rysunku 4.1 przedstawiono strukturę stali FeP04 przy powiększeniu 2000 razy, która złożona jest z ferrytu oraz licznych wtrąceń niemetalicznych. Struktura wskazuje wyraźną teksturę walcowania. Na tle wydłużonych ziaren ferrytu widoczne są liczne wtrącenia niemetaliczne, głównie łańcuszkowo rozmieszczone tlenki o rozmiarach rzędu 1 μm (kolor czarny). Na granicach ziaren ferrytu występuje skoagulowany cementyt.

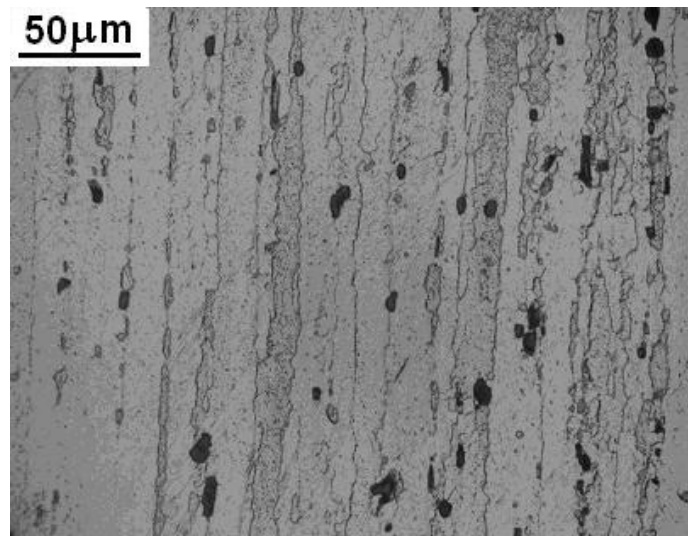
Stal 18G2A [107] o podwyższonej wytrzymałości posiada strukturę ferrytyczno-perlityczną, ciemne pola to perlit (składający się z płytek cementytu i ferrytu), jasne to ferryt. Struktura stali 18G2A, pokazana na rys. 4.2, charakteryzuje się ziarnami ferrytu o średniej średnicy od 4 do 20 μm i skupiskami ziaren perlitu dochodzących do 65 μm . Stopy aluminium z miedzią i magnezem, tzn. duraluminium zaliczane jest do stopów o wysokich właściwościach wytrzymałościowych. Badany stop aluminium PA6 (AlCu4Mg1) [81] należy do grupy duraluminiów średniostopowych (rys. 4.3).



Rys. 4.1. Struktura stali FeP04 przy powiększeniu 2000x



Rys. 4.2. Struktura stali 18G2A przy powiększeniu 500x



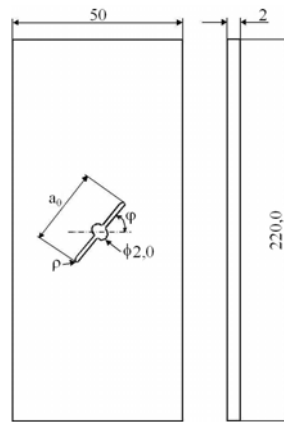
Rys. 4.3. Struktura stopu PA6 przy powiększeniu 500x

Jego struktura składa się z roztworu stałego α oraz licznych wydzieleni faz: CuAl_2 , Al_3Mg_2 oraz potrójnej Al_2CuMg i ciemnych wydzieleni fazy zawierającej Fe ($\text{Fe}_3\text{Si}_2\text{Al}_{12}$), grupujących się głównie na granicach ziaren fazy α . Wydzielenia tych faz w istotny sposób wpływają na wytrzymałość i twardość stopu PA6. Szczególnie wydzielenia na granicach faz obniżają własności plastyczne. Na rys. 4.3 przedstawiono strukturę PA6, która złożona jest z fazy α (jaśniejsza) oraz faz CuAl_2 i Al_2CuMg . Charakteryzuje się ona pasmowym ułożeniem ziaren zgodnie z kierunkiem przeróbki plastycznej: wydłużone ziarna fazy α o szerokości do 50 μm , drobne fazy CuAl_2 i Al_2CuMg o średnicy od 5 do 10 μm . Materiały, które były badane, różnią się strukturą, wartościami właściwości statycznych, a zwłaszcza granicą plastyczności i modułem Younga.

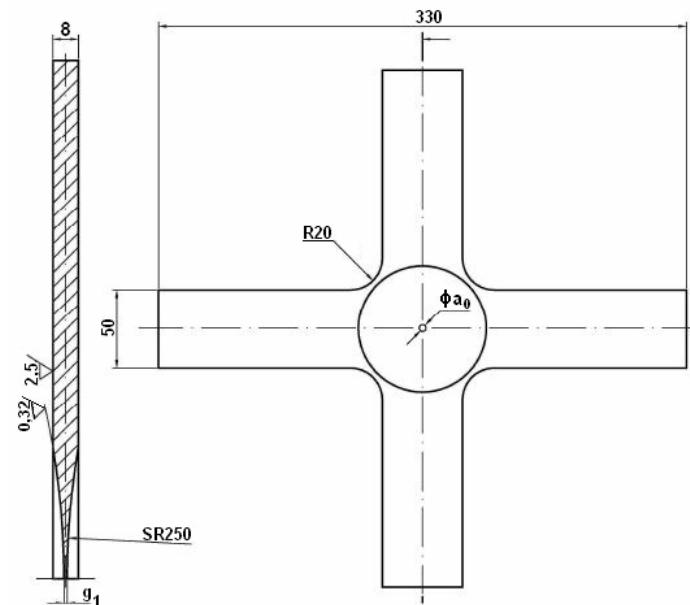
4.2. PRÓBKI DO BADAŃ

Kształty i wymiary próbek o przekroju prostokątnym, przyjęte do badań pokazano na rys. 4.4. Materiałem wyjściowym do wykonania próbek ze stali FeP04 była blacha o grubości 2,5 mm, a próbek krzyżowych (stal 18G2A) była blacha o grubości 10 mm, natomiast próbki do badań w warunkach zginania ze skręcaniem były wykonane z pręta ciągnionego o średnicy 16 mm.

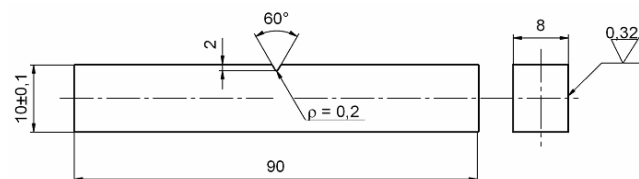
a)



b)



c)

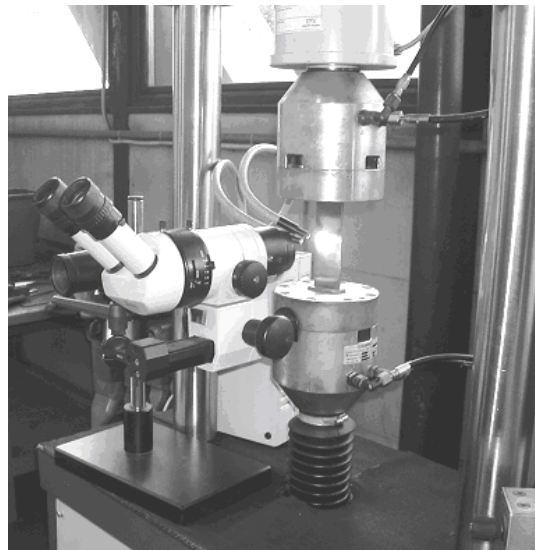


Rys. 4.4. Próbkę do badań rozwoju pęknięć zmęczeniowych, wymiary w mm, przy: a) rozciąganiu, b) rozciąganiu-ściskaniu i c) zginaniu ze skręcaniem

Próbki do badań wykonane z blachy pobrano zgodnie z kierunkiem walcowania blachy. Próbki do badań przy rozciąganiu miały nacięty wewnętrzny, centralny karb o długości $a_0 = 10$ mm z promieniem zaokrąglenia $\rho = 0,2$ mm, próbki krzyżowe do rozciągania-ściskania były bez karbu lub miały wykonany centralny otwór o średnicy $a_0 = 3,0$ mm, natomiast próbki do cyklicznego zginania ze skręcaniem posiadały nacięty karb zewnętrzny, jednostronny o głębokości 2 mm i promieniu zaokrąglenia $\rho = 0,2$ mm. Karby w próbkach nacinano metodą elektroiskrową lub frezem, a powierzchnię próbek szlifowano i polerowano. Próbki do badań ze stali 18G2A wykonano z pręta w stanie dostawy (walcowanego na gorąco i po wyżarzaniu odpężającym), natomiast ze stopu aluminium PA6 z pręta ciągniętego, sztucznie starzonego.

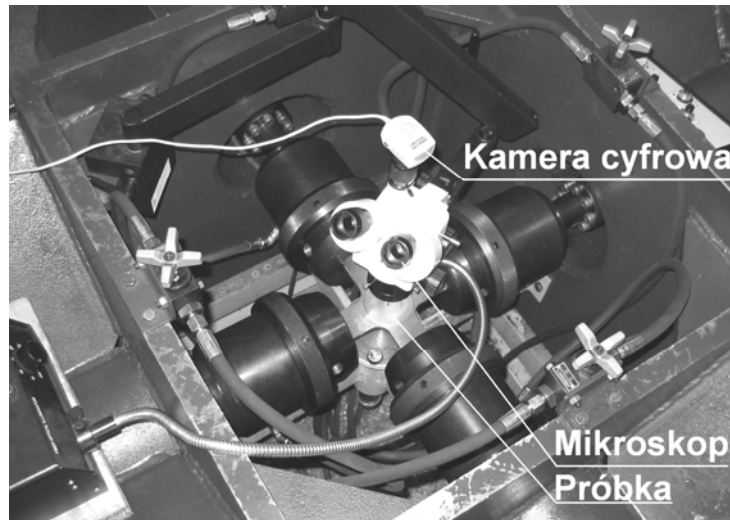
4.3. STANOWISKA BADAWCZE

Badania rozwoju pęknięć zmęczeniowych przy rozciąganiu prowadzono na maszynach zmęczeniowych Schenck PSA 100 (rys. 4.5) i MTS 809 [119, 120] umożliwiających realizację przebiegów cyklicznie zmiennych o ustalonej statycznej wartości średniej obciążenia. Stanowisko MTS 809 ma w panelu sterowania moduł umożliwiający prowadzenie badań przy ustalonym rozwarciu wierzchołka szczeliny δ .



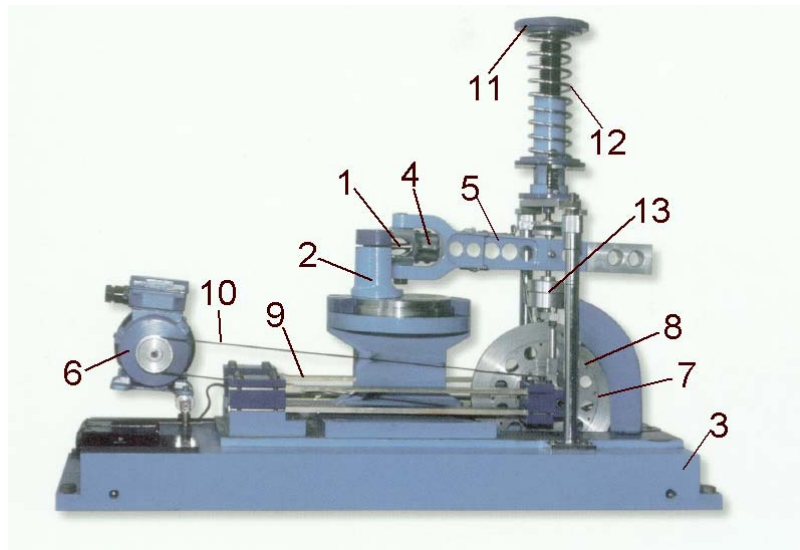
Rys. 4.5. Stanowisko do badań zmęczeniowych na maszynie Schenck PSA 100 wraz z próbką i mikroskopem

Badania rozwoju pęknięć zmęczeniowych na próbkach krzyżowych wykonano na maszynie zmęczeniowej MZPK 100 (rys. 4.6) [32, 33, 124] umożliwiającej realizację przebiegów cyklicznie i losowo zmiennych o ustalonej statycznej wartości średniej obciążenia. Na maszynie można prowadzić badania przy dwuosiowych obciążeniach z kontrolowaną wartością siły. System sterowania maszyny MZPK 100 został opracowany przez pracowników Katedry Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechniki Opolskiej.

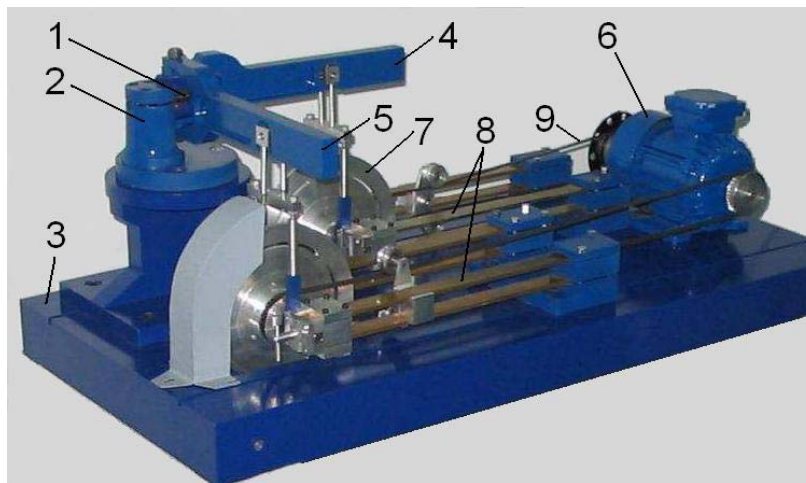


Rys. 4.6. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZPK 100 wraz z próbką, mikroskopem i kamerą

Badania rozwoju pęknięć zmęczeniowych przy kombinacji zginania ze skręcaniem prowadzono na maszynie MZGS-100 [1] umożliwiającej realizację przebiegów cyklicznie zmiennych obciążeń zginania, skręcania i proporcjonalnego zginania ze skręcaniem oraz na maszynie MZGS-100Ph [39, 48, 49, 51, 97, 98] umożliwiającej realizację przebiegów cyklicznego zginania ze skręcaniem z przesunięciem fazowym pomiędzy momentem zginającym i skręcającym w zakresie od $0 \div 180^\circ$. Występująca podczas badań, na tych maszynach, siła tnąca ma bardzo małe wartości, które wynoszą poniżej 2% maksymalnego momentu zginającego. Zdjęcia maszyn przedstawiono na rys. 4.7 i 4.8. Na maszynie MZGS-100 i MZGS-100Ph można prowadzić badania przy obciążeniu z kontrolowaną amplitudą momentu zginającego i skręcającego.

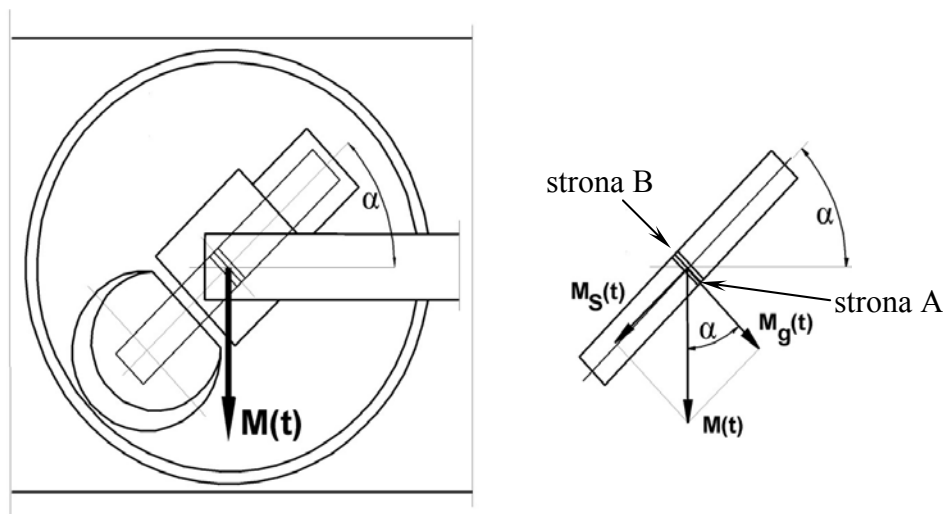


Rys. 4.7. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZGS-100: 1 – próbka, 2 – głowica obrotowa, 3 – podstawa maszyny, 4 – uchwyt, 5 – dźwignia (efektywna długość = 0,2 m), 6 – silnik, 7 – tarcza wirująca, 8 – ciężarki, 9 – płaskie sprężyny, 10 – pasek, 11 – siłownik sprężynowy, 12 – sprężyna, 13 – tłumik



Rys. 4.8. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZGS-100Ph: 1 – próbka, 2 – głowica obrotowa, 3 – podstawa maszyny, 4 – dźwignia od zginania, 5 – dźwignia od skręcania, 6 – silnik, 7 – tarcza wirująca, 8 – płaskie sprężyny, 9 – pasek

Obciążenie próbki pokazane na rys. 4.9 składa się ze statycznego i cyklicznie zmiennego momentu; stan naprężenia uzależniony jest od kąta ustawienia głowicy obrotowej (rys. 4.7, pozycja 2) w maszynie MZGS-100. Natomiast w maszynie MZGS-100Ph stosunek momentu skręcającego do zginającego zależy od położenia mas ciężarków umieszczonych na obrotowych tarczach wibratorów mechanicznych. W przeprowadzonych badaniach (na maszynach MZGS-100 i MZGS-100Ph) całkowity moment $M(t) = \sqrt{M_s^2(t) + M_g^2(t)}$ wywoływano siłą na ramieniu o długości 0,2 m. Maszyny zmęczeniowe zostały wykonane w oparciu o dokumentację konstrukcyjną opracowaną w Katedrze Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechniki Opolskiej [2].



Rys. 4.9. Schemat obciążenia próbki

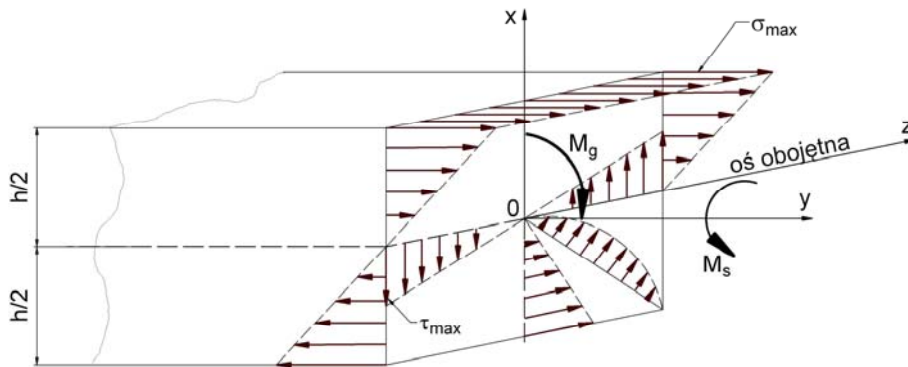
W prezentowanej próbce (rys. 4.4c) o przekroju prostokątnym nie występuje równomierny rozkład naprężeń. Jeżeli w danym przekroju prostokątnym (kwadratowym) próbka jest zginana momentem M_g i skręcana momentem M_s (rys. 4.10) to pod wpływem zginania powstają naprężenia normalne o wartościach zmieniających się od zera w warstwie obojętnej próbki

do wartości maksymalnej $\sigma_a = \frac{6M_g}{gh^2}$ we włóknach skrajnych (σ_{max}). Natomiast

pod wpływem momentu skręcającego M_s powstają naprężenia styczne o wartościach zmieniających się od zera w osi próbki do wartości maksymalnej

$\tau_a = \frac{M_s}{k_1hg^2}$ ($k_1 = 0,208$ – stosunek szerokości h do grubości g próbki) w

punktach położonych najdalej od osi pręta (τ_{\max}) jak pokazano na rys. 4.10. Zagadnieniem rozkładu naprężeń przy skręcaniu zajmował się de Saint-Venant. Stwierdził on, że dla prętów o przekroju prostokątnym w środku i w narożach pręta naprężenia będą równe zero, natomiast w środku boków kwadratu (lub dłuższych boków prostokąta) będą największe. W próbce o przekroju kwadratu (lub prostokąta) poddanej skręcaniu przekroje poprzeczne nie pozostają płaskie, tylko ulegają wypaczeniu, tzw. deplanacji. Jeżeli skręcanie jest nieswobodne (jak w niniejszym przypadku), powstają wówczas naprężenia styczne i normalne spowodowane skręcaniem. W analizowanym przypadku naprężenia normalne (z powodu występującego karbu w płaszczyźnie ich działania) były około trzy do dziesięciu razy większe niż naprężenia styczne. Przy równoczesnym działaniu dwóch momentów M_g i M_s najbardziej niebezpieczny stan naprężenia powstaje w miejscach położonych najdalej zarówno od osi obojętnej, jak i od osi próbki.



Rys. 4.10. Rozkład naprężeń normalnych i stycznych przy zginaniu ze skręcaniem próbki o przekroju prostokątnym

Przyrosty długości pęknięć zmęczeniowych na powierzchniach bocznych próbek, które poddane były obciążeniom zmiennym o przebiegu sinusoidalnym, mierzono za pomocą mikroskopu stereoskopowego (rys. 4.11) [78] z możliwością zmiany powiększenia od $7\times \div 67,5\times$. Mikroskop pokazany na rys. 4.11 wyposażony jest w kamerę cyfrową typu Moticam 1000 (0,0085 mm/piksel) umożliwiającą na bieżąco rejestrację zdjęć rozwoju pęknięć zmęczeniowych. Do pomiaru przyrostów długości pęknięć zmęczeniowych używano również mikrometru o dokładności pomiaru $\Delta a = 0,01$ mm.



Rys. 4.11. Mikroskop z kamerą do pomiaru przyrostu pęknięć zmęczeniowych [78]:
1 – statyw, 2 – śruba mikrometryczna, 3 – kamera cyfrowa, 4 – okular, 5 – regulacja powiększenia, 6 – obiektyw, 7 – oświetlenie, 8 – regulacja ogniskowej

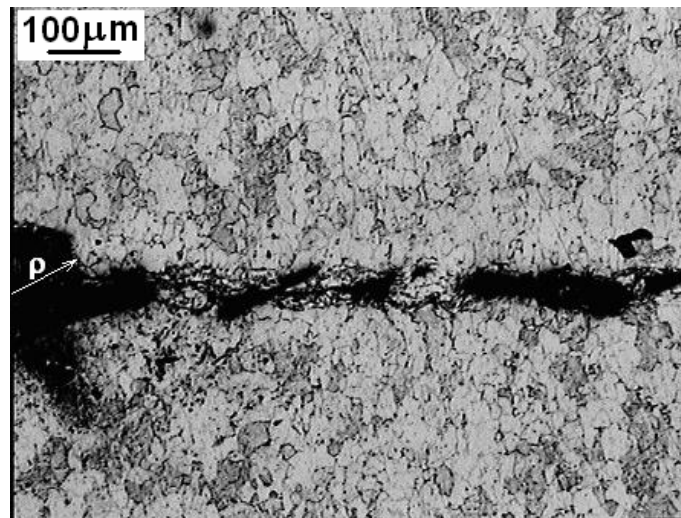
Pomiary odkształceń wykonywano za pomocą ekstensometrów i tensometrów. Badania doświadczalne prowadzono przy użyciu ekstensometrów typu MTS o bazie pomiarowej 10 mm i 2,5 mm, model 632, 13F-20 i 02C-21 produkcji Systems Corporation Eden Prairie, USA. Podczas badań rejestrowano pętle histerezy, odkształcenia i przemieszczenia. Do pomiaru odkształceń użyto również tensometrów typu TF1 o bazie pomiarowej 1,2 mm i TFs-5 o bazie pomiarowej 5 mm produkcji TENMEX (Pracownia Tensometrii Oporowej w Łodzi) oraz rozet tensometrycznych o bazie pomiarowej 1,0 mm, które mocowano na bocznych (czołowych) powierzchniach próbek oraz 6-kanalowego mostka tensometrycznego (2100 System – Strain Gauge Conditioner and Amplifier System, produkcji Instrument Division, Raleigh, North Carolina, USA). Zastosowany mostek tensometryczny pozwala na rejestrację chwilowych wartości maksymalnych i minimalnych odkształceń oraz rejestrację sygnałów na dysku podłączonego komputera.

5. WPLYW STRUKTURY MATERIAŁU NA ROZWÓJ ŚCIEŻKI PĘKANIA

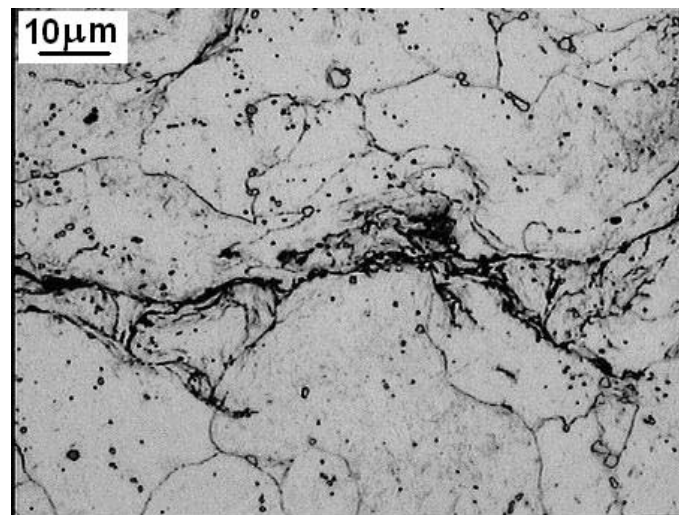
Struktura materiału jest jednym z głównych czynników decydujących o rozwoju pęknięć zmęczeniowych [37, 82]. Istotnie oddziałuje na rozwój i kierunek rozprzestrzeniania się pęknięć. Ponadto ma także znaczący wpływ na charakterystykę prędkości rozwoju pęknięć zmęczeniowych. Źródłami pęknięć w metalach jednofazowych najczęściej są granice ziaren i bliźniaków oraz pasma poślizgów. Natomiast w stopach metali wielofazowych poza wymienionymi dochodzą jeszcze wtrącenia i wydzielenia faz wtórnych. Poza wyżej wymienionymi źródłami zarodkowania pęknięć duży wpływ mają również: warunki badań, stan powierzchni materiału i otoczenie, ale głównie obciążenia. Pęknięcia na granicach ziaren występują najczęściej przy dużych amplitudach naprężeń i w podwyższonych temperaturach. Pasma poślizgów spotyka się w zakresie ograniczonej trwałości zmęczeniowej, powodują one w wielu przypadkach lokalne spiętrzenia naprężeń spowodowane odkształceniami plastycznymi. Wielkość wtrąceń i wydzieleni faz w stopach wielofazowych ma charakter przypadkowy (zależy od wielkości i odległości wtrąceń oraz wydzieleni).

W rozdziale tym pokazany zostanie wpływ struktury materiału i wielkości ziarna na rozwój pęknięć zmęczeniowych w materiałach użytych do badań. W literaturze spotyka się wiele publikacji dotyczących zagadnień zmęczenia, gdzie wpływ struktury jest pomijany jako mało istotny, a to właśnie struktura decyduje w dużej mierze o trwałości badanego materiału.

Struktury materiałów badano na zglądach metalograficznych, stosując mikroskop metalograficzny Olympus IX-70 przy powiększeniach od 50 do 750 razy i mikroskop elektronowy transmisyjny. Powiększenia dobrano tak, aby pokazać dłuższe odcinki pęknięć (około 0,9 mm – stal FeP04, 3,5 mm – stal 18G2A i stop PA6) oraz przeprowadzić analizę ich rozwoju (około 10 μm – stal FeP04 i 50 μm – stal 18G2A i stop PA6). Na rys. 5.1 ÷ 5.7 zaprezentowano przykładowe fotografie próbek z trzech materiałów w dwóch powiększeniach. Inicjacje i rozwój pęknięć zmęczeniowych w stali FeP04 [121, 122, 123] poddanej rozciąganiu pokazano na rys. 5.1 i 5.2. Rys. 5.1 i 5.2 przedstawiają rozwój ścieżki pęknięcia w próbce ze stali FeP04 badanej przy obciążeniu $P_a = 8 \text{ kN}$ ($\sigma_n = 100 \text{ MPa}$) i promieniu zaokrąglenia dna karbu $\rho = 0,2 \text{ mm}$ po liczbie cykli niszczących $N_f = 29000$. Powiększenia dobrano tak, aby przedstawić ścieżkę głównego pęknięcia o długości około 0,9 mm (rys. 5.1). W celu przeprowadzenia analizy rozwoju tego pęknięcia powiększono z rys. 5.1 wybrany odcinek pęknięcia i pokazano go na rys. 5.2 (powiększenie 2000x).



Rys. 5.1. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stali FeP04 przy rozciąganiu i powiększeniu 200x

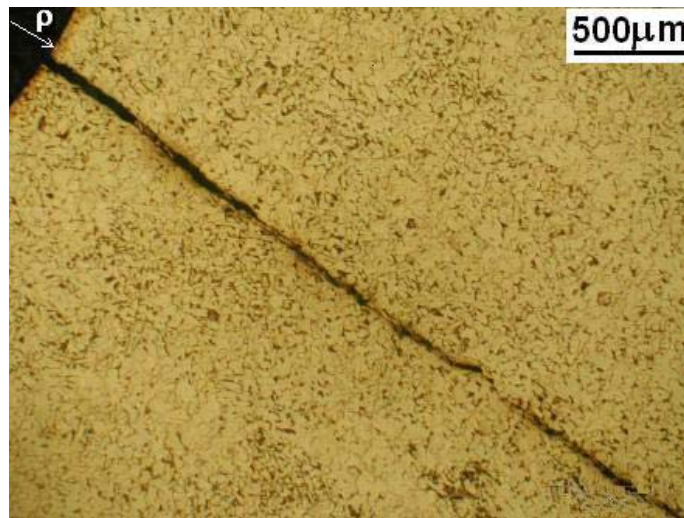


Rys. 5.2. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stali FeP04 przy rozciąganiu i powiększeniu 2000x

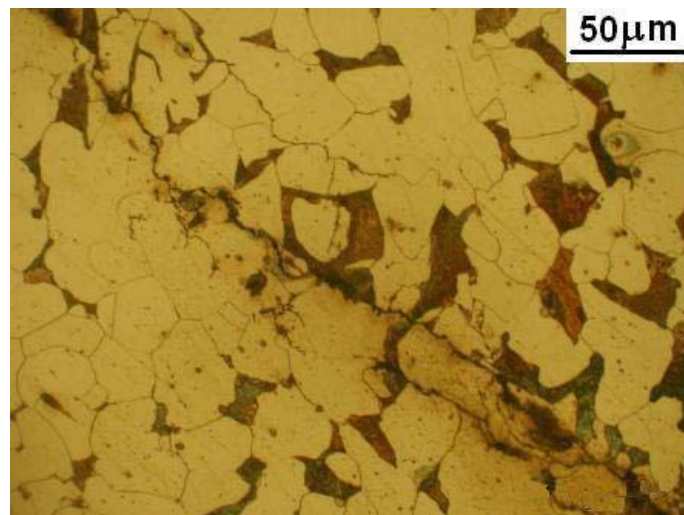
Na przelomach przeważają pęknięcia transkrystaliczne przez ziarna fazy α , ale obserwowano również pęknięcia po granicach ziaren (rys. 5.2). Główne pęknięcia rozchodziły się w kierunku prostopadłym do działania obciążenia, ale widoczne są również wtórne pęknięcia. Podczas cykli zmęczeniowych, na całej długości rozwoju szczeliny, pojawiają się wtórne pęknięcia, które rozwijają się

od głównego pęknięcia. Inicjacja i rozwój krótkich (wtórnych) pęknięć zmęczeniowych występuje przeważnie w ziarnach lub na granicach fazy α (rys. 5.2). Właściwą cechą rozwoju pęknięć długich jest ich regularność narastania i kierunek. Wtórne pęknięcia rozwijające się w ziarnach ferrytu w większości przypadków blokowane są w miejscach występowania skoagulowanego cementytu i na wtrąceniach niemetalicznych. Inną cechą omawianych pęknięć, w tym pęknięć krótkich, jest ich różnokierunkowość względem osi próbki. Główne pęknięcia rozwijały się w płaszczyznach największych naprężeń normalnych. Pęknięcia krótkie rozwijające się od pęknięcia głównego tworzą uskoki prawie równoległe do kierunku przyłożonego obciążenia. Występują również krótkie pęknięcia boczne odchodzące od pęknięcia głównego pod kątem około 30° i 40° (rys. 5.2). Ze względu na dużą plastyczność badanego materiału obserwuje się pękanie ciągłe, które charakteryzuje się pustymi miejscami (czarne pola) po rozwarstwieniu się materiału występującym na ścieżce pęknięcia. Wokół pustek następuje koncentracja naprężeń oraz intensyfikacja procesów płynięcia plastycznego. Na rys. 5.1 można zaobserwować kształt dołków raczej niesymetryczny, co jest spowodowane obciążeniem średnim i leżą one w płaszczyźnie prostopadłej lub pod pewnym kątem (dochodzącym do 30°) do kierunku działania obciążenia zewnętrznego. Można również zaobserwować rozwarstwianie się materiału w pewnej odległości od głównego pęknięcia. Zależność prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych w ziarnach ferrytu uwarunkowana jest wartością naprężenia. Rozmiar i ukierunkowanie ziaren ferrytu, wtrącenia w stali FeP04 oraz naprężenia są głównymi parametrami kontrolującymi kinetykę propagacji pęknięć zmęczeniowych w początkowym okresie ich rozwoju. Pojawienie się strefy plastycznej w wierzchołku pęknięcia powoduje, że strefa ta w miarę wzrostu pęknięcia ma większy wpływ na prędkość jego wzrostu, niż lokalne pola naprężeń.

Rysunki 5.3 i 5.4 przedstawiają kształtowanie się ścieżki pęknięcia w próbce rozciąganej-ściskanej ze stali 18G2A (S355J0) badanej przy obciążeniu $P_a = 13,55 \text{ kN}$ ($\sigma_n = 105 \text{ MPa}$) i promieniu zaokrąglenia karbu $\rho = 1,5 \text{ mm}$ po liczbie cykli niszczących $N_f = 472628$. Na rys. 5.3 pokazano główną ścieżkę pęknięcia o długości około 3,5 mm. Analizę rozwoju pęknięcia przeprowadzano na powiększonym z rys. 5.3 wybranym odcinku pęknięcia i pokazanym na rys. 5.4 (powiększenie 500x). W strukturze stali 18G2A widoczne są transkryystaliczne pęknięcia (rys. 5.4) w ziarnach ferrytu i perlitu w przekroju osiowym próbki, jak również pęknięcia po granicach ziaren perlitu [107]. Widoczne są również pasma poślizgów w postaci linii poślizgów, które świadczą o lokalnych odkształceniach plastycznych. Kierunek tych linii ułożony jest pod różnym kątem w stosunku do głównego pęknięcia, co świadczy o poślizgach zachodzących wzdłuż określonych płaszczyzn i kierunków krystalograficznych jako skutek ruchu dyslokacji.



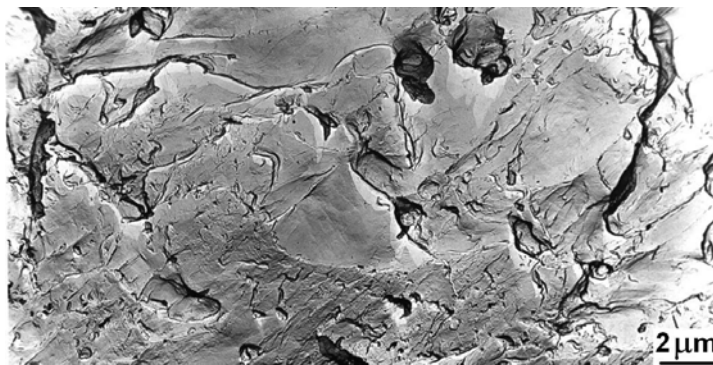
Rys. 5.3. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stali 18G2A przy rozciąganiu-ściskaniu i powiększeniu 50x



Rys. 5.4. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stali 18G2A przy rozciąganiu-ściskaniu i powiększeniu 500x

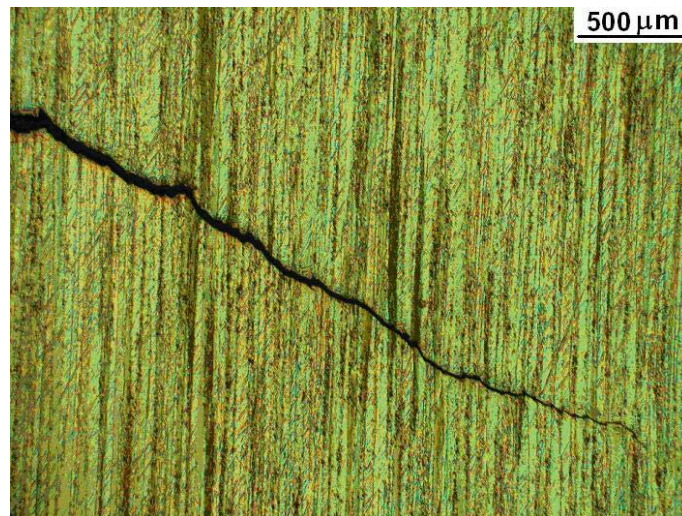
W stali 18G2A w porównaniu ze stalą FeP04 nie występują pustki w materiale, co świadczy o tym, że mamy do czynienia z materiałem o mniejszej plastyczności. Na rys. 5.5. pokazano mikrobudowę powierzchni pęknięcia w stali 18G2A, wykonaną w Politechnice Częstochowskiej przez K. Wernera, przy powiększeniu 5000 razy. Na fotografii widoczne jest pęknięcie mieszane, tzn.

częściowo kruche i częściowo plastyczne. Na granicach ziaren widać łupliwe pęknięcie kruche (duży gładki obszar w środkowej części zdjęcia) i plastyczne prążki, wgłębienia i wypukłości, których proces tworzenia przebiega znacznie wolniej.

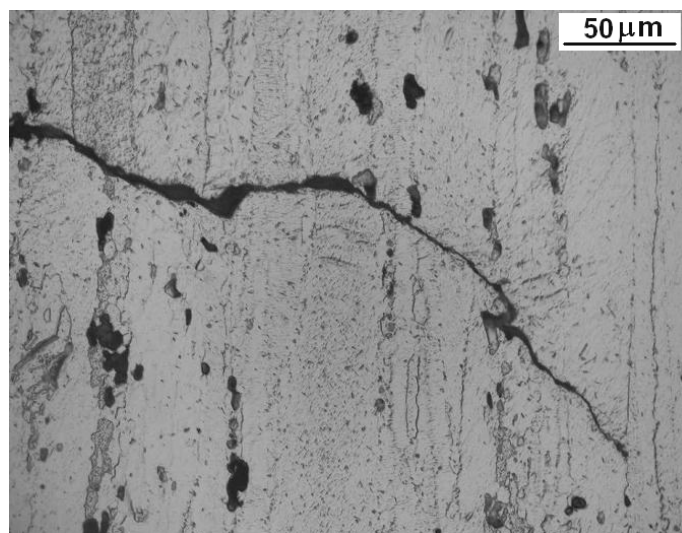


Rys. 5.5. Mikrobudowa powierzchni pęknięć w stali 18G2A przy rozciąganiu i powiększeniu 5000x

Rozwój ścieżki pęknięcia w stopie aluminium PA6 (AlCu4Mg1) badanej przy obciążeniu $M_a = 15,6 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($\sigma_n = 104 \text{ MPa}$) i promieniu zaokrąglenia karbu $\rho = 0,2 \text{ mm}$ po liczbie cykli niszczących $N_f = 49000$ pokazano na rys. 5.6 i 5.7. W strukturze stopu aluminium PA6 [81, 93, 95] widoczne są transkystaliczne pęknięcia (rys. 5.7) w ziarnach fazy α , CuAl_2 i Al_2CuMg . Główne pęknięcia rozwijały się w płaszczyznach największych naprężeń stycznych. W przypadku tego materiału mamy do czynienia z pękaniem mieszanym, podobnie jak w stali 18G2A. Na rys. 5.7 można zaobserwować obydwa rodzaje pęknięć w okolicy głównego pęknięcia, tzn. wgłębienia o różnej wielkości charakterystyczne dla pęknięcia plastycznego oraz pęknięcia po granicach ziaren właściwe złomom kruchym. Można również zauważyć nieznaczne pęknięcia wtórne. Prezentowane materiały wykazują podobny przebieg pęknięć z tym, że rozwój pęknięć następuje według różnych płaszczyzn (stop PA6 – największych naprężeń stycznych, stal 18G2A – największych naprężeń normalnych). Materiały takie jak stal 18G2A i stop PA6 nie charakteryzują się znacznymi i licznymi wtórnymi pęknięciami, jak np. stal FeP04 czy stop tytanu Ti-6Al-4V [29, 80, 82], których rozwój pęknięć jest bardziej złożony.



Rys. 5.6. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stopie aluminium PA6 przy zginaniu i powiększeniu 50x



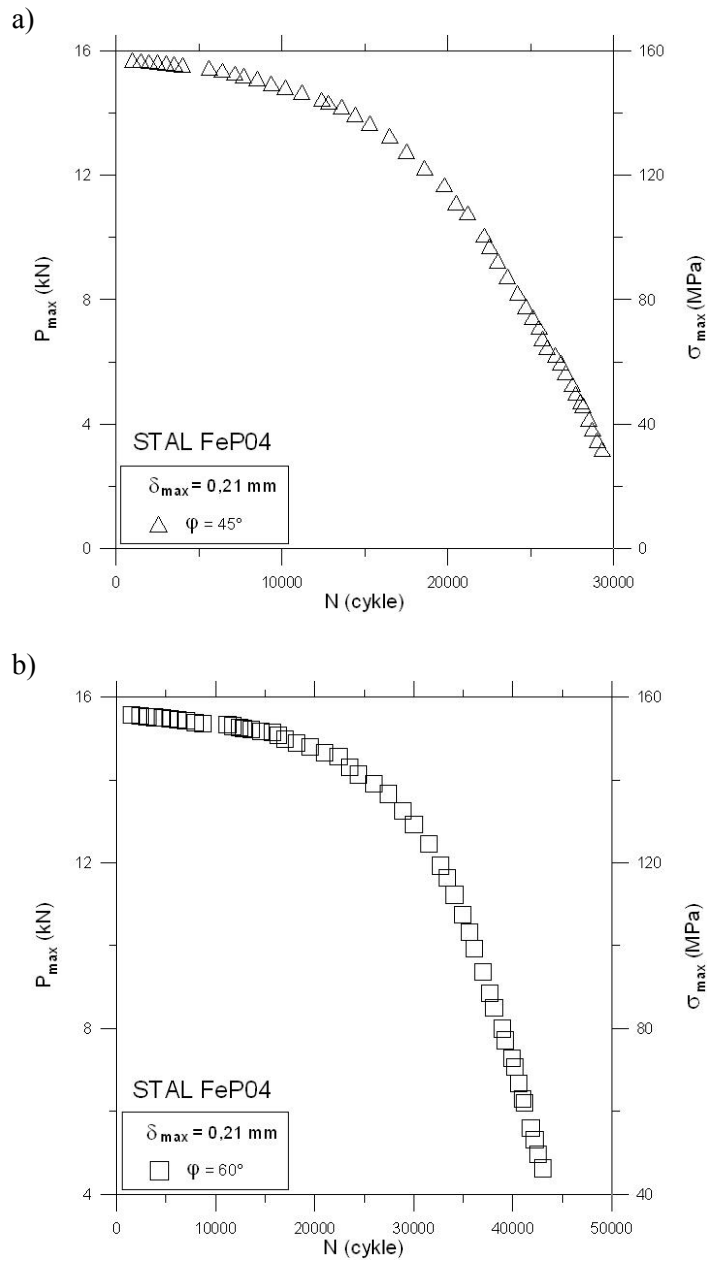
Rys. 5.7. Rozwój pęknięcia zmęczeniowego w stopie aluminium PA6 przy zginaniu i powiększeniu 500x

6. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH DLA MIESZANEGO I+II SPOSOBU PĘKANIA

Rozwój pęknięć zmęczeniowych najczęściej rozpoczyna się od mikrokarbów, pustek lub różnych konstrukcyjnych inicjatorów [125], którymi mogą być np. otwory pod nity. W zależności od działających obciążeń rozwój pęknięć może przebiegać w różnych kierunkach. Lokalnie prawie zawsze można obserwować mieszane sposoby pękania, w elementach maszyn, niezależnie od przyłożonego obciążenia zewnętrznego. Badaniem inicjacji i rozwojem pęknięć zmęczeniowych, w mieszanym I+II sposobie pękania, z wykorzystaniem jednej osi obciążenia, stosując w analizie wyników modele naprężeniowe [148], badacze zajmują się od wielu lat i znanych jest wiele publikacji, o czym pisano w rozdziale trzecim tego opracowania. Natomiast podejście, w którym wyniki badań opisywane są przy użyciu modeli energetycznych, a badania doświadczalne prowadzi się z wykorzystaniem dwóch osi obciążenia, np. na próbkach krzyżowych, należą do rzadziej spotykanych ze względu na trudności z budową stanowisk do tego typu badań [32, 33, 54, 128, 133, 139].

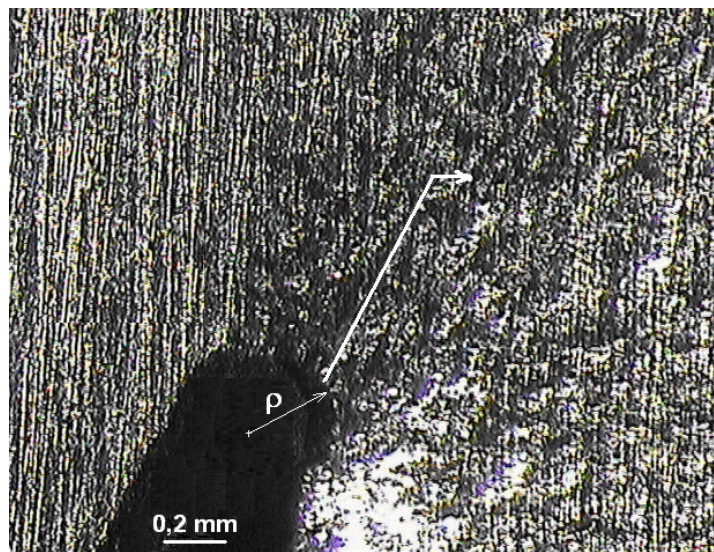
6.1. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH W PRÓBKACH PŁASKICH PRZY RÓŻNYCH KĄTACH NACHYLENIA KARBU

Do badań doświadczalnych użyto próbek, o przekroju prostokątnym wykonanych ze stali FeP04 [117, 119, 120, 127], pokazanych na rys. 4.4a z karbem ostrym ($\alpha_K = 8,83$) obliczonym dla kąta $\varphi = 0$ [144]. Próbki te poddawano rozciąganiu przy obciążeniu z kontrolowaną siłą $P_a = 8$ kN ($P_{max} = 16$ kN), co odpowiadało nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego $\sigma_a = 80$ MPa ($\sigma_{max} = 160$ MPa) dla przekroju brutto 50×2 mm (rys. 4.4a) i przy obciążeniu z kontrolowanym rozwarcie wierzchołka pęknięcia $\delta_{max} = 0,21$ mm, co odpowiadało odkształceniu normalnemu $\varepsilon = 8,38 \cdot 10^{-4}$ (dla nominalnego σ_{max}). Współczynniki asymetrii cyklu w przypadku obciążenia, R_σ i rozwarcie wierzchołka pęknięcia, R_δ wynosiły 0. Badania na rozciąganie prowadzone były z karbem nachylonym pod różnym kątem do przekroju poprzecznego próbki wynoszącej $\varphi = 0, 45^\circ$ i 60° oraz częstotliwości obciążenia 15 Hz. Badania zmęczeniowe były wykonywane w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli. Przy kontrolowanym rozwarcie wierzchołka pęknięcia; początkowa wartość obciążenia $P_{max} = 16$ kN zmniejszała się wraz z rozwojem pęknięcia, jak to pokazano na rys. 6.1.



Rys. 6.1. Siła w funkcji liczby cykli przy kontrolowanym $\delta_{\max} = 0,21$ mm dla kątów: a) $\varphi = 45^\circ$ i b) $\varphi = 60^\circ$

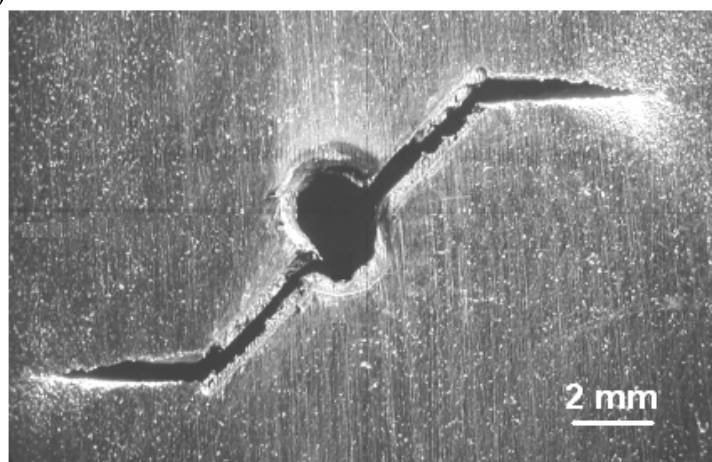
Dla badanej długości pęknięcia i ustalonej $\delta_{\max} = 0,21$ mm oraz prezentowanych kątów nachylenia karbu, początkowe wartości sił wynosiły: $P_{\max} = 15,98$ kN dla $\varphi = 0$, $P_{\max} = 15,77$ kN dla $\varphi = 45^\circ$ i $P_{\max} = 15,62$ kN dla $\varphi = 60^\circ$. Wyniki badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów długości pęknięć w funkcji liczby cykli N oraz prędkości pęknięć da/dN w funkcji zakresu parametru ΔJ . W przypadku mieszanego I+II sposobu pęknięcia dla karbu nachylonego pod kątem $\varphi = 45^\circ$ i 60° , zarówno przy obciążeniu z kontrolowaną siłą, jak i z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia, zaobserwowano podobne zachowanie się rozwoju pęknięć. Inicjacja pęknięcia (minimalna zauważalna długość pęknięcia wynosząca około 0,1 mm) nastąpiła jednocześnie z prawej i lewej strony karbu. Propagacja pęknięcia, w początkowym okresie jego rozwoju, przebiegała zgodnie z kierunkiem nachylenia karbu co odpowiadało mieszanemu I+II sposobowi pęknięcia, a następnie przechodziła w I sposób pęknięcia. Po zmianie kierunku pęknięcia w I sposób pęknięcia, długości pęknięć dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia pomnożono przez $\cos 45^\circ$ lub $\cos 60^\circ$ (w zależności od kąta pochylenia karbu), sprowadzając je do kierunku I sposobu pęknięcia i dodając kolejne przyrosty pęknięć mierzone dla I sposobu pęknięcia. Na rys. 6.2 po inicjacji pęknięć w wierzchołku karbu, widoczne są miejsca w postaci pustek (ścieżki rozwoju pęknięć).



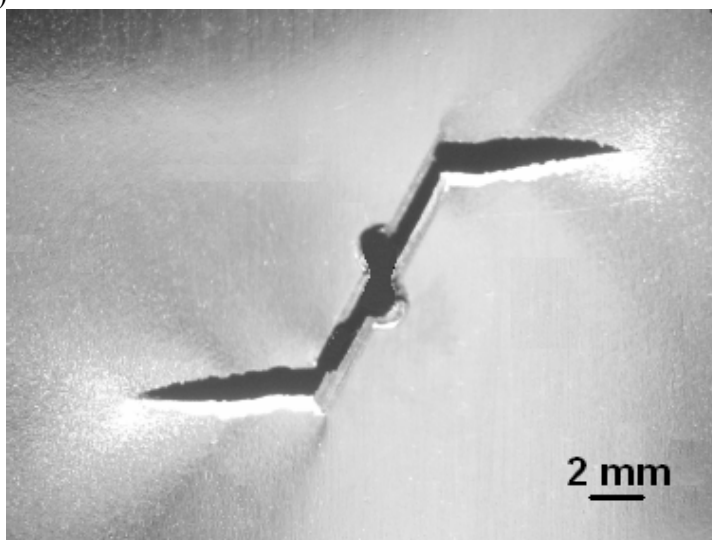
Rys. 6.2. Ścieżka rozwoju pęknięcia, w mieszanym I+II sposobie pęknięcia, w stali FeP04 dla kąta $\varphi = 60^\circ$ i $P_a = 8$ kN

Dominujące pęknięcie i kierunek jego rozwoju obserwowane pod mikroskopem przy powiększeniu 30x, o długości około 0,6 mm (mieszany I+II sposób pęknięcia zaznaczony linią białą) dla kąta nachylenia karbu $\varphi = 60^\circ$ przy amplitudzie obciążenia $P_a = 8$ kN ($P_{\max} = 16$ kN). Podczas wzrostu pęknięcia przy długości około $a \cong 1$ mm, zauważono przejście mieszanego I+II sposobu pęknięcia w I sposób pęknięcia. Zachowanie takie zaobserwowano zarówno dla kąta nachylenia karbu $\varphi = 45^\circ$ i 60° . Na podstawie przeprowadzonej analizy można stwierdzić, dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia przy kącie $\varphi = 60^\circ$, rozwój pęknięcia na dłuższym odcinku, który wynosił około 1,2 mm (prawa i lewa strona karbu), natomiast przy kącie $\varphi = 45^\circ$ długość ta wynosiła około 0,7 mm. Na rys. 6.3 pokazano fotografie badanych próbek przy obciążeniu z kontrolowaną siłą $P_a = 8$ kN (otrzymane wyniki badań uzyskano w Department of Mechanical Engineering w Padwie na maszynie zmęczeniowej Schenck PSA 100 - rys. 4.5), dla dwóch kątów nachylenia karbu $\varphi = 45^\circ$ i 60° . Zauważono duże rozwarście pęknięcia, któremu towarzyszą duże odkształcenia plastyczne. Na rys. 6.4 natomiast pokazano fotografie badanych próbek przy obciążeniu z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia $\delta_{\max} = 0,21$ mm dla dwóch kątów nachylenia karbu, które uzyskano na maszynie MTS 809 w Department of Management and Engineering w Vicenzy (University of Padova). Można zaobserwować, na podstawie rys. 6.3 i 6.4, podobne zachowanie się pęknięć dla dwóch kątów nachylenia karbu. Na rys. 6.5 przedstawiono rozwój pęknięć zmęczeniowych w funkcji liczby cykli dla stali FeP04 i kątów nachylenia karbu $\varphi = 45^\circ$ i 60° przy obciążeniu z kontrolowaną siłą i z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia. Z przebiegów wykresów na rys. 6.5 wynika, że wraz ze zmianą kąta nachylenia φ od 45° do 60° następuje zwiększenie trwałości próbek. Trwałość ta jest większa dla próbek z kontrolowaną siłą. Na podstawie rys. 6.5 można również zauważyć zatrzymanie się rozwoju pęknięć, które towarzyszy przejściu z mieszanego I+II sposobu pęknięcia w I sposób pęknięcia i jest ono dłuższe przy obciążeniu z kontrolowaną siłą. Na przykład porównując rys. 6.5a i 6.5b dla kąta $\varphi = 60^\circ$ zauważono zatrzymanie się pęknięcia przy obciążeniu z kontrolowaną siłą odpowiadającą 17000 cyklom, a ponowny wzrost pęknięcia nastąpił przy 28000 cyklach, natomiast przy obciążeniu z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia, zatrzymanie się pęknięcia nastąpiło przy 8500 cyklach, a ponowny wzrost pęknięcia nastąpił przy 11200 cyklach. Podczas badań zaobserwowano podobne zachowanie się rozwoju pęknięć zmęczeniowych na wszystkich badanych próbkach. W początkowym okresie, kiedy rozwój pęknięcia przebiegał według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, zakres ekwiwalentnego parametru ΔJ_{eq} można obliczyć z równania (3.58), natomiast dla poszczególnych I i II sposobów pęknięcia korzystano z równań (3.59 i 3.60).

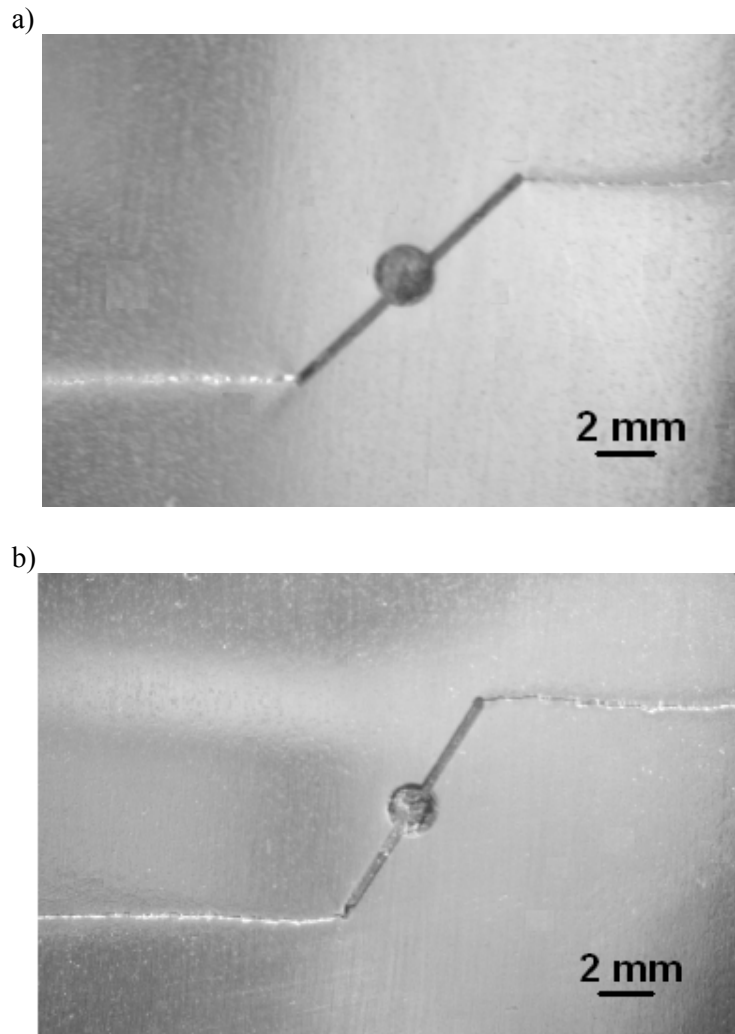
a)



b)



Rys. 6.3. Ścieżka wzrostu pęknięcia w stali FeP04 przy rozciąganiu i obciążeniu z kontrolowaną siłą $P_a = 8$ kN dla kątów:
a) $\varphi = 45^\circ$ i b) $\varphi = 60^\circ$



Rys. 6.4. Ścieżka wzrostu pęknięcia w stali FeP04 przy rozciąganiu i obciążeniu z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia $\delta_{\max} = 0,21$ mm dla kątów: a) $\varphi = 45^\circ$ i b) $\varphi = 60^\circ$

Równania (3.59 i 3.60) dotyczą zakresu liniowo-sprężystego i sprężysto-plastycznego. W przypadku, gdy naprężenia w okolicy wierzchołka pęknięcia są mniejsze od granicy plastyczności do obliczeń, zakresu parametru ΔJ dla I i II sposobu pęknięcia, stosowano następujące równania

$$\Delta J_I = \Delta \delta_I \sigma_y, \quad (6.1)$$

$$\Delta J_{II} = \Delta \delta_{II} \sigma_y. \quad (6.2)$$

Zakres rozwarcia wierzchołka pęknięcia $\Delta \delta_I$ i $\Delta \delta_{II}$ dla poszczególnych sposobów pęknięcia obliczano z następujących zależności [7]

$$\Delta \delta_I = \frac{\Delta K_I^2}{\sigma_y E}, \quad (6.3)$$

$$\Delta \delta_{II} = \frac{\Delta K_{II}^2}{2\tau_y \mu} = 2,6 \frac{\Delta K_{II}^2}{\sigma_y E}. \quad (6.4)$$

Zakres współczynnika intensywności naprężenia ΔK_I dla I sposobu pęknięcia i ΔK_{II} dla II sposobu pęknięcia można zapisać jako

$$\Delta K_I = Y_1 \Delta \sigma \cos^2 \varphi \sqrt{\pi(a_0 + a)}, \quad (6.5)$$

$$\Delta K_{II} = Y_2 \Delta \sigma \sin \varphi \cos \varphi \sqrt{\pi(a_0 + a)}. \quad (6.6)$$

Współczynnik intensywności naprężenia ΔK_I po przejściu z mieszanego I+II na I sposób pęknięcia można zapisać jako

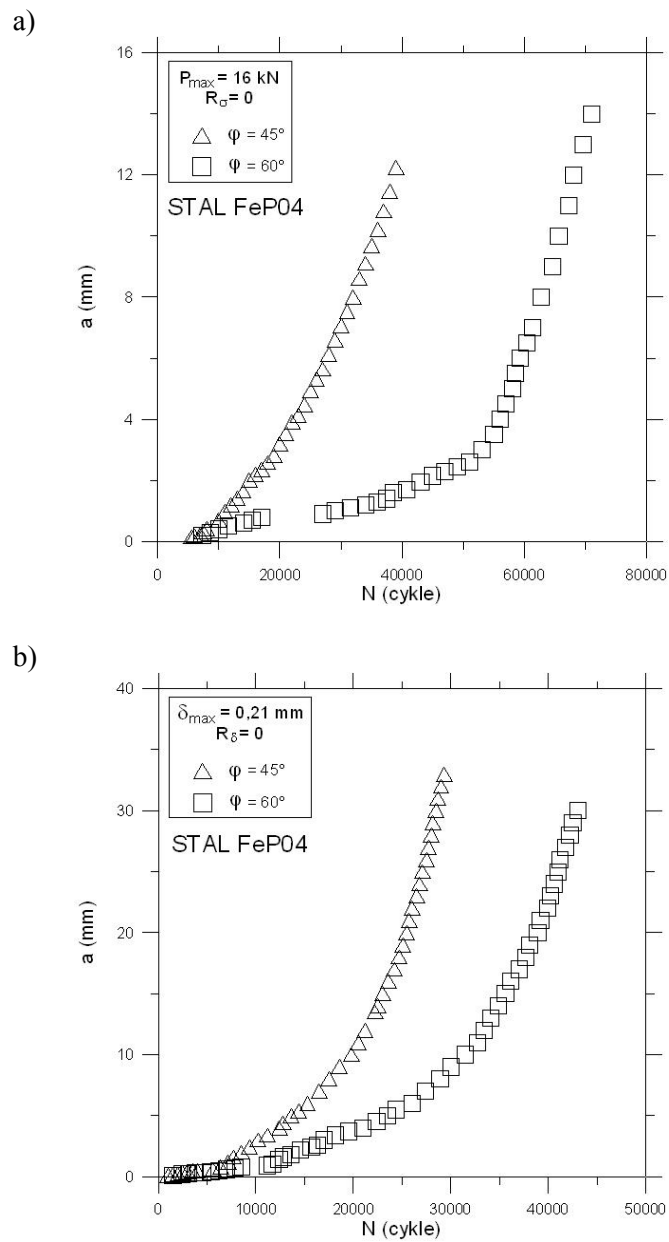
$$\Delta K_I = Y_1 \Delta \sigma \sqrt{\pi(a_0 \cos \varphi + a)}. \quad (6.7)$$

W zakresie krótkich pęknięć zmęczeniowych, wynoszących około $50 \div 400 \mu\text{m}$ długości, korzystano z równania (6.7) [36].

Dla I i II sposobu pęknięcia współczynniki korekcyjne wynosiły [37]

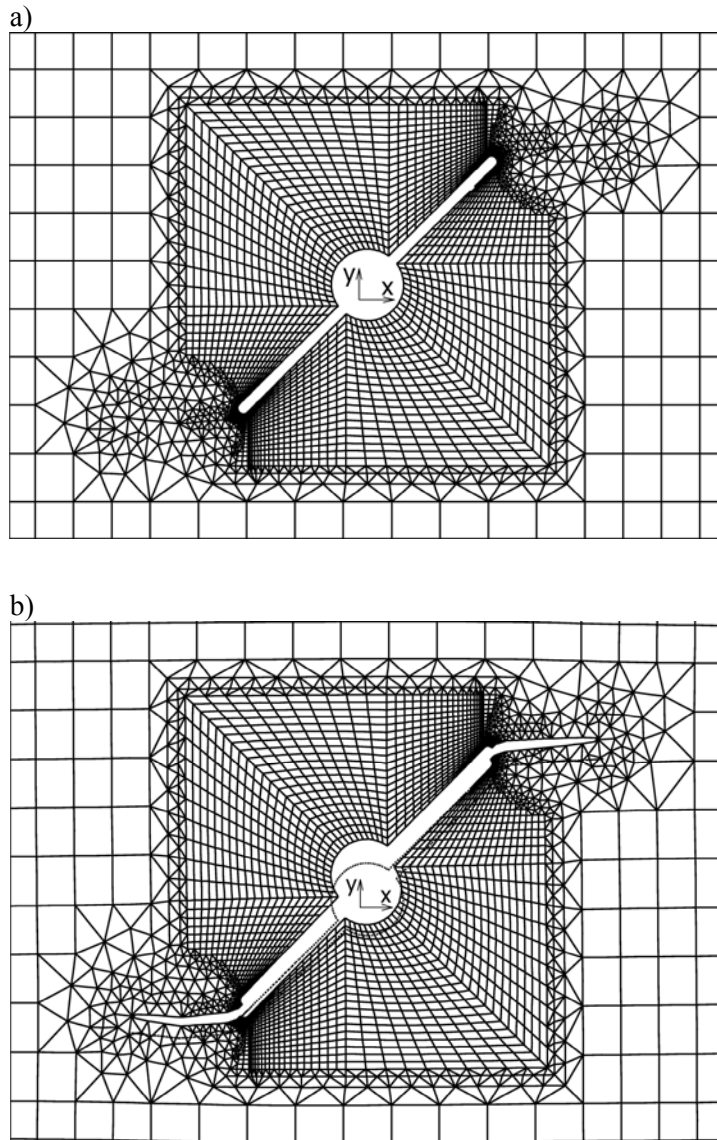
$$Y_1 \text{ i } Y_2 = 1 - 0,1 \left(\frac{2(a_0 + a)}{h} \right) + \left(\frac{2(a_0 + a)}{h} \right)^2. \quad (6.8)$$

Współczynniki korekcyjne dla I i II sposobu pęknięcia obliczano z równania (6.8) na podstawie opracowania Wnuka [152].



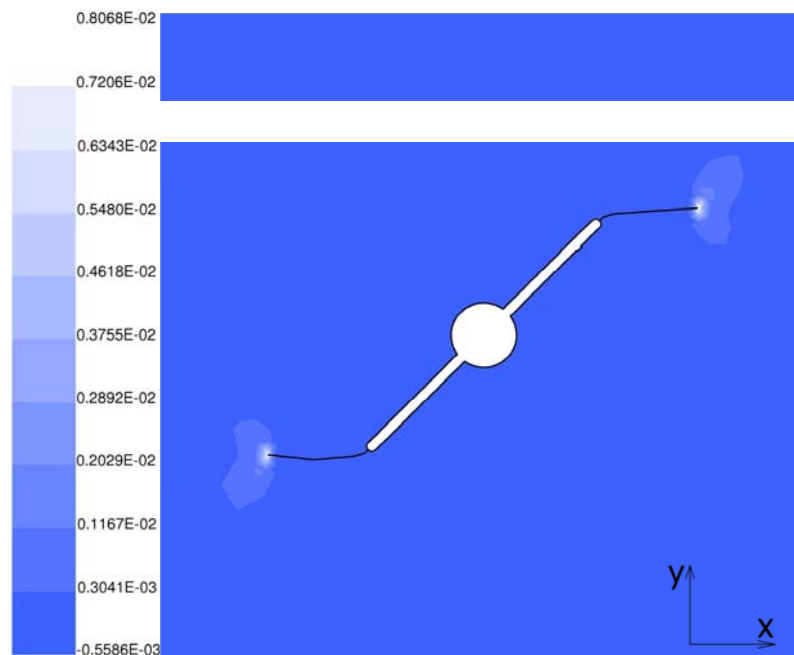
Rys. 6.5. Rozwój pęknięć zmęczeniowych w funkcji liczby cykli dla obciążenia z: a) kontrolowaną siłą i b) kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia

Parametr ΔJ_I po przejściu z mieszanego I+II na I sposób pęknięcia obliczano z równania (3.59), ze względu na występujący płaski stan naprężenia w próbce, bez uwzględniania współczynnika ν . Podczas badań eksperymentalnych nie było możliwości pomiaru parametru J , dlatego zdecydowano się na modelowanie rozwoju pęknięć z wykorzystaniem MES. Do tego celu zastosowano program FRANC2DL [153]. Model geometryczny próbki oraz generację siatki elementów skończonych wykonano w programie CASCA. Zdecydowano, że prowadzone obliczenia będą oparte na przyrostowej analizie sprężysto-plastycznej w oparciu o kinematyczny model umocnienia materiału. Siatka elementów skończonych została wygenerowana automatycznie i składała się z ponad 4500 czworokątnych ośmiowęzłowych izoparametrycznych elementów skończonych. Obserwowany w eksperymencie wzrost pęknięcia podzielono na 45 umownych kroków, które zrealizowano następnie w programie FRANC2DL. Kierunek wzrostu pęknięcia przyjęto na podstawie obserwacji rzeczywistej drogi pęknięcia uzyskanej z badań doświadczalnych. Tak zdefiniowany sposób modelowania propagacji pęknięcia pozwala na uzyskanie map odkształceń oraz odpowiadających im map naprężeń dla każdego zrealizowanego w eksperymencie przyrostu pęknięcia. W modelu obliczeniowym pęknięcie zainicjowano na krawędzi karbu, w postaci pęknięcia na wskroś o długości początkowej 0,25 mm. Wierzchołek pęknięcia modelowano z użyciem specjalnych elementów skończonych w postaci rozety. Rozeta składa się z ośmiu trójkątnych elementów skończonych (rys. 6.6), a każdy element trójkątny posiada sześć węzłów. Początkowa minimalna liczba elementów skończonych na długości pęknięcia wynosiła sześć. Najmniejszy element skończony zawierał się w okręgu o średnicy 0,04 mm. Na rys. 6.6 przedstawiono siatkę elementów skończonych dla próbki, z wewnętrznym, centralnym karbem, bez uwypuklenia pęknięcia i z uwypukleniem pęknięcia (które uzyskano skalując przemieszczenia po osi y), dla całkowitej długości pęknięcia $a = 3$ mm, kąta pochylenia karbu $\varphi = 45^\circ$ i $P_a = 8$ kN ($P_{\max} = 16$ kN). Prezentowany rys. 6.6 pokazuje powiększony centralny obszar próbki. Największe zagęszczenie siatki występuje w obszarze rozwoju pęknięcia. Na rys. 6.6a widać, że nie są widoczne miejsca pęknięć, natomiast po skalowaniu (rys. 6.6b) łatwo zauważyć pęknięcie z prawej i lewej strony karbu i przemieszczenie otworu centralnego próbki. W celu dokonywania obliczeń numerycznych należy do programu FRANC2DL wprowadzić dane materiałowe takie jak: granica plastyczności, moduł Younga, współczynnik Poissona, grubość próbki i wczytać krzywą cyklicznego odkształcenia opisaną równaniem, np. Ramberga-Osgooda [73]. Po wprowadzeniu tych wartości należy zdefiniować obciążenie. Po przyłożeniu siły rozpoczyna się obliczenia. Program FRANC2DL wykonuje obliczenia w zakresie liniowo-sprężystej i sprężysto-plastycznej mechaniki pęknięcia.



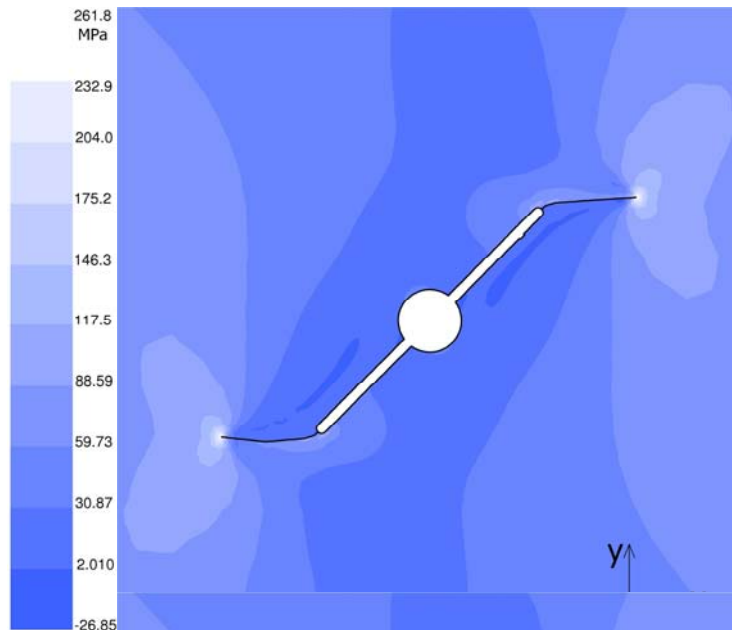
Rys. 6.6. Siatka elementów skończonych dla próbki z wewnętrznym, centralnym karbem o kącie $\varphi = 45^\circ$:
a) bez uwypuklenia pęknięcia i b) z uwypukleniem pęknięcia

Przykładowe wyniki obliczeń numerycznych przedstawiano w postaci map odkształceń i map naprężeń dla modelu z wstępnie zainicjowanym pęknięciem [85]. Obliczenia odkształceń prowadzono dla dwuwymiarowego modelu geometrycznego próbki z karbem w płaskim stanie naprężenia. Na rys. 6.7 i 6.8 przedstawiono przykładowe wyniki obliczeń numerycznych w postaci map ekwiwalentnych odkształceń i naprężeń (według Hubera-Misesa) przy rozciąganiu dla stali FeP04 ($P_a = 8$ kN i kąta $\varphi = 45^\circ$) oraz całkowitej długości pęknięcia równej 3 mm.



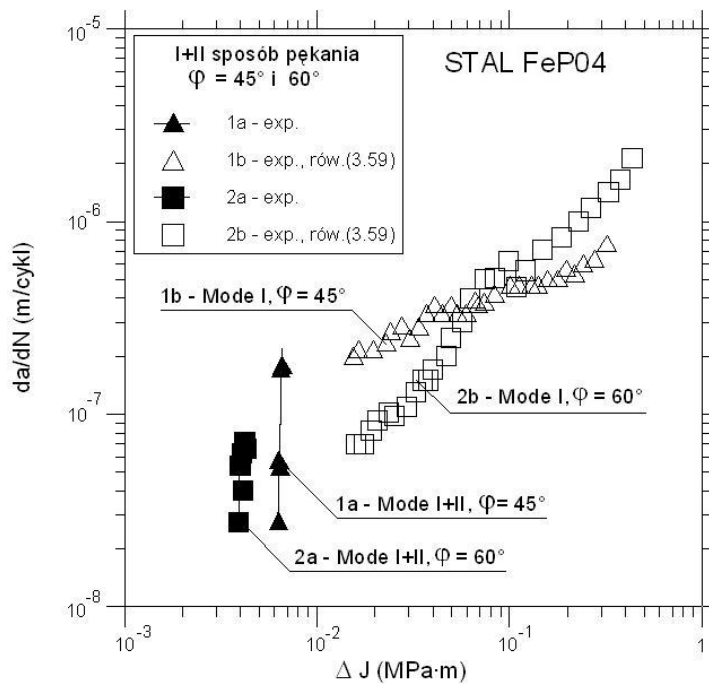
Rys. 6.7. Rozkład odkształceń ekwiwalentnych σ_{eq} dla modelu próbki z wewnętrznym karbem o kącie $\varphi = 45^\circ$ przy obciążeniu $P_a = 8$ kN i $a = 3$ mm

Zakres parametru ΔJ obliczany był metodą analityczną w zakresie liniowo-sprężystym, do granicy plastyczności, z wykorzystaniem równań (3.58 ÷ 3.60) i (6.1 ÷ 6.8) oraz metodą numeryczną (MES) w zakresie liniowo-sprężystym i sprężysto-plastycznym.



Rys. 6.8. Rozkład naprężeń ekwiwalentnych σ_{eq} dla modelu próbki z wewnętrznym karbem o kącie $\varphi = 45^\circ$ przy obciążeniu $P_a = 8 \text{ kN}$ i $a = 3 \text{ mm}$

W metodzie analitycznej z równań (6.1 ÷ 6.8) obliczano zakres parametru ΔJ dla I i II sposobu pęknięcia, a następnie skorzystano z równania (3.58), obliczając ekwiwalentną wartość tego parametru. W metodzie numerycznej obliczano odkształcenia i naprężenia, a następnie zakres parametru ΔJ korzystając z równania (3.59). Na rys. 6.9 pokazano prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych da/dN w funkcji zakresu parametru ΔJ dla kątów nachylenia karbu $\varphi = 45^\circ$ i 60° przy obciążeniu z kontrolowaną siłą (w układzie podwójnie logarytmicznym). Na rys. 6.9 zauważa się, w początkowym etapie pęknięcia, wzrost pęknięć według I+II sposobu pęknięcia (Mode I+II, które oznaczono symbolami \blacktriangle - $\varphi = 45^\circ$, \blacksquare - $\varphi = 60^\circ$). Następnie materiał podlega uplastycznieniu, co zaobserwowano jako zatrzymanie się wzrostu pęknięć. Po okresie przerwy, prędkości pęknięć przebiegały już tylko według I sposobu pęknięcia (Mode I, użyto symboli \triangle - $\varphi = 45^\circ$ i \square - $\varphi = 60^\circ$) zarówno dla kąta $\varphi = 45^\circ$ i 60° . Im większy był kąt nachylenia karbu φ , tym dłuższy odcinek wzrostu pęknięć według I+II sposobu pęknięcia. Dla przypadku mieszanego I+II sposobu pęknięcia i $\varphi = 45^\circ$ stosunek II do I sposobu pęknięcia wynosił $\Delta J_{II} / \Delta J_I = 2,6$ i dla $\varphi = 60^\circ$ ten stosunek wynosił $\Delta J_{II} / \Delta J_I = 7,8$. Dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia porównano wyniki eksperymentalne z uzyskanymi z MES i stwierdzono, że błąd względny pomiędzy tymi wynikami wynosił poniżej 5%.

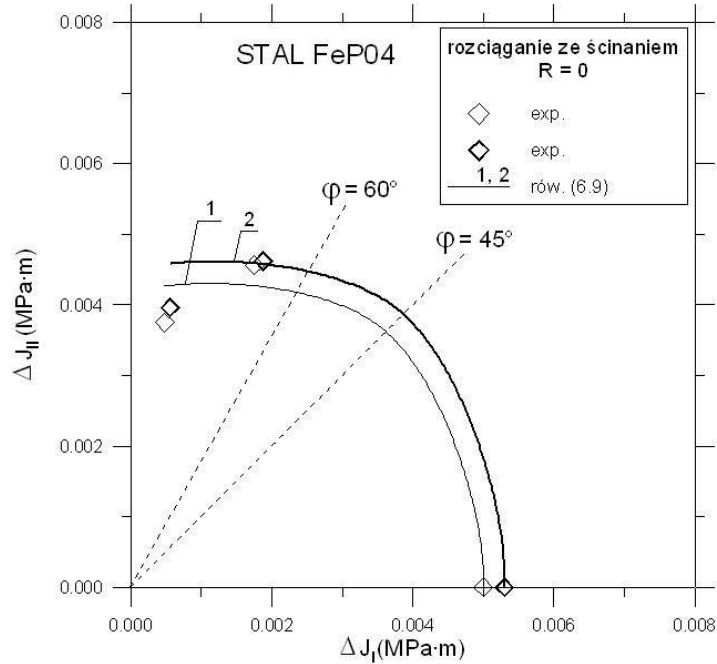


Rys. 6.9. Porównanie wyników badań eksperymentalnych stali FeP04 dla kątów $\varphi = 45^\circ$ i 60° w mieszanym I+II sposobie pęknięcia i po przejściu w I sposób pęknięcia

Na podstawie rys. 6.9 stwierdzono większe prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych, w stali FeP04 po przejściu z mieszanego I+II na I sposób pęknięcia, dla kąta $\varphi = 60^\circ$ i wartości $\Delta J \geq 10^{-1}$ MPa·m, poniżej tej wartości wyższe prędkości są dla $\varphi = 45^\circ$. W przypadku badań przy obciążeniu z kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia wartość zakresu parametru J wynosiła $\Delta J = 0,0389$ MPa·m. Różny stosunek rozciągania (I sposób pęknięcia) do ścinania (II sposób pęknięcia) w stali FeP04 pokazano na rys. 6.10, na podstawie którego można stwierdzić przemieszczenie się punktów eksperymentalnych w kierunku zmniejszenia wartości parametru ΔJ_I . Wraz ze wzrostem prędkości pęknięć zmęczeniowych zaobserwowano nieznaczne zwiększenie wartości parametrów ΔJ_I i ΔJ_{II} . Wyniki eksperymentalne, wzajemnych zależności pomiędzy I i II sposobem pęknięcia, dla stałej wartości prędkości da/dN zostały opisane równaniem

$$\left(\frac{\Delta J_I}{J_{Ic}}\right)^2 \cos \alpha + \left(\frac{\Delta J_{II}}{J_{IIc}}\right)^2 \sin \alpha = 1. \quad (6.9)$$

gdzie: J_{Ic} , J_{IIc} – krytyczne wartości całek J dla I i II sposobu pęknięcia, dla stali FeP04 $J_{Ic} = 1,155J_{IIc}$ (zgodnie z pracami [67, 76], w których pokazano zależności pomiędzy K_{Ic} , K_{IIc} i K_{IIIc}).



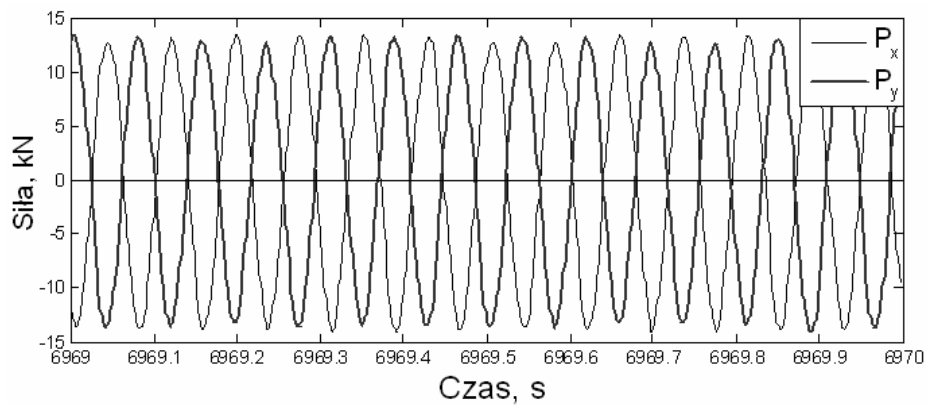
Rys. 6.10. Porównanie wyników eksperymentalnych dla różnych stosunków rozciągania do ścinania z obliczonymi według równania (6.9) w stali FeP04

Pokazane na rys. 6.10 wykresy 1 i 2 dotyczą prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych odpowiednio: $da/dN = 2,76 \cdot 10^{-8}$ m/cykl i $da/dN = 5,35 \cdot 10^{-8}$ m/cykl. Po aproksymacji wyników badań dla proporcjonalnego cyklicznego rozciągania ze ścinaniem stwierdzono, że obarczone one są błędem względnym nie przekraczającym 3% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ przy współczynnikach korelacji $r = 0,99$. Dla prezentowanego w pracy kształtu próbek z karbem rozwój pęknięć zmęczeniowych powinien przebiegać w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych. W prezentowanych badaniach stwierdzano w początkowym etapie do około 1 mm taki właśnie rozwój pęknięć w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych, a następnie pęknięcia rozwijały się w płaszczyźnie

maksymalnych naprężeń normalnych. Zachowanie to można tłumaczyć „poszukiwaniem” przez materiał najmniejszego przekroju poprzecznego, wzdłuż którego przebiegać będzie pęknięcie (dążenie do minimum energii potrzebnej na zniszczenie próbki).

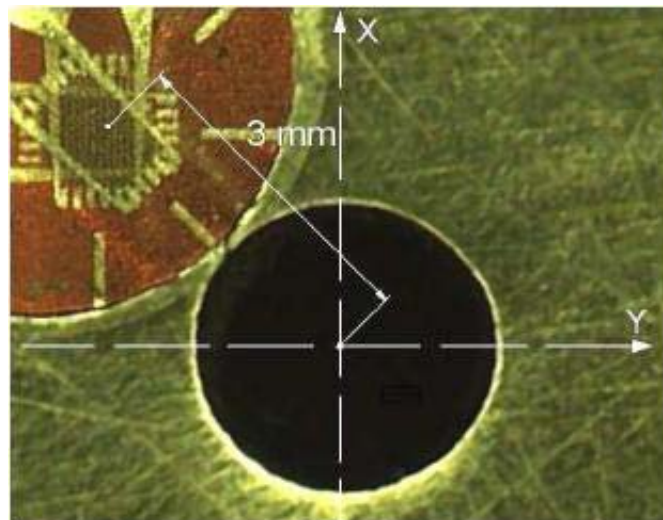
6.2. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH W PRÓBKACH KRZYŻOWYCH

Przedmiotem badań były płaskie próbki krzyżowe (rys. 4.4b), wykonane ze stali niskostopowej 18G2A (S355J0) o podwyższonej wytrzymałości [124, 126]. Część środkową próbki o zarysie sferycznym (SR250), uzyskano przez obróbkę dokładnym toczeniem, a następnie powierzchnię tę polerowano papierem ściernym o zmniejszającej się ziarnistości. W części centralnej powierzchni sferycznej próbki (o najmniejszej grubości próbki $g_1 = 1,86$ mm) wykonano otwór o średnicy $a_0 = 3,0$ mm. Teoretyczny współczynnik kształtu karbu w próbce, wyznaczono zgodnie z równaniem podanym w pracy [144], wynosił $\alpha_K = 2,84$. W próbce pełnej (bez otworu) najmniejsza grubość próbki wynosiła $g_1 = 1,25$ mm. Badania wykonano na maszynie zmęczeniowej MZPK 100 (rys. 4.6) umożliwiającej realizację przebiegów cyklicznie i losowo zmiennych o ustalonej statycznej wartości średniej obciążenia [32, 33]. Badania prowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą (P_x, P_y) oraz utrzymywano stałe położenia punktu przecięcia kierunków działania sił w osiach x, y próbki. Do ramion próbki przyłożono obciążenia sinusoidalne o takich samych częstotliwościach $f = 13$ Hz i zbliżonych amplitudach sił $P_{x,a}$ i $P_{y,a}$ z przesunięciem fazy o 180° (współczynnik korelacji wzajemnej pomiędzy przebiegami sił $P_x(t), P_y(t)$, pokazany na rys. 6.11 wynosił $r = -1$). Obciążenia próbki z otworem wynosiły: $P_{x,a1-3} = 13,55$ kN i $P_{y,a2-4} = 13,30$ kN, które odpowiadały nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego dla przekroju netto $\sigma_{a,1-3} = 105$ MPa ($\sigma_{max} = \alpha_K \sigma_a = 298$ MPa) i $\sigma_{a,2-4} = 103$ MPa ($\sigma_{max} = \alpha_K \sigma_a = 293$ MPa) do inicjacji pęknięcia. Natomiast obciążenia próbki pełnej wynosiły: $P_{x,a1-3} = 21,80$ kN i $P_{y,a2-4} = 21,50$ kN, co odpowiadało nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego $\sigma_{a,1-3} = 209$ MPa i $\sigma_{a,2-4} = 206$ MPa do inicjacji pęknięcia. Badania zmęczeniowe były wykonywane w zakresie wysokiej liczby cykli przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Fotografie jednej powierzchni próbki z pęknięciami zmęczeniowymi były cyklicznie rejestrowane za pomocą mikroskopu optycznego, przy powiększeniu 7-krotnym, z użyciem kamery cyfrowej (0,0085 mm/piksel). Wykonane zdjęcia posłużyły do pomiaru długości pęknięć zmęczeniowych. W trakcie badań rejestrowano również liczbę cykli obciążenia N.



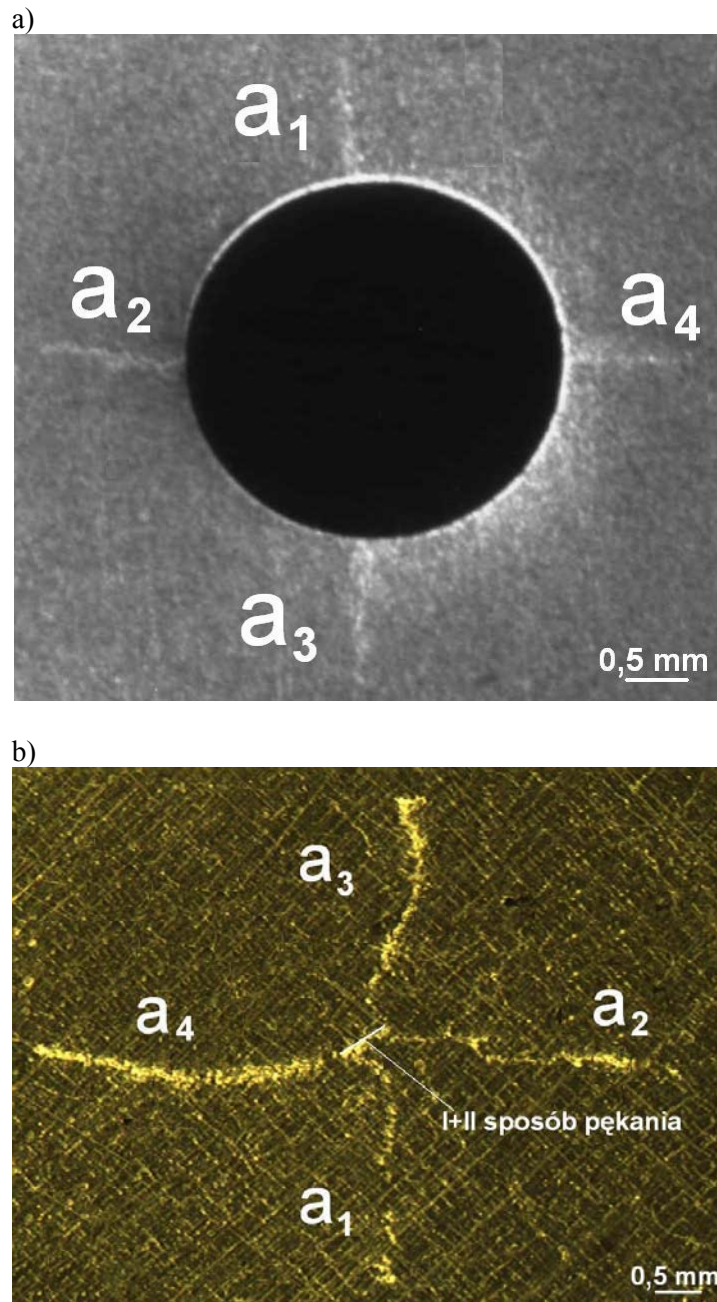
Rys. 6.11. Fragment przebiegów sił $P_x(t)$, $P_y(t)$ o współczynniku korelacji wzajemnej równym $r = -1$

Podczas badań mierzono odkształcenia przy użyciu rozet tensometrycznych o bazie pomiarowej 1 mm (rys. 6.12). Badania doświadczalne przeprowadzono przy obciążeniu kontrolowanym siłą.

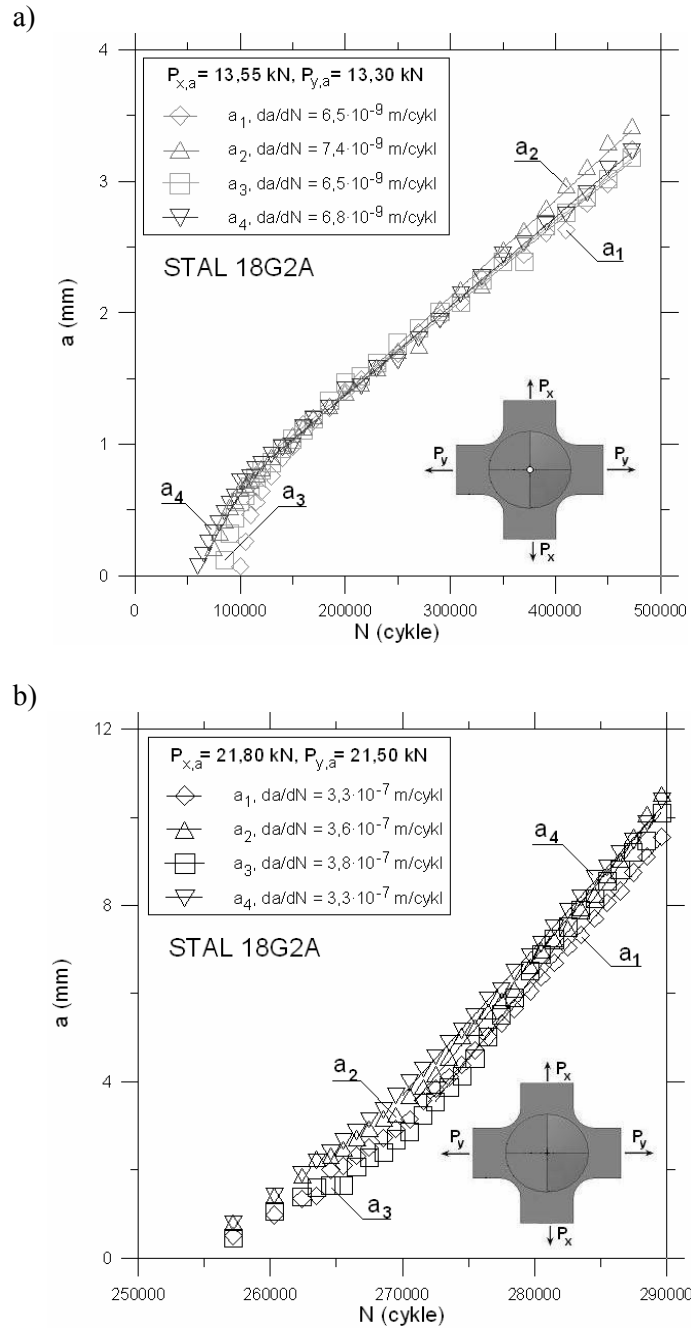


Rys. 6.12. Położenie rozety tensometrycznej o bazie pomiarowej 1 mm na powierzchni próbki ze stali 18G2A

W wyniku badań doświadczalnych, dla próbek z otworem, wyznaczono liczbę cykli do inicjacji pęknięć N_i , tj. do momentu pojawienia się zauważalnego pęknięcia o długości $a_i = 0,07 \div 0,20$ mm i mierzono długości pęknięć zmęczeniowych. W próbkach z otworem i pełnych (bez otworu) obserwowano przeważnie cztery pęknięcia pokazane na rys. 6.13 pokrywające się z I sposobem pęknięcia. Pęknięcia przedstawione na rys. 6.13a są wywołane zbliżonymi amplitudami sił, z tym że maksymalne wartości naprężeń dla pęknięć a_1 i a_3 są przesunięte w fazie o 180° w stosunku do naprężeń dla pęknięć a_2 i a_4 . W próbce z otworem (rys. 6.13a) pęknięcia rozwijały się zgodnie z I sposobem pęknięcia. Na rys. 6.13b w próbce pełnej rozwój pęknięć zmęczeniowych występował dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia (w zakresie krótkich pęknięć do długości $a = 0,56$ mm pod kątem około 31° do osi y), a następnie pęknięcia rozwijały się zgodnie z I sposobem pęknięcia. Inicjacja poszczególnych pęknięć, dla tej samej próbki z otworem i tego samego obciążenia, występowała przy różnych liczbach cykli N_i (rys. 6.14a). Cechą charakterystyczną obserwowanych pęknięć, niezależną od poziomu obciążenia, jest stabilizacja prędkości wzrostu pęknięć dla próbek z otworem przy długości $a \geq 1$ mm (rys. 6.14a), a dla próbek pełnych przy długości $a \geq 3$ mm (rys. 6.14b). Porównując przykładowe wyniki badań na rys. 6.14 (użyto symboli: $\langle \rangle$ - a_1 , Δ - a_2 , \square - a_3 , ∇ - a_4) dla krzywych $a = f(N)$, można zauważyć różny kształt tych krzywych w początkowym zakresie rozwoju pęknięć. Dla próbek z otworem wyniki rozwoju pęknięć zmęczeniowych są kształtem zbliżone do krzywych logarytmicznych (rys. 6.14a), natomiast dla próbek pełnych (bez otworu) wyniki badań układają się w kształt krzywych wykładniczych (rys. 6.14b). Na rys. 6.14, w legendzie, umieszczono wartości prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych wyznaczone według regresji liniowej z zastosowaniem metody najmniejszych kwadratów, dla długości pęknięć większych od 1 mm (próbka z otworem) i długości pęknięć większych od 3 mm (próbka pełna). Współczynniki korelacji we wszystkich przypadkach wynoszą $r = 0,995 \div 0,999$, a prędkości wzrostu pęknięć, jak widać na rys. 6.14, mają zbliżone wartości dla danej próbki. Do opisu wyników prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych zastosowano metodę analityczną przybliżoną (ze względu na skomplikowany kształt próbki), zastępując w obliczeniach próbkę krzyżową obciążoną dwuosiowo, dwoma próbkami płaskimi obciążonymi jednoosiowo wzdłuż osi x i y . Podczas badań doświadczalnych, kiedy oś x była rozciągana, to oś y była ściskana i odwrotnie (rys. 6.11). Ponadto wykonano obliczenia numeryczne naprężeń, odkształceń i WIN przy użyciu MES programem COMSOL [8] (do momentu inicjacji pęknięcia) i MEB programem FRANC3D [153] (w zakresie propagacji).

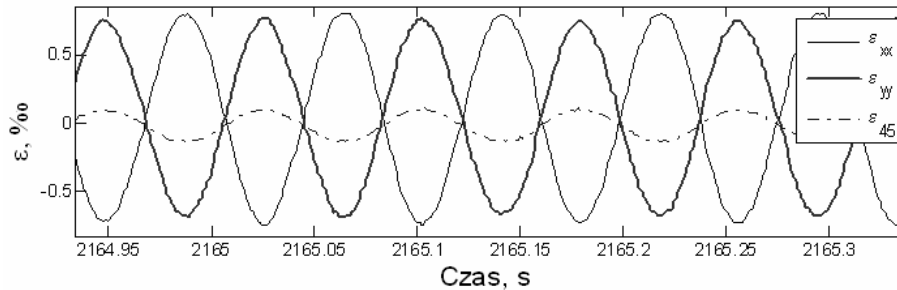


Rys. 6.13. Rozwój pęknięć zmęczeniowych w próbkach krzyżowych ze stali 18G2A: a) z otworem i b) bez otworu



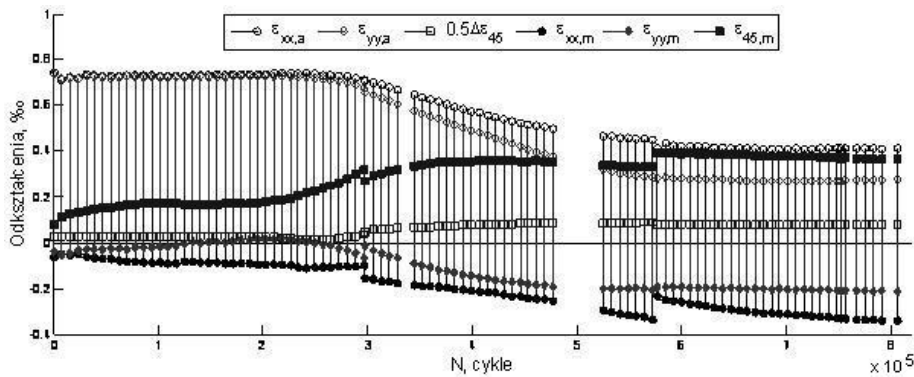
Rys. 6.14. Długości rozwoju pęknięć w funkcji liczby cykli w próbkach: a) z otworem, b) bez otworu

Stwierdzono, że wyniki obliczeń uzyskane metodą analityczną i numeryczną były zbliżone (błąd względny pomiędzy tymi wynikami nie przekraczał 10%). Pomiaru odkształceń za pomocą rozet tensometrycznych, podczas badań miały na celu sprawdzenie, w jakim stopniu próbka krzyżowa jest zginana w miejscach rozwoju pęknięć zmęczeniowych oraz dokonanie weryfikacji obliczeń wykonanych MES, programem COMSOL. W celu pomiaru odkształceń pochodzących od zginania rozetę tensometryczną połączono w układzie kompensującym siły osiowe. Zmierzone amplitudy odkształceń, dla próbki z otworem, pochodzące od zginania wynosiły odpowiednio dla osi x - $\varepsilon_{xx,a} = 0,02\%$ i osi y - $\varepsilon_{yy,a} = 0,02\%$. Następnie zmieniono konfigurację połączenia rozet i cyklicznie rejestrowano przebiegi odkształceń. Na rys. 6.15 przedstawiono wybrany fragment zarejestrowanych przebiegów czasowych odkształceń. Na podstawie przeprowadzonych pomiarów stwierdzono, że amplituda odkształceń pochodząca od zginania jest pomijalnie mała i wynosi 2,6% całkowitego odkształcenia.



Rys. 6.15. Przykładowe przebiegi odkształceń w początkowej fazie badań próbki z otworem ze stali 18G2A

Rysunek 6.16 przedstawia przykładowe zmiany amplitud odkształceń wraz z liczbą cykli obciążenia dla próbki z otworem. W momencie pojawienia się pęknięcia następuje spadek amplitud odkształceń $\varepsilon_{xx,a}$ oraz $\varepsilon_{yy,a}$ i przesunięcie wartości średniej przebiegów odkształceń w kierunku wartości ujemnych, $\varepsilon_{xx,m} < 0$ i $\varepsilon_{yy,m} < 0$. Zmiany wartości odkształceń z dodatnich na ujemne spowodowane są zmianą obciążenia, która występuje przy rozciąganiu i ścisaniu próbki. Przebiegi odkształceń występujące w kierunku 45° do osi x, $\varepsilon_{45}(t)$, tracą charakter sinusoidalny po pojawieniu się pęknięcia. W związku z tym na rys. 6.16 zmiany tych odkształceń przedstawiono w formie połowy zakresów odkształceń $0,5\Delta\varepsilon_{45}$.

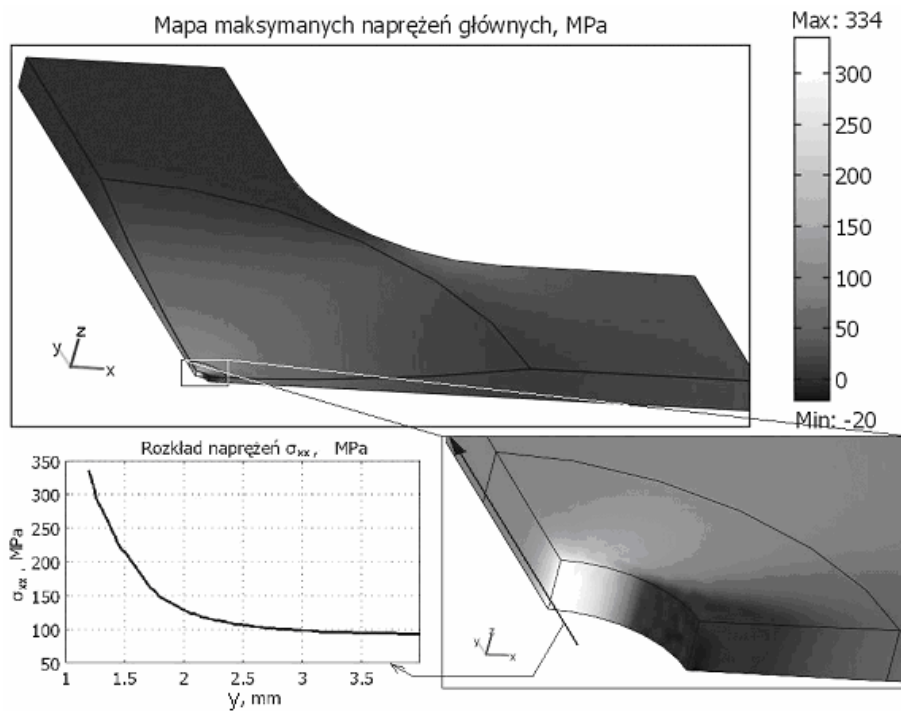


Rys. 6.16. Przykładowe zmiany amplitud odkształceń wraz z liczbą cykli obciążenia dla próbki z otworem ze stali 18G2A

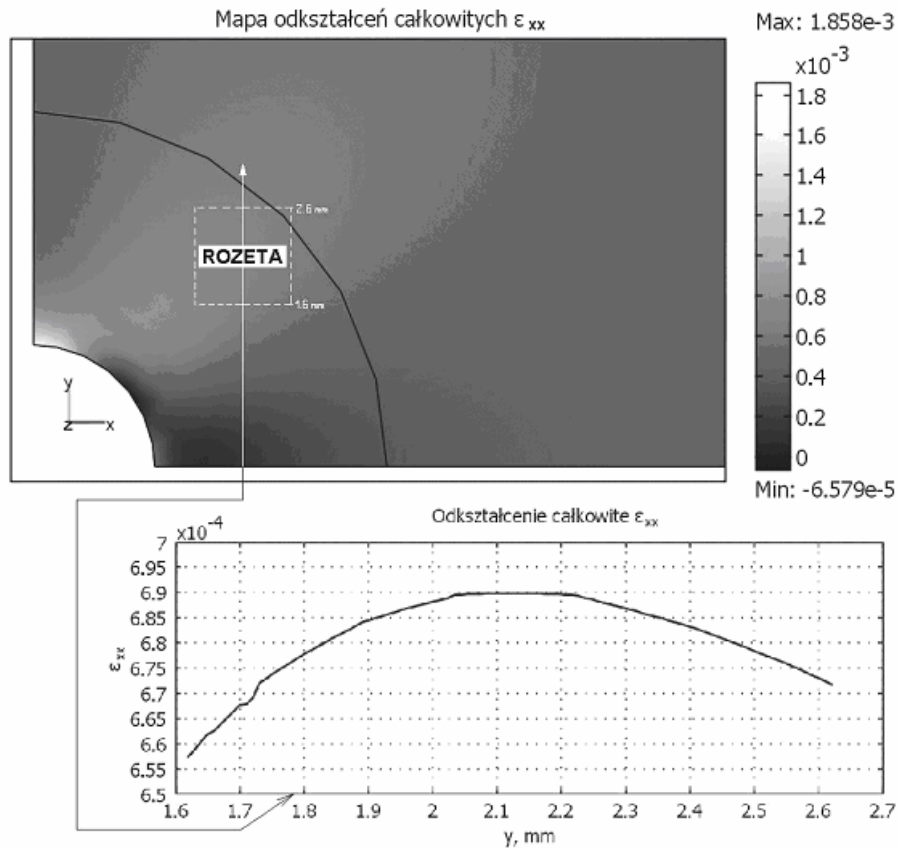
Na rys. 6.17 przedstawiono rozkład maksymalnych naprężeń głównych [33], dla 1/8 modelu geometrii próbki z otworem oraz rozkład naprężeń $\sigma_{xx}(x=0,y)$ wzdłuż linii od brzegu otworu na kierunku osi y (kierunek pęknięcia). Na podstawie wykresu na rys. 6.17 zauważa się stabilizację naprężeń σ_{xx} w odległości około 2,5 mm od brzegu otworu. Amplitudy odkształceń wyznaczone na podstawie pomiarów porównano z wartościami odkształceń obliczonych za pomocą MES. Analizie poddano próbkę z otworem. Rozkład odkształceń sprężysto-plastycznych $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx}^e + \varepsilon_{xx}^p$ (gdzie: ε_{xx}^e - odkształcenia sprężyste, ε_{xx}^p - odkształcenia plastyczne) dla 1/8 modelu geometrii próbki w funkcji odległości od brzegu otworu y przedstawiono na rys. 6.18. W obszarze naklejonej rozety (w odległości $y = 1,62 \div 2,62$ mm) odkształcenia zmieniają się w zakresie od 0,657‰ do 0,69‰ z wartością średnią równą 0,681‰. Pomiar wykazał amplitudę równą 0,73‰ (wartość uśredniona z obszaru zmierzonego przez rozetę tensometryczną). Błąd względny przeprowadzonych obliczeń odkształceń wynosi 6,7%.

Modelowanie rozwoju pęknięć w próbce krzyżowej wykonywano z użyciem programu FRANC3D. Model geometryczny próbki wykonano w programie OSM, a generację siatki elementów brzegowych wykonano w programie FRANC3D. Obliczenia wykonano w programie BES. Zdecydowano, że prowadzona analiza będzie miała charakter liniowo-sprężysty. Siatka elementów brzegowych została wygenerowana automatycznie i składała się z ponad 3814 trójkątnych i czworokątnych elementów. Obserwowany w eksperymencie wzrost pęknięcia podzielono na 15 umownych kroków, które zrealizowano następnie w programie FRANC3D i BES. Kierunek wzrostu pęknięć przyjęto na podstawie obserwacji rzeczywistej drogi pęknięć uzyskanej z badań doświadczalnych. Tak zdefiniowany sposób modelowania propagacji pęknięcia pozwala na uzyskanie map naprężeń dla każdego zrealizowanego w eksperymencie

przyrostu pęknięcia. W modelu obliczeniowym pęknięcia zainicjowano na krawędzi otworu, w postaci pęknięć na wskroś o długości początkowej 0,07 mm. Początkowa minimalna liczba elementów brzegowych (skończonych) na długości pęknięcia wynosiła dwanaście. Na rys. 6.19 przedstawiono siatkę elementów brzegowych dla całego modelu próbki z otworem i powiększony obszar centralny modelu wraz z pęknięciami. Największe zagęszczenie siatki występuje w obszarze rozwoju pęknięć. Przykładowe wyniki obliczeń numerycznych wykonane programem FRANC3D i BES przy rozciąganiu-ściskaniu dla modelu próbki z centralnym otworem i stali 18G2A przedstawiono na rys. 6.20 ÷ 6.22 w postaci map naprężeń (obok rysunków pokazano skalę z odpowiadającymi im naprężeniami).



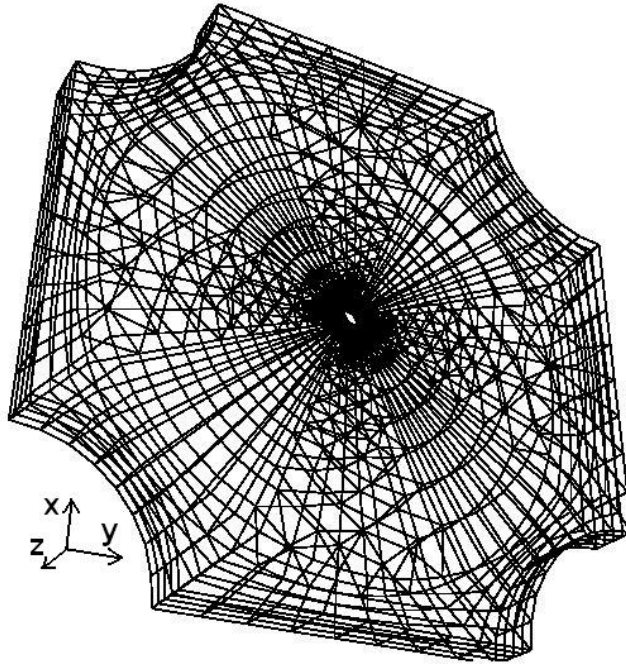
Rys. 6.17. Rozkład maksymalnych naprężeń głównych, dla 1/8 modelu geometrii próbki z otworem oraz rozkład naprężeń σ_{xx} wzdłuż linii y przedstawionej na rysunku



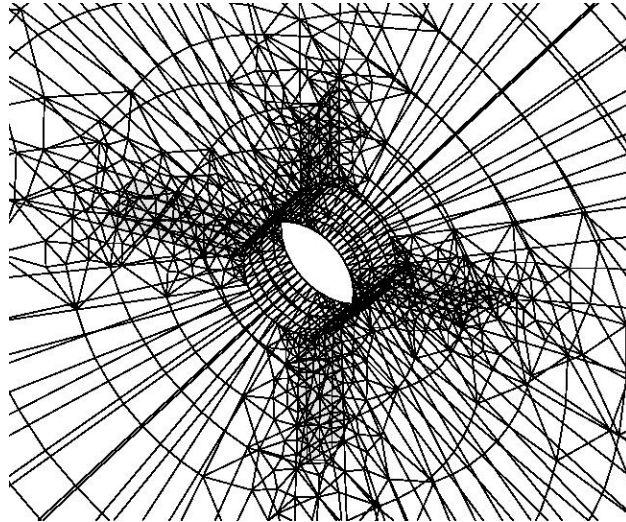
Rys. 6.18. Rozkład odkształceń sprężysto-plastycznych dla wybranych obszarów modelu próbki z otworem

Na rys. 6.20 pokazano naprężenia σ_{xx} powstałe w modelu próbki przy rozciąganiu wzdłuż osi x (ściskaniu wzdłuż osi y) dla przyłożonego obciążenia $P_{x,a} = 13,55$ kN i długości pęknięcia $a = 6,65$ mm. Natomiast na rys. 6.21 pokazano naprężenia σ_{yy} powstałe w modelu próbki przy rozciąganiu wzdłuż osi y (ściskaniu wzdłuż osi x) dla przyłożonego obciążenia $P_{y,a} = 13,30$ kN i długości pęknięcia $a = 6,42$ mm.

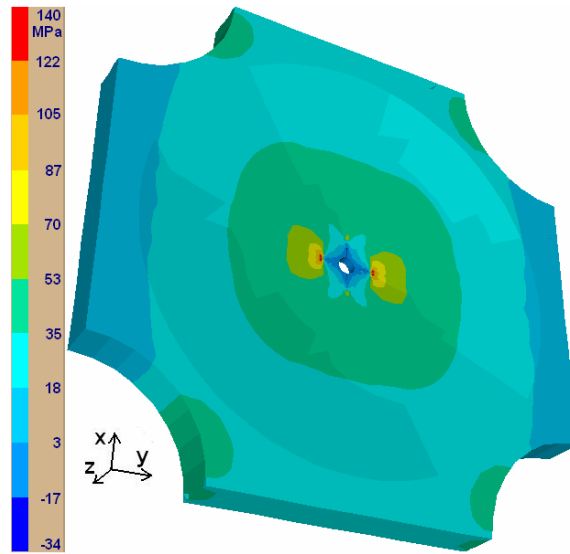
a)



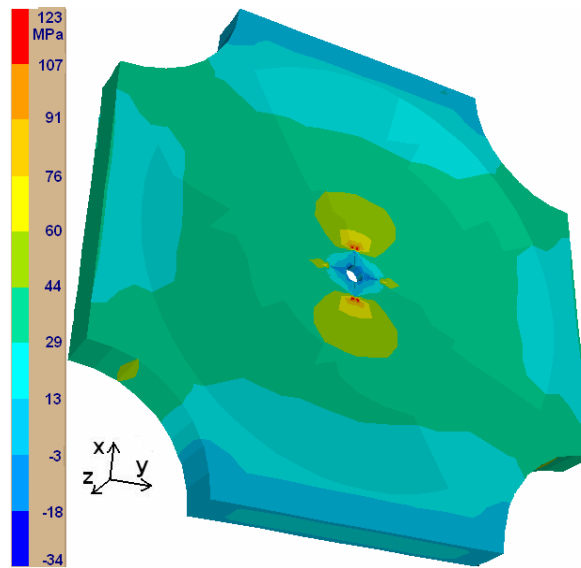
b)



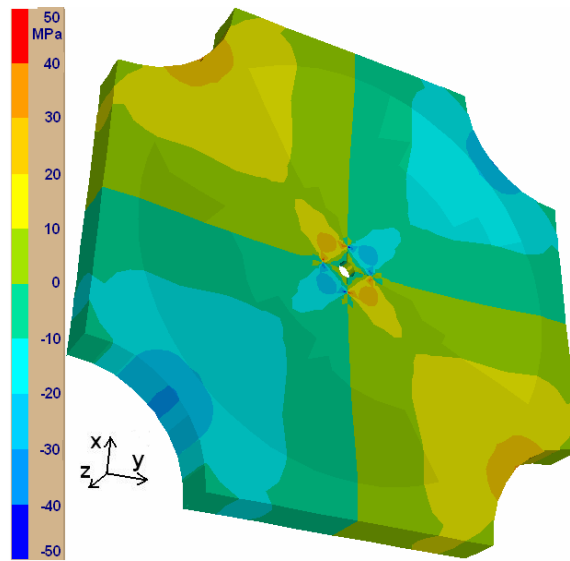
Rys. 6.19. Siatka elementów brzegowych dla próbki z otworem:
a) całej powierzchni i b) powiększony obszar centralny



Rys. 6.20. Składowa σ_{xx} tensora naprężenia przy rozciąganiu-ściskaniu modelu próbki z otworem $P_{x,a} = 13,55$ kN ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 6,65$ mm

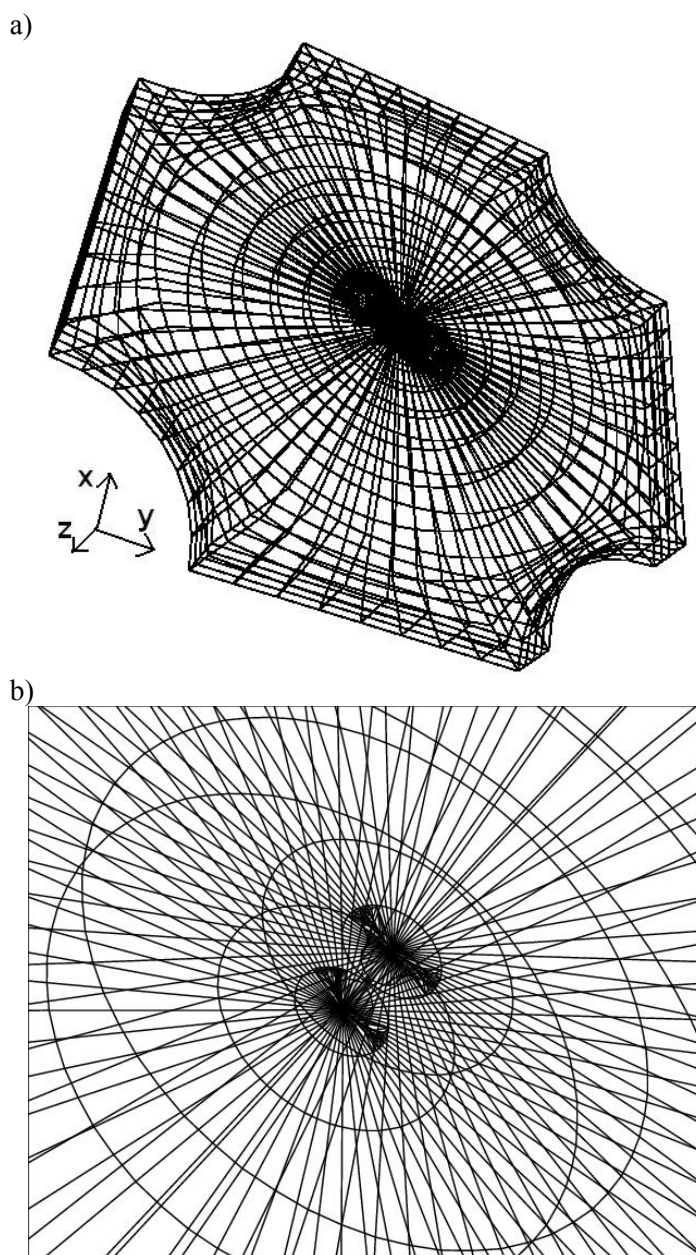


Rys. 6.21. Składowa σ_{yy} tensora naprężenia przy rozciąganiu-ściskaniu modelu próbki z otworem $P_{y,a} = 13,30$ kN ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 6,42$ mm

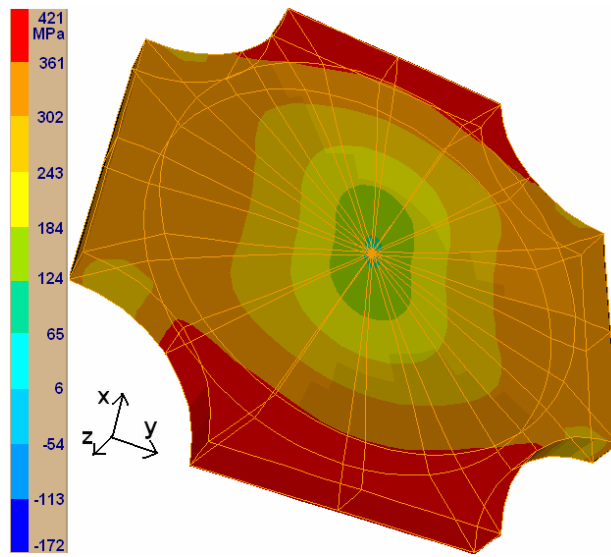


Rys. 6.22. Rozkład naprężeń stycznych w płaszczyźnie xy przy rozciąganiu-ściskaniu modelu próbki z otworem $P_{x,a} = 13,55$ kN ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 6,65$ mm

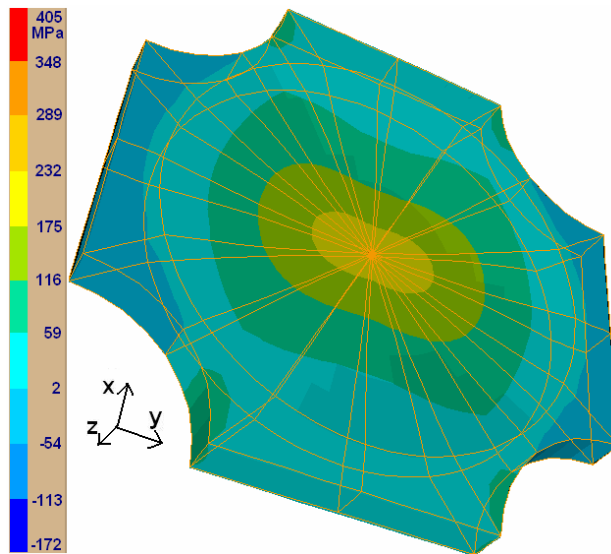
Na rys. 6.23 przedstawiono siatkę elementów brzegowych dla całego modelu próbki pełnej i powiększony obszar centralny modelu wraz z pęknięciem. Przykładowe wyniki obliczeń numerycznych wykonane programem FRANC3D i BES, przy rozciąganiu-ściskaniu dla modelu próbki bez otworu i stali 18G2A, przedstawiono na rys. 6.24 ÷ 6.26 w postaci map naprężeń (obok rysunków pokazano skalę z odpowiadającymi im naprężeniami). Na rys. 6.24 pokazano naprężenia σ_{xx} powstałe w modelu próbki przy rozciąganiu wzdłuż osi x (ściskaniu wzdłuż osi y) dla przyłożonego obciążenia $P_{x,a} = 21,80$ kN i długości pęknięcia $a = 0,56$ mm. Natomiast na rys. 6.25 pokazano naprężenia σ_{yy} powstałe w modelu próbki przy rozciąganiu wzdłuż osi y (ściskaniu wzdłuż osi x) dla przyłożonego obciążenia $P_{y,a} = 21,50$ kN i długości pęknięcia $a = 0,56$ mm.



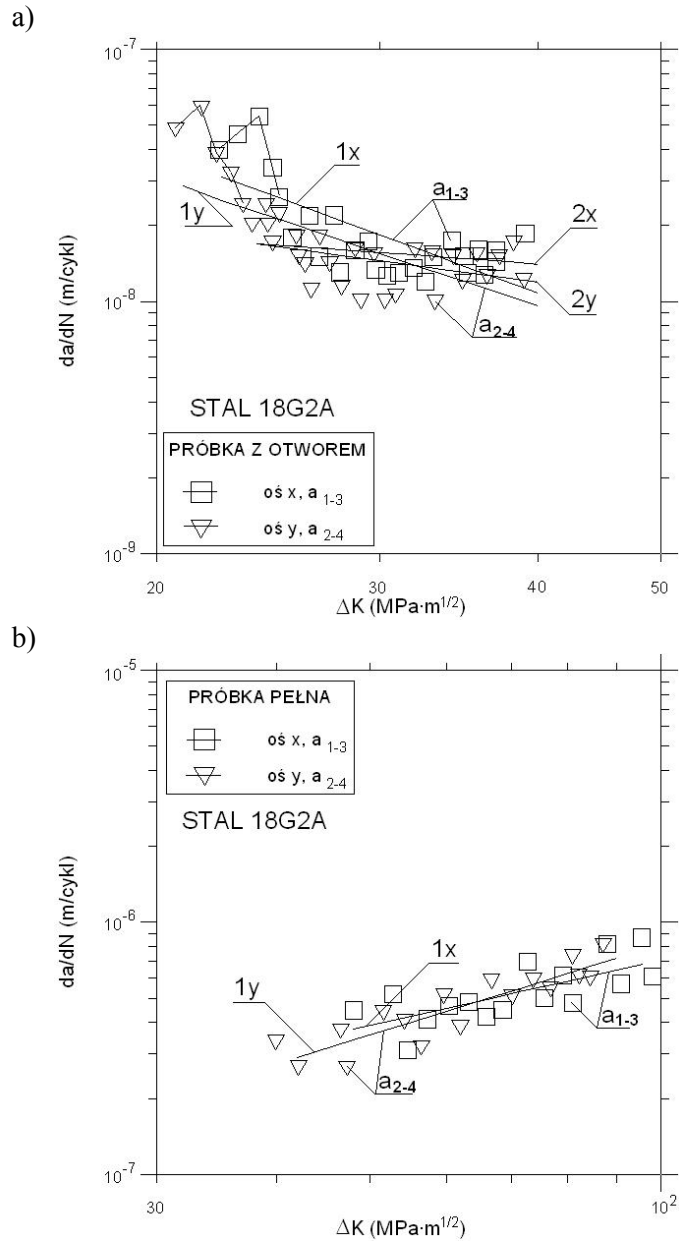
Rys. 6.23. Siatka elementów brzegowych dla próbki pełnej:
a) całej powierzchni i b) powiększony obszar centralny



Rys. 6.24. Składowa σ_{xx} tensora naprężenia przy rozciąganiu-ściskaniu modelu próbki pełnej $P_{x,a} = 21,80$ kN ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 0,56$ mm



Rys. 6.25. Składowa σ_{yy} tensora naprężenia przy rozciąganiu-ściskaniu modelu próbki pełnej $P_{y,a} = 21,50$ kN ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 0,56$ mm



Rys. 6.27. Porównanie wyników badań doświadczalnych z obliczonymi według równania (6.10) dla próbek:
a) z otworem, b) bez otworu

W próbce pełnej (rys. 6.27b) zaobserwowano typowe zachowanie się pęknięć dla obciążeń na osi x i y, które polegało na stopniowym wzroście prędkości pęknięć. Wyniki prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych w funkcji zakresu współczynnika intensywności naprężenia, prezentowane na rys. 6.27, opisano z użyciem równania Parisa [61]

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (6.10)$$

gdzie $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$.

Dla próbki z otworem zakres współczynnika intensywności naprężenia dla I sposobu pęknięcia oblicza się z równania

$$\Delta K = Y_1 \Delta \sigma \sqrt{\pi(a_0 + a)}, \quad (6.11)$$

natomiast dla próbki pełnej

$$\Delta K = Y_2 \Delta \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (6.12)$$

przy czym $\Delta \sigma$ - zakres naprężeń nominalnych przy rozciąganiu i ściskaniu ($\Delta \sigma = 2\sigma_a$, $\sigma_a = P_a/S$, pole przekroju poprzecznego $S = hg$, $h = 50$ mm – szerokość próbki), a_0 – średnica otworu, a – połowa długości pęknięcia dla obciążenia jednej z osi. Współczynniki korekcyjne [38, 152] wynoszą – dla

próbki z otworem $Y_1 = 1 - 0,1 \left(\frac{2(a_0 + a)}{h} \right) + \left(\frac{2(a_0 + a)}{h} \right)^2$ i dla próbki bez otworu

$$Y_2 = 1 + 0,128 \left(\frac{2a}{h} \right) - 0,288 \left(\frac{2a}{h} \right)^2 + 1,525 \left(\frac{2a}{h} \right)^3.$$

Zakres krótkich pęknięć zmęczeniowych (około 50 ÷ 600 μm długości) opisano z wykorzystaniem równania (6.12) [36]. Pęknięcia te rozwijały się zgodnie z mieszanym I+II sposobem pęknięcia (rys. 6.13b). Wzrost pęknięć dla próbki pełnej i obciążenia wzdłuż osi y (rys. 6.14) to suma długości pęknięć dla I+II sposobu pęknięcia pomnożonych przez \cos kąta plus długości przyrostu poszczególnych pęknięć dla I sposobu pęknięcia. Długości pęknięć dla obciążenia na osi x i I+II sposobu pęknięcia należy pomnożyć przez \sin kąta plus długości przyrostu poszczególnych pęknięć na tej osi.

Porównując prędkości wzrostu pęknięć dla próbki z otworem i bez otworu, zauważa się wyższe prędkości pęknięć dla próbek bez otworu. Współczynniki wyznaczone doświadczalnie C i m występujące we wzorze (6.10) obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 6.1. Dla próbki

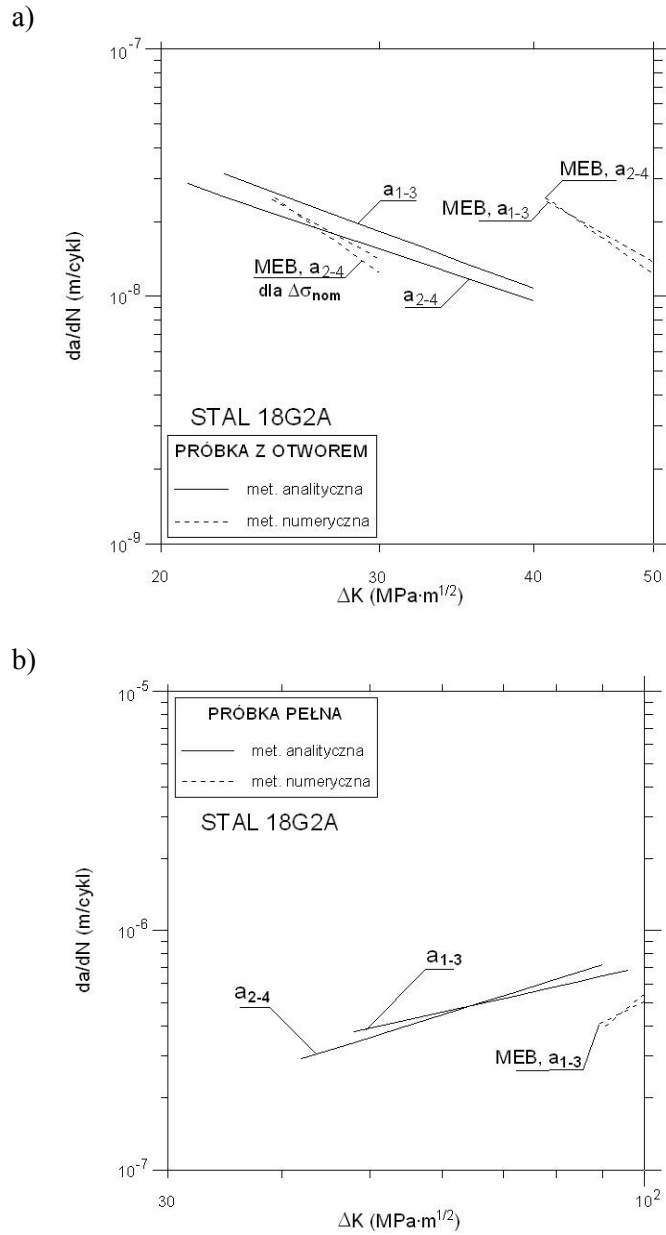
z otworem współczynniki C i m obliczono dla wszystkich punktów prędkości wzrostu pęknięć pokazanych na rys. 6.27 (krzywe 1x i 1y) oraz dla prędkości wzrostu pęknięć nie uwzględniających początkowych pięciu punktów wzrostu i spadku prędkości pęknięć (krzywe 2x i 2y). Jak widać z tabeli 6.1, współczynniki C i m znacznie się różnią dla krzywych 1x, 1y i 2x, 2y. Ponadto można zauważyć, że współczynnik nachylenia prostej m dla próbki z otworem przyjmuje wartości ujemne, a dla próbki pełnej przyjmuje wartości dodatnie. Wyniki badań dla cyklicznego rozciągania-ściskania obarczone są błędem względnym nie przekraczającym 20% (dla próbek z otworem bez uwzględnienia pierwszych pięciu punktów pomiarowych) na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Współczynniki korelacji r we wszystkich przypadkach przyjmują znaczne wartości, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (6.10).

Tabela 6.1.

Współczynniki doświadczalne C i m równania (6.10) i współczynniki korelacji r

Rysunek	wykres	C $m / \left[\left(\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \right)^m \text{ cykl} \right]$	m	r
6.19a	1x	$1,005 \cdot 10^{-5}$	-1,854	-0,814
	2x	$5,483 \cdot 10^{-8}$	-0,369	-0,810
	1y	$4,688 \cdot 10^{-6}$	-1,679	-0,788
	2y	$1,503 \cdot 10^{-7}$	-0,687	-0,785
6.19b	1x	$1,371 \cdot 10^{-8}$	0,856	0,815
	1y	$3,443 \cdot 10^{-9}$	1,187	0,893

Porównanie wyników uzyskanych z metody analitycznej i numerycznej (FRANC3D, BES) pokazano na rys. 6.28. Na podstawie rys. 6.28a i 6.28b, dla próbek z otworem i pełnych, można stwierdzić, że wyniki uzyskane za pomocą metody analitycznej posiadają nieznacznie niższe wartości zakresu parametru ΔK przy tej samej wartości prędkości pęknięć zmęczeniowych, niż uzyskane za pomocą metody numerycznej. Należy tutaj nadmienić, że wyniki uzyskane na drodze analitycznej dotyczą wartości naprężeń nominalnych, natomiast wyniki uzyskane metodą numeryczną dotyczą wartości naprężeń w okolicy wierzchołka pęknięcia (rys. 6,20 ÷ 6,22 i 6,24 ÷ 6,26). Autor dokonał porównania wyników, w których brano pod uwagę naprężenia nominalne (w metodzie numerycznej w okolicy około 2,5 mm od czoła pęknięcia - rys. 6.17) i okazało się, że błąd względny pomiędzy analizowanymi metodami nie przekracza 10%.



Rys. 6.28. Porównanie wyników uzyskanych z metody analitycznej i numerycznej dla próbek:
a) z otworem, b) bez otworu

6.3. PODSUMOWANIE

Zbadano rozwój pęknięć zmęczeniowych w elementach o przekroju prostokątnym z karbem centralnym, wewnętrznym i bez karbu, w stali FeP04 poddanej rozciąganiu przy różnych kątach nachylenia karbu wynoszących $\varphi = 45^\circ$ i 60° i w próbkach krzyżowych ze stali 18G2A poddanej dwuosowemu rozciąganiu-ściskaniu. Badania w stali FeP04 prowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą i kontrolowanym rozwarciem wierzchołka pęknięcia w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli, natomiast badania stali 18G2A prowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą w zakresie wysokiej liczby cykli. Do opisu prędkości pęknięć (stal FeP04) przyjęto podejście energetyczne oparte na zakresie parametru ΔJ i naprężeniowe oparte na zakresie parametru ΔK (stal 18G2A). Przebadano łącznie 36 próbek (po trzy próbki dla różnych kątów nachylenia karbu), w tym 9 próbek krzyżowych. Na podstawie analizy wyników badań stali FeP04 oraz obliczeń numerycznych stwierdzono, że rozwój pęknięć zmęczeniowych przebiegał dwuetapowo. W początkowym etapie, do około 1 mm, obserwowano rozwój pęknięć według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, a następnie pęknięcie przechodziło w I sposób pęknięcia. W mieszanym I+II sposobie pęknięcia wyższe wartości ΔJ stwierdzono dla II sposobu pęknięcia i obydwóch kątów nachylenia karbu. Im większy był kąt nachylenia karbu φ , tym dłuższy okres wzrostu pęknięć zmęczeniowych według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, zarówno przy obciążeniu z kontrolowaną siłą i rozwarciem wierzchołka pęknięcia. Stwierdzono większe prędkości wzrostu pęknięć w stali FeP04, po przejściu z mieszanego I+II na I sposób pęknięcia, dla kąta $\varphi = 60^\circ$ i wartości $\Delta J \geq 10^{-1} \text{MPa}\cdot\text{m}$, poniżej tej wartości wyższe prędkości są dla $\varphi = 45^\circ$. Na podstawie analizy wyników badań stali 18G2A oraz obliczeń numerycznych stwierdzono, że dla próbek z otworem inicjacje i rozwój pęknięć zmęczeniowych obserwowano na krawędzi otworu przy różnej liczbie cykli według I sposobu pęknięcia. Natomiast w próbce pełnej inicjacje i propagacje pęknięć przebiegały w początkowym okresie (do długości pęknięć około 0,6 mm) dla mieszanego I+II sposobu pęknięcia, a następnie pęknięcia rozwijały się zgodnie z I sposobem pęknięcia. Cechą charakterystyczną obserwowanych pęknięć, niezależną od poziomu obciążenia, jest stabilizacja prędkości wzrostu pęknięć dla próbek z otworem przy długości $a \geq 1 \text{ mm}$, a dla próbek pełnych przy długości $a \geq 3 \text{ mm}$. Porównując wyniki badań dla próbek z otworem i pełnych, zauważono różny kształt krzywych rozwoju pęknięć. Dla próbek z otworem wyniki rozwoju pęknięć posiadają kształt zbliżony do krzywych logarytmicznych, a dla próbek pełnych wyniki badań układają się w kształt krzywych wykładniczych. Porównując prędkości pęknięć dla próbek z otworem i pełnych, zauważa się wyższe prędkości pęknięć dla próbek pełnych otrzymanych z metody analitycznej i numerycznej. Uzyskano dobrą korelację pomiędzy stosowanymi metodami, porównując WIN dla naprężeń nominalnych. Błąd

względny pomiędzy analizowanymi metodami nie przekracza 10%. Ponadto można zauważyć, że współczynnik nachylenia prostej m dla próbek z otworem przyjmuje wartości ujemne, a dla próbek pełnych przyjmuje wartości dodatnie.

7. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH DLA MIESZANEGO I+III SPOSOBU PĘKANIA

W rozdziale tym przedstawiono wyniki badań doświadczalnych rozwoju pęknięć zmęczeniowych przy proporcjonalnym i nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem w stali niskostopowej 18G2A [90] i stopie aluminium PA6 [89, 91, 118]. Do badań użyto próbek o przekroju prostokątnym z koncentratorem naprężeń w postaci zewnętrznego jednostronnego karbu ostrego, pokazanych na rys. 4.4c. W materiałach użytych do badań proporcjonalnego zginania ze skręcaniem wartość amplitudy momentu dobrano tak, aby trwałości dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$ były porównywalne. Badania przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem prowadzone były na maszynie zmęczeniowej MZGS-100 (rys. 4.7), a dla nieproporcjonalnego zginania ze skręcaniem na maszynie MZGS-100Ph (rys. 4.8). W analizie wyników badań, przy proporcjonalnym i nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem, korzystano z rys. 4.10 i opisu do tego rysunku. Podczas badań doświadczalnych rejestrowano liczbę cykli do inicjacji pęknięć N_i , tj. do momentu pojawienia się zauważalnego pęknięcia i mierzono długości tych pęknięć.

7.1. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH PRZY PROPORCJONALNYM ZGINANIU ZE SKRĘCANIEM

Badania stali 18G2A dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia prowadzone były przy stosunku momentów skręcającego do zginającego $M_s(t) / M_g(t) = \tan \alpha$ i amplitudzie momentu $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$, co odpowiadało (dla poszczególnych kątów $\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$) nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego dla przekroju netto $\sigma_a = 174,46; 142,44; 100,72 \text{ MPa}$ ($\sigma_{\max} = \alpha_K \sigma_a$) i nominalnej amplitudzie naprężenia stycznego $\tau_a = 80,71; 114,13; 139,79 \text{ MPa}$ przed inicjacją pęknięcia. Badania przeprowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą (w tym przypadku kontrolowano amplitudę momentu) w zakresie od inicjacji pęknięcia do zniszczenia próbki i częstotliwości obciążenia 29 Hz. Badania zmęczeniowe były wykonywane w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Przyrosty pęknięć zmęczeniowych mierzono za pomocą mikrometru umieszczonego w mikroskopie przenośnym (rys. 4.11), notując jednocześnie liczbę cykli obciążenia N . Teoretyczny współczynnik kształtu karbu w próbce, który przy zginaniu wynosił $\alpha_K = 4,66$, wyznaczono zgodnie z równaniem podanym w pracy [144]. Wyniki badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów długości pęknięć w funkcji liczby cykli N oraz prędkości pęknięć da/dN w funkcji zakresu parametru ΔJ . W przypadku mieszanego I+III sposobu pęknięcia zakres ekwiwalentnego parametru ΔJ_{eq} został opisany równaniem (3.58). Wyniki dla I i III

sposobu pęknięcia w zakresie sprężysto-plastycznym opisano równaniami (3.59) i (3.61). Zakresy współczynników intensywności naprężenia ΔK_I dla I sposobu pęknięcia i ΔK_{III} dla III sposobu pęknięcia przedstawiają następujące wzory

$$\Delta K_I = Y_1 \Delta \sigma \cos^2 \alpha \sqrt{\pi(a_0 + a)}, \quad (7.1)$$

$$\Delta K_{III} = Y_3 \Delta \sigma \sin \alpha \cos \alpha \sqrt{\pi(a_0 + a)}, \quad (7.2)$$

przy czym $\Delta \sigma = 2\sigma_a$ dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$. Występujące w tych wzorach współczynniki korekcyjne dla I i III sposobu pęknięcia zgodnie z [65] mają postać

$$Y_1 = \frac{5}{\sqrt{20 - 13\left(\frac{a}{h}\right) - 7\left(\frac{a}{h}\right)^2}}, \quad (7.3)$$

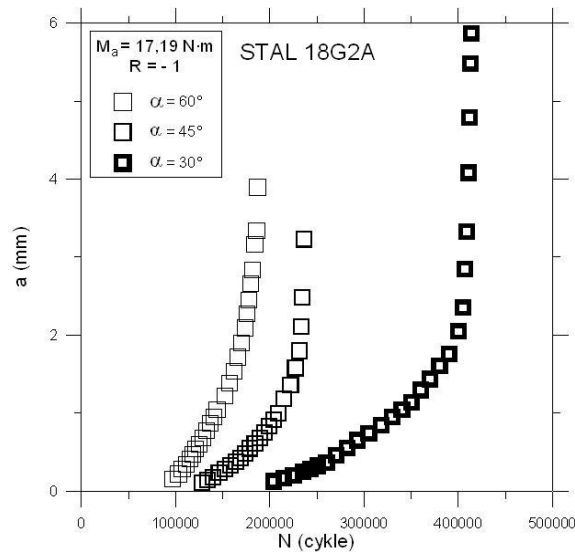
$$Y_3 = \sqrt{\left(\frac{2h}{a}\right) \operatorname{tg}\left(\frac{\pi a}{2h}\right)}. \quad (7.4)$$

Na rys. 7.1. przedstawiono przykładowy rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stali 18G2A przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli i różnych kątach $\alpha = 30^\circ, 45^\circ$ i 60° oraz $R = -1$. Z przebiegów wykresów na rys. 7.1 wynika, że wraz ze zmianą kąta α od 30° do 60° , określającego stosunek momentów skręcającego do zginającego, następuje zmniejszenie trwałości badanych próbek. Na rys. 7.7 ÷ 7.9 dla różnego stosunku momentów skręcającego do zginającego prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych wyrażono jako funkcję zakresu parametru ΔJ dla I i III sposobu pęknięcia w układzie podwójnie logarytmicznym. Wyniki badań doświadczalnych prezentowane na rys. 7.7 ÷ 7.9 opisano za pomocą równania [102]

$$\frac{da}{dN} = \frac{B \left(\frac{\Delta J}{J_0}\right)^n}{(1-R)^2 J_{Ic} - \Delta J}, \quad (7.5)$$

gdzie $J_0 = 1 \text{ MPa}\cdot\text{m}$ jest jednostką wartością redukującą fizyczną jednostkę współczynnika B do prostszej postaci [102].

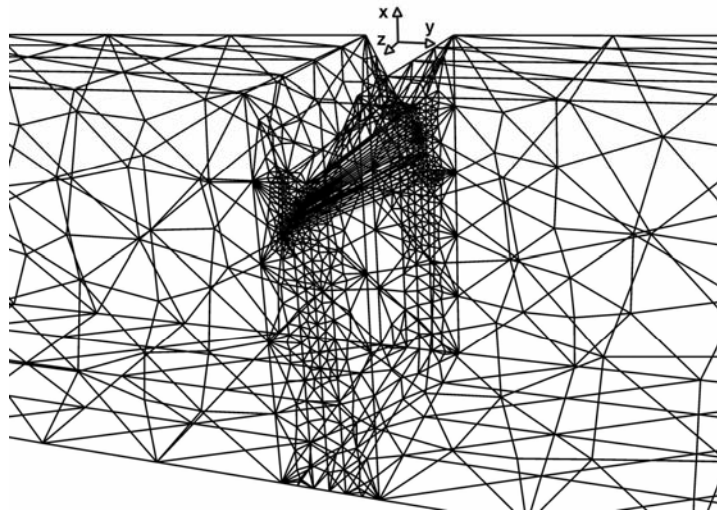
Równanie (7.5) obowiązuje dla I i III sposobu pęknięcia, jak również dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia.



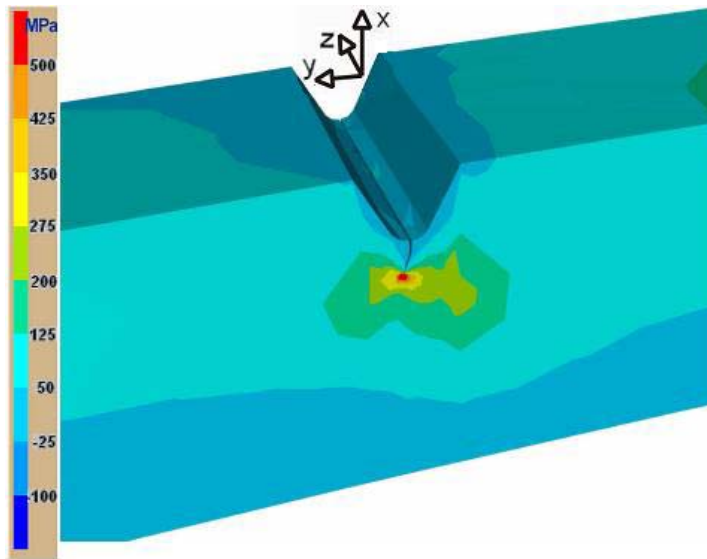
Rys. 7.1. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stali 18G2A przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli i kątach $\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$

Naprężenia i odkształcenia obliczono metodą elementów skończonych (MES) i metodą elementów brzegowych (MEB) programem FRANC2DL w całym zakresie badań i programem FRANC3D [153] w zakresie liniowo-sprężystym do granicy plastyczności w celu sprawdzenia wpływu grubości dla tego typu próbek. Podczas obliczeń z wykorzystaniem programów MES i MEB, stwierdzono występowanie wpływu grubości próbki (PSO). Model geometryczny próbki oraz generację siatki elementów skończonych wykonano w programie CASCA (FRANC2DL) i OSM (FRANC3D) [113]. Zdecydowano, że prowadzona analiza będzie miała charakter przyrostowej analizy sprężysto-plastycznej (program FRANC2DL) w oparciu o kinematyczny model umocnienia materiału i charakter liniowo-sprężysty (program FRANC3D). Siatka elementów skończonych (brzegowych) została wygenerowana automatycznie. W modelu płaskim użyto sześciowzłowych elementów w kształcie trójkąta. Wielkość i kształt elementów skończonych (brzegowych) zależy od podziału odcinków zamykających dany obszar. Największe zagęszczenie siatki występuje w obszarze rozwoju pęknięcia. Przykład siatki dla prezentowanego modelu przestrzennego, zbudowanej z 1354 elementów czworobocznych, pokazano na rys. 7.2. Kierunek wzrostu pęknięcia przyjęto na podstawie obserwacji rzeczywistej drogi pęknięcia uzyskanej z badań doświadczalnych. Tak zdefiniowany sposób modelowania propagacji pęknięcia pozwala na uzyskanie map odkształceń (przemieszczeń) oraz odpowiadających im map

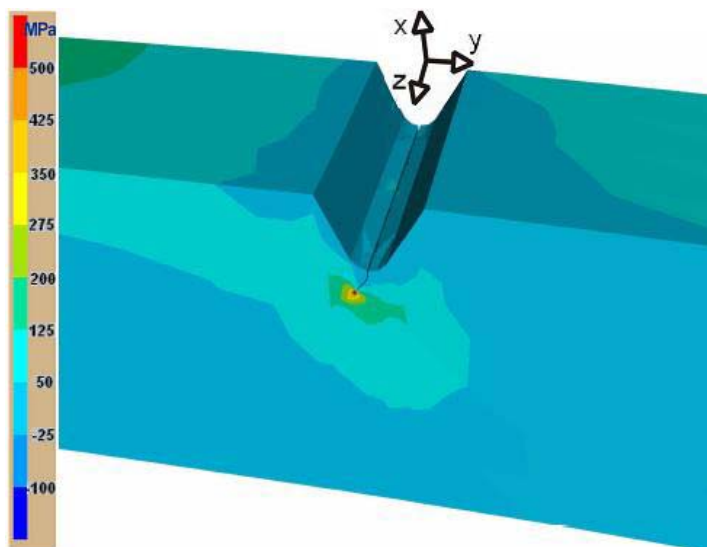
naprężeń dla każdego zrealizowanego w eksperymencie przyrostu pęknięcia. W modelu obliczeniowym pęknięcie zainicjowano na krawędzi karbu, w postaci pęknięcia na wskroś o długości początkowej 0,25 mm. Dla modelu przestrzennego w programie FRANC3D tworzy się płaski kontur próbki z zaznaczonym karbem, który następnie przekształca się w bryłę. Po wprowadzeniu danych materiałowych należy wskazać powierzchnię i utwierdzić próbkę oraz zdefiniować obciążenia. Ponieważ nie można bezpośrednio wprowadzić momentu obciążenia, zastępuje się go parą sił działających na ramieniu i przyłożonych do węzłów [113]. Przykładowe wyniki obliczeń numerycznych wykonane programem FRANC3D dla proporcjonalnego zginania ze skręcaniem ($M_s(t) / M_g(t) = \tan \alpha$ i $\alpha = 45^\circ$) przedstawiono na rys. 7.3 ÷ 7.6 w postaci map naprężeń (obok rysunków pokazano skalę z odpowiadającymi im naprężeniami). Po przyłożeniu jednocześnie momentów zginającego i skręcającego rozpoczyna się obliczenia.



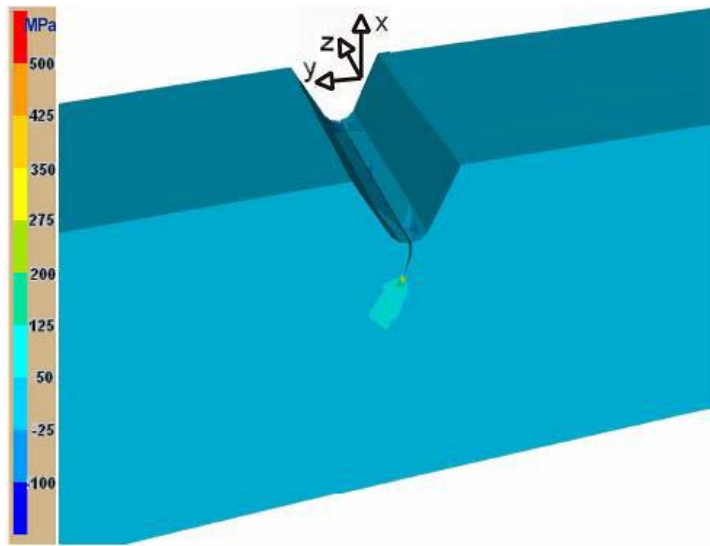
Rys. 7.2. Podział okolicy karbu na elementy brzegowe dla próbki poddanej zginaniu ze skręcaniem



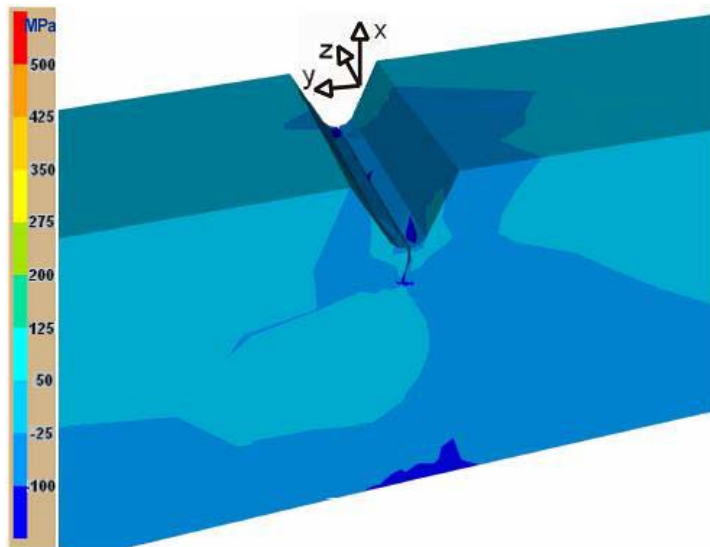
Rys. 7.3 a. Składowa σ_{yy} tensora naprężenia przy zginaniu ze skręcaniem modelu próbki $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 1,10 \text{ mm}$ (widok strony A)



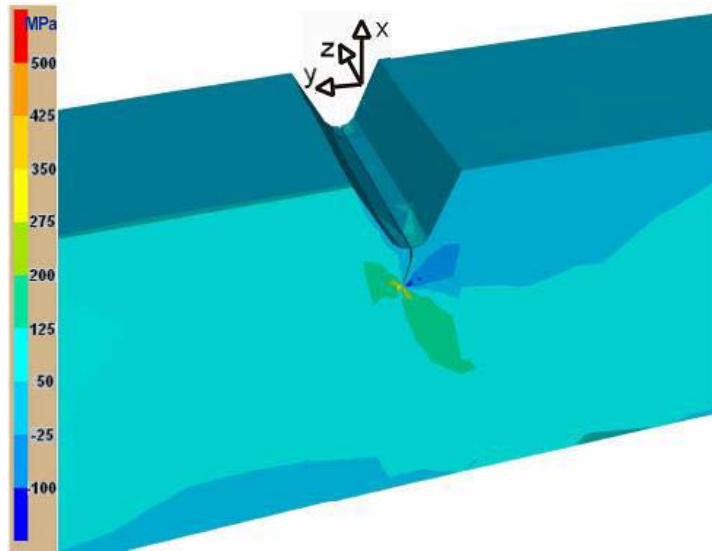
Rys. 7.3 b. Składowa σ_{yy} tensora naprężenia przy zginaniu ze skręcaniem modelu próbki $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 1,10 \text{ mm}$ (widok strony B)



Rys. 7.4. Składowa σ_{xx} tensora naprężenia przy zginaniu ze skręcaniem modelu próbki $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 1,10 \text{ mm}$ (widok strony A)

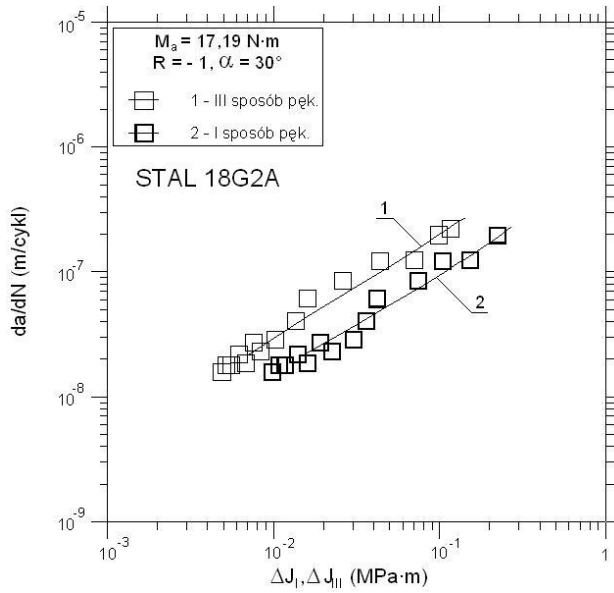


Rys. 7.5. Składowa σ_{zz} tensora naprężenia przy zginaniu ze skręcaniem modelu próbki $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 1,10 \text{ mm}$ (widok strony A)

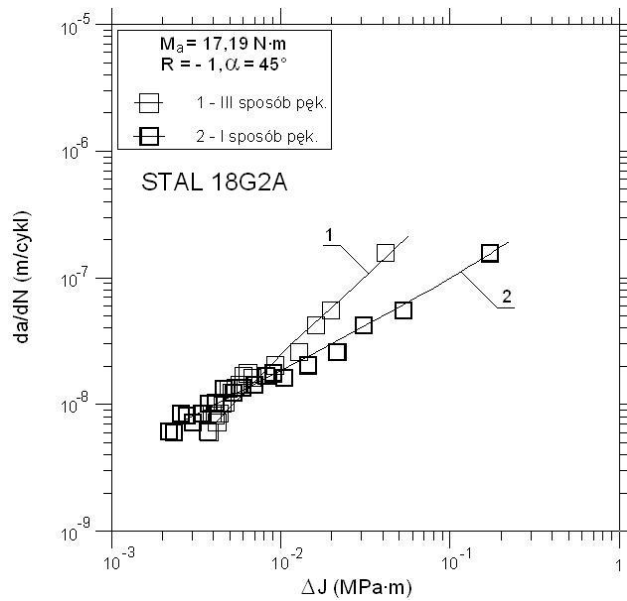


Rys. 7.6. Rozkład naprężeń stycznych w płaszczyźnie xy przy zginaniu ze skręcaniem modelu próbki $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($R = -1$) i długości pęknięcia $a = 1,10 \text{ mm}$ (widok strony A)

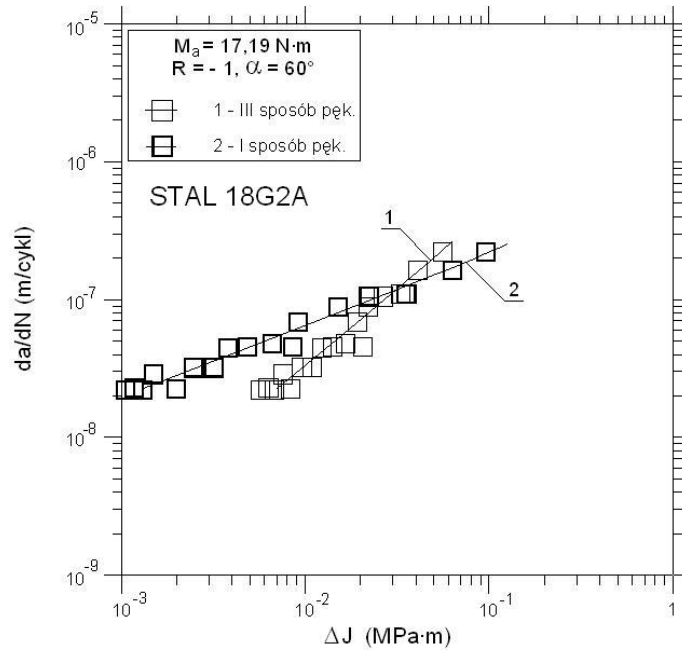
Podczas badań doświadczalnych stwierdzono nierównomierny przyrost długości pęknięć po obu stronach bocznych próbek, tzn. po stronie A i B (rys. 4.9, co również uwzględniano przy obliczeniach numerycznych). Po stronie A (rys. 7.3a, 7.4 ÷ 7.6) długości pęknięć były nieznacznie większe niż po stronie B (rys. 7.3b). Do obliczeń przyjmuje się długości pęknięć dla strony A, ponieważ mają one główny wpływ na zniszczenie próbek. Pola naprężeń po stronie A są również większe niż po stronie B (rys. 7.3a, 7.3b). Z przebiegu wykresów na rys. 7.7 ÷ 7.9 wynika, że zmiana kąta α od 30° do 60° , określającego stosunek momentów skręcającego do zginającego ($M_s(t) / M_g(t) = \text{tg}\alpha$), w stali 18G2A dla tej samej wartości prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych powoduje zmniejszenie wartości ΔJ dla I sposobu pęknięcia. Ponadto (rys. 7.7 ÷ 7.9) zauważa się, że prędkość wzrostu pęknięć dla kąta $\alpha = 30^\circ$, przy tej samej wartości ΔJ , jest wyższa w całym zakresie dla III sposobu pęknięcia niż dla I sposobu pęknięcia, a dla kąta $\alpha = 45^\circ$ od wartości $\Delta J > 5,97 \cdot 10^{-3} \text{ MPa}\cdot\text{m}$, natomiast dla kąta $\alpha = 60^\circ$ od wartości $\Delta J > 3,29 \cdot 10^{-2} \text{ MPa}\cdot\text{m}$.



Rys. 7.7. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \text{tg}\alpha$ ($\alpha = 30^\circ$)



Rys. 7.8. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \text{tg}\alpha$ ($\alpha = 45^\circ$)



Rys. 7.9. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \tan \alpha$ ($\alpha = 60^\circ$)

Współczynniki doświadczalne B i n , zawarte w prezentowanym równaniu (7.5), obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 7.1. W tabeli tej podano również wartości współczynników korelacji wielokrotnej r_w obliczanych na podstawie równania [101]

$$r_w = \sqrt{\frac{r_{y1}^2 + r_{y2}^2 - 2r_{y1}r_{y2}r_{12}}{1 - r_{12}^2}} \quad (7.6)$$

Wyniki badań dla cyklicznego proporcjonalnego zginania ze skręcaniem w stali 18G2A obarczone są błędem względnym nie przekraczającym 20% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ przy współczynnikach korelacji r_w podanych w tabeli 7.1. Współczynniki korelacji wielokrotnej we wszystkich przypadkach przyjmują duże wartości, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (7.5).

Tabela 7.1.

Współczynniki doświadczalne B i n równania (7.5) i współczynniki korelacji r_w

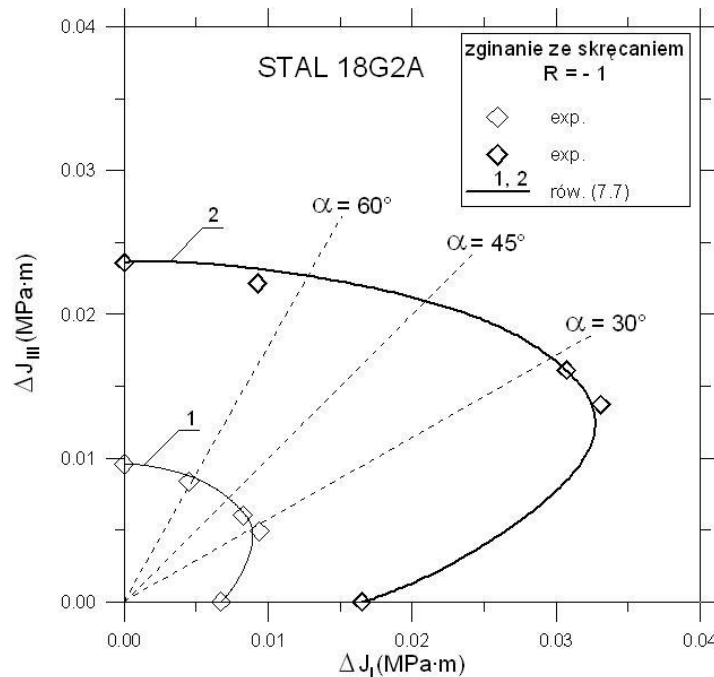
Rysunek	wykres	α	B MPa · m ² / cykl	n	r_w
7.7	1	30°	1,45 · 10 ⁻⁶	0,79	0,99
	2		6,10 · 10 ⁻⁷	0,74	0,98
7.8	1	45°	8,35 · 10 ⁻⁶	1,21	0,98
	2		5,80 · 10 ⁻⁷	0,69	0,99
7.9	1	60°	6,50 · 10 ⁻⁶	1,09	0,99
	2		8,25 · 10 ⁻⁷	0,50	0,99

Różny stosunek zginania (I sposób pęknięcia) do skręcania (III sposób pęknięcia) w stali 18G2A pokazano na rys. 7.10, na podstawie którego można stwierdzić przemieszczenie się punktów eksperymentalnych w kierunku zwiększania wartości parametru ΔJ_I , za wyjątkiem kąta $\alpha = 60^\circ$, gdzie zauważono spadek tych wartości. Wraz ze wzrostem prędkości pęknięć zmęczeniowych (rys. 7.10, krzywa 1 do 2) zaobserwowano znaczne zwiększenie wartości parametrów ΔJ_I i ΔJ_{III} . Wyniki eksperymentalne, wzajemnych zależności pomiędzy I i III sposobem pęknięcia, dla stałej wartości prędkości da/dN zostały opisane równaniem

$$\left(\frac{\Delta J_I}{J_{Ic}}\right)^2 \cos \alpha + \left(\frac{\Delta J_{III}}{J_{IIIc}}\right)^2 \sin \alpha = 1. \quad (7.7)$$

gdzie: J_{Ic} , J_{IIIc} – krytyczne wartości całek J dla I i III sposobu pęknięcia, dla stali 18G2A $J_{Ic} = 0,70J_{IIIc}$ (zgodnie z pracami [67, 76], w których pokazano zależności pomiędzy K_{Ic} , K_{IIIc} i K_{IIIc}).

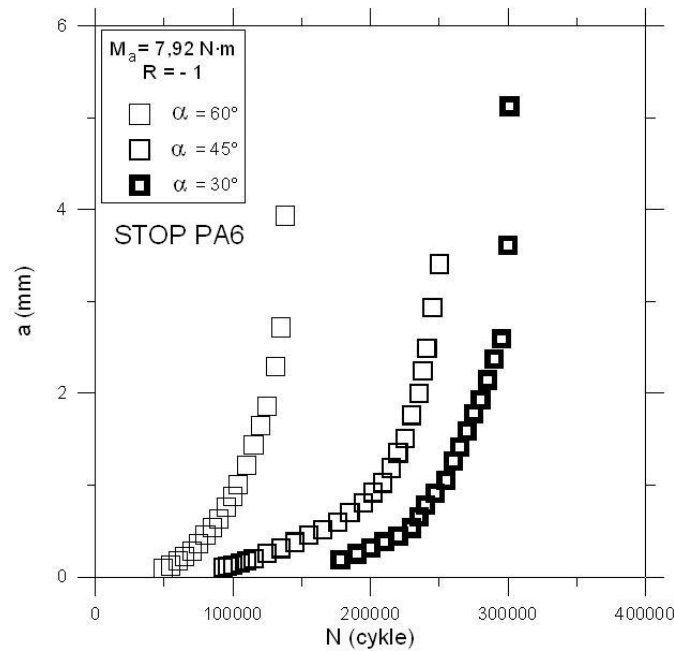
Pokazane na rys. 7.10 wykresy 1 i 2 dotyczą prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych odpowiednio: $da/dN = 1,68 \cdot 10^{-8}$ m/cykl i $da/dN = 4,23 \cdot 10^{-8}$ m/cykl.



Rys. 7.10. Porównanie wyników eksperymentalnych dla różnych stosunków zginania do skręcania z obliczonymi według równania (7.7) dla stali 18G2A

Kolejnym rozważanym materiałem, który poddano badaniu w mieszanym I+III sposobie pęknięcia jest stop aluminium PA6. Badania na tym stopie prowadzono przy stosunku momentów skręcającego do zginającego $M_s(t) / M_g(t) = \tan \alpha$ (podobnie jak dla stali 18G2A) i stałej amplitudzie momentu $M_a = 7,92 \text{ N}\cdot\text{m}$, co odpowiadało (dla poszczególnych kątów $\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$) nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego dla przekroju netto $\sigma_a = 80,36; 65,63; 46,41 \text{ MPa}$ ($\sigma_{\max} = \alpha_K \sigma_a$) i nominalnej amplitudzie naprężenia stycznego $\tau_a = 37,18; 52,58; 64,39 \text{ MPa}$ przed inicjacją pęknięcia. Badania przeprowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą (w tym przypadku kontrolowano amplitudę momentu) w zakresie od inicjacji pęknięcia do zniszczenia próbki i częstotliwości obciążenia 29 Hz. Badania zmęczeniowe były wykonywane w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Wyniki badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów długości pęknięć w funkcji liczby cykli N oraz prędkości pęknięć da/dN w funkcji zakresu parametru ΔJ . Na rys. 7.11 przedstawiono przykładowy rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stopu PA6 przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli i różnych kątach $\alpha = 30^\circ, 45^\circ$ i 60° oraz $R = -1$. Z przebiegów wykresów na rys. 7.11 wynika

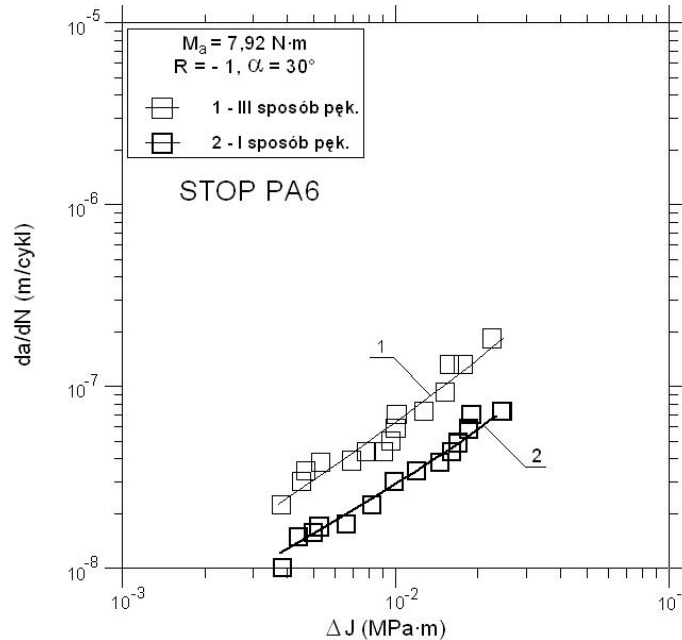
(podobnie jak dla stali 18G2A), że wraz ze zmianą kąta α od 30° do 60° , określającego stosunek momentów skręcającego do zginającego, następuje zmniejszenie trwałości badanych próbek. Na rys. 7.12 ÷ 7.14 dla różnego stosunku momentów skręcającego do zginającego prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych wyrażono jako funkcję zakresu parametru ΔJ dla I i III sposobu pęknięcia. Przy obliczaniu ΔJ korzystano z równań (3.59), (3.61), (7.1) ÷ (7.4). Na podstawie rys. 7.12 ÷ 7.14 można stwierdzić, że zwiększając kąt α od 30° do 60° w stopie PA6 prędkości pęknięć zmęczeniowych wzrastają. Badania doświadczalne aproksymowano za pomocą równania (7.5).



Rys. 7.11. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stopu PA6 przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli i kątach $\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$

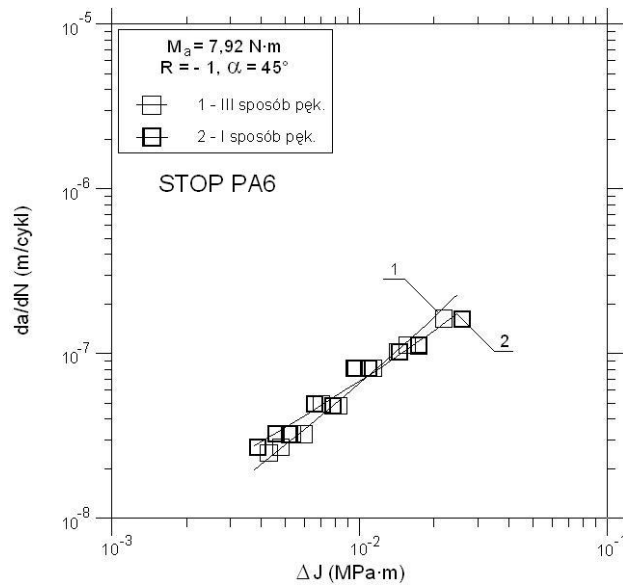
Z przebiegu wykresów na rys. 7.12 ÷ 7.14 wynika, że zmiana kąta α od 30° do 60° , określającego stosunek momentów skręcającego do zginającego ($M_s(t) / M_g(t) = \text{tg}\alpha$), w stopie PA6 dla tej samej wartości prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych powoduje zmniejszenie wartości ΔJ dla I sposobu pęknięcia, podobnie jak w stali 18G2A. Ponadto stwierdzono, że dla kąta $\alpha = 30^\circ$ prędkość wzrostu pęknięć jest wyższa w całym zakresie, dla III sposobu pęknięcia niż dla I sposobu pęknięcia przy tej samej wartości ΔJ , natomiast dla kąta $\alpha = 60^\circ$ wyższą prędkość obserwuje się dla I sposobu pęknięcia. Dla kąta $\alpha = 45^\circ$

zauważono wyższą prędkość wzrostu pęknięć dla I sposobu pękania do wartości $\Delta J = 1,09 \cdot 10^{-2}$ MPa·m ($da/dN = 8,13 \cdot 10^{-8}$ m/cykl), powyżej której dominował III sposób pękania. Podczas badań obserwowano powtarzalność wyników na badanych próbkach.

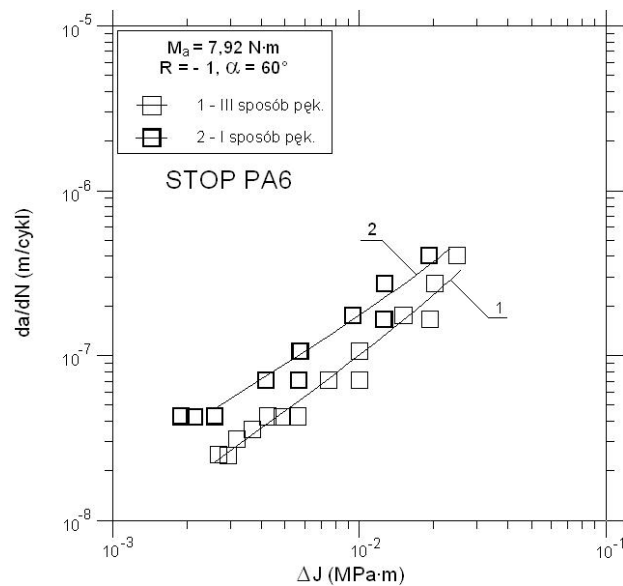


Rys. 7.12. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \text{tg}\alpha$ ($\alpha = 30^\circ$)

Współczynniki doświadczalne B i n , zawarte w prezentowanym równaniu (7.5), obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 7.2. Wyniki badań dla cyklicznego proporcjonalnego zginania ze skręcaniem w stopie aluminium PA6 obciążone są błędem względnym nie przekraczającym 20% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ przy współczynnikach korelacji r_w podanych w tabeli 7.2. Współczynniki korelacji wielokrotnej we wszystkich przypadkach przyjmują duże wartości, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (7.5).



Rys. 7.13. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \operatorname{tg} \alpha$ ($\alpha = 45^\circ$)



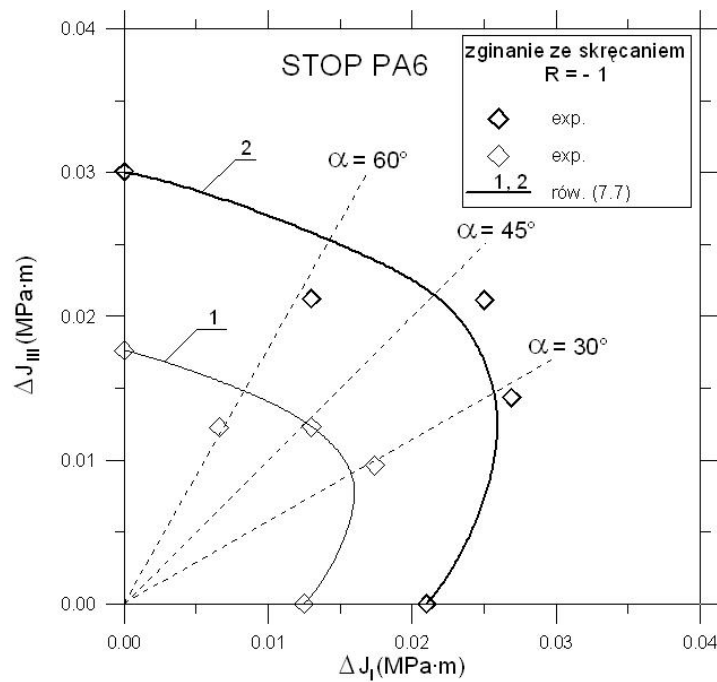
Rys. 7.14. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i stosunku $M_s(t) / M_g(t) = \operatorname{tg} \alpha$ ($\alpha = 60^\circ$)

Tabela 7.2.

Współczynniki doświadczalne B i n równania (7.5) i współczynniki korelacji r_w

Rysunek	wykres	α	B MPa · m ² / cykl	n	r_w
7.12	1	30°	$5,52 \cdot 10^{-7}$	0,98	0,98
	2		$1,46 \cdot 10^{-7}$	0,86	0,99
7.13	1	45°	$1,35 \cdot 10^{-6}$	1,17	0,99
	2		$3,23 \cdot 10^{-7}$	0,85	0,99
7.14	1	60°	$1,20 \cdot 10^{-6}$	1,05	0,98
	2		$1,10 \cdot 10^{-6}$	0,91	0,98

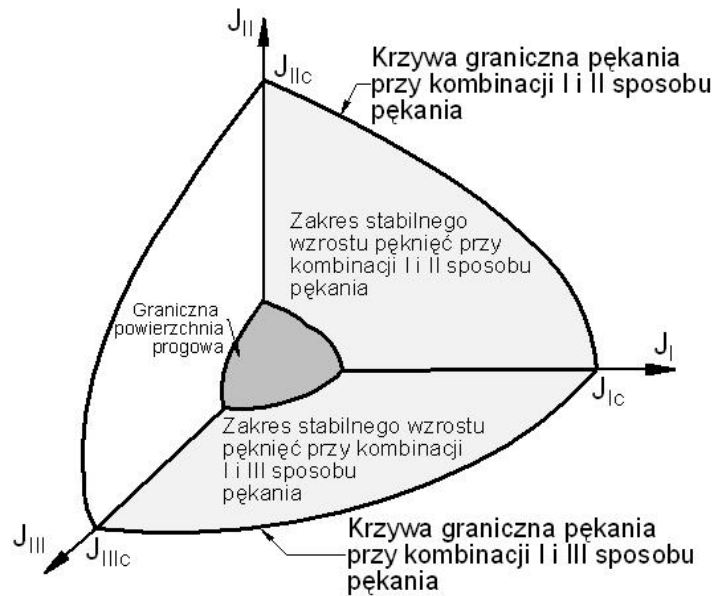
Różny stosunek zginania (I sposób pęknięcia) do skręcania (III sposób pęknięcia) w stopie PA6 pokazano na rys. 7.15.



Rys. 7.15. Porównanie wyników eksperymentalnych dla różnych stosunków zginania do skręcania z obliczonymi według równania (7.7) dla stopu PA6

Na podstawie rys. 7.15 można stwierdzić przemieszczenie się punktów eksperymentalnych w kierunku zwiększania wartości parametru ΔJ_I , których to wartości przyrostu były niższe niż dla stali 18G2A. Wyniki eksperymentalne, wzajemnych zależności pomiędzy I i III sposobem pęknięcia, dla stałej wartości prędkości da/dN zostały opisane równaniem (7.7). Pokazane na rys. 7.15 wykresy 1 i 2 dotyczą prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych odpowiednio: $da/dN = 7,64 \cdot 10^{-8}$ m/cykl i $da/dN = 1,41 \cdot 10^{-7}$ m/cykl.

Korzystając z rys. 6.10, 7.10 i 7.15 sporządzono rys. 7.16 pokazujący stabilny rozwój pęknięć zmęczeniowych dla mieszanych sposobów pęknięcia, który występuje pomiędzy graniczną powierzchnią progową, a krytycznymi krzywymi granicznymi (opisane przez wartości krytyczne J_{Ic} , J_{IIc} , J_{IIIc}) tworzącymi powierzchnię graniczną pęknięcia. Badania doświadczalne prowadzono w zakresie I i II oraz I i III sposobu pęknięcia, co opisano i zaznaczono na rys. 7.16.

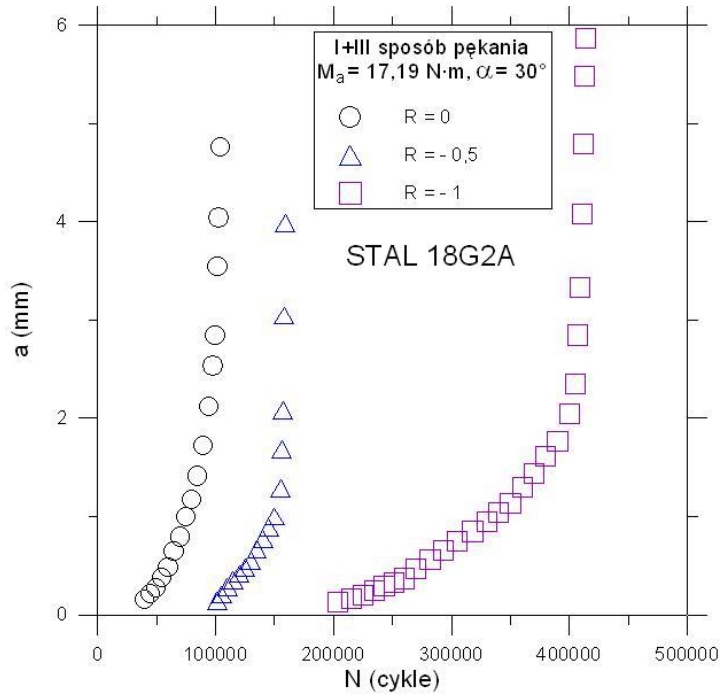


Rys. 7.16. Stabilny wzrost pęknięć zmęczeniowych dla mieszanych sposobów pęknięcia z uwzględnieniem granic pęknięcia

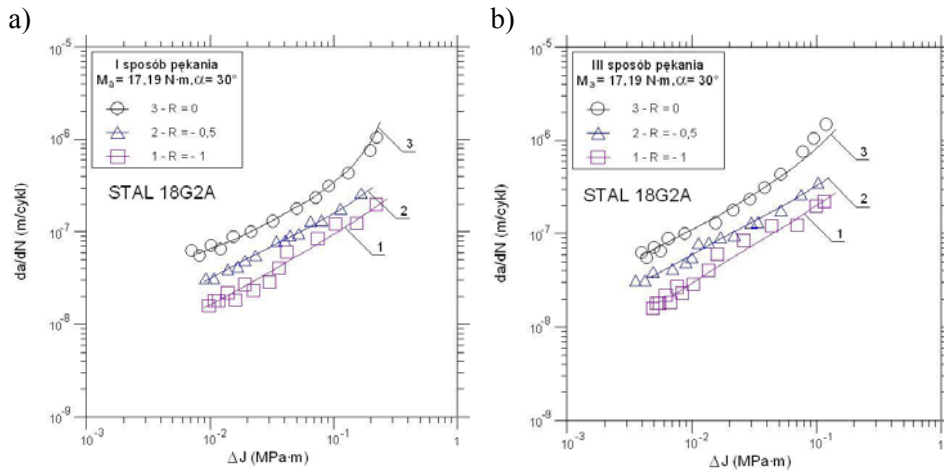
7.2. WPLYW WSPÓLCZYNNIKA ASYMETRII CYKLU NA PRĘDKOŚĆ PĘKANIA

Wyniki badań doświadczalnych rozwoju pęknięć zmęczeniowych, uwzględniających wpływ współczynnika asymetrii cyklu, przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem przedstawiono dla stali 18G2A [46, 90] i stopu aluminium PA6 [112]. Badania przeprowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą (w tym przypadku kontrolowano amplitudę momentu) w zakresie od inicjacji pęknięcia do zniszczenia próbki. Wyniki badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów długości pęknięć w funkcji liczby cykli N oraz prędkości pęknięć da/dN w funkcji zakresu parametru ΔJ . Zamieszczono również porównanie ekwiwalentnego zakresu parametru ΔJ_{eq} z ekwiwalentnym zakresem współczynnika intensywności naprężenia ΔK_{eq} dla kąta $\alpha = 30^\circ$ i stali 18G2A, gdzie stwierdzono największy wpływ plastyczności w badanych materiałach. Badania prowadzono przy obciążeniu stało-amplitudowym $M_a = 17,19 \text{ N}\cdot\text{m}$ (stal 18G2A) i $M_a = 7,92 \text{ N}\cdot\text{m}$ (stop PA6) dla trzech różnych wartości $M_{max} = 17,19; 22,92; 34,38 \text{ N}\cdot\text{m}$ (stal 18G2A) oraz $M_{max} = 7,92; 10,56; 15,84 \text{ N}\cdot\text{m}$ (stop PA6) i współczynnikach asymetrii cyklu $R = -1; -0,5; 0$. Na rys. 7.17 ($\alpha = 30^\circ$), 7.20 ($\alpha = 45^\circ$) i 7.23 ($\alpha = 60^\circ$) dla stali 18G2A oraz na rys. 7.27 ($\alpha = 30^\circ$), 7.30 ($\alpha = 45^\circ$) i 7.33 ($\alpha = 60^\circ$) dla stopu PA6 i mieszanego I+III sposobu pęknięcia przedstawiono przykładowy rozwój pęknięć zmęczeniowych w funkcji liczby cykli. Z przebiegów wykresów na rys. 7.17, 7.20, 7.23, 7.27, 7.30 i 7.33 wynika, że wraz ze wzrostem współczynnika asymetrii cyklu od $R = -1$ do $R = 0$ następuje zmniejszenie trwałości badanych próbek, zarówno dla stali 18G2A i stopu PA6. Ponadto dla stopu aluminium PA6 zauważa się dużą wrażliwość materiału na wartość średnią obciążenia (naprężenia).

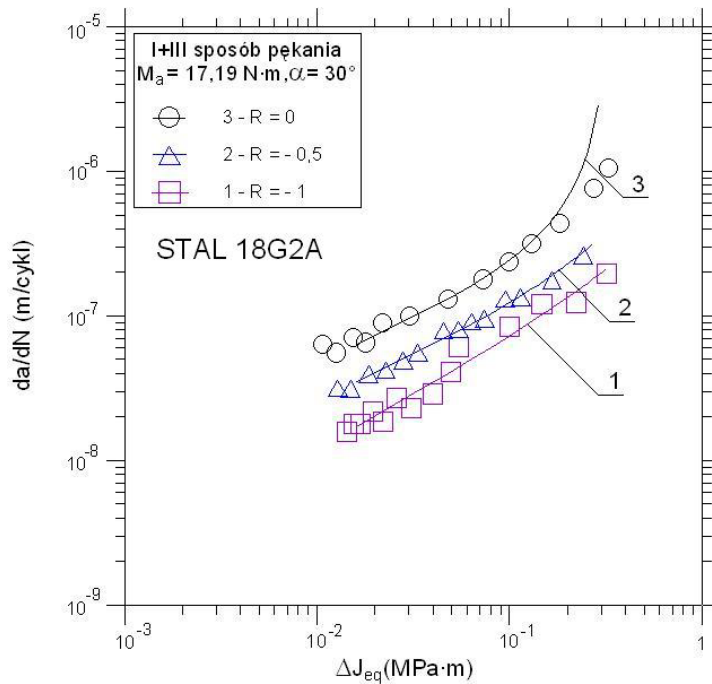
Podczas badań obserwowano powtarzalność wyników na badanych próbkach. Na poniższych rys. 7.19 ($\alpha = 30^\circ$), 7.22 ($\alpha = 45^\circ$) i 7.25 ($\alpha = 60^\circ$) dla stali 18G2A oraz na rys. 7.29 ($\alpha = 30^\circ$), 7.32 ($\alpha = 45^\circ$) i 7.35 ($\alpha = 60^\circ$) dla stopu PA6 przedstawiono wyniki uzyskane z badań doświadczalnych i MEB (MES) dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia, które oznaczono za pomocą symboli \bigcirc ($R = 0$), \triangle ($R = -0,5$), \square ($R = -1$), natomiast krzywe 1, 2, 3 opisuje formuła (7.5). W przypadku mieszanego I+III sposobu pęknięcia zakres ekwiwalentnego parametru ΔJ_{eq} został opisany równaniem (3.58). Dodatkowo przedstawiono wyniki badań dla I i III sposobu pęknięcia w celu pokazania jak poszczególne sposoby pęknięcia wpływają na zmiany prędkości pęknięć zmęczeniowych, które opisano równaniami (3.59) i (3.61).



Rys. 7.17. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 30^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli

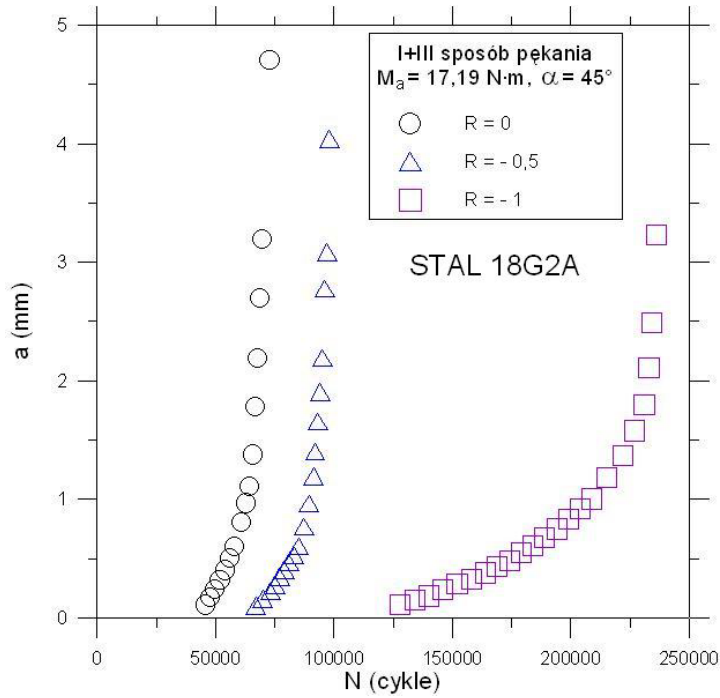


Rys. 7.18. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 30^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia

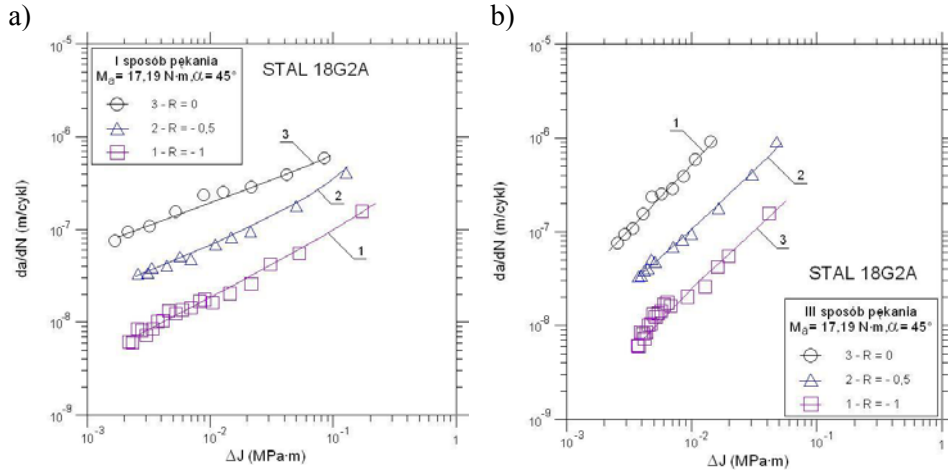


Rys. 7.19. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A z kąta $\alpha = 30^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pękania

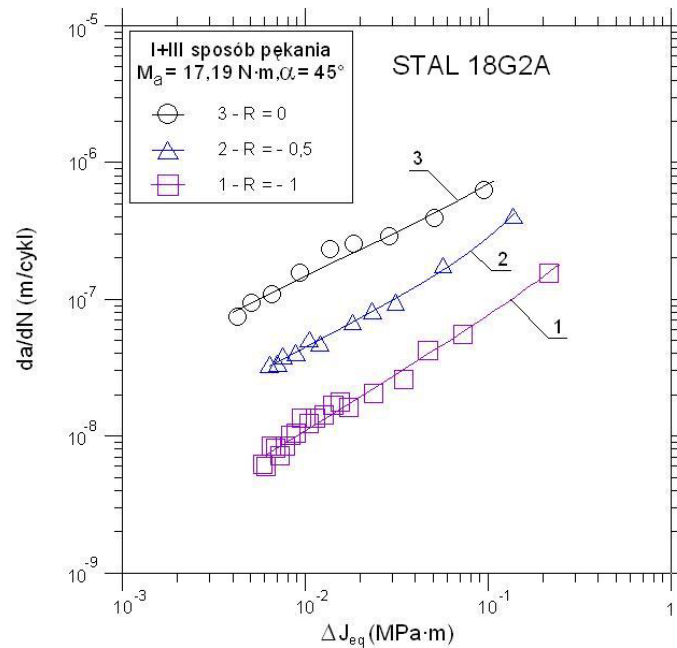
Zakresy współczynników intensywności naprężenia ΔK_I dla I sposobu i ΔK_{III} dla III sposobu pękania opisano za pomocą równań (7.1) i (7.2), a współczynniki korekcyjne Y_1 i Y_3 za pomocą równań (7.3) i (7.4). Dla mieszanego I+III sposobu pękania i I i III sposobu pękania (rys. 7.18, 7.19, 7.21, 7.22, 7.24, 7.25, wykresy 1, 2, 3) zauważa się dla stali 18G2A, że wraz ze zmianą współczynnika asymetrii cyklu od -1 do 0 następuje wzrost prędkości pęknięć zmęczeniowych. Dla przykładu zmieniając wartość współczynnika asymetrii cyklu od $R = -1$ do $R = 0$ w stali 18G2A i mieszanym I+III sposobie pękania ($\alpha = 45^\circ$) dla $\Delta J = 2 \cdot 10^{-2}$ MPa·m prędkość pękania wzrasta około dziesięciokrotnie. Ponadto zauważa się (rys. 7.18, 7.21 i 7.24) dla I i III sposobu pękania, że prędkość propagacji jest wyższa dla III sposobu niż dla I sposobu pękania w stali 18G2A przy tej samej wartości ΔJ i kącie $\alpha = 30^\circ$ ($R = -0,5$ i 0), $\alpha = 45^\circ$ ($R = -0,5$ i 0 od wartości $\Delta J \geq 4 \cdot 10^{-3}$ MPa·m) oraz $\alpha = 60^\circ$ ($R = -0,5$ od wartości $\Delta J \geq 5 \cdot 10^{-3}$ MPa·m i $R = 0$ od wartości $\Delta J \geq 3 \cdot 10^{-3}$ MPa·m).



Rys. 7.20. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli

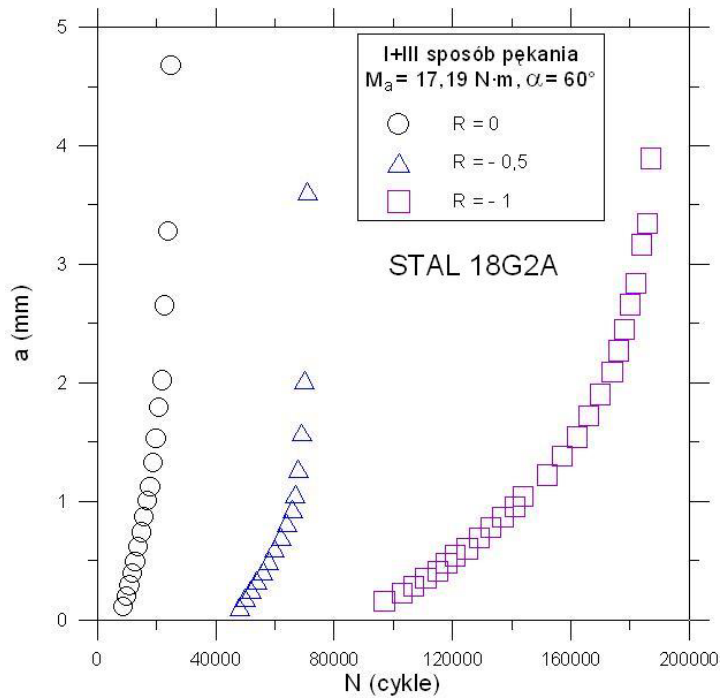


Rys. 7.21. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia

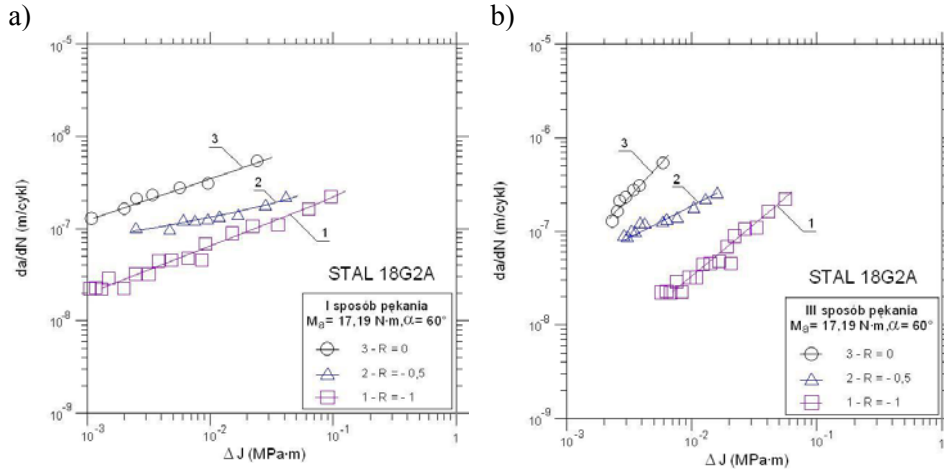


Rys. 7.22. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pękania

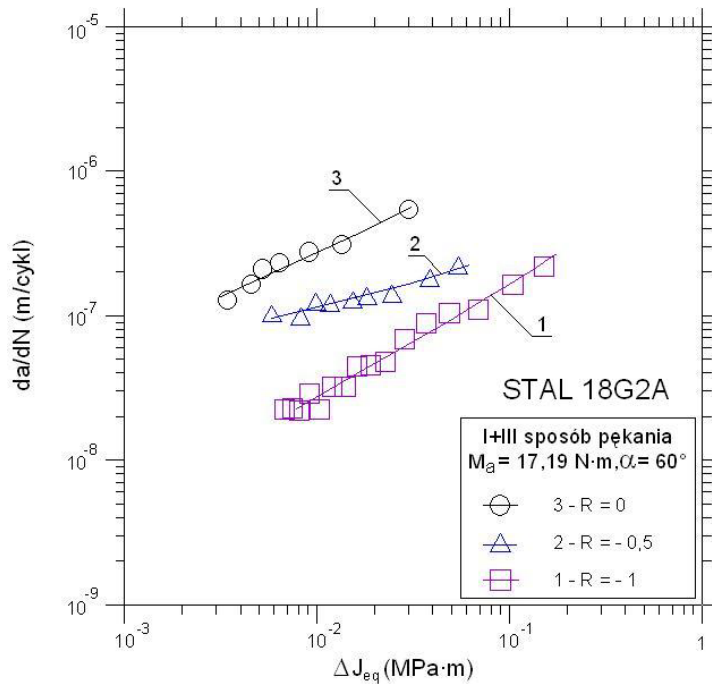
Dla stali 18G2A wyznaczone doświadczalnie współczynniki B i n występujące w równaniu (7.5) obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 7.3. Zauważa się dla różnych współczynników asymetrii cyklu i mieszanego I+III sposobu pękania oraz I i III sposobu pękania, że przyjmują one różne wartości. Wartości współczynnika B dla $R = 0$ i III sposobu pękania (rys. 7.21b i 7.24b) podane w tabeli 7.3 wykazują pewne fluktuacje. Największe zmiany obserwuje się dla III sposobu pękania, gdzie współczynnik B posiada wyraźnie mniejsze wartości w stosunku do innych wartości tego współczynnika. W tabeli 7.3 nie podano wartości dla I i III sposobu pękania współczynników B , n i r_w dla $R = -1$ ponieważ zostały zamieszczone w tabeli 7.1. Wyniki badań dla cyklicznego proporcjonalnego zginania ze skręcaniem w stali 18G2A obarczone są błędem względnym nie przekraczającym 20% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ przy współczynnikach korelacji r_w podanych w tabeli 7.3. Współczynniki korelacji wielokrotnej we wszystkich przypadkach przyjmują wartości bliskie jedności, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (7.5).



Rys. 7.23. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli



Rys. 7.24. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia



Rys. 7.25. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stali 18G2A i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pęknięcia

Przy obliczaniu ekwiwalentnego zakresu parametru ΔJ_{eq} dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia stwierdzono funkcjonalny związek pomiędzy: zakresem obciążenia, zakresem odkształcenia sprężysto-plastycznego, otwarciem pęknięcia i długością pęknięcia. Duże wartości współczynników korelacji wskazują na to, że wszystkie te czynniki w przybliżeniu zostały uwzględnione. Powyżej pewnej wartości zakresu parametru ΔJ_{eq} , prędkości pęknięć wzrastają bez dalszego wzrostu zakresu tego parametru. To zachowanie jest związane z niestabilnym wzrostem prędkości pęknięć w końcowym etapie trwałości badanych próbek. W okresie tym zauważono również spadek naprężenia w miarę wzrostu uplastycznienia materiału. Zasadność użycia parametru ΔJ występuje wówczas, gdy mamy do czynienia z materiałami sprężysto-plastycznymi. Dla wykazania słuszności zastosowania zakresu parametru ΔJ dokonano analizy korelacji pomiędzy parametrami ΔK_{eq} i ΔJ_{eq} . W tym celu skorzystano ze związku [90]

$$\Delta J_{eq}^* = (1 - \nu^2) \frac{\Delta K_{eq}^2}{E}. \quad (7.8)$$

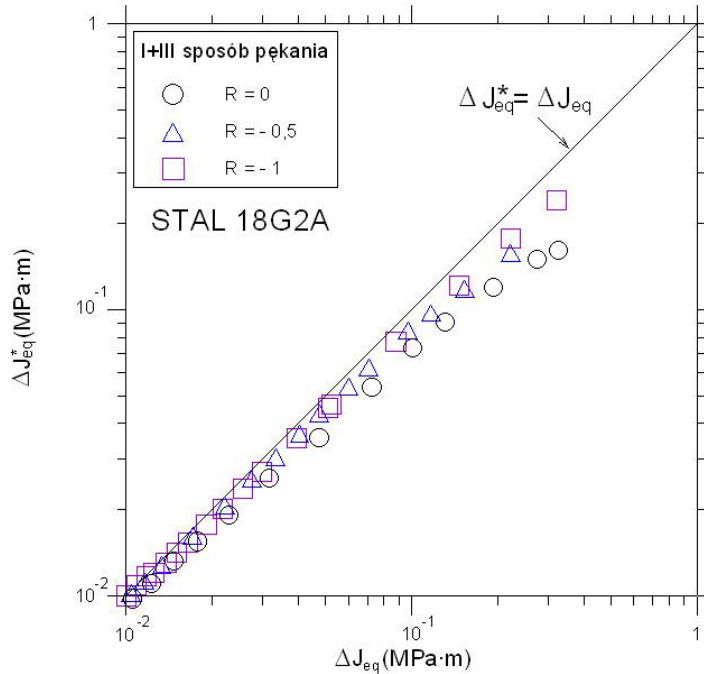
Tabela 7.3.

Współczynniki doświadczalne B i n równania (7.5) i współczynniki korelacji r_w

Rysunek	Wykres	R	B MPa · m ² / cykl	n	r_w
7.18a	2	- 0,5	$4,40 \cdot 10^{-7}$	0,64	0,99
	3	0	$3,00 \cdot 10^{-7}$	0,60	0,99
7.18b	2	- 0,5	$9,45 \cdot 10^{-7}$	0,67	0,99
	3	0	$9,90 \cdot 10^{-7}$	0,74	0,99
7.19	1	- 1	$4,81 \cdot 10^{-7}$	0,75	0,98
	2	- 0,5	$3,20 \cdot 10^{-7}$	0,62	0,99
	3	0	$1,90 \cdot 10^{-7}$	0,55	0,99
7.21a	2	- 0,5	$2,86 \cdot 10^{-7}$	0,57	0,99
	3	0	$1,14 \cdot 10^{-6}$	0,46	0,99
7.21b	2	- 0,5	$7,92 \cdot 10^{-6}$	1,19	0,99
	3	0	$2,25 \cdot 10^{-4}$	1,39	0,99
7.22	1	- 1	$5,79 \cdot 10^{-7}$	0,81	0,99
	2	- 0,5	$2,79 \cdot 10^{-7}$	0,65	0,99
	3	0	$1,77 \cdot 10^{-6}$	0,61	0,99
7.24a	2	- 0,5	$1,21 \cdot 10^{-7}$	0,23	0,98
	3	0	$1,82 \cdot 10^{-6}$	0,43	0,99
7.24b	2	- 0,5	$9,60 \cdot 10^{-7}$	0,61	0,99
	3	0	$2,25 \cdot 10^{-4}$	1,39	0,99
7.25	1	- 1	$1,07 \cdot 10^{-6}$	0,74	0,99
	2	- 0,5	$1,23 \cdot 10^{-7}$	0,27	0,98
	3	0	$3,11 \cdot 10^{-6}$	0,60	0,98

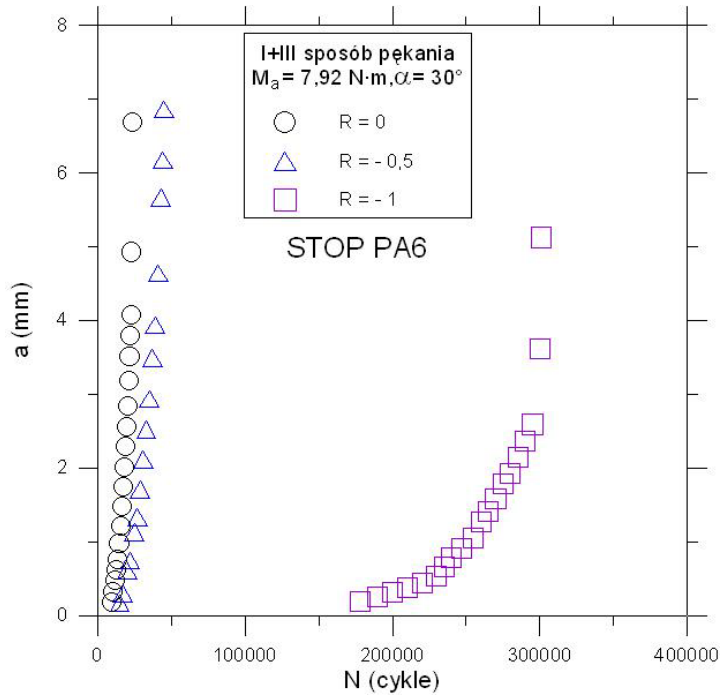
Na rys. 7.26 pokazano zależność pomiędzy parametrami ΔJ_{eq}^* i ΔJ_{eq} dla trzech współczynników asymetrii cyklu i kąta $\alpha = 30^\circ$, dla którego stwierdzono największe różnice pomiędzy zakresami parametrów ΔJ_I i ΔJ_{III} (rys. 7.10). Stwierdzono dobrą liniową zależność (w układzie podwójnie logarytmicznym) pomiędzy parametrami ΔJ_{eq}^* i ΔJ_{eq} w przypadku wzrostu prędkości pęknięć zmęczeniowych badanego materiału dla $\Delta J_{eq} < 1 \cdot 10^{-2}$ MP·m. Oznacza to, że w tym zakresie badań przy kontrolowanym obciążeniu parametr ΔJ_{eq} odgrywa podobną rolę co parametr ΔK_{eq} do chwili pojawienia się odkształceń plastycznych. Przy wzroście odkształceń plastycznych stwierdzono zwiększającą się różnicę pomiędzy ΔJ_{eq}^* i ΔJ_{eq} . Różnica ta wynika z tego, że parametr ΔJ_{eq}^* nie uwzględnia odkształceń plastycznych. Pod koniec trwałości próbek, gdy

wartość zakresu parametru ΔJ_{eq} zbliża się do wartości krytycznej całki J_{Ic} , prędkości pęknięć gwałtownie wzrastają (rys. 7.26, $R = 0$), prowadząc do zniszczenia materiału.



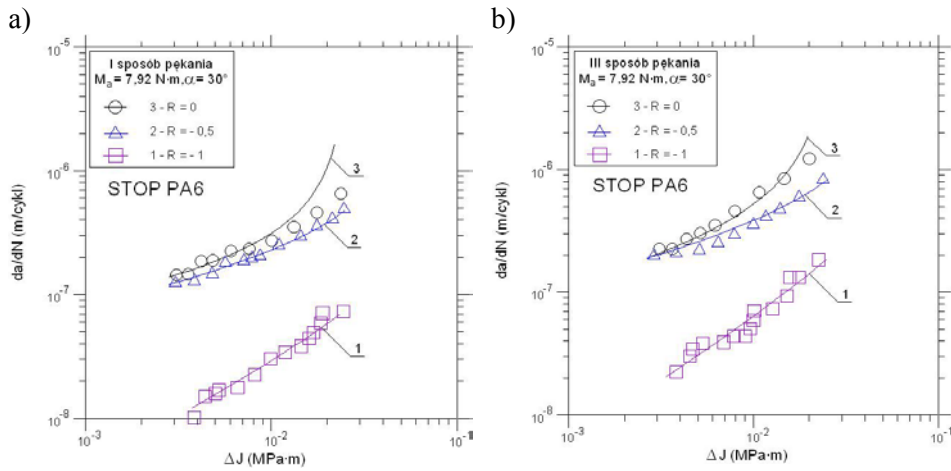
Rys. 7.26. Związek pomiędzy ΔJ_{eq}^* i ΔJ_{eq} dla stali 18G2A

Dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia i dla I i III sposobu pęknięcia (rys. 7.28, 7.29, 7.31, 7.32, 7.34, 7.35, wykresy 1, 2, 3) zauważa się w stopie PA6, że wraz ze zmianą współczynnika asymetrii cyklu od -1 do 0 następuje wzrost prędkości pęknięć zmęczeniowych podobnie jak dla stali 18G2A. Dla przykładu zmieniając wartość współczynnika asymetrii cyklu od $R = -1$ do $R = 0$ w stopie PA6 i mieszanym I+III sposobie pęknięcia ($\alpha = 45^\circ$) dla $\Delta J = 7 \cdot 10^{-3}$ MPa·m prędkość pęknięcia wzrasta około trzynastokrotnie.

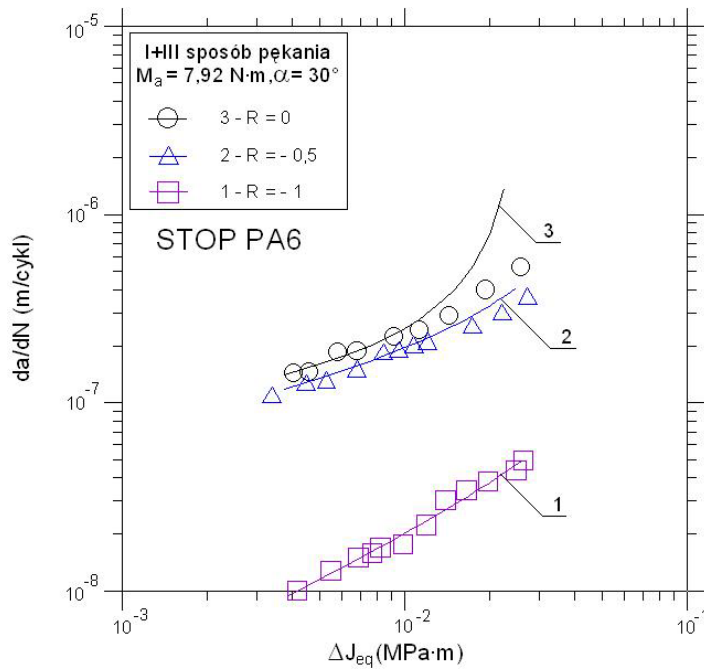


Rys. 7.27. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 30^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli

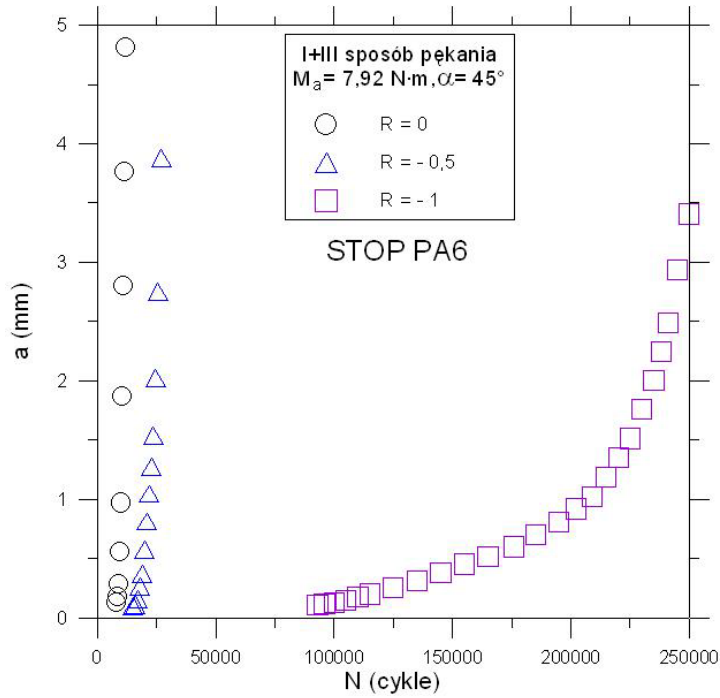
Ponadto można zauważyć dla stopu PA6 i mieszanego I+III sposobu pęknięcia, że zmieniając kąt α od 30° do 60° wzrastają prędkości pęknięć dla trzech badanych R. Na rys. 7.28, 7.31 i 7.34 dla I i III sposobu pęknięcia stwierdza się, że prędkość propagacji jest wyższa dla III sposobu niż dla I sposobu pęknięcia w stopie PA6 przy tej samej wartości ΔJ i kącie $\alpha = 30^\circ, 45^\circ$ i 60° ($R = -0,5$ i 0). Wyższe prędkości pęknięć dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -0,5$ i 0 obserwuje się w stopie PA6 niż w stali 18G2A przy mieszanym I+III sposobie pęknięcia, np.: dla $\alpha = 60^\circ, \Delta J = 2 \cdot 10^{-2} \text{ MPa}\cdot\text{m}$ i $R = -0,5$ prędkość pęknięcia jest około dziewięciokrotnie wyższa, a dla $R = 0$ około siedmiokrotnie wyższa.



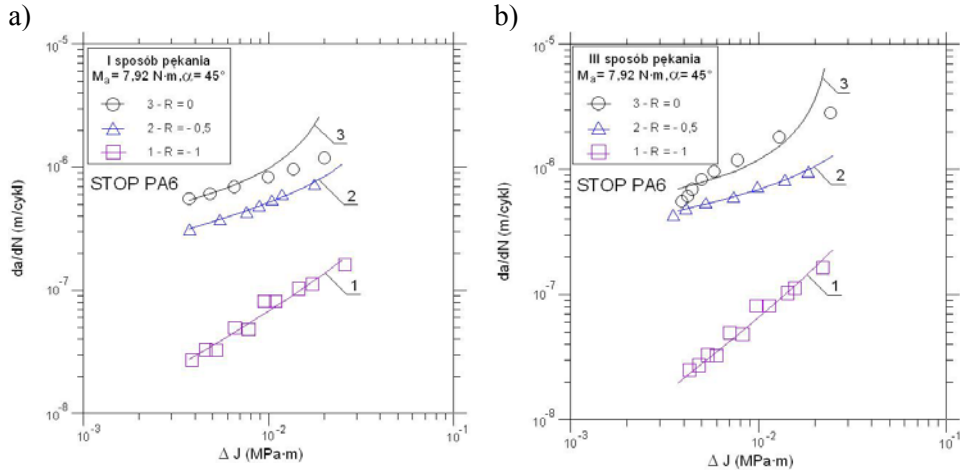
Rys. 7.28. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 30^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia



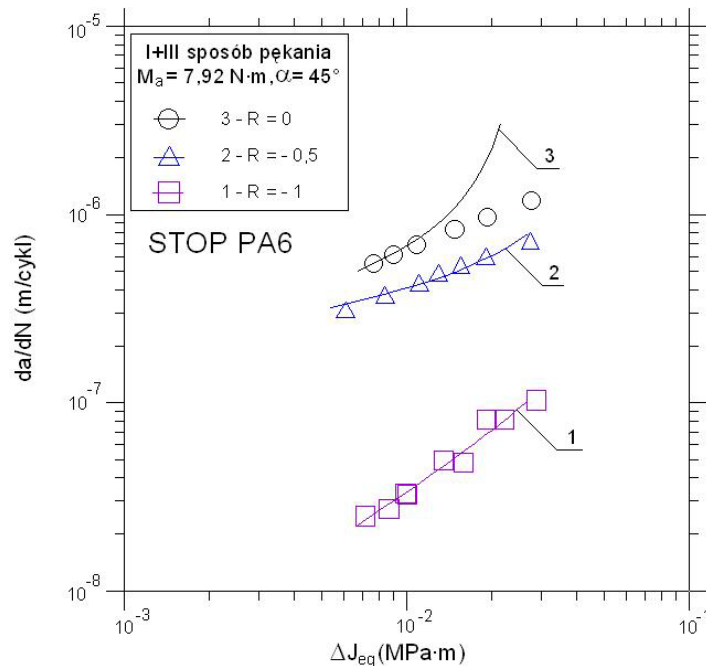
Rys. 7.29. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 30^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pęknięcia



Rys. 7.30. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli



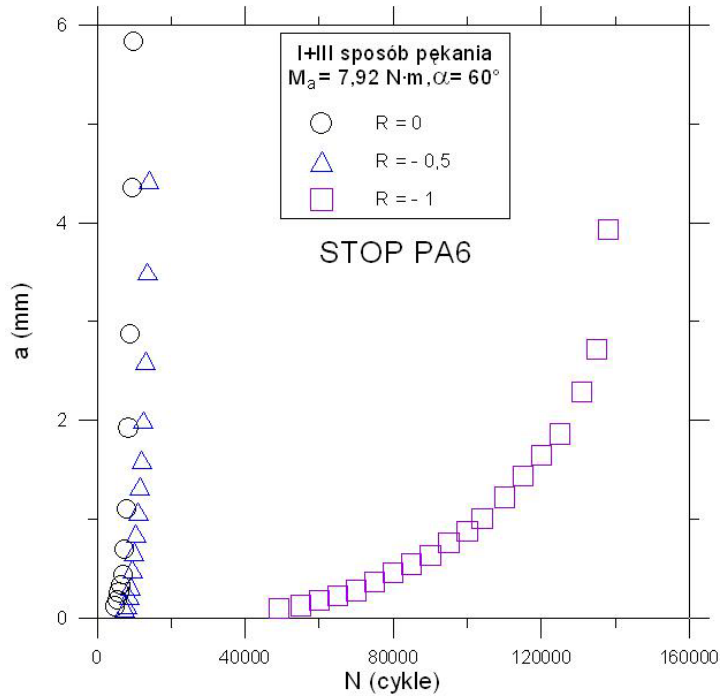
Rys. 7.31. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia



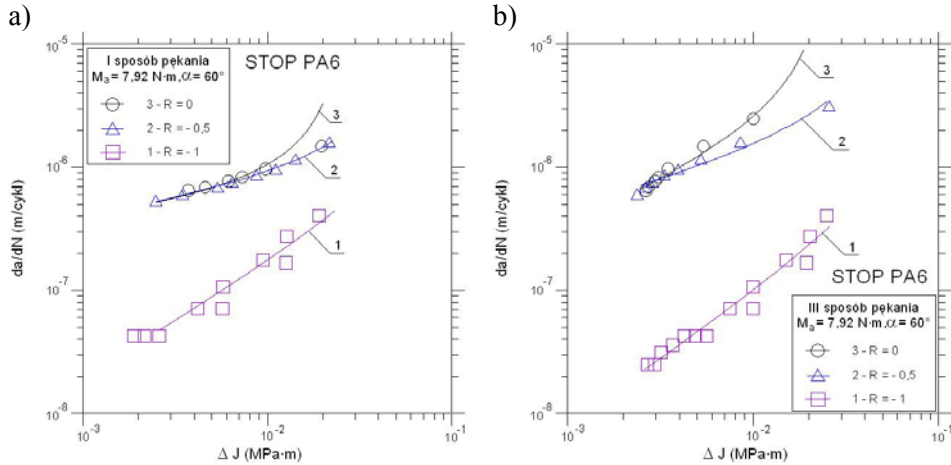
Rys. 7.32. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 45^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pękania

Dla stopu aluminium PA6 wyznaczone doświadczalnie współczynniki B i n występujące w równaniu (7.5) obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 7.4. Zauważa się dla różnych współczynników asymetrii cyklu i mieszanego I+III sposobu pękania oraz I i III sposobu pękania, że przyjmują one różne wartości. W tabeli 7.4 nie podano wartości dla I i III sposobu pękania współczynników B , n i r_w dla $R = -1$ ponieważ zostały zamieszczone w tabeli 7.2.

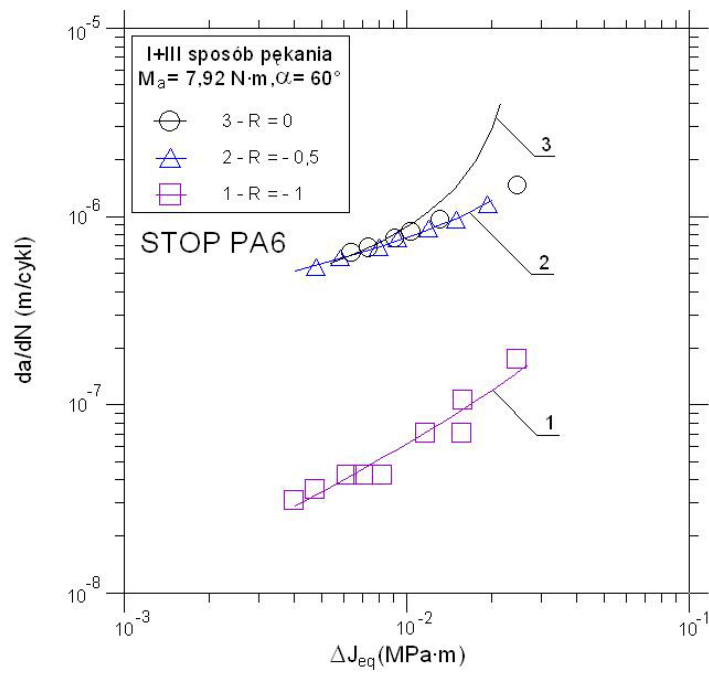
Wyniki badań dla cyklicznego proporcjonalnego zginania ze skręcaniem w stopie aluminium PA6 obarczone są błędem względnym nie przekraczającym 23% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ przy współczynnikach korelacji r_w podanych w tabeli 7.4. Współczynniki korelacji wielokrotnej we wszystkich przypadkach przyjmują wartości bliskie jedności, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (7.5).



Rys. 7.33. Rozwój pęknięć zmęczeniowych dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy zginaniu ze skręcaniem w funkcji liczby cykli



Rys. 7.34. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy: a) I i b) III sposobie pęknięcia



Rys. 7.35. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (7.5) dla stopu PA6 i kąta $\alpha = 60^\circ$ przy mieszanym I+III sposobie pęknięcia

Tabela 7.4.

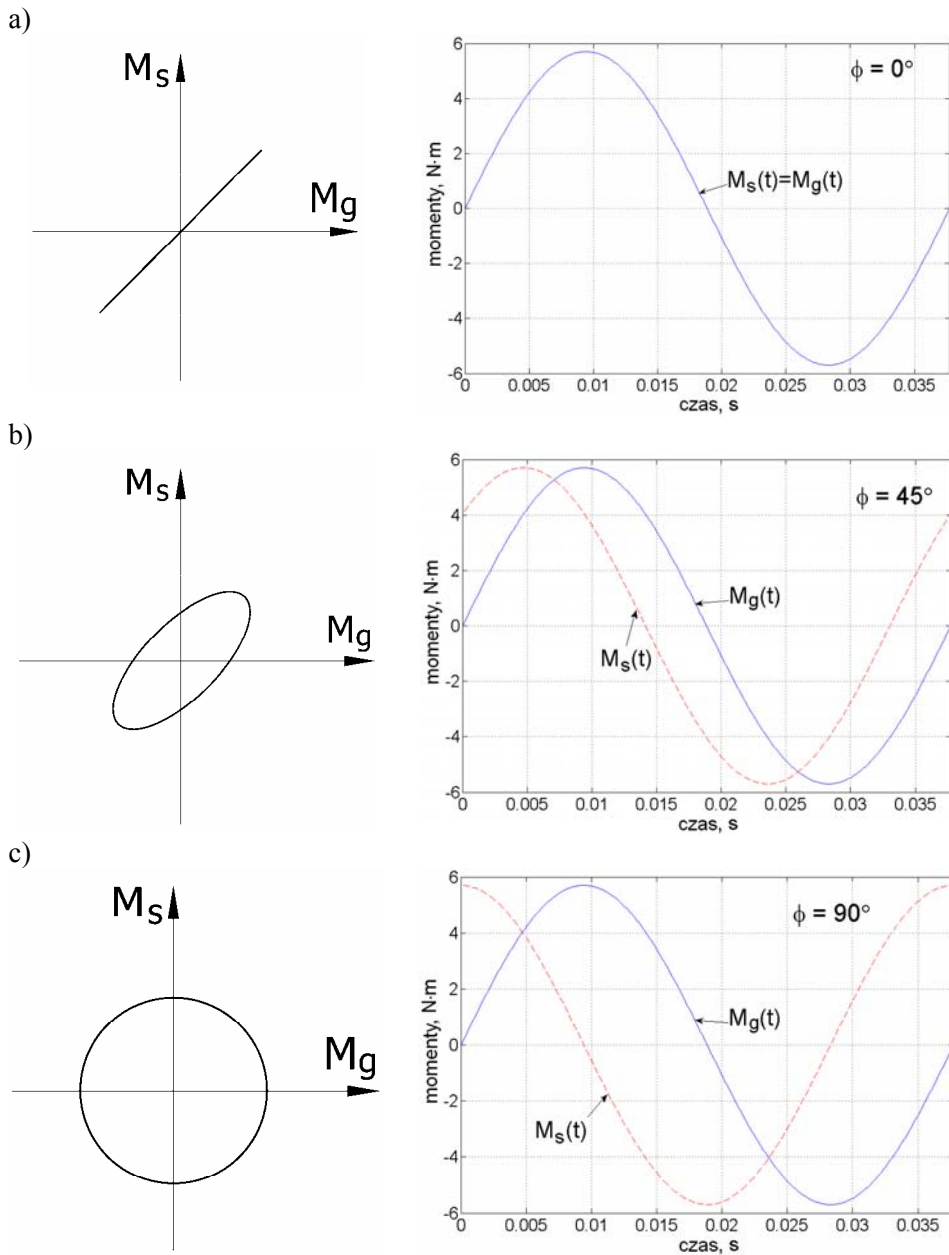
Współczynniki doświadczalne B i n równania (7.5) i współczynniki korelacji r_w

Rysunek	Wykres	R	B MPa · m ² / cykl	n	r_w
7.28a	2	- 0,5	$0,73 \cdot 10^{-7}$	0,40	0,99
	3	0	$0,31 \cdot 10^{-7}$	0,35	0,99
7.28b	2	- 0,5	$1,35 \cdot 10^{-7}$	0,43	0,99
	3	0	$0,80 \cdot 10^{-7}$	0,49	0,99
7.29	1	- 1	$0,56 \cdot 10^{-7}$	0,73	0,99
	2	- 0,5	$0,62 \cdot 10^{-7}$	0,40	0,99
	3	0	$0,15 \cdot 10^{-7}$	0,24	0,98
7.31a	2	- 0,5	$1,42 \cdot 10^{-7}$	0,38	0,99
	3	0	$0,57 \cdot 10^{-7}$	0,28	0,98
7.31b	2	- 0,5	$1,22 \cdot 10^{-7}$	0,28	0,99
	3	0	$0,50 \cdot 10^{-7}$	0,21	0,97
7.32	1	- 1	$2,23 \cdot 10^{-7}$	0,93	0,98
	2	- 0,5	$0,58 \cdot 10^{-7}$	0,23	0,99
	3	0	$0,41 \cdot 10^{-7}$	0,29	0,98
7.34a	2	- 0,5	$1,88 \cdot 10^{-7}$	0,31	0,99
	3	0	$0,51 \cdot 10^{-7}$	0,24	0,99
7.34b	2	- 0,5	$6,22 \cdot 10^{-7}$	0,46	0,99
	3	0	$1,08 \cdot 10^{-6}$	0,71	0,99
7.35	1	- 1	$2,03 \cdot 10^{-7}$	0,77	0,98
	2	- 0,5	$1,59 \cdot 10^{-7}$	0,32	0,99
	3	0	$0,57 \cdot 10^{-7}$	0,31	0,98

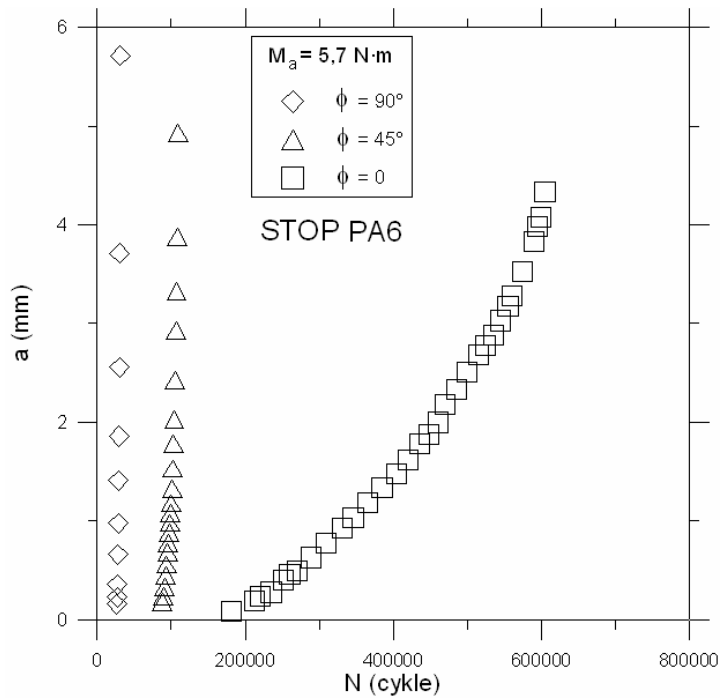
7.3. ROZWÓJ PĘKNIĘĆ ZMĘCZENIOWYCH PRZY NIEPROPORCJONALNYM ZGINANIU ZE SKRĘCANIEM

Przedmiotem badań były próbki o przekroju kwadratowym (rys. 4.4c), wykonane ze stopu aluminium PA6 [99]. Badania prowadzono przy stałej amplitudzie momentu $M_{as} = M_{ag} = 5,70 \text{ N}\cdot\text{m}$, co odpowiadało nominalnej amplitudzie naprężenia normalnego dla przekroju netto $\sigma_a = 66,80 \text{ MPa}$ i nominalnej amplitudzie naprężenia stycznego $\tau_a = 53,52 \text{ MPa}$ do inicjacji pęknięcia. Badania na zginanie ze skręcaniem prowadzone były przy stosunku amplitudy momentów skręcającego do zginającego $M_{as} / M_{ag} = 1$ (rys. 4.8) i obciążeniu z kontrolowaną siłą (w tym przypadku kontrolowano amplitudę momentu) w zakresie od inicjacji pęknięcia do zniszczenia próbki oraz częstotliwości obciążenia 26,5 Hz. Badania zmęczeniowe były wykonywane w zakresie wysokiej liczby cykli przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$.

Przyrosty pęknięć zmęczeniowych mierzono na stanowisku badawczym za pomocą mikrometru umieszczonego w mikroskopie przenośnym o powiększeniu 25x, notując jednocześnie liczbę cykli obciążenia N . Badania prowadzono przy jednoczesnym zginaniu ze skręcaniem w fazie oraz z przesunięciem fazy $\phi = 45^\circ$ i 90° . Wyniki badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów długości pęknięć w funkcji liczby cykli N oraz prędkości pęknięć zmęczeniowych da/dN w funkcji zakresu zmian współczynnika intensywności naprężenia ΔK . W przypadku mieszanego I+III sposobu pęknięcia zakres ekwiwalentnego parametru ΔK_{eq} został opisany równaniem (3.28). Przykładowe historie ścieżek obciążenia i fragmentów przebiegów obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych pokazano na rys. 7.36. Na podstawie rys. 7.37 można stwierdzić, że zmiana kąta przesunięcia fazy ϕ pomiędzy zginaniem a skręcaniem od 0 do 90° (użyto symboli: \square - $\phi = 0$, Δ - $\phi = 45^\circ$, \diamond - $\phi = 90^\circ$), powoduje spadek trwałości badanego materiału. Wyniki badań doświadczalnych prędkości pęknięć zmęczeniowych w funkcji zakresu współczynnika intensywności naprężenia, prezentowane na rys. 7.38 ÷ 7.41, opisano z użyciem równania Parisa (6.10). Zakresy współczynników intensywności naprężenia ΔK_I dla I sposobu i ΔK_{III} dla III sposobu pęknięcia opisano za pomocą równań (7.1) i (7.2), a współczynniki korekcyjne Y_1 i Y_3 za pomocą równań (7.3) i (7.4). Na rys. 7.38 ÷ 7.40 przedstawiono, dla różnych kątów przesunięcia fazy ϕ i I i III sposobu pęknięcia, prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych wyrażone w funkcji parametru ΔK . Na podstawie rys. 7.38 ÷ 7.40 dla I i III sposobu pęknięcia, jak i dla mieszanego I+III sposobu pęknięcia (rys. 7.41 - wykres 1, 2, 3) można zauważyć, że zmiana kąta przesunięcia fazy ϕ od 0 do 90° powoduje wzrost prędkości pęknięć zmęczeniowych. Ponadto na rys. 7.38, 7.39 i 7.40 zauważa się, że przy tej samej prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych wyższe są wartości parametru ΔK dla I sposobu pęknięcia niż dla III sposobu pęknięcia. Im większe było przesunięcie fazy ϕ , tym mniejsze były wartości ΔK dla I i III sposobu pęknięcia przy tej samej prędkości wzrostu pęknięć. Na przykład zmieniając przesunięcie fazy od 45° do 90° , przy stałej wartości prędkości wzrostu pęknięć $da/dN = 6,0 \cdot 10^{-7}$ m/cykl, zakres współczynnika intensywności naprężenia zmniejsza się dla I sposobu pęknięcia od $\Delta K = 68,12$ MPa·m^{1/2} do $\Delta K = 17,32$ MPa·m^{1/2}, a dla III sposobu pęknięcia odpowiednio: od $\Delta K = 14,90$ MPa·m^{1/2} do $\Delta K = 3,96$ MPa·m^{1/2}.



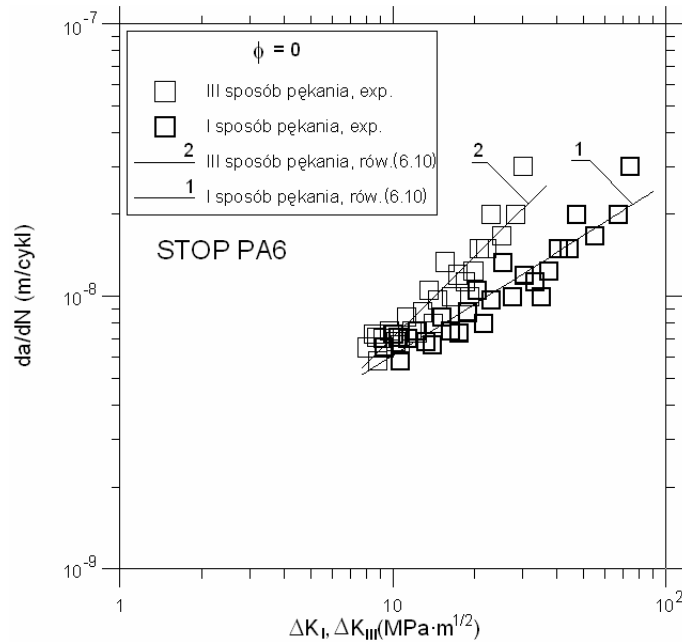
Rys. 7.36. Ścieżki obciążenia i fragmenty przebiegów obciążeń: a) proporcjonalna, b) elipsa z przesunięciem fazy o 45° i c) okrąg z przesunięciem fazy o 90°



Rys. 7.37. Rozwój pęknięć zmęczeniowych w funkcji liczby cykli przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem dla stopu PA6

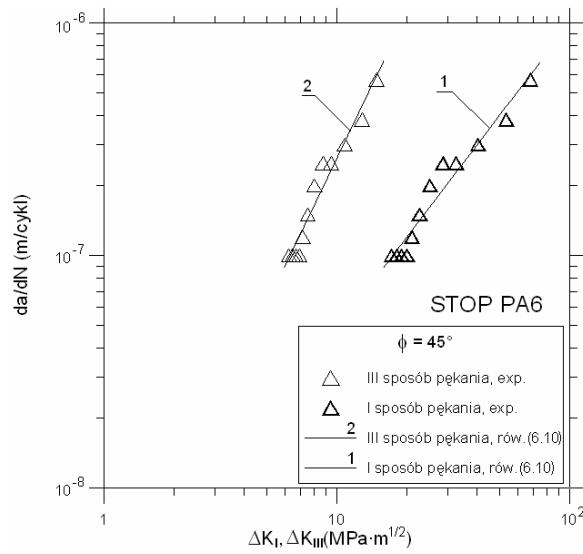
Na podstawie przedstawionych badań doświadczalnych, dla zginania ze skręcaniem (mieszany I+III sposób pęknięcia), można stwierdzić negatywny wpływ obciążenia skręcającego, działającego z przesunięciem fazowym względem zginania, na prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych i trwałość próbek. Najmniejszy negatywny wpływ obciążenia skręcającego na rozwój pęknięć zmęczeniowych w badanym materiale stwierdzano dla obciążeń proporcjonalnych $\phi = 0$. Przyczyn tego zjawiska należy doszukiwać się w dużej wrażliwości badanego materiału na oddziaływanie obciążeń skręcających wraz z przesunięciem fazy.

Wyznaczone doświadczalnie współczynniki C i m występujące we wzorze (6.10) obliczono metodą najmniejszych kwadratów i przedstawiono w tabeli 7.5. Na podstawie tabeli 7.5 można stwierdzić, że współczynniki C i m dla różnego przesunięcia fazy ϕ i mieszanego I+III sposobu pęknięcia, jak również dla I i III sposobu pęknięcia posiadają różne wartości.

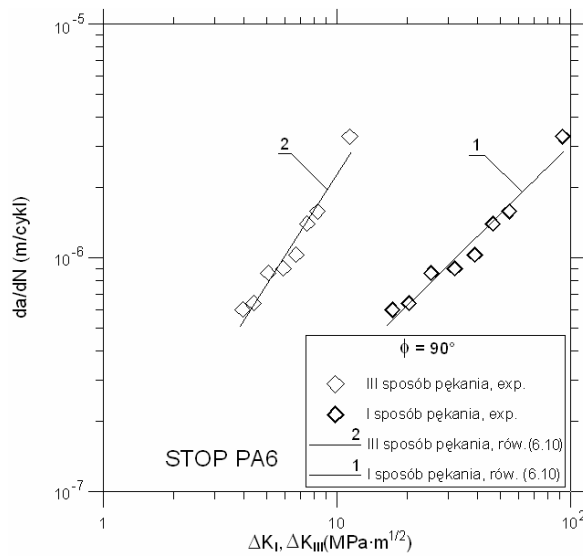


Rys. 7.38. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (6.10) dla stopu PA6 i $\phi = 0$ przy I i III sposobie pęknięcia

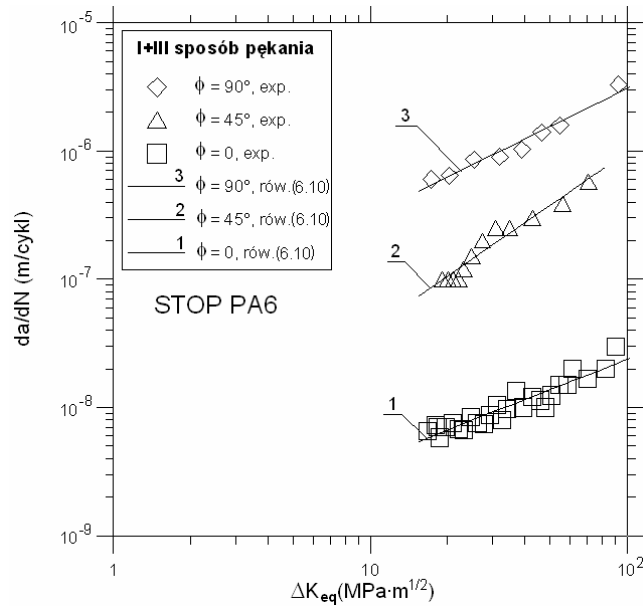
Wyniki badań dla nieproporcjonalnego zginania ze skręcaniem obarczone są błędem względnym nie przekraczającym 20% na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. W tabeli 7.5 podano również wartości współczynników korelacji liniowej r . Współczynniki korelacji we wszystkich przypadkach przyjmują duże wartości, co świadczy o istotnej korelacji wyników badań doświadczalnych z przyjętym równaniem (6.10). Dokonano analizy rozwoju ścieżek pęknięcia i płaszczyzn złomów zmęczeniowych przy powiększeniu 13 razy w celu określenia orientacji ułożenia płaszczyzny złomu (czy jest zgodna z naprężeniem normalnym - I sposób pęknięcia, czy stycznym - III sposób pęknięcia). W przypadku mieszanego sposobu pęknięcia i dodatkowo przesunięcia fazy, kierunki głównych naprężeń zmieniają swoje położenie. Podczas badań doświadczalnych, zginania ze skręcaniem, rozwój pęknięć zmęczeniowych dla obciążenia proporcjonalnego ($\phi = 0$) przebiegał pod kątem $\alpha_1 = 37^\circ$, a dla przesunięcia fazy $\phi = 45^\circ$ pod kątem $\alpha_1 = 19^\circ$, natomiast dla $\phi = 90^\circ$ pod kątem $\alpha_1 = 12^\circ$ do przekroju poprzecznego próbek (rys. 7.42).



Rys. 7.39. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (6.10) dla stopu PA6 i $\phi = 45^\circ$ przy I i III sposobie pękania



Rys. 7.40. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (6.10) dla stopu PA6 i $\phi = 90^\circ$ przy I i III sposobie pękania



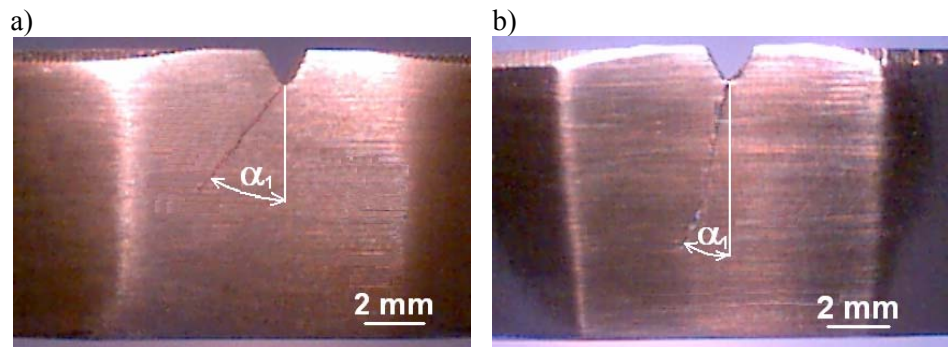
Rys. 7.41. Porównanie wyników eksperymentalnych z obliczonymi według równania (6.10) dla stopu PA6 i mieszanego I+III sposobu pęknięcia

Tabela 7.5.

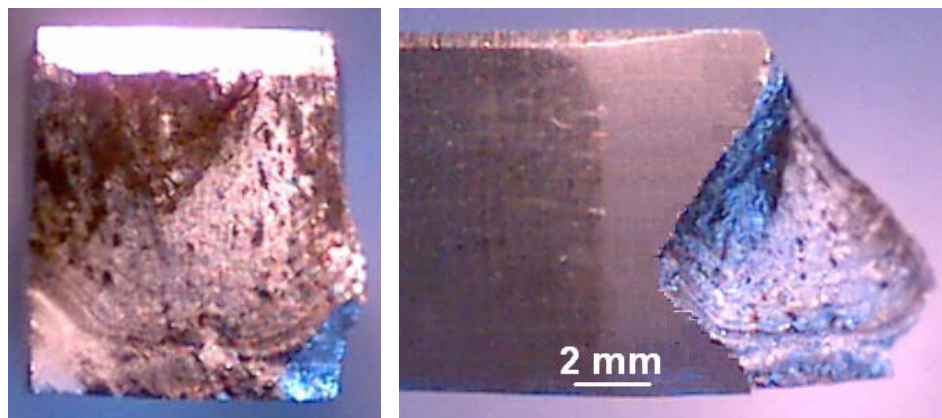
Współczynniki doświadczalne C i m równania (6.10) i współczynniki korelacji r

Rysunek	Wykres	C $m / \left[\left(\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \right)^m \text{ cykl} \right]$	m	r
7.38	1	$1,42 \cdot 10^{-9}$	0,63	0,94
	2	$7,17 \cdot 10^{-10}$	0,99	0,93
7.39	1	$2,36 \cdot 10^{-9}$	1,31	0,98
	2	$2,15 \cdot 10^{-9}$	2,08	0,98
7.40	1	$3,25 \cdot 10^{-8}$	0,99	0,98
	2	$6,24 \cdot 10^{-8}$	1,56	0,98
7.41	1	$6,35 \cdot 10^{-10}$	0,79	0,94
	2	$1,68 \cdot 10^{-9}$	1,38	0,97
	3	$3,25 \cdot 10^{-8}$	0,99	0,98

Z powyższych badań wynika, że wraz ze zmianą kąta przesunięcia fazy od 0 do 90° , następuje zmniejszanie kąta α_1 , co oznacza, że przesunięcie fazy powoduje przejście rozwoju pęknięć z płaszczyzny maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyznę maksymalnych naprężeń normalnych. Na rys. 7.43 przedstawiono przełom zmęczeniowy, w dwóch rzutach, uzyskany przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem. Na powierzchni złomu próbek przy przejściu strefy zmęczeniowej w strefę doraźną widoczny jest wycinek łuku wierzchołkiem zwróconym w kierunku strefy doraźnej.



Rys. 7.42. Przykładowe zdjęcia ścieżek pęknięcia przy zginaniu ze skręcaniem dla:
a) $\phi = 0$ i b) $\phi = 90^\circ$



Rys. 7.43. Przełom zmęczeniowy w dwóch rzutach dla proporcjonalnego ($\phi = 0$) zginania ze skręcaniem

7.4. PODSUMOWANIE

Zbadano rozwój pęknięć zmęczeniowych w elementach o przekroju prostokątnym z karbem zewnętrznym jednostronnym, w stali 18G2A i stopie aluminium PA6. Badania prowadzono przy obciążeniu z kontrolowaną siłą w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli oraz różnych współczynnikach asymetrii cyklu. Próbki poddano proporcjonalnemu i nieproporcjonalnemu zginaniu ze skręcaniem przy różnych stosunkach momentów skręcającego do zginającego. Do opisu prędkości pęknięć przyjęto podejście energetyczne uwzględniające zakres parametru ΔJ (badania proporcjonalne) i naprężeniowe oparte na zakresie parametru ΔK (badania nieproporcjonalne). Przebadano łącznie 119 próbek (po trzy, cztery próbki na każdym poziomie obciążenia). Na podstawie analizy wyników badań oraz obliczeń numerycznych stwierdzono, że wzrost stosunku momentów skręcającego do zginającego ($M_s(t) / M_g(t) = \tan \alpha$), przy stałym i zmiennym współczynniku asymetrii cyklu w stali 18G2A i stopie PA6, powoduje zwiększenie prędkości pęknięć. Porównując wyniki dla stali 18G2A i stopu PA6 przy współczynniku $R = -1$ można zauważyć, że w przypadku materiału o większej ciągliwości (stal 18G2A) otrzymano, dla kąta $\alpha = 60^\circ$, wyższe prędkości pęknięć dla I sposobu pęknięcia do wartości $\Delta J = 3 \cdot 10^{-2}$ MPa·m, które podczas rozwoju pęknięć przechodziły w dominację III sposobu pęknięcia. W przypadku stopu PA6, w którym występuje pęknięcie mieszane, tzn. częściowo kruche i częściowo plastyczne dla kąta $\alpha = 60^\circ$ i $R = -1$ otrzymano wyższe prędkości pęknięć dla I sposobu pęknięcia w całym zakresie badań. Powyższe spostrzeżenia potwierdzają również wyniki dla zależności pomiędzy zakresami parametrów ΔJ_I i ΔJ_{III} prowadzonymi przy różnych stosunkach momentów skręcającego do zginającego, w których wykresy dla stali 18G2A wykazują większe krzywizny niż dla stopu PA6. Stop aluminium PA6 jest wrażliwy na obciążenia średnie, co potwierdzają wyniki badań dla badanych stosunków momentów skręcającego do zginającego. Dla współczynników $R = -0,5$ i 0 w mieszanym I+III sposobie pęknięcia wyższe prędkości pęknięć zmęczeniowych były w stopie PA6 w porównaniu ze stalą 18G2A. Dla I i III sposobu pęknięcia oraz $R = -0,5$ i 0 można zauważyć zarówno dla stali 18G2A i stopu PA6 wyższe prędkości pęknięć dla III sposobu pęknięcia. Uzyskano zadowalającą zgodność wyników obliczeń dla zaproponowanych równań z wynikami otrzymanymi z badań doświadczalnych. W przypadku badań nieproporcjonalnych zginania ze skręcaniem w stopie PA6 zauważono niekorzystny wpływ kąta przesunięcia fazowego na trwałość badanego materiału. Im większy był kąt przesunięcia fazy, tym większy negatywny wpływ obciążeń stycznych. Dla I i III sposobu pęknięcia stwierdzono wyższe wartości zakresu parametru ΔK dla I sposobu pęknięcia i wszystkich badanych kombinacji.

8. UWAGI KOŃCOWE I WNIOSKI

W pracy przedstawiono wyniki badań i analiz zjawisk występujących podczas mieszanych sposobów pęknięcia zmęczeniowego. Duży nacisk położono na badania doświadczalne mające na celu wyznaczenie prędkości i kierunku rozwoju pęknięć przy kombinacji mieszanych I+II i I+III sposobów pęknięcia. Do opisu prędkości pęknięć przyjęto podejście energetyczne oparte na zakresie parametru ΔJ i naprężeniowe oparte na zakresie parametru ΔK . Weryfikację doświadczalną rozwoju pęknięć zmęczeniowych przeprowadzono na próbkach o przekroju prostokątnym przy stałym i zmiennym współczynniku asymetrii cyklu. W materiałach użytych do badań pokazano wpływ struktury materiału i wielkości ziarna na rozwój ścieżki pęknięcia zmęczeniowego. Stwierdzono, że na przełomach przeważają pęknięcia transkrystaliczne w ziarnach, ale obserwowano również pęknięcia po granicach ziaren.

Zauważono, że rozwój pęknięć zmęczeniowych, dla różnych kątów nachylenia karbu, przebiegał dwuetapowo. W początkowym etapie, do około 1 mm, obserwowano rozwój pęknięć według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, który następnie przechodził w I sposób pęknięcia. W mieszanym I+II sposobie pęknięcia wyższe wartości ΔJ stwierdzono dla II sposobu pęknięcia i obydwóch kątów nachylenia karbu.

Badania propagacji pęknięć, na próbkach krzyżowych, poddane dwuosiomemu cyklicznemu rozciąganiu-ściskaniu pokazały, że dla próbek z otworem wyniki rozwoju pęknięć posiadają kształt zbliżony do krzywych logarytmicznych, a dla próbek pełnych wyniki badań układają się w kształt krzywych wykładniczych. Zauważono, że dla próbek krzyżowych z otworem inicjacje i rozwój pęknięć obserwowano na krawędzi otworu, przy różnej liczbie cykli i według I sposobu pęknięcia. W przypadku metody analitycznej i numerycznej, dla próbek krzyżowych, otrzymane wyniki były porównywalne.

Podczas badań doświadczalnych przy proporcjonalnym zginaniu ze skrećaniem stwierdzono nierównomierny przyrost długości pęknięć po obu stronach bocznych próbek, tzn. po stronie A i B. Wykonano badania dla proporcjonalnego mieszanego I+III sposobu pęknięcia oraz współczynnika $R = -0,5$ i 0 w celu sprawdzenia, jaki jest wpływ poszczególnych sposobów pęknięcia na wzrost prędkości pęknięć zmęczeniowych. Stwierdzono, że wyższe są prędkości pęknięć dla III sposobu pęknięcia.

Stwierdzono negatywny wpływ obciążenia skrećającego, działającego z przesunięciem fazowym względem zginania, na prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych. Z powyższych badań wynika, że pęknięcia zmęczeniowe wzrastają na ogół w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń głównych.

Na podstawie analizy wyników badań i przeprowadzonych obliczeń sformułowane zostały następujące wnioski:

1. Im większy kąt nachylenia karbu, tym dłuższy okres wzrostu pęknięć według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, przy obciążeniu z kontrolowaną siłą i rozwarciem wierzchołka pęknięcia.
2. Stwierdzono wyższą prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w stali FeP04, po przejściu z mieszanego I+II w I sposób pęknięcia, dla kąta $\varphi = 60^\circ$ i wartości $\Delta J \geq 10^{-1}$ MPa·m, poniżej tej wartości wyższe prędkości pęknięć są dla $\varphi = 45^\circ$.
3. Dla dwuosiowego rozciągania-ściskania, w próbce pełnej, inicjacja i propagacja pęknięć przebiegała do około 0,6 mm według mieszanego I+II sposobu pęknięcia, a następnie pęknięcia rozwijały się zgodnie z I sposobem pęknięcia.
4. Wzrost stosunku momentów skręcającego do zginającego i obciążenia średniego, w stali 18G2A i stopie PA6, powoduje zwiększenie prędkości pęknięć zmęczeniowych.
5. Zadowalającą zgodność wyników obliczeń uzyskano dla zaproponowanych równań zawierających zakres parametru ΔJ z wynikami badań doświadczalnych.
6. Wraz ze zmniejszaniem kąta przesunięcia fazy pomiędzy obciążeniem zginającym i skręcającym, od $\phi = 90^\circ$ do $\phi = 0$, następował wzrost trwałości badanego materiału.

Wyniki przeprowadzonych badań i analiz pozwalają wytyczyć kierunki dalszych prac dotyczących rozwoju pęknięć zmęczeniowych przy proporcjonalnych i nieproporcjonalnych obciążeniach, w mieszanych sposobach pęknięcia, z wykorzystaniem do badań innych materiałów sprężysto-plastycznych. W przypadku badań przy obciążeniach nieproporcjonalnych należy dokonać modyfikacji zaproponowanych równań z użyciem zakresu parametru ΔJ , które zostały zaprezentowane i zweryfikowane do opisu badań przy obciążeniach proporcjonalnych dla kilku wybranych materiałów. Następnie należy zbadać wpływ różnych współczynników asymetrii cyklu na prędkość pęknięć zmęczeniowych przy obciążeniach nieproporcjonalnych i spróbować opisać je przy użyciu parametru J .

LITERATURA

- [1] ACHTELIK H., JAMROZ L.: Urządzenie do badań zmęczeniowych dla obciążeń o przebiegach niesymetrycznych. Patent – P112497, Świadectwo autorskie nr 155292 o dokonaniu wynalazku, UPPRL, Warszawa, 1982
- [2] ACHTELIK H.: Instrukcja obsługi maszyny zmęczeniowej MZGS-100. Raport nr 8/87, WSI Opole 1987
- [3] ASTM E1290-89: Standard test method for crack-tip opening displacement (CTOD) fracture toughness measurement. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1989
- [4] ASTM E1820-99: Standard test method for measurement of fracture toughness, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, Philadelphia, 1999
- [5] BOCHENEK A.: Elementy mechaniki pękania. Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 1998, s. 255
- [6] BLOCH R.A., BROWN M.W.: Crack closure analysis for the threshold of fatigue crack growth under mixed-mode I/II loading. Mixed-Mode Fatigue and Fracture, ESIS 14, Ed. By H.P. Rossmann and K.J. Miller, 1993, Mechanical Eng. Publications, London, pp. 125-137
- [7] BURDEKIN F.M. and STONE D.E.: The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials, J. Strain Analysis, Vol. 1, 1966, pp. 145-153
- [8] COMSOL, Structural Mechanics Module User's Guide, version 3.3, 2006
- [9] COTTERELL B. and RICE J.R.: Slightly curved or kinked cracks. Int. J. of Fracture, Vol. 16, 1980, pp. 155-169
- [10] DOWLING N.E. and BEGLEY J.A.: Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral. In: Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials, 1976, pp. 82-103
- [11] DÖRING R., HOFFMEYER J., SEEGER T. and VORMWALD M.: Short fatigue crack growth nonproportional multiaxial elastic-plastic strains. Int. J. of Fatigue, Vol. 28, 2006, pp. 972-982
- [12] DUGDALE D.S.: Yielding of steel sheets containing slits. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 8, 1960, pp. 100-104
- [13] EISCHEN J.W.: An improved method for computing the J_2 integral. J. Eng. Fract. Mech., Vol. 26, 1987, pp. 691-700
- [14] ELBER W.: Einfluss der plastischen Zone auf die rissausbreitung unter schwingbelastung. Materialprüfung, No. 6, 1970, pp. 189-193

- [15] ERDOGAN F. and SIH G.C.: On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *J. Bas. Eng.*, ASTM Trans., Vol. 85, 1963, pp. 519-525
- [16] FORTH S.C., KEAT W.D. and FAVROW L.H.: Experimental and computational investigation of three-dimensional mixed-mode fatigue. *Fatigue & Fract. of Engng. Mater. & Struct.*, Vol. 25, 2002, pp. 3-15
- [17] GASIAK G., ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: Modelling fatigue crack growth rate in elasto-plastic material taking into account ΔJ -integral range. *Materials Engineering*, Žilina, Vol. 9, No. 4, 2002, pp. 23-30
- [18] GASIAK G., ROZUMEK D., PAWLICZEK R.: Description of fatigue crack growth rate notched members under tension and bending using the ΔJ – integral range. *Proc. of the 14th European Conference on Fracture (ECF14)*, Cracow, Poland, Eds. A. Neimitz et al., EMAS United Kingdom, Vol. I/III, 2002, pp. 591-598
- [19] GASIAK G., ROZUMEK D.: Analiza wpływu parametrów geometrycznych próbki na trwałość zmęczeniową w warunkach płaskiego zginania. *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika nr 286*, z. 74, *Prace Naukowe Katedry Mechaniki i PKM*, Opole 2002, s. 43-60
- [20] GASIAK G., (PAWLICZEK R., ROZUMEK D.): Trwałość materiałów konstrukcyjnych przy obciążeniach cyklicznych z udziałem wartości średniej obciążenia. *Politechnika Opolska*, Opole 2002, s. 312
- [21] GASIAK G., ROZUMEK D.: ΔJ -integral range estimation for fatigue crack growth rate description. *Int. J. of Fatigue*, Vol. 26, No. 2, 2004, pp. 135-140
- [22] GLINKA G.: A notch stress-strain analysis approach to fatigue crack growth. *Eng. Fracture Mech.*, Vol. 21, 1985, pp. 245-261
- [23] GDOUTOS E.E.: *Fracture mechanics criteria and applications*. Kluwer, The Netherlands, 1990
- [24] GOŁOŚ K.: Fracture energy criterion for fatigue crack propagation. *The Archive of Mechanical Engineering*, Vol. XXXV, No. 3, 1988, pp. 82-89
- [25] GRZELAK J., ROZUMEK D.: A comparison of experimental and calculation life under cyclic tension-compression and bending. *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika nr 304*, z. 82, Opole 2005, s. 99-106
- [26] HAMMOUDA M.M.I., FAYED A.S. and SALLAM H.E.M.: Simulation of mixed mode I/II cyclic deformation at the tip of a short kinked inclined crack with frictional surfaces. *Int. J. of Fatigue*, Vol. 25, 2003, pp. 743-753

- [27] HAMOUSH S.A. and REZA SALAMI M.: Analysing a mixed-mode plane problem by using J_k integrals. *Int. J. Fatigue*, Vol. 12, 1990, pp. 441-446
- [28] HELLEN T.K., BLACKBURN W.S.: The calculation of stress intensity factors for combined tensile and shear loading. *Int. J. Fracture*, Vol. 11, 1975, pp. 605-617
- [29] HEPNER M., ROZUMEK D.: Wpływ natleniania stopu tytanu Ti-6Al-4V na rozwój pęknięć zmęczeniowych. *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika nr 321, z. 89, Opole 2007, s. 73-74, CD, s. 8*
- [30] IRWIN G.R.: Analysis of stress and strain near the end of crack traversing a plate. *J. of Applied Mechanics*, Vol. 24, 1957, pp. 361-364 (Discussion, *J. Appl. Mech.*, Vol. 25, 1958, pp. 299-303)
- [31] IRWIN G.R.: Plastic zone near a crack and fracture toughness. *Proc. of the 7th Sagamore Advance Materials Research Conf., Syracuse University Press., Vol. IV, 1960, pp. 63-78*
- [32] KAROLCZUK A., LACHOWICZ C.T., ROZUMEK D., SŁOWIK J.: Badania inicjacji i propagacji pęknięć zmęczeniowych w próbkach krzyżowych wykonanych ze stali 18G2A. *Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Nauki Techniczne – Mechanika nr 4, Kielce 2007, s. 53-55, CD, s. 12*
- [33] KAROLCZUK A., ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T., SŁOWIK J.: Inicjacja i rozwój pęknięć zmęczeniowych w próbkach krzyżowych z karbem. *Przegląd Mechaniczny, Warszawa, 12/2007, s. 18-24*
- [34] KIMACHI H., TANAKA K., AKINIWA Y. and YU H.: Elastic-plastic fatigue crack propagation under mixed-mode (I+III) cyclic torsion and axial loading. *International Conference on Fatigue Crack Paths (FCP 2003), University of Parma, Parma, 2003, CD, ps. 8.*
- [35] KLESNIL M., LUKAS P.: Influence of strength and stress history on growth and stabilization of fatigue cracks. *Eng. Fracture Mechanics*, Vol. 4, 1972, pp. 77-92
- [36] KOCAŃDA D., KOCAŃDA S., ŁUNARSKA E., MIERZYŃSKI J.: Possibility of hydrogen-assisted propagation of short fatigue cracks in WT3-1 titanium alloy, *Materials Science*, Vol. 41, 2005, pp. 304-308
- [37] KOCAŃDA S.: Zmęczeniowe pękanie metali. *WNT, Warszawa, 1985, s. 441*
- [38] KOCAŃDA S., SZALA J.: *Podstawy obliczeń zmęczeniowych.* PWN, Warszawa, 1997, s. 288
- [39] LACHOWICZ C., ROZUMEK D, MARCINIAK Z.: Badania próbek gładkich i z karbem przy zginaniu stało oraz zmiennoodrzutowym. *II Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji, Augustów, Politechnika Białostocka, Białystok, 2003, s. 199-202*

- [40] LACHOWICZ C.T., MARCINIAK Z., ROZUMEK D.: Energetyczny opis wyników badań stali 10HNAP przy zmiennoodamplitudowym zginaniu ze skręcaniem. XXIII Sympozjon PKM, red. T. Markowski, tom IV, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów-Przemysł 2007, s. 170-178
- [41] LAZZARIN P., TOVO R. and MENEGHETTI G.: Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity. *Int. J. Fatigue*, Vol. 19, No. 8, 1997, pp. 647-657
- [42] LI C.: Vector CTD criterion applied to mixed mode fatigue crack growth. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, Vol. 12, 1989, pp. 59-65
- [43] LU Y.L., KOBAYASHI H.: An experimental parameter J_{max} in elastic-plastic fatigue crack growth. *Fatigue & Fracture of Eng. Mater. & Struct.*, Vol. 19, No. 9, 1996, pp. 1081-1091
- [44] MACHA E., ROZUMEK D.: Fatigue crack path development in a one-sided restrained bar with a rectangular section and stress concentrator under bending. *Proc. of the Int. Conf. On Fatigue Crack Paths (FCP 2003)*, University of Parma, Parma, Italy, 2003, pp. 60 and CD, ps 8
- [45] MACHA E., ROZUMEK D.: Fatigue crack growth in 18G2A steel under mixed modes I+III loading. *Proc. of the 15th European Conference of Fracture, Advanced Fracture Mechanics for Life and Safety Assessments (ECF15)*, Stockholm, Sweden, KTH, 2004, CD, ps 8
- [46] MACHA E., ROZUMEK D. & PAWLICZEK R.: Fatigue crack growth in elastic-plastic materials under combined bending with torsion. *Proc. of the 11th International Conference on Fracture (ICF11)*, Turin, Italy, Ed. A. Carpinteri, Politecnico di Torino, 2005, pp. 521-521 and CD, ps 6
- [47] MANSON S.S.: Interfaces between fatigue, creep and fracture. *Int. Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 2, No. 1, 1966, pp. 327-363
- [48] MARCINIAK Z., ROZUMEK D. & MACHA E.: Comparison of the calculated and experimental fatigue lives under non-proportional bending with torsion of 10HNAP steel. *Proc. of the XIII International Colloquium Mechanical Fatigue of Metals (MFM-2006)*, Ternopil State Technical University, Ternopil, Ukraine, pp. 283-290 and CD, ps 8
- [49] MARCINIAK Z., ROZUMEK D.: Porównanie trwałości materiałów konstrukcyjnych przy obciążeniach proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika z. 217*, Warszawa 2007, s. 85-90 (poz. 69)

- [50] MARCINIAK Z., LACHOWICZ C.T., ROZUMEK D. & MACHA E.: The strain energy density in the description of fatigue lives under non-proportional bending and torsion. Proc. of the 8th International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture (ICMFF8-2007), Sheffield Hallam University, Sheffield, UK, 2007, pp. 88-89 and CD, ps 9
- [51] MARCINIAK Z., ROZUMEK D. & MACHA E.: Fatigue lives of 18G2A and 10HNAP steels under variable amplitude and random non-proportional bending with torsion loading. Int. J. of Fatigue, Vol. 30, No. 5, 2008, pp. 800-813
- [52] MARCINIAK Z., ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: The energy approach in the calculation of lives for high cycle fatigue. Proc. of the 36th Solid Mechanics Conference, Gdańsk, Poland, Eds. Z. Kotulski et al., IPPT PAN 2/2008, pp. 152-153
- [53] McEVILY A.J.: On closure in fatigue crack growth. ASTM STP 982, American Society for Testing and Materials, 1988, pp. 35-43
- [54] MOLSKI K., BĘDKOWSKI W.: Investigation of the crack growth on the cruciform specimens with sharp notches under biaxial loading. Proc. of the 5th Int. Conf. On Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, edited by Macha E. and Mróz. Z., Technical University of Opole, 1997, pp. 481-490
- [55] MOLSKI K.: Zastosowanie jednostkowej funkcji wagowej w wymiarowaniu konstrukcji metodami mechaniki pęknięcia. Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika z. 185, 2000
- [56] MOWBRAY D.F.: Derivation of a low cycle fatigue relation-ship employing the J-integral approach to crack growth. ASTM STP 601, 1976, pp. 33-46
- [57] NEIMITZ A.: Mechanika pęknięcia. PWN, Warszawa, 1998, s. 436
- [58] NIEZGODZIŃSKI T.: Propagacja szczeliny przy obciążeniach ścinających (II sposób obciążenia). XVII Sympozjum Zmęczenia Materiałów i Konstrukcji, Wyd. ATR Bydgoszcz, 1998, s.215-220
- [59] NUISMER R.J.: An energy release rate criterion for mixed mode fracture. Int. J. of Fracture, Vol. 11, 1975, pp. 245-250
- [60] PANASYUK V.V.: Mechanika kwazichrupkowo rozruszenia materiałów. Nauk. Dumka Kiev, 1991
- [61] PARIS P.C., ERDOGAN F.: A critical analysis of crack propagation laws. J. of Basic Eng., Trans. American Society of Mechanical Engineers, Vol. 85, 1960, pp. 528-534
- [62] PAWLICZEK R., ROZUMEK D.: Influence of stress ratio on life under cyclic bending for different specimens geometry. Proc. of the Fifth Int. Conference on Low Cyclic Fatigue (LCF5), Berlin, Germany, Eds. P.D. Portella et al., DVM, 2003, pp. 395-400 and CD, ps 6

- [63] PAWLICZEK R., ROZUMEK D.: Influence of the material sensitivity factor on the stress ratio for different specimens geometries and materials under bending. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, Vol. 42, No. 2, 2004, pp. 285-294
- [64] PAWLICZEK R., ROZUMEK D.: Influence of stress ratio on fatigue strength under combined bending and torsion. *Proc. of the 7th Int. Conf. On Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture (ICBMFF7)*, DVM Berlin, 2004, pp. 583-588
- [65] PICKARD A.C.: The application of 3-dimensional finite element methods to fracture mechanics and fatigue life prediction. Chameleon Press LTD, London, 1986, pp. 117-144
- [66] PIRONDI A. and DALLE DONNE C.: Characterisation of ductile mixed-mode fracture with the crack-tip displacement vector. *Engg. Fracture Mechanics*, Vol. 68, 2001, pp. 1385-1402
- [67] POOK L.P.: The significance of mode I branch cracks for combined mode failure. *Fracture and Fatigue, Elastoplasticity, Thin Sheet and Micromechanism Problems*, Ed. By J.C. Radon, Pergamon Press, Oxford, 1980, pp. 143-153
- [68] POOK L.P.: The fatigue crack direction and threshold behaviour of mild steel under mixed mode I and III loading. *Int. J. Fatigue*, Vol. 7, 1985, pp. 21-30
- [69] POKLUDA J.: Intrinsic thresholds of long fatigue cracks. *XX Sympozjum Zmęczenia i Mechanika Pękania*, Akademia Techniczno-Rolnicza, Bydgoszcz-Pieczyska, 2004, s. 327-337
- [70] PRIDDLE E.K.: Some equations describing the constant amplitude fatigue crack propagation characteristics of a mild steel. Berkeley Nuclear Laboratories, RD/B/N2390, 1972
- [71] PYRZANOWSKI P.: Modelowanie pęknięć zmęczeniowych w strefie kontaktu tocznego. *Mechanika z. 208*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2005, s. 125
- [72] QIAN J. and FATEMI A.: Mixed mode fatigue crack growth. A literature survey. *Eng. Fracture Mech.*, Vol. 55, 1996, pp. 969-990
- [73] RAMBERG W., OSGOOD W.R.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC, 1943
- [74] RICE J.R.: A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, 1968, pp. 379-386
- [75] RICHARD H.A., FULLAND M. and SANDER M.: Theoretical crack path prediction. *Fatigue & Fract. of Engng. Mater. & Struct.*, Vol. 28, 2005, pp. 3-12

- [76] RICHARD H.A., SCHÖLLMANN M., FULLAND M. and SANDER M.: Experimental and numerical simulation of mixed-mode crack growth. Proc. of the 6th Int. Conf. Of Biaxial/Multi-axial Fatigue & Fracture, Lisboa, Portugal, Ed. M. Freitas, CEMS, Vol. 2, 2001, pp. 623-630
- [77] RICHARD H.A.: Theoretical crack path determination. Int. Conf. On Fatigue Crack Paths, Ed. Carpinteri A., University of Parma, Parma, 2003, CD, ps 8
- [78] ROBAK G.: Trwałość materiałów przy zginaniu ze skręcaniem w zakresie propagacji pęknięć. Praca doktorska, Politechnika Opolska, Opole, 2006, s. 141
- [79] ROZUMEK D., BĘDKOWSKI W.: Wpływ współczynnika asymetrii cyklu na prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w wybranych materiałach konstrukcyjnych. Czasopismo Techniczne Mechanika z. 1-M/2005, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, 2005, s. 347-356
- [80] ROZUMEK D., HEPNER M.: Wpływ mikrostruktury stopu tytanu Ti-6Al-4V na rozwój pęknięć zmęczeniowych. Inżynieria Materiałowa, Katowice, 2/2005, s. 81-83
- [81] ROZUMEK D., HEPNER M.: Analiza rozwoju pęknięć zmęczeniowych w stopie aluminium PA6 i stali 10HNAP w oparciu o ich mikrostruktury. Inżynieria Materiałowa, Katowice, 2/2006, s. 59-63
- [82] ROZUMEK D., HEPNER M.: Analiza rozwoju pęknięć zmęczeniowych w stopie Ti-6Al-4V bez i po natlenianiu. Inżynieria Materiałowa, Katowice, 3/2008, s. 154-156
- [83] ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w stopie PA6 przy zmiennym zginaniu. XX Sympozjum Zmęczenia i Mechanika Pęknięcia, Akademia Techniczno-Rolnicza, Bydgoszcz-Pieczyska, 2004, s. 355-360
- [84] ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: Prognozowanie prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych w dysku sprężarki osiowej. Czasopismo Techniczne Mechanika Z. 1-M/2006, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków, 2006, s. 309-317
- [85] ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: Modelowanie szczelin i rozwój pęknięć zmęczeniowych w stali 18G2A przy rozciąganiu. Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, XXI Konferencja Naukowa Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych, Zakopane 2008, Streszczenia referatów, Politechnika Opolska, Opole 2008, s. 129-130, CD, s. 8
- [87] ROZUMEK D., MACHA E.: Całka J w opisie prędkości pęknięć zmęczeniowych stali 18G2A przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem. XXII Sympozjon PKM, red. W. Tarełko i L. Hempel, tom 4, Akademia Morska w Gdyni, Gdynia-Jurata 2005, s. 131-138

- [88] ROZUMEK D., MACHA E.: Opis rozwoju pęknięć zmęczeniowych w materiałach sprężysto-plastycznych przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem. Politechnika Opolska, Opole 2006, s. 196
- [89] ROZUMEK D., MACHA E.: Fatigue crack growth for different ratios of bending to torsion in AlCu4Mg1. Proceedings of the 16th European Conference of Fracture (ECF16), Alexandroupolis, Greece, Ed. E.E. Gdoutos, Springer, 2006, pp. 855-856 and CD, ps 8
- [90] ROZUMEK D., MACHA E.: Elastic-plastic fatigue crack growth in 18G2A steel under proportional bending with torsion loading. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 29, No. 2, 2006, pp. 135-145
- [91] ROZUMEK D., MACHA E.: The crack path growth in aluminium alloy rectangular specimens under proportional bending with torsion. Proc. of the Int. Conf. on Crack Paths (CP 2006), University of Parma, Parma (Italy) 2006, pp. 47-47 and CD, ps 8
- [92] ROZUMEK D., MACHA E.: Modelowanie rozwoju mieszanego sposobu pęknięcia zmęczeniowego (I+III) w stopie aluminium PA6 za pomocą całki J. XXI Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pęknięcia, Bydgoszcz-Pieczyska, Wyd. ATR Bydgoszcz 2006, s. 351-358
- [93] ROZUMEK D., MACHA E.: Fatigue crack growth in titanium and aluminium alloys under bending. Materials Science Forum, Vols. 567-568, 2007, pp. 317-320
- [94] ROZUMEK D., MACHA E.: Kryteria rozwoju pęknięć zmęczeniowych stosowane do opisu mieszanych sposobów pęknięcia. I Kongres Mechaniki Polskiej, Politechnika Warszawska, Warszawa 2007, s. 78, CD, s. 8
- [95] ROZUMEK D., MACHA E.: Fatigue crack growth in titanium and aluminium alloys under bending. Proc. of the 5th Int. Conference on Materials Structure & Micromechanics of Fracture (MSMF5), Brno University of Technology, Brno, Czech Republic, 2007, pp. 102
- [96] ROZUMEK D., MACHA E., LAZZARIN P., MENEGHETTI G.: Influence of the notch (tip) radius on fatigue crack growth rate. Journal of Theoretical and Applied Mechanics, Vol. 44, No. 1, 2006, pp. 127-137
- [97] ROZUMEK D., MARCINIAK Z.: Computer control system of the tests stand for non-proportional bending with torsion. Proc. of the 2nd International Conference Mechatronic Systems and Materials (MSM 2006), Opole University of Technology, Cracow, Poland, 2006, pp. 78-79 and CD, ps 8
- [98] ROZUMEK D., MARCINIAK Z.: Control system of the fatigue stand for material tests under combined bending with torsion loading and experimental results. Mechanical Systems and Signal Processing (MSSP), Vol. 22, No. 6, 2008, pp. 1289-1296

- [99] ROZUMEK D., MARCINIAK Z. & MACHA E.: Fatigue crack growth rate in non-proportional bending with torsion loading. Proc. of the 17th European Conference of Fracture (ECF17), Brno, Czech Republic, Eds. J. Pokluda et al., VUTIUM Brno, 2008, pp. 160 and CD, ps 8
- [100] ROZUMEK D., PAWLICZEK R.: Opis rozwoju pęknięć i zmęczenia materiałów w ujęciu energetycznym. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, Część VII, Studia i Monografie, z. 165, Politechnika Opolska, Opole, 2004, s. 120
- [101] ROZUMEK D.: Badanie wpływu geometrii próbki, typu koncentratora i rodzaju materiału na trwałość zmęczeniową przy zmiennym zginaniu. Praca doktorska, Politechnika Opolska, Opole, 2002, s. 156
- [102] ROZUMEK D.: Porównanie prędkości pęknięcia przy zmiennym rozciąganiu i zginaniu dla stali 18G2A. Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika nr 286, z. 74, Prace Naukowe Katedry Mechaniki i PKM, Opole 2002, s. 109-119
- [103] ROZUMEK D.: Application of the J-integral during fatigue crack growth rate in low alloy steels. Proc. of the 2nd Youth Symposium on Experimental Solid Mechanics. Milano-Marittima, University of Bologna, Bologna, Italy, 2003, pp. 37-38
- [104] ROZUMEK D.: Porównanie równań zawierających zakres całki ΔJ z wynikami badań doświadczalnych. Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Mechanika nr 78, Kielce 2003, s. 435-442
- [105] ROZUMEK D.: Krzywa kinetyki wzrostu pęknięcia w ujęciu energetycznym. XXI Sympozjon PKM, red. J. Wojnarowski i J. Drewniak, tom II, WNT, Warszawa 2003, s. 177-182
- [106] ROZUMEK D.: Opis prędkości pęknięcia zmęczeniowego w ujęciu energetycznym elementów z karbem przy rozciąganiu i zginaniu. Przegląd Mechaniczny, Warszawa, 11/2003, s. 33-36
- [107] ROZUMEK D.: Fatigue crack growth of notched members under bending for different stress ratios. Materials Engineering, Žilina, Vol. 10, No. 2, 2003, pp. 1-8
- [108] ROZUMEK D.: Influence of the mean loading on fatigue crack growth rate and life under bending. Journal of Theoretical and Applied Mechanics, Vol. 42, No. 1, 2004, pp. 83-93
- [109] ROZUMEK D.: Fatigue crack growth in Ti-6Al-4V under bending. Materials Engineering, Žilina, Vol. 11, No. 2, 2004, pp. 23-26
- [110] ROZUMEK D.: J-integral in description of fatigue crack growth rate. The Archive of Mechanical Engineering, Vol. LII, No. 1, 2005, pp. 51-62

- [111] ROZUMEK D.: Fatigue crack growth in AlCu4Mg1 aluminium alloy under bending. *Materials Engineering, Żilina*, Vol. 12, No. 1, 2005, pp. 13-18
- [112] ROZUMEK D.: Fatigue crack growth rate in aluminium alloy including mixed mode I and III. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, Vol. 43, No. 4, 2005, pp. 731-743
- [113] ROZUMEK D.: Zastosowanie programów FRANC2D i FRANC3D do obliczeń rozwoju pęknięć. XXII Sympozjon PKM, red. W. Tarełko i L. Hempel, tom 4, Akademia Morska w Gdyni, Gdynia-Jurata 2005, s. 139-144
- [114] ROZUMEK D.: J-integral in the description of elastic-plastic crack growth kinetics curve. *The Archive of Mechanical Engineering*, Vol. LIII, No. 3, 2006, pp. 211-225
- [115] ROZUMEK D.: Application of ΔJ integral range for fatigue crack growth rate in mixed-modes I and III. *Proc. of the 7th Int. Conf. On Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture (ICBMFF7)*, DVM Berlin, 2004, pp. 489-494
- [116] ROZUMEK D.: The ΔJ -integral range applied for the description of fatigue crack growth rate. *Proc. of the 12th Int. Conf. On Experimental Mechanics (ICEM12)*, Bari, Italy, Ed. C. Pappalettere, Politecnico di Bari, 2004, pp. 275-276 and CD, ps 8
- [117] ROZUMEK D.: Influence of the slot inclination angle on crack path under cyclic tension. *Proc. of the Int. Conf. On Crack Paths (CP 2006)*, University of Parma, Parma (Italy) 2006, pp. 106-106 and CD, ps 8
- [118] ROZUMEK D.: Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w stopie PA6 przy mieszanym I+III sposobie obciążenia. *Przegląd Mechaniczny*, Warszawa, 3/2006, s. 22-26
- [119] ROZUMEK D.: Prędkość wzrostu pęknięć w stali FeP04 przy cyklicznym mieszanym I+II sposobie obciążenia. *Przegląd Mechaniczny*, Warszawa, 11/2006, s. 11-15
- [120] ROZUMEK D.: Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych przy różnych stosunkach rozciągania do ścinania w stali FeP04. *Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Nauki Techniczne – Mechanika nr 4*, Kielce 2007, s. 108-110, CD, s. 12
- [121] ROZUMEK D.: Crack growth in FeP04 steel under cyclic tension for different notches on the basis of its microstructure. *Proc. of the 5th Int. Conference on Materials Structure & Micromechanics of Fracture (MSMF5)*, Brno University of Technology, Brno, Czech Republic, 2007, pp. 168
- [122] ROZUMEK D.: Analiza rozwoju pęknięć zmęczeniowych w stali FeP04. *Inżynieria Materiałowa, Katowice*, 5/2007, s. 879-882

- [123] ROZUMEK D.: Crack growth in FeP04 steel under cyclic tension for different notches on the basis of its microstructure. *Strength of Materials*, Vol. 40, No.1, 2008, pp. 110-113
- [124] ROZUMEK D.: Prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w płaskich próbkach krzyżowych. *Przegląd Mechaniczny*, Warszawa, 6/2008, s. 39-43
- [125] ROZUMEK D.: Influence of the notch radius on the ΔJ -integral range under cyclic tension. *Proc. of the Sixth Int. Conference on Low Cyclic Fatigue (LCF6)*, Berlin, Germany, Eds. P.D. Portella et al., DVM, 2008, pp. 505-510
- [126] ROZUMEK D.: Fatigue crack growth rate in the cruciform specimens under proportional tension-compression. *Proceedings of the 17th European Conference of Fracture (ECF17)*, Brno, Czech Republic, Eds. J. Pokluda et al., VUTIUUM Brno, 2008, pp. 313 and CD, ps 8
- [127] ROZUMEK D.: Influence of the slot inclination angle in FeP04 steel on fatigue crack growth under tension. *Materials & Design* (w druku)
- [128] SAKANE M., OHNAMI M.: Creep-fatigue in biaxial stress states using cruciform specimens. *Proc. of the third Int. Conf. On Biaxial/Multiaxial Fatigue*, MPA Universitat Stuttgart, Vol. 2, 1989, pp. 46.1-46.18
- [129] SCHÖLLMANN M., KULLMER G., FULLAND M. and RICHARD H.A.: A new criterion for 3d crack growth under mixed-mode (I+II+III) loading. *Proc. of the 6th Int. Conf. Of Biaxial/Multiaxial Fatigue & Fracture*, Lisboa, Portugal, Ed. M. Freitas, CEMS, Vol. 2, 2001, pp. 589-596
- [130] SEMPRUCH J.: Rozwój pęknięć zmęczeniowych w cylindrycznych próbkach stalowych w warunkach zmiennego skręcania. *Praca doktorska, Politechnika Częstochowska, Częstochowa 1983*, s. 138
- [131] SEWERYN A.: *Metody numeryczne w mechanice pękania*. PAN, Warszawa, 2003, s. 361
- [132] SHA J.B., ZHU P., DENG Z.J., ZHOU H.J.: Strip model plasticity analysis of mixed mode crack opening displacement in aluminium alloy LY12. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 26, 1997, pp. 13-21
- [133] SHEN S.M. & FENG Z.L.: Fatigue crack behaviour for a corner crack at a vessel/nozzle junction. *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, Vol. 68, 1996, pp. 319-324
- [134] SIH G.C.: Energy-density concept in fracture mechanics. *Eng. Fracture Mechanics*, Vol. 5, 1973, pp. 1037-1040
- [135] SURESH S.: *Fatigue of materials*, Cambridge University Press, Great Britain, 1991

- [136] SUSMEL L., TAYLOR D.: Non-propagating cracks and high-cycle fatigue failures in sharply notched specimens under in-phase Mode I and II loading. *Eng. Failure Analysis*, Vol. 14, 2007, pp. 861-876
- [137] SUTTON M.A., DENG X., MA F., NEWMAN JR. J.C. & JAMES M.: Development and application of a crack tip opening displacement-based mixed mode fracture criterion. *Int. J. of Solids and Structures*, Vol. 37, 2000, pp. 3591-3618
- [138] SZATA M.: Opis rozwoju zmęczeniowego pęknięcia w ujęciu energetycznym. *Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej*, Wrocław 2002, s. 145
- [139] ŚWITAŁA A, SEMPRUCH J.: Weryfikacja metodyki badań zmęczeniowych w złożonym stanie naprężenia z wykorzystaniem płaskich próbek romboidalnych. *XX Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pęknięcia*, Bydgoszcz-Pieczyska, Wyd. ATR Bydgoszcz, 2004, ss. 425-432
- [140] TANAKA K.: Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. *Eng. Fracture Mech.*, Vol. 6, 1974, pp. 493-507
- [141] TANAKA K. The cyclic J-integral as a criterion for fatigue crack growth. *Int. J. Fracture*, Vol. 22, 1983, pp. 91-104
- [142] TAYLOR D.: Microstructural parameters in the theory of critical distances. *Materials Science Forum*, Vols. 567-568, 2007, pp. 23-28
- [143] TIPTON S.M.: Fatigue behaviour under multiaxial loading in the presence of a notch: Methodologies for the prediction of life to crack initiation and life spent in crack propagation. Ph.D. Dissertation, Stanford University, Stanford, California, 1985
- [144] THUM A., PETERSEN C., SWENSON O.: *Verformung, Spannung und Kerbwirkung*, VDI, Duesseldorf, 1960
- [145] TOMKINS B.: Fatigue failure in high strength metals. *Philosophical Magazine*, Vol. 23, No. 183, 1971, pp. 687-703
- [146] TOTH L., KRASOWSKY A.J.: Material characterization required for reliability assessment of cyclically loaded engineering structures. Part 2: Fatigue application. *Reliability Assessment of Cyclically Loaded Engineering Structures*, Ed. R.A. Smith, Kluwer Academic Publishers, 1997, pp. 225-272
- [147] VOSIKOVSKY O.: The effect of stress ratio on fatigue crack growth rates in steel. *Eng. Fracture Mechanics*, 1979
- [148] WASILUK B., GOŁOŚ K.: Prediction of crack growth direction under plane stress for mixed-mode I and II loading. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, Vol. 23, 2000, pp. 381-386
- [149] WELLS A.A.: Critical tip opening displacement as fracture criterion. In: *Proc. Crack Propagation Symp.*, Cranfield, Vol. 1, 1961, pp. 210-221

-
- [150] WERNER K.: Analiza rozwoju półeliptycznych pęknięć zmęczeniowych. Monografie, nr 70, Politechnika Częstochowska, Częstochowa, 2000, s. 174
- [151] WESTERGAARD H.M: Bearing pressures and cracks. Journal of Applied Mechanics., Vol. 61, 1939, pp. 49-53
- [152] WNUK M.P.: Podstawy Mechaniki Pęknięcia. Akademia Górniczo-Hutnicza, Skrypt nr 585, Kraków, 1977, s. 356
- [153] www.cfg.cornell.edu/software/software.htm
- [154] YAN X., DU S., ZHANG Z.: Mixed mode fatigue crack growth prediction in biaxially stretched sheets. Eng. Fracture Mech., Vol. 43, 1992, pp. 471-475
- [155] YATES J.R., MILLER K.J.: Mixed mode (I+III) fatigue thresholds in a forging steel. Fatigue & Fracture of Eng. Mater. & Struct., Vol. 12, 1989, pp. 259-270

MIESZANE SPOSOBY PĘKANIA ZMĘCZENIOWEGO MATERIAŁÓW KONSTRUKCYJNYCH

Streszczenie

Praca przedstawia problemy dotyczące mieszanych sposobów pękania zmęczeniowego materiałów stosowanych w elementach maszyn i konstrukcjach mechanicznych. Z przeglądu literatury wynika, że najliczniejsze są prace dotyczące zagadnień mieszanych I+II sposobów pękania, w opisie których używa się parametru K . Natomiast prace dotyczące mieszanych I+III sposobów pękania są rzadziej spotykane. Problematyka dotycząca rozwoju pęknięć zmęczeniowych w ujęciu energetycznym prezentowana jest w znacznie mniejszej liczbie publikacji. Prezentowane w literaturze kryteria rozwoju pęknięć zmęczeniowych dotyczące mieszanych sposobów pękania podzielono na naprężeniowe, przemieszczeniowe i energetyczne, i przedstawiono je w rozdziale trzecim. Rozdział czwarty zawiera przygotowanie do badań i zastosowane materiały. Zamieszczono w nim właściwości badanych materiałów zarówno statyczne jak i cykliczne, kształty próbek oraz stanowiska badawcze i urządzenia do pomiaru rozwoju pęknięć zmęczeniowych. Rozdział piąty przedstawia struktury badanych materiałów i ich wpływ na rozwój pęknięć zmęczeniowych. W badaniach własnych, przedstawionych w rozdziale szóstym i siódmym, skoncentrowano się na rozwoju pęknięć w mieszanych I+II (rozciąganie ze ścinaniem) i I+III (zginanie ze skręcaniem) sposobach pękania, które prowadzono na trzech różnych materiałach i próbkach płaskich. Badania przeprowadzono w zakresie niskiej i wysokiej liczby cykli, przy różnych współczynnikach asymetrii cyklu. Podczas pomiaru rozwoju pęknięć stosowano metody optyczne z wykorzystaniem mikroskopów i kamery cyfrowej. Do opisu wyników badań doświadczalnych zastosowano metody analityczne i numeryczne bazujące na podejściu naprężeniowym z użyciem zakresu parametru ΔK i energetycznym z użyciem zakresu parametru ΔJ . Analizowano modele dwuwymiarowe i trójwymiarowe, metodami elementów skończonych i brzegowych. Zaproponowano własne modele energetyczne oparte na zakresie parametru ΔJ do opisu rozwoju pęknięć zmęczeniowych. I+II sposób pękania badano dla obciążeń proporcjonalnych na próbkach płaskich przy różnych kątach nachylenia szczeliny i próbkach krzyżowych. W przypadku obciążeń proporcjonalnych i I+III sposobu pękania badano wpływ trzech różnych stosunków momentów skręcającego do zginającego dla dwóch rodzajów materiałów. W przypadku obciążeń nieproporcjonalnych i I+III sposobu pękania badano wpływ kąta przesunięcia fazowego pomiędzy obciążeniami zginania i skręcania na prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych. Podsumowanie pracy i wnioski przedstawiono w rozdziale ósmym. Podejście energetyczne w opisie rozwoju pęknięć zmęczeniowych wydaje się być perspektywicznym, niosącym nowe i szerokie możliwości weryfikacji proponowanych modeli dla materiałów sprężysto-plastycznych.

MIXED MODE FATIGUE CRACKS OF CONSTRUCTIONAL MATERIALS

Summary

The paper presents problems connected with mixed mode fatigue cracking of materials applied for machine elements and mechanical structures. From the review of references it appears that most papers are devoted to the mixed mode cracking I+II where the parameter K is used. There are not many papers concerning mixed mode cracking I+III. Fatigue crack growth in energy approach is discussed only in few publications. The criteria of fatigue crack growth presented in literature have been divided into stress, displacement and energy criteria, and they are discussed in Chapter 3. Chapter 4 presents preparations for tests and the applied materials. That chapter contains static and cyclic properties of the used materials, shapes of the specimens, test stands, and devices for measurements of fatigue crack growth. The next chapter presents structures of the tested materials and their influence on fatigue crack growth. In Chapters 6 and 7, the author concentrates on crack growth under mixed mode cracking I+II (tension with shearing) and I+III (bending with torsion), where the tests were performed for three materials and plane specimens. The tests were realized under low- and high-cycle fatigue and under different stress ratios. During measurements of crack growth, optical methods using microscopes and a digital camera were applied. The test results were described with analytic and numerical methods based on the stress approach using the range of ΔK parameter, as well as the energy approach using the range of ΔJ parameter. Two-dimensional and three-dimensional models were analyzed with the finite element method and the boundary element method. The author proposed his own energy models based on the ΔJ parameter for description of the fatigue crack growth. The cracking for the mixed mode I+II was tested for proportional loading for plane specimens under different angles of slot inclination, and for cruciform specimens. In the case of proportional loading and cracking for the mixed mode I+III, influence of three ratios of the torsional moment to the bending moment for two materials was tested. Under non-proportional loading and mixed mode cracking I+III, influence of the phase shift angle between bending and torsion on the fatigue crack growth rate was tested. Chapter 8 contains final conclusions. The energy approach to description of fatigue crack growth seems to be promising and it should provide wide possibilities of verification of the proposed models for elastic-plastic materials.