



UNIWERSYTET TECHNOLOGICZNO-PRZYRODNICZY
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

ROZPRAWY NR 134

Dariusz Skibicki

KRYTERIA ZMĘCZENIOWE DLA OBCIĄŻEŃ NIEPROPORCJONALNYCH

BYDGOSZCZ – 2009

REDAKTOR NACZELNY
prof. dr hab. inż. Janusz Prusiński

REDAKTOR DZIAŁOWY
dr hab. inż. Henryk Tylicki, prof. nadzw. UTP

OPINIODAWCY
prof. zw. dr hab. inż. Ewald Macha
dr hab. inż. Krzysztof Werner, prof. PCz

OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE
mgr Michał Górecki, mgr inż. Daniel Morzyński

© Copyright
Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
Bydgoszcz 2009

ISSN 0209-0597

Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
ul. Ks. A. Kordeckiego 20, 85-225 Bydgoszcz, tel. (052) 3749482, 3749426
e-mail: wydawucz@utp.edu.pl <http://www.utp.edu.pl/~wyd>

Wyd. I. Ark. aut. 7.00. Ark. druk. 7,25.
Oddano do druku i druk ukończono w styczniu 2009 r.
Zakład Poligraficzny ARGONEX ZPChr
ul. Przemysłowa 34, 85-758 Bydgoszcz, tel. 052 348 93 11

SPIS TREŚCI

Wykaz ważniejszych oznaczeń	6
1. Wprowadzenie	8
1.1. Problematyka zmęczenia wieloosiowego	8
1.2. Stan badań nad zmęczeniem wieloosiowym – wybrane aspekty	10
1.2.1. Cykliczne właściwości materiału.....	11
1.2.2. Metody identyfikacji parametrów cykli zmęczeniowych	12
1.2.3. Modele zniszczenia.....	12
1.2.4. Modele sumowania uszkodzeń zmęczeniowych.....	14
1.2.5. Inne zagadnienia i podsumowanie.....	15
1.3. Hipotezy pracy.....	16
1.4. Cele i zakres pracy	16
2. Zjawiska zmęczeniowe w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych	19
2.1. Struktury dyslokacyjne i pasma poślizgów.....	19
2.2. Dodatkowe cykliczne umocnienie	23
2.3. Rozwój mikropeknięć	25
2.4. Kumulacja uszkodzeń zmęczeniowych.....	27
2.5. Mechanizm zmęczenia nieproporcjonalnego	29
2.6. Wnioski.....	30
3. Analiza wybranych kryteriów zmęczenia wieloosiowego	32
3.1. Kryteria empiryczne.....	33
3.2. Kryteria płaszczyzny krytycznej	34
3.2.1. Idea płaszczyzny krytycznej	34
3.2.2. Analiza wybranych kryteriów.....	35
3.2.3. Synteza kryteriów	37
3.2.4. Dyskusja nad kryteriami płaszczyzny krytycznej.....	39
3.2.5. Metody uwzględniania nieproporcjonalności obciążenia	40
3.3. Kryteria globalne	42
3.3.1. Kryteria oparte na niezmiennikach tensora naprężenia	42
3.3.2. Kryteria energetyczne.....	45
3.3.3. Kryteria całkowite.....	47
3.4. Podsumowanie	49
3.5. Wnioski.....	51

4. Sformułowanie propozycji modelu zmęczenia nieproporcjonalnego	53
4.1. Opisowy model zmęczenia nieproporcjonalnego	53
4.2. Miara nieproporcjonalności obciążenia	55
4.2.1. Wpływ modułów wektorów naprężeń	55
4.2.2. Wpływ kierunków wektorów naprężeń	58
4.3. Miara wrażliwości materiału na nieproporcjonalność	60
4.4. Poziom obciążenia a wpływ nieproporcjonalności obciążenia na właściwości zmęczeniowe	62
4.5. Ogólna postać modelu obliczeniowego dla zmęczenia nieproporcjonalnego	64
5. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej	66
5.1. Warunki stosowalności proponowanych kryteriów	66
5.2. Naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne	67
5.2.1. Wybór płaszczyzny krytycznej	67
5.2.2. Ustalenie składowych stanu naprężenia mających wpływ na przebieg procesu zmęczeniowego	67
5.2.3. Ustalenie związku matematycznego pomiędzy składowymi naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego	67
5.3. Część nieproporcjonalna naprężenia ekwiwalentnego	68
5.3.1. Miara nieproporcjonalności obciążenia	68
5.3.2. Miara wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia	69
5.3.3. Wpływ poziomu obciążenia na nieproporcjonalność	72
5.4. Sformułowanie kryterium wytrzymałości zmęczeniowej	72
5.5. Sformułowanie kryterium trwałości zmęczeniowej	72
6. Weryfikacja obliczeniowa sformułowanych kryteriów	73
6.1. Weryfikacja kryterium wytrzymałości zmęczeniowej	73
6.2. Weryfikacja kryterium trwałości zmęczeniowej	80
6.3. Wnioski	84
7. Weryfikacja eksperymentalna modelu zmęczenia nieproporcjonalnego	85
7.1. Wprowadzenie i cel badań	85
7.2. Metoda badawcza	85
7.3. Plan eksperymentu	87
7.3.1. Badania wstępne – wyznaczenie wielkości referencyjnych	87
7.3.2. Badania zasadnicze – określenie wpływu nieproporcjonalności na trwałość zmęczeniową	89
7.3.3. Badania pomocnicze – fraktograficzne i mikrostrukturalne	89
7.4. Warunki prowadzenia badań	89
7.4.1. Aparatura badawcza	89
7.4.2. Cechy geometryczne badanych próbek	89
7.4.3. Identyfikacja cech materiałowych badanych próbek	90
7.5. Analiza wyników badań wstępnych	91
7.6. Analiza wyników badań zasadniczych	93

7.7. Analiza wyników badań pomocniczych.....	96
7.7.1. Fraktografia przełomów zmęczeniowych	96
7.7.2. Kierunki pęknięć zmęczeniowych	98
7.7.3. Badania mikrostrukturalne.....	101
7.8. Wnioski.....	104
8. Podsumowanie pracy.....	105
8.1. Stan wiedzy.....	105
8.2. Model zmęczenia nieproporcjonalnego	106
8.3. Badania eksperymentalne	106
8.4. Kierunki przyszłych badań	107
Literatura.....	108
Streszczenia.....	116

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

Wielkości

E	parametr zniszczenia zmęczeniowego
EBU	energia błędu ułożenia
K'	współczynnik odkształceniowego umocnienia cyklicznego
n	liczba cykli obciążenia zmęczeniowego
N_f	trwałość zmęczeniowa wyrażona liczbą cykli
R_m	wytrzymałość na rozciąganie
$R_{p0,2}$	granica plastyczności na rozciąganie
R^2	współczynnik dopasowania
t	czas
W	gęstość energii odkształcenia
WF	funkcja wagowa
Z	granica zmęczenia
Z_{so}	granica zmęczenia przy wahadłowym skręcaniu
Z_{go}	granica zmęczenia przy wahadłowym zginaniu
Z_{gj}	granica zmęczenia przy tętniącym zginaniu
α	kąt określający położenie wektora na płaszczyźnie wyznaczonej wektorem \bar{n}
β	kąt określający położenie osi głównych na płaszczyźnie wyznaczonej wektorem \bar{n}
θ	kąt określający kierunek \bar{nS} na płaszczyźnie wyznaczonej wektorem \bar{n}
ψ, χ	kąty określające położenie płaszczyzny wyznaczonej wektorem \bar{n}
σ, τ	naprężenie normalne i styczne
ε, γ	odkształcenia normalne i postaciowe
λ	stosunek amplitud naprężenia stycznego do normalnego
φ	kąt przesunięcia fazowego

Indeksy i inne

1, 2, 3	kierunki główne
eq	ekwiwalentny
okt	oktaedryczny
pr, np	proporcjonalny, nieproporcjonalny
pl, el	plastyczny, sprężysty
v, f	objętościowy, postaciowy
*	krytyczny
a	amplituda
m	wartość średnia
max	wartość maksymalna
Δ	zakres
s	skręcanie
g	zginanie
o	obustronne
j	jednostronne
n	w płaszczyźnie o wektorze normalnym n
ns	na kierunku s w płaszczyźnie o wektorze normalnym n
p, q, r, u	stałe materiałowe, współczynniki

1. WPROWADZENIE

1.1. Problematyka zmęczenia wieloosiowego

Wiele typów urządzeń oraz budowli poddanych jest jednoczesnemu działaniu kilku różnych rodzajów obciążeń, np. rozciągania i skręcania. Taki stan obciążenia określany jest mianem obciążenia złożonego albo wieloosiowego. Dla analiz wytrzymałościowych, w tym zmęczeniowych, jest to ważne o tyle, o ile taki stan obciążenia wywołuje złożone stany naprężenia i odkształcenia, które wymagają odpowiedniego podejścia. Związek pomiędzy jedno- i wieloosiowym obciążeniem a jednokierunkowym i złożonym stanem odkształcenia/naprężenia nie zawsze wynika wprost z podobieństwa ich nazw. Obciążenie jednoosiowe może bowiem lokalnie, np. w dnie karbu powodować złożony stan naprężenia, który nie powinien być pominięty w analizie wytrzymałościowej [152]. Z drugiej zaś strony, wieloosiowe obciążenie może powodować złożony stan naprężeń, dla którego, ze względu na dominujący charakter tylko jednej składowej stanu, wystarcza jednoosiowa analiza wytrzymałościowa. Jednoosiowe warunki obciążenia mogą zatem powodować jedno- i wieloosiowe stany naprężeń i odkształceń, a działanie wieloosiowego obciążenia może zostać opisane za pomocą analizy zarówno złożonego, jak i jednoosiowego stanu odkształcenia/naprężenia.

W warunkach obciążenia wieloosiowego i tylko w takich warunkach, może występować przypadek obciążenia, bardzo istotny ze względu na skutki dla procesu zmęczeniowego, zwany obciążeniem nieproporcjonalnym. O obciążeniu nieproporcjonalnym mówi się wówczas, kiedy składowe obciążenia zmieniają się względem siebie nieproporcjonalnie. Sytuacja taka może zaistnieć w przypadku obciążeń np.: okresowych, przesuniętych w fazie (*out-of-phase*), obciążeń o różnej częstotliwości składowych, gdy składowe obciążenia wieloosiowego zmieniają się losowo lub też w przypadku obciążeń blokowych o sekwencjach obciążeń złożonych z różnych jego typów. Kiedy składowe obciążenia rosną lub maleją proporcjonalnie, mamy oczywiście do czynienia z proporcjonalnym stanem obciążenia.

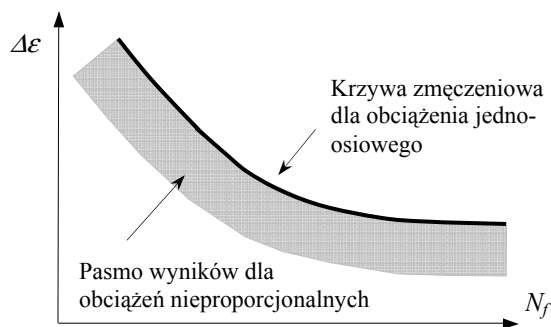
W wielu przypadkach nieproporcjonalna zmiana składowych stanu obciążenia może spowodować nieproporcjonalny stan odkształcenia/naprężenia, który charakteryzuje się zmianą kierunków osi głównych naprężeń i odkształceń.

Podobnie jak relacja pomiędzy jedno- i wieloosiowymi warunkami obciążenia a stanem odkształcenia/naprężenia, relacja pomiędzy nieproporcjonalnym stanem obciążenia a nieproporcjonalnym stanem odkształcenia/naprężenia również nie jest jednoznaczna. Nieproporcjonalny stan obciążenia może oczywiście powodować wieloosiowy nieproporcjonalny stan naprężeń i odkształceń, ale równie dobrze może generować jednoosiowy stan odkształceń/naprężeń (np. gdy wektory obciążeń są równoległe w pewnych

przypadkach rozciągania i zginania wałka [126]) oraz wieloosiowy stan proporcjonalny (przykłady takich warunków obciążenia pokazano w pracy [123]). Z drugiej strony, Achteplik i inni [2] pokazują, że nawet obciążenia jednoosiowe powodują zmianę kierunków osi głównych o 90° . Autorzy jednocześnie stwierdzili, że w takich warunkach kierunki działania naprężeń normalnych i stycznych o maksymalnych zakresach są niezmiennie.

Chcąc być precyzyjnym powinno się stosować niebudzące wątpliwości określenie stan nieproporcjonalny naprężeń/odkształceń (a nie obciążeń) i to tylko w przypadku, gdy następuje zmiana kierunków działania ich maksymalnych zakresów (a nie jedynie zmiana kierunków osi głównych). Jednak ze względu na stosowane w literaturze światowej określenie *nonproportional loading* do opisu zmęczenia w tych warunkach, w pracy również będzie używany zwrot „obciążenie nieproporcjonalne” mając na myśli nieproporcjonalne stany naprężeń bądź odkształceń. Podobnie skrótu myślowego użyto w przypadku pojęcia „obrót osi głównych”. W niniejszej pracy odnosić się on będzie do przypadków, w których zmiana położenia osi głównych powoduje zmianę kierunków naprężeń i odkształceń o maksymalnych zakresach ich zmian.

W pracy podjęto tematykę zmęczenia wieloosiowego, w tym szczególnie nieproporcjonalnego, ponieważ ma ona duże znaczenie w praktyce projektowania inżynierskiego oraz eksploatacji urządzeń i budowli. Obciążenie tego typu może mieć istotny wpływ na właściwości zmęczeniowe, np. na trwałość i wytrzymałość zmęczeniową. W zależności od rodzaju materiału i stopnia nieproporcjonalności, obciążenie tego typu może spowodować nawet 10-krotny spadek trwałości zmęczeniowej [29, 124]. Co prawda wpływ ten maleje wraz ze zmniejszaniem się poziomu obciążeń [29], niemniej jednak w zakresie nieograniczonej trwałości jest również widoczny. W najmniej korzystnych sytuacjach spadek granicy zmęczenia może dochodzić do 25% [78, 93]. Na rysunku 1.1 schematycznie pokazano, w jaki sposób nieproporcjonalność obciążenia wpływa na zachowania zmęczeniowe [40].



Rys. 1.1. Wpływ nieproporcjonalności obciążenia na właściwości zmęczeniowe [40]

Problem projektowania dla obciążeń nieproporcjonalnych jest obecnie ważny, ale można się spodziewać, że będzie nabierał coraz większego znaczenia. Ciągłe dążenie do zmniejszania kosztów wytworzenia i eksploatacji urządzeń, mające wyraz w zmianach strategii projektowania inżynierskiego od *Infinite-Life Design* przez *Safe-Life Design* do *Damage-Tolerant Design*, prowadzić może do pojawienia się uszkodzeń konstrukcji,

kóre ze względu na wysokie współczynniki bezpieczeństwa dotychczas nie występowały. Z pewnością dotyczy to skutków działania obciążenia nieproporcjonalnego. Stąd, m.in. dla takich właśnie warunków obciążeń pojawia się konieczność opracowywania coraz doskonalszych, opierających się na lepiej rozumianych mechanizmach powstawania uszkodzeń zmęczeniowych metod analitycznych, numerycznych i eksperymentalnych.

Uwzględnienie w modelach obliczeniowych zjawiska zmęczenia pod działaniem obciążeń nieproporcjonalnych nie jest zadaniem prostym. W tych warunkach pojawia się bowiem ilościowa, a niekiedy również jakościowa zmiana charakteru zjawisk zmęczeniowych. Z tego powodu, do oceny trwałości czy wytrzymałości zmęczeniowej w tych warunkach, nie zawsze jest możliwa adaptacja znanych modeli jednoosiowych czy wieloosiowych proporcjonalnych. Ze względu na swą specyfikę, analiza zmęczeniowa obciążenia nieproporcjonalnego wymaga nowego podejścia [30].

1.2. Stan badań nad zmęczeniem wieloosiowym – wybrane aspekty

Badania nad zmęczeniem w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego znajdują się w fazie dynamicznego rozwoju. Świadczy o tym obecność tej tematyki na większości konferencji poświęconych problemom zmęczenia materiałów i konstrukcji. Co więcej, liczba prac na temat zmęczenia wieloosiowego jest na tyle duża, a tematyka na tyle znacząca, że powołana została konferencja tematyczna o nazwie International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture (ICMFF). Pierwsze spotkanie w ramach ICMFF odbyło się w 1982 roku w San Francisco w USA, a ostatnie, 8. w 2007 roku, w Sheffield w Wielkiej Brytanii.

Specyfika zmęczenia wieloosiowego wymaga uwzględnienia tego typu obciążenia w wielu obszarach badawczych. Tematyka konferencji ICMFF obejmuje bardzo szerokie spektrum zagadnień o zmęczeniu, a ponadto mechanikę pękania oraz teorię plastyczności. Wyobrażenie o aktualnym stanie badań daje analiza obszarów tematycznych ICMFF. Są nimi: zmęczenie wysoko- i niskocyklowe, obciążenia nieproporcjonalne i zmiennoamplitudowe, zmęczenie wieloosiowe konstrukcji spawanych, działanie karbów, inicjacja i rozwój krótkich pęknięć, pęknięcie wg mieszanego sposobu obciążenia, kierunki pęknięcia, zmęczenie cieplne i płynięcie, modele plastyczności cyklicznej i inne.

Dokładniej i w sposób systematyczny, stan badań nad zmęczeniem wieloosiowym można określić odnosząc się do kolejnych kroków procedury szacowania trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej dla ogólnych warunków obciążeń zmęczeniowych. Za takie z pewnością uznać można niskocyklowe, zmiennoamplitudowe i nieproporcjonalne obciążenie wieloosiowe. Ogólna procedura obliczeniowa w tym przypadku wymaga realizacji następujących kroków [126]:

- określenia cyklicznych właściwości materiału,
- identyfikacji parametrów cykli zmęczeniowych,
- obliczenia parametru zniszczenia zmęczeniowego,
- zsumowania uszkodzeń zmęczeniowych.

Warto zwrócić uwagę, jak na każdym z wymienionych kroków nieproporcjonalność obciążenia zmęczeniowego wprowadza nowe ilościowo i jakościowo zjawiska, wymagające opracowania nowego, bardziej ogólnego podejścia.

1.2.1. Cykliczne właściwości materiału

Modele cyklicznych właściwości materiału, określając związek między naprężeniem i odkształceniem w warunkach obciążeń zmiennych pozwalają na identyfikację stanu naprężenia i odkształcenia. Pełen model plastyczności wymaga zdefiniowania trzech elementów: kryterium plastyczności tworzącego powierzchnię plastyczności, prawa plastycznego płynięcia określającego wartość i kierunek odkształcenia plastycznego oraz modelu wzmocnienia opisującego, w jaki sposób zmienia się powierzchnia plastyczności pod wpływem odkształcenia plastycznego. Dla obciążenia wieloosiowego wymaga się przy tym uwzględnienia takich zjawisk, jak: umocnienie, kumulacja odkształceń plastycznych w cyklach obciążenia – *ratcheting* oraz relaksacja naprężeń średnich. W warunkach obciążeń nieproporcjonalnych pojawia się także nowe, wymagające opisu zjawisko – dodatkowe cykliczne umocnienie. Wartość tego dodatkowego umocnienia może sięgać wartości umocnienia w warunkach obciążeń proporcjonalnych.

Jako przykłady klasycznych rozwiązań podać można np. model Mroza [88] z dyskretną liczbą powierzchni plastyczności, Chu [21] z nieskończoną liczbą powierzchni plastyczności oraz dwupowierzchniowy model McDowella [82].

Dla przypadku obciążenia nieproporcjonalnego swoją propozycję przedstawił Tanaka [138], a modyfikację tego rozwiązania zaproponowali m.in. Jiang [45] i Döring [26]. W klasycznym modelu Tanaki proponuje się dekompozycję modelu umocnienia na nieliniowe umocnienie izotropowe i kinematyczne. Nieproporcjonalność obciążenia jest uwzględniona za pomocą wprowadzenia odpowiedniego parametru do równania odpowiedzialnego za umocnienie izotropowe (za [16]). Parametr ten powstał w wyniku analizy 5-wymiarowego tensora odkształceń plastycznych. Innym parametrem nieproporcjonalności jest wielkość zaproponowana przez Benallala na podstawie analizy kąta pomiędzy wektorem naprężenia wstecznego (*back stress*) a wektorem reprezentującym jego przyrost (za [16]).

Istniejące modele są jednak cząstkowe i bardzo skomplikowane – zawierają liczne stałe materiałowe [27, 45, 138]. W praktyce trudno o wybór właściwego modelu [51]. Dlatego do celów praktycznych proponuje się rozwiązania uproszczone polegające na zastosowaniu równania Ramberga-Osgooda, w którym K' zastępuje się współczynnikiem umocnienia cyklicznego K'_{np} , wyznaczonym dla warunków obciążeń nieproporcjonalnych [108].

Uwzględnienie plastyczności cyklicznej staje się niezbędne przy lokalnym podejściu w przypadku występowania dużych odkształceń plastycznych, np. przy opisie rozwoju pęknięć [27] lub wpływu działania karbu [15, 39]. Zastosowanie modeli plastyczności cyklicznej nie ogranicza się jednak do zakresu trwałości niskocyklowej. Jiang [44] zapewnia, że jego kryterium wieloosiowego zmęczenia oparte na modelu plastyczności cyklicznej, może i powinno być stosowane dla trwałości powyżej 10^6 cykli. Także Karolczuk [50] postuluje uwzględnienie cyklicznych właściwości materiału w zakresie wysokocyklowym. Autor wykazał, że w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych błąd oszacowania położenia płaszczyzny złomu jest mniejszy w przypadku zastosowania modelu plastycznego.

1.2.2. Metody identyfikacji parametrów cykli zmęczeniowych

W warunkach obciążeń losowych, w przypadku stosowania większości modeli zniszczenia zmęczeniowego, istnieje konieczność zidentyfikowania cykli zmęczeniowych. Dla obciążeń wieloosiowych można wskazać na dwa sposoby zliczania cykli zmęczeniowych. Oba polegają na sprowadzeniu zagadnienia wielowymiarowego do zagadnienia jednowymiarowego – jednoosiowego. Pomysł zaproponowany przez Bannantine i Socie [5] polega na zliczaniu cykli na różnych płaszczyznach, przy czym za płaszczyzną krytyczną uznaje się płaszczyznę o największym skumulowanym uszkodzeniu zmęczeniowym. Drugie podejście polega na zliczaniu cykli zmęczeniowych opierając się o analizę przebiegu naprężenia ekwiwalentnego. Takie podejście zaprezentowali Wang i Brown [142]. Porównanie skuteczności obu podejść znaleźć można w pracach [83, 126].

W przypadku obciążeń nieproporcjonalnych stosowanie tradycyjnych metod może nastęrczać trudności lub powodować błędy. Na przykład algorytm płynącego deszczu nie identyfikuje cykli zmęczeniowych prawidłowo, kiedy wartości maksymalne naprężeń nie będą odpowiadać w czasie maksymalnym wartościom odkształceń. Tego typu przebiegi naprężeń i odkształceń, wynikające z nieproporcjonalnej zmiany składowych obciążenia opisano w pracy [126].

Propozycję zliczania cykli uwzględniającą wpływ nieproporcjonalność obciążenia na proces zmęczeniowy przedstawił Itoh [40]. Autor proponuje, aby zliczanie cykli następowało na dwóch płaszczyznach obróconych względem siebie o kąt 45° . Inne propozycje można znaleźć np. w pracach: Langlaisa [58] – autor proponuje modyfikację samego algorytmu płynącego deszczu lub Kenmeugene [54], gdzie postuluje się zastosowanie metody płynącego deszczu do obciążeń wieloosiowych poprzez wprowadzenie tzw. „zmiennej zliczanej” – *counting variable*.

Niekiedy określanie parametrów zniszczenia zmęczeniowego pod obciążeniem nieproporcjonalnym nie wymaga identyfikowania poszczególnych cykli zmęczeniowych. Dotyczy to modeli opartych na idei płaszczyzny krytycznej lub wynikających z podejścia całkowego i przeznaczonych dla zakresu trwałości wysokocyklowej. Zastosowanie tych modeli wymaga natomiast zidentyfikowania amplitud i wartości średnich naprężeń normalnych i stycznych związanych z wybraną płaszczyzną. Trudność w tym przypadku sprawia wyznaczenie amplitudy i wartości średniej naprężenia stycznego. Istnieją co najmniej trzy metody wyznaczania tych wielkości: najdłuższego rzutu (*longest projection*), najdłuższej cięciwy (*longest chord*) i najmniejszego opisanego okręgu (*minimum-circumscribed circle*). Dyskusję nad tymi metodami można znaleźć w pracy Papadopoulosa [97]. Nieco szerzej problem został omówiony w rozdziale 3. odnośnie wieloosiowych kryteriów opartych na podejściu całkowym.

1.2.3. Modele zniszczenia

Modele zniszczenia określają parametr uszkodzenia zmęczeniowego za pomocą związków naprężeniowych, odkształceniowych lub naprężeniowo-odkształceniowych często reprezentujących wielkość o wymiarze energii. W przypadkach obciążeń stałoamplitudowych, kiedy w każdym cyklu kumuluje się uszkodzenie zmęczeniowe o identycznej wartości, wyznaczony parametr może być bezpośrednio użyty do sformułowania kryte-

rium i porównany z wielkościami granicznymi – np. z granicą zmęczenia. W przypadku, kiedy w każdym cyklu kumuluje się uszkodzenie zmęczeniowe o innej wartości, konieczne jest zastosowanie modeli kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

Istotnym problemem przy formułowaniu obliczeniowego modelu zniszczenia zmęczeniowego, jednocześnie precyzyjnego i ogólnego, jest wieloetapowość procesu zmęczenia. Proces ten obejmuje wiele różnych faz, często opartych na różnych mechanizmach zniszczenia. Socie [125] wyróżnia aż 6 etapów zmęczeniowego modelu kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych: inicjacja pęknięcia w ziarnie, zatrzymanie pęknięcia na granicy ziarna, łączenie się pęknięć, etap I rozwoju pęknięcia, przejście z etapu I do II, rozwój pęknięcia w etapie II. Udział tych etapów w procesie zmęczeniowym zależy od bardzo wielu czynników, np. wartości obciążenia (zmęczenie nisko- i wysokocyklowe) lub jego typu (skręcanie, rozciąganie). Szansę na pełen obraz przebiegu procesu zmęczeniowego materiału umożliwiają m.in. wykresy faz i sposobów niszczenia materiałów przedstawione przez Socie [125]. W określonych sytuacjach udział niektórych etapów w całym procesie może być pominięty, zaś udział innych staje się dominujący [125, 136]. W pracy [89] pod znamienym tytułem *What is fatigue damage?* Murakami i Miller stwierdzają, że proces zmęczeniowego niszczenia powinien być opisywany tylko w kategoriach wzrostu pęknięcia w pojedynczym ziarnie. W zależności od tego, na jakim etapie procesu zniszczenia zmęczeniowego koncentruje się uwaga badacza, stosuje się różne typy analizy zmęczeniowej i odmienne modele zniszczenia: naprężeniowe i odkształceniowe, modele mechaniki pękania, modele teorii plastyczności. Analiza procesu zmęczenia może być także prowadzona z uwzględnieniem kilku podejść, np. odkształceniowego do momentu pojawienia się pęknięcia o określonym wymiarze i mechaniki pękania na dalszym etapie rozwoju pęknięcia [133].

Nieuwzględnienie istnienia różnych etapów i mechanizmów procesu zniszczenia zmęczeniowego prowadzić może do ograniczenia zakresu stosowania kryteriów tylko dla określonych warunków obciążeń i wybranych materiałów. Uogólnienie modelu obliczeniowego wymaga trafnego wyboru wielkości odpowiedzialnych za przebieg całego procesu zmęczeniowego. Należy określić, jakie cechy obciążenia (wartości średnie, gradienty, stopień nieproporcjonalności) i które parametry tych wielkości (amplitudy, zakresy zmienności, wartości maksymalne) mają znaczenie. Poza tym należy wybrać sposób opisu tej wielkości. Dla przykładu, o przebiegu zniszczenia pod obciążeniem wieloosiowym decyduje m.in. sposób obciążenia [141]. Dlatego w przypadku hipotez uniwersalnych, w modelu, oprócz składowych stanu naprężenia lub odkształcenia, muszą pojawić się dodatkowe informacje dotyczące obciążenia. Może to być charakterystyka stanu naprężenia [141] np. w postaci funkcji trójosiowości jak w kryterium Gołosia [35]. Innym rozwiązaniem jest wprowadzanie do kryterium stałych materiałowych wyznaczonych dla określonych stanów obciążenia i związanych z nimi różnych sposobów zniszczenia. Stosując kryterium McDiarmida [81] istnieje możliwość określenia sposobu zniszczenia elementu poprzez wprowadzanie stałych materiałowych dla przypadku A i przypadku B rozwoju pęknięcia. Jeszcze inną metodę na uwzględnienie sposobu obciążenia przyjęli Wang i Brown, którzy dla różnych przypadków rozwoju pęknięcia zaproponowali dwa oddzielne modele obliczeniowe (za [150]).

Cechą obciążenia, która z całą pewnością również decyduje o przebiegu procesu zmęczeniowego jest stopień nieproporcjonalności obciążenia. Metody opisu nieproporcjo-

nalności w przypadku wieloosiowych modeli naprężeniowych i odkształceniowych zostały szczegółowo omówione w rozdziale 2. Na temat włączenia opisu nieproporcjonalności obciążenia w modelach teorii plastyczności wspomniano w punkcie 1.2.1. W przypadku problematyki obciążenia nieproporcjonalnego w modelach opartych na opisie rozwoju pęknięcia należy stwierdzić, że liczba prac na ten temat jest bardzo ograniczona [102]. Jednocześnie należy podkreślić, że istnieje duży wpływ nieproporcjonalności nie tylko na prędkość rozwoju, ale również i na kierunek rozwoju pęknięcia [17, 32, 33, 50, 102, 107, 146].

1.2.4. Modele sumowania uszkodzeń zmęczeniowych

Określenie uszkodzenia w warunkach obciążeń cyklicznych o zmiennych w czasie parametrach cyklu wymaga obliczenia uszkodzenia skumulowanego. Dla obciążeń jednoosiowych istnieje bardzo liczna grupa hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych [31]. Pomimo to, jak w podsumowaniu monografii nt. hipotez sumowania uszkodzeń stwierdza Szala [136], brak jest hipotezy uniwersalnej.

Istnieje szereg prac, które wykazują nieadekwatność hipotez jednoosiowych dla obciążeń wieloosiowych, a zwłaszcza nieproporcjonalnych [3, 11, 19, 85, 86, 145]. Przykładowym problemem, jaki pojawia się przy próbie zastosowania hipotez jednoosiowych do obciążeń wieloosiowych jest efekt sekwencji obciążeń. Przy czym, w odróżnieniu od obciążeń jednoosiowych nie chodzi tylko o sekwencję wartości obciążenia, ale także o wpływ zmiany sposobu obciążania. Dla przykładu sekwencja obciążeń skręcanie i rozciąganie jest bardziej niszcząca niż rozciąganie z następującym po nim skręcaniem [11]. Okazuje się, że wpływ na proces kumulacji uszkodzenia zmęczeniowego ma także kolejność obciążeń proporcjonalnego i nieproporcjonalnego. Sekwencja: obciążenie nieproporcjonalne i obciążenie proporcjonalne jest bardziej niszcząca niż sekwencja odwrotna [19]. Zagadnienie to zostało również omówione w rozdziale 2.

Przykładowe rozwiązanie zagadnienia sekwencji typów obciążeń zaproponował Chen [19]. Badacz dla opisu sekwencyjnie zmieniających się rodzajów obciążenia ze zmiennym położeniem osi głównych pomiędzy blokami proponuje uogólnienie hipotezy Masona o funkcję nieproporcjonalności obciążenia zaproponowaną przez Itoha w pracy [41].

Warto dodać, że idea kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych została również wykorzystana do opisu stałoamplitudowych, nieproporcjonalnych obciążeń. Według Itoha [40] problem określenia wpływu nieproporcjonalności obciążenia na proces zmęczeniowy można rozwiązać dokonując sumowania uszkodzeń na dwóch płaszczyznach o ściśle określonych położeniach. Pierwsza wyznaczona jest wektorem maksymalnego odkształcenia normalnego, druga zaś jest obrócona względem niej o kąt 45° . Całkowite uszkodzenie obliczane jest wg zależności:

$$D = \frac{d_I^2 + d_{II}^2}{d_I + d_{II}} \quad (1.1)$$

gdzie d_I , d_{II} są uszkodzeniami obliczonymi na podstawie hipotezy Minera oddzielnie dla każdej z płaszczyzn.

1.2.5. Inne zagadnienia i podsumowanie

Wielu badaczy, jak Marquis [74], Zenner [152] i Sonsino [131] podkreślają, że dotychczas zagadnienia zmęczenia wieloosiowego są domeną jedynie specjalistów z tego zakresu nauki. Są dwie przyczyny, dla których wieloosiowe modele zmęczeniowe nie znalazły zastosowania w praktyce inżynierskiej: po pierwsze, błędy szacowania wielkości zmęczeniowych przy ich użyciu są zbyt duże i po drugie, stopień złożoności proponowanych modeli jest zbyt wysoki.

Według autora problem wskazany jako pierwszy ma zasadnicze znaczenie. Problem drugi, czyli zastosowanie w praktyce inżyniera nawet bardzo złożonych procedur obliczeniowych jest łatwy do rozwiązania za pomocą komputerowego wspomaganie. Skutecznie uwalnia to inżyniera od konieczności poznawania złożonego modelu obliczeniowego. Główny problem upowszechnienia wieloosiowych modeli obliczeniowych to nie dostępność oprogramowania, ale jakość zakodowanych w nim modeli obliczeniowych. Sonsino przetestował dla warunków eksploatacyjnych kilka pakietów oprogramowania inżynierskiego [131]. Rezultaty nie są zadowalające – wyniki charakteryzują się bardzo dużym rozrzutem pomiędzy pakietami i w przeważającej liczbie, w stosunku do wyników eksperymentalnych, są znacząco niedoszacowane. Sonsino zwraca uwagę, że sytuacja jest najgorsza w przypadku obciążeń nieproporcjonalnych. Rzeczywiście, można się przekonać, że w jednym z najważniejszych inżynierskich narzędzi obliczeniowych, jakim jest system Abaqus, w ogóle brak jest modeli właściwości cyklicznych uwzględniających nieproporcjonalność obciążenia [1].

Sonsino wysuwa oczywisty wniosek, że niezadowalające wyniki są efektem niewystarczającej wiedzy o mechanizmach zmęczeniowych na wszystkich etapach ogólnej procedury obliczeniowej: identyfikacji związku między naprężeniem i odkształceniem w warunkach odkształceń cyklicznych, identyfikacji cykli zmęczeniowych obciążenia eksploatacyjnego, formułowania parametrów zniszczenia oraz hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Sonsino podkreśla, że w tym stadium rozwoju modeli obliczeniowych badania eksperymentalne są niezbędnym uzupełnieniem praktyki projektowej nowych wytworów.

Marquis [74] dostrzega natomiast paradoksalność sytuacji, w której niedokładności pakietów obliczeniowych towarzyszy bardzo duża liczba modeli obliczeniowych. Zenner [152] podzielając to stanowisko postuluje, aby międzynarodowe środowisko naukowe znalazło sposób na usystematyzowanie zbierania i opracowania danych na temat zmęczenia wieloosiowego, szczegółową analizę dotychczas opracowanych metod i zorganizowaną (komisyjną) pracę nad weryfikacją modeli obliczeniowych.

Marquis [74] na tle powyższych rozważań formułuje szczegółową, ale ważną opinię. Podsumowując stan wiedzy i przyszłe kierunki badań na temat wieloosiowego zmęczenia badacz stwierdza, że na tle dużej liczby badań przeprowadzonych w zakresie zmęczenia wieloosiowego istnieje niedostateczny stan wiedzy w zakresie badań eksperymentalnych i metod obliczeniowych połączeń spawanych.

Zdaniem autora niniejszej pracy, powyższa analiza pokazuje, że w wielu obszarach zmęczenia wieloosiowego niebagatelną rolę odgrywa problem nieproporcjonalności obciążenia. Jest to zjawisko o jakościowo odmiennym charakterze w stosunku do

zmęczenia proporcjonalnego. Pomimo licznych propozycji problem zmęczenia nieproporcjonalnego nie został dotychczas rozwiązany. Zmęczenie nieproporcjonalne wymaga uogólnienia obecnie stosowanych metod. Uogólnienie modeli obliczeniowych wymaga oczywiście znajomości mechanizmów zmęczenia w tym stanie obciążenia. Brak właściwego zrozumienia mechanizmów zmęczenia nieproporcjonalnego lub wręcz pominięcie nieproporcjonalności obciążenia zmęczeniowego powoduje, że mimo dużej liczby propozycji modeli obliczeniowych nadal istnieje problem szacowania właściwości zmęczeniowych w tym zakresie.

1.3. Hipotezy pracy

Analiza wybranych aspektów stanu badań nad zmęczeniem nieproporcjonalnym skłania do postawienia następujących hipotez odnośnie przyczyn problemów szacowania trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej oraz możliwości ich wyeliminowania:

1. Błędy szacowania wielkości zmęczeniowych w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych wynikają z nieuwzględnienia w modelach obliczeniowych cech obciążenia nieproporcjonalnego, które mogą mieć ważne znaczenie dla przebiegu procesu zmęczeniowego.
2. Ze względu na przekonującą interpretację fizyczną oraz obszerną weryfikację kryteriów zmęczeniowych opartych na idei płaszczyzny krytycznej, wydaje się, że model zmęczenia nieproporcjonalnego można zbudować na drodze uogólnienia tego podejścia z obszaru obciążeń proporcjonalnych na obciążenia nieproporcjonalne.
3. Weryfikacja eksperymentalna modelu zmęczenia dla obciążeń nieproporcjonalnych może zostać przeprowadzona z wykorzystaniem znanej w zmęczeniu metodyki badań programowanych. W tym przypadku, oprócz wartości wielkości tworzących bloki obciążenia, programowaniu podlegać powinno także położenie osi głównych.

1.4. Cele i zakres pracy

Przedstawiona w formie hipotez diagnoza aktualnego dorobku w zakresie wieloosiowych metod obliczeniowych skłoniła do przyjęcia następujących celów niniejszej pracy:

1. budowy modelu zmęczenia nieproporcjonalnego, którego najważniejszym elementem będzie propozycja miary nieproporcjonalności obciążenia uwzględniająca charakterystyczne cechy procesu zmęczenia nieproporcjonalnego,
2. sformułowania kryteriów: wytrzymałościowego i trwałościowego dla przypadku dwuosiowych obciążeń nieproporcjonalnych, sinusoidalnie zmiennych z przesunięciem fazowym składowych i wartościami średnimi,
3. weryfikacji obliczeniowej obu kryteriów na podstawie danych literaturowych,
4. weryfikacji eksperymentalnej uznanych za istotne, cech zaproponowanej miary nieproporcjonalności obciążenia.

Praca podzielona została na 8 rozdziałów. Trzy pierwsze rozdziały mają charakter analizy istniejącej wiedzy. Dwa kolejne, 4. i 5. zawierają propozycję własnego modelu obliczeniowego, zaś w rozdziałach 6. i 7. przedstawiono analizę wyników badań weryfikacyjnych. Rozdział 8 jest podsumowaniem pracy.

Sformułowanie modelu nieproporcjonalności obciążenia uwzględniającego istotne, ze względu na dokładność obliczeniową, cechy obciążenia nieproporcjonalnego wymaga określenia stanu wiedzy w zakresie strukturalnych aspektów zmęczenia nieproporcjonalnego. W związku z tym w rozdziale 2. zawarto analizę procesu zmęczenia w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych. Na podstawie analizy struktur dyslokacyjnych starano się scharakteryzować podstawowe zjawiska fizyczne zachodzące w tym stanie obciążenia. Zwrócono uwagę na problem dodatkowego cyklicznego umocnienia, rozwój mikropęknięć oraz problem kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w warunkach obrotu osi głównych. Rozpatrzono wrażliwość właściwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia. Powyższe aspekty starano się przedstawić z perspektywy jakościowych i ilościowych różnic w procesie zmęczenia nieproporcjonalnego w stosunku do zmęczenia w warunkach niezmiennego położenia osi głównych.

Sformułowanie propozycji modelu nieproporcjonalności poprzedzono także próbą odpowiedzi na pytanie, na ile aktualny stan wiedzy w zakresie strukturalnych aspektów zmęczenia nieproporcjonalnego został wykorzystany w istniejących modelach zmęczeniowych. Analiza ta, zamieszczona w rozdziale 3., została przeprowadzona głównie z perspektywy rozwiązań problemu określania stopnia nieproporcjonalności obciążenia. Starano się określić ogólną zasadę tworzenia miar nieproporcjonalności oraz dokonano próby sklasyfikowania metod budowy takich miar.

Na podstawie wniosków dotyczących strukturalnych aspektów zmęczenia nieproporcjonalnego i wniosków wynikających z analizy istniejących modeli obliczeniowych, w rozdziale 4. sformułowano model zmęczenia nieproporcjonalnego. Określono składowe model i podano uzasadnienie dla każdej z nich. Ostatecznie zaproponowano zapis modelu w ogólnej, matematycznej postaci kryterium zmęczenia wieloosiowego.

W rozdziale 5. sformułowano szczegółowe postaci modelu obliczeniowego, a mianowicie kryteria: wytrzymałościowe i trwałościowe. Konkretnie rozwiązania zastosowane w kryteriach skonfrontowano z propozycjami innych autorów oraz starano się je uzasadnić wynikami własnych badań.

W rozdziale 6. przedstawiono wyniki weryfikacji obu kryteriów zmęczenia nieproporcjonalnego. Uzyskane obliczeniowe wartości właściwości zmęczeniowych porównano z danymi literaturowymi. Każdorazowo starano się wykazać, jaką poprawę wyników uzyskano dzięki zastosowaniu proponowanej miary nieproporcjonalności obciążenia.

Oprócz weryfikacji obliczeniowej modelu nieproporcjonalności przeprowadzono badania eksperymentalne, których zadaniem było potwierdzenie założeń stanowiących podstawę budowy miary nieproporcjonalności. W rozdziale 7. przedstawiono metodykę badawczą opartą o ideę badań programowanych, umożliwiającą modelowanie wybranych cech obciążenia nieproporcjonalnego oraz analizę uzyskanych wyników trwałościowych i metalograficznych.

1. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

Pracę kończy rozdział 8. będący podsumowaniem w odniesieniu do: stanu wiedzy o zmęczeniu wielosiowym, zaproponowanego modelu zmęczenia nieproporcjonalnego, przeprowadzonych badań eksperymentalnych oraz zamierzeń związanych z dalszymi pracami w obszarze zmęczenia nieproporcjonalnego.

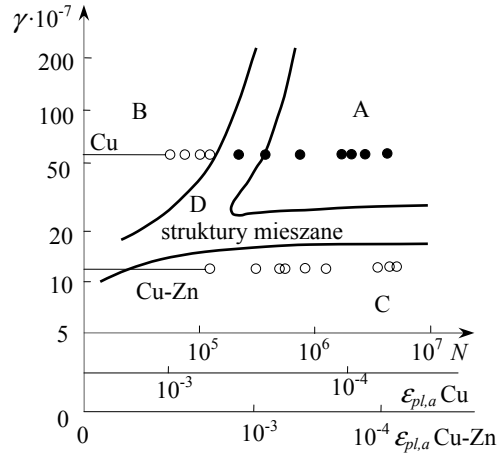
2. ZJAWISKA ZMĘCZENIOWE W WARUNKACH OBCIĄŻEŃ NIENIEPROPORCJONALNYCH

W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki obserwacji prowadzonych przez różnych autorów na temat zjawisk zmęczeniowych towarzyszących zmęczeniu nieproporcjonalnemu. W pierwszym podrozdziale zgromadzono dane na temat struktur dyslokacyjnych. Jak pisze Kocańda [137] (pod red. Szczepińskiego), to mechanizmy dyslokacyjne w pierwszej kolejności warunkują i współokreślają zachowania zmęczeniowe, m.in. powstawanie odkształceń plastycznych i w większości przypadków rozwój pęknięć zmęczeniowych. W podrozdziale 2.2. opisano efekt dodatkowego cyklicznego umocnienia, zjawiska bardzo charakterystycznego dla obciążeń nieproporcjonalnych. Wartość dodatkowego umocnienia jest często uznawana za stałą materiałową, którą wykorzystuje się do budowy modeli prognozowania innych zachowań zmęczeniowych w tych warunkach. W podrozdziale 2.3. przedstawiono, ważne dla zrozumienia istoty zmęczenia nieproporcjonalnego, wyniki obserwacji rozwoju mikropęknięć. W następnym podrozdziale opisano efekt nieliniowej kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych jako ma miejsce w warunkach obciążeń blokowych o zmiennym położeniu osi głównych. W podrozdziale 2.5. podjęto próbę opisu mechanizmu zmęczenia nieproporcjonalnego, zwracając przy tym uwagę na związek pewnych cech materiałowych i wrażliwości na nieproporcjonalność obciążenia.

2.1. Struktury dyslokacyjne i pasma poślizgów

Struktury dyslokacyjne powstające w warunkach obciążenia zmęczeniowego proporcjonalnego są szeroko opisane i sklasyfikowane [55, 56]. Ich rodzaj zależy od bardzo wielu czynników, takich jak rodzaj struktury krystalicznej, wartość *EBU*, warunki obciążenia i liczba cykli. Na rysunku 2.1 przedstawiono zależność rodzaju struktur dyslokacyjnych od wartości *EBU*, liczby cykli zmęczeniowych i wartości amplitudy odkształcenia plastycznego. Dla obciążeń wysokocyklowych i dla metali o dużej wartości *EBU*, charakterystyczna jest struktura włóknista, sznurowa (żyłowa). Na rysunku 2.1 obszar ten oznaczono jako A. W obszarze B, odpowiadającym obciążeniom niskocyklowym i metalom o dużej wartości *EBU*, występuje struktura komórkowa. Obszar C, w którym występują pasma płaskich układów dyslokacji (tzw. pasmowa struktura dyslokacyjna), charakterystyczny jest dla metali o małej wartości *EBU*. W obszarze D występują struktury mieszane.

Na tym samym rysunku, na tle opisanych wyżej obszarów, za pomocą kółek zaznaczono ewolucję struktur dyslokacyjnych w Cu i w stopie Cu-Zn. Struktury te zmieniają się wraz ze wzrostem liczby cykli zmęczeniowych. Charakterystyczną cechą tych zmian jest to, że w stopie Cu-Zn ze względu na mniejszą wartość *EBU* nie powstają układy komórkowe, podczas gdy w Cu z czasem dochodzi do rozwoju tego typu struktur.



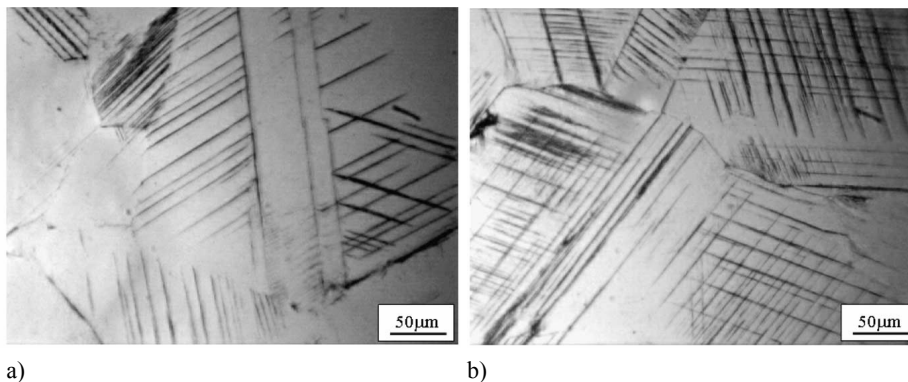
Rys. 2.1. Schemat zależności rodzaju struktury dyslokacyjnej w metalach o sieci RSC od EBU i liczby cykli obciążenia N i wartości odkształcenia plastycznego [137]

Kocańda [55] dokonuje podsumowania cech charakterystycznych, zmęczeniowych, komórkowych struktur dyslokacyjnych. Wraz ze wzrostem amplitudy obciążenia maleją rozmiary komórek. Wraz ze wzrostem liczby cykli zachodzą następujące zmiany:

- zwiększa się ostrość ścianek komórek,
- powiększa się ich dezorientacja,
- oczyszczają się wnętrza komórek,
- struktury rozwijają się w głąb materiału.

Wprawdzie badania w odniesieniu do obciążeń nieproporcjonalnych są liczne, brak jest podobnego usystematyzowania zagadnienia.

Zhang i Jiang w pracy [157] przeprowadzili badania porównawcze struktur dyslokacyjnych miedzi uzyskanych pod działaniem obciążeń proporcjonalnych, skręcania i rozciągania-ściskania z uzyskanymi w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych wywołanych poprzez skręcanie z rozciąganiem-ściskaniem z kątem przesunięcia fazowego składowych równym 90° . Analiza struktur dyslokacyjnych poprzedzona została obserwacją pasm poślizgów. Nawet dla dużych wartości obciążeń pod obciążeniem proporcjonalnym aktywowane były co najwyżej dwa systemy poślizgu (rys. 2.2.a). Ich cechą charakterystyczną była dominacja jednego z systemów. Pod obciążeniem nieproporcjonalnym były uruchamiane równorzędne systemy poślizgu, które występowały powszechnie w każdym z ziaren (rys. 2.2.b). W przypadku obrazu struktur dyslokacyjnych okazuje się, że dla obu obciążeń pojawiały się struktury komórkowe. Różniły się jednak charakterem. Komórki uzyskane pod obciążeniem nieproporcjonalnym posiadały ściany cieńsze i bardziej gęste. Ich wyrazistość była większa. Ponadto rozmiary komórek w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych były mniejsze. Autorzy sformułowali związek pomiędzy amplitudą naprężenia nasycenia a rozmiarem komórki. Amplituda ta rośnie liniowo (umocnienie jest większe) wraz z odwrotnością średnicy komórki.



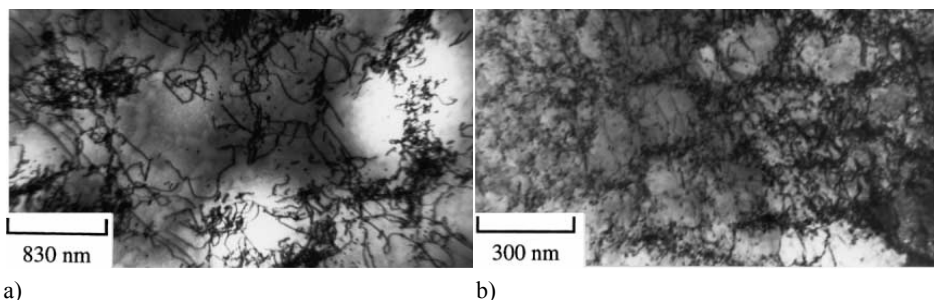
Rys. 2.2. Pasma poślizgów na powierzchni: a) rozciąganie-ściskanie, b) rozciąganie-ściskanie ze skręcaniem z przesunięciem w fazie 90°

Jiao i inni opisali w pracy [46], jak w stopie 800H, w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego, w stosunku do obciążeń proporcjonalnych, zwiększa się liczba aktywnych systemów poślizgu oraz gęstość dyslokacji, a ich rozkład staje się bardziej jednorodny.

Rios i inni w badaniach [104] nad wpływem obciążenia nieproporcjonalnego na stal 316 zauważyli, że obciążenie to powoduje zmianę charakteru ścianek komórek dyslokacyjnych z luźno splecionych w przypadku obciążeń proporcjonalnych, w ciasną, gęstą sieć. Ściany komórek są bardziej ostre i charakteryzują się większym kątem dezorientacji. Zwiększa się także gęstość dyslokacji mierzona zarówno na ściankach komórek, jak i na całym obszarze. Rios szukał analogii pomiędzy wpływem stopnia nieproporcjonalności a wartością amplitudy obciążeń monotonicznych na rozwój struktur dyslokacyjnych. Według tego autora, w przypadku małych i średnich wartości odkształceń plastycznych, struktury dyslokacyjne przypominają uzyskane w warunkach obciążeń proporcjonalnych. Dla dużych monotonicznych odkształceń plastycznych obraz struktur dyslokacyjnych przypomina struktury wykształcone pod obciążeniem nieproporcjonalnym.

Bochera i inni [9] analizowali struktury dyslokacyjne stali austenitycznej 316 poddanej działaniu obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Pod działaniem obciążenia proporcjonalnego tworzyły się struktury złożone ze splotów dyslokacji lub komórek o bardzo luźnych ściankach (rys. 2.3.a). Pod działaniem obciążeń nieproporcjonalnych w 90% ziaren powstają komórki dyslokacyjne (rys. 2.3.b).

Sakane i inni [106] opisali zmiany struktur dyslokacyjnych stali 304 w wyniku działania aż 13 różnych przypadków obciążeń, w tym 11 nieproporcjonalnych. Autorzy zauważyli, że w wyniku obrotu osi głównych wiele dyslokacji można znaleźć we wnętrzu komórek dyslokacyjnych. Autorzy podkreślili, że skutkiem obrotu osi głównych jest także zmniejszenie się rozmiaru komórek dyslokacyjnych.



Rys. 2.3. Struktury dyslokacyjne powstałe w warunkach: a) rozciągania/ściskania i skręcania, b) obciążenia nieproporcjonalnego o ścieżce obciążenia w kształcie motyla

Xiao i Kuang [147] wykonali badania struktur dyslokacyjnych dla stali 302 dla obciążenia nieproporcjonalnego o różnym stopniu nieproporcjonalności. Zaobserwowano, że dla tego samego poziomu obciążenia wraz ze wzrostem nieproporcjonalności obciążenia struktury dyslokacyjne zmieniały się od struktury włóknistej dla ścieżki obciążenia „podwójny trójkąt”, przez strukturę komórkową o wydłużonych komórkach dla obciążenia w kształcie elipsy, do dobrze wykształconej struktury komórkowej dla ścieżki obciążenia w kształcie okręgu. Wraz ze wzrostem nieproporcjonalności obciążenia, struktury przyjmowały postaci odpowiadające strukturom dla obciążeń proporcjonalnych o coraz mniejszych trwałościach (czyli dla coraz większych amplitud obciążenia). Świadczy to, że niszczący charakter obciążenia nieproporcjonalnego można skorelować ze wzrostem stopnia nieproporcjonalności obciążenia zdefiniowanym w oparciu o analizę ścieżki obciążenia.

W swojej późniejszej pracy Xiao i inni [148] przeprowadzili badania dla materiału o sieci A3, a mianowicie Zircaloy-4. Uzyskane wyniki są podobne do opisanych [147]. W warunkach obciążenia nieproporcjonalnego o mniejszej wartości ($\epsilon = 0,8\%$) pojawiały się struktury komórkowe identyczne jak dla obciążenia proporcjonalnego o większej wartości ($\epsilon = 1,146\%$).

Nishino [92] przeprowadził dwa bardzo ciekawe eksperymenty obciążeń sekwencyjnych i prześledził odpowiedzi materiału na strukturach dyslokacyjnych.

Pierwszy z eksperymentów polegał na obserwacji struktur dyslokacyjnych w temperaturze 823 K przy odkształceniu 1%, dla 3. typów obciążeń: a) rozciągania-ściskania, b) skręcania, c) obciążenia złożonego z następujących po sobie cykli rozciągania-ściskania i skręcania. Dla jednoosiowych obciążeń, tj. dla rozciągania-ściskania oraz dla skręcania struktury dyslokacyjne okazały się bardzo podobne. Były to układy drabinkowe i labiryntowe. Trzeba zauważyć, że w temperaturze pokojowej przy takich poziomach odkształceń wykształciłyby się struktury komórkowe [92]. Jednak w temperaturze podwyższonej, układy dyslokacyjne mogły przekształcić się w układy o mniejszej energii [92]. Inaczej było pod nieproporcjonalnym obciążeniem. Tutaj płaszczyzna maksymalnego naprężenia stycznego zmieniała swe położenie o kąt 45° pomiędzy blokami obciążenia. W tych warunkach, pomimo wysokiej temperatury, wykształciła się struktura komórkowa. Jak dowodzi Nishino, zwiększona interakcja dyslokacji pochodzących z wielu uruchomionych systemów poślizgu uniemożliwiła przekształcenie się struktury komórkowej w drabinkową lub labiryntową. Skutkiem tego było oczywiście dodatkowe umocnienie. W stosunku do jednoosiowych obciążeń (a) i (b) osiągnęło ono wartość aż 40%.

Drugi eksperyment Nishino [92] polegał na zmęczeniu próbki przy zastosowaniu dwublokowego programu obciążeń: wstępnego rozciągania i późniejszego skręcania. Zmiana sposobu obciążenia następowała w fazie, kiedy krzywa umocnienia osiągnęła stan nasycenia. W momencie zmiany sposobu obciążenia zachodziło gwałtowne dalsze, dodatkowe umocnienie (*cross-hardening*). Z biegiem czasu wartość umocnienia naprężenia powracała do poprzedniej, ustabilizowanej wartości. Obserwowane struktury dyslokacyjne po zakończeniu eksperymentu odpowiadały strukturom dyslokacyjnym charakterystycznym dla czystego skręcania. Dyslokacje rozmieszczone były w płaszczyznach maksymalnego naprężenia stycznego. Wynika stąd, że w początkowej fazie bloku skręcania dochodziło do przeorganizowania się struktur dyslokacyjnych. Towarzyszyło temu umocnienie. W chwili zmiany sposobu obciążenia, kiedy istniała jeszcze stara struktura dyslokacyjna, a nowa zaczynała się dopiero tworzyć, widoczna była silna interakcja pomiędzy dyslokacjami z różnie zorientowanych systemów poślizgu.

Podsumowując powyższe opisy stwierdzić można, że w porównaniu z układami dyslokacyjnymi występującymi w warunkach obciążeń proporcjonalnych, układy dyslokacji pod obciążeniem nieproporcjonalnym wyróżniają się:

- większą gęstością dyslokacji,
- bardziej równomiernym rozkładem dyslokacji,
- mniejszymi rozmiarami komórek,
- większą dezorientacją komórek,
- większą ostrością ścianek komórek dyslokacyjnych,
- pozostawianiem dyslokacji wewnątrz komórek.

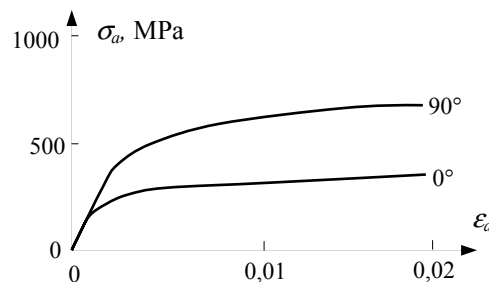
Nieproporcjonalne struktury dyslokacyjne mają się w stosunku do struktur proporcjonalnych tak, jak w warunkach obciążeń proporcjonalnych struktury świadczące o większym stopniu zniszczenia do struktur odpowiadającym mniejszemu stopniu zniszczenia. Niektórzy badacze [104, 148] podkreślają z naciskiem, że struktury dyslokacyjne w zakresie nieproporcjonalnym przypominają struktury dyslokacyjne uzyskane w warunkach obciążenia proporcjonalnego, ale o odpowiednio większej wartości odkształcenia. Podobnie jest z liczbą cykli zmęczeniowych. Różnice pomiędzy nieproporcjonalnymi a proporcjonalnymi strukturami dyslokacyjnymi przypominają różnice, jakie występują pomiędzy strukturami wykształconymi po działaniu większej liczby cykli w stosunku do struktur odpowiadających mniejszej liczbie cykli. Cechą, która jest charakterystyczna tylko dla struktur nieproporcjonalnych jest pozostawianie dyslokacji we wnętrzu komórek i tym samym bardziej jednorodny ich rozkład.

Z analizy nieproporcjonalnych struktur dyslokacyjnych i porównania ich z obrazem struktur proporcjonalnych wysnuć można wniosek, że dla pewnych materiałów obciążenie nieproporcjonalne jest bardziej niszczące od obciążenia proporcjonalnego. Jest to przyczyna zmniejszenia trwałości zmęczeniowej i obniżania granicy zmęczenia.

2.2. Dodatkowe cykliczne umocnienie

Materiałom, w których w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych rozwijają się opisane wcześniej charakterystyczne struktury dyslokacyjne, towarzyszy także dodatkowe cykliczne umocnienie [41, 46, 106]. Rios [104] dla stali 316 i Socie [124] dla stali 304, podają krzywe cyklicznego odkształcenia materiałów poddanych nieproporcjonalnemu

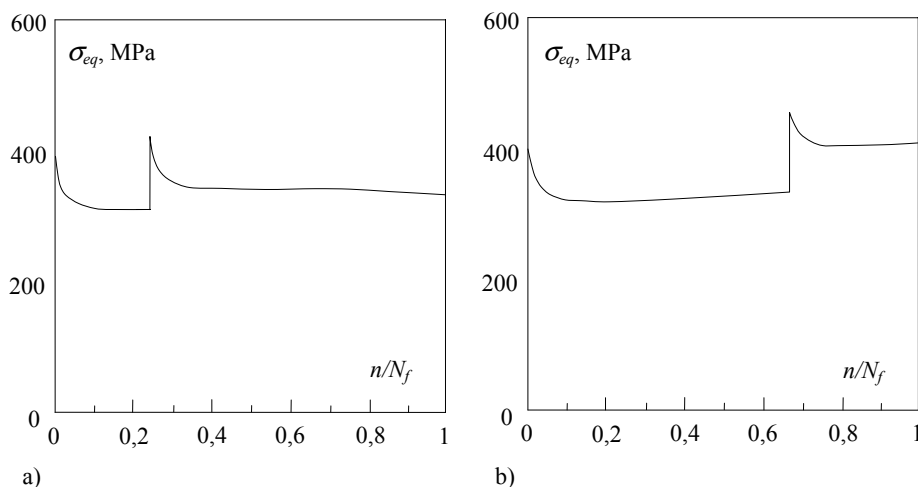
obciążeniu. Jak szacuje Socie [124], wartości naprężeń krzywej umocnienia dla obciążeń sinusoidalnie zmiennych przesuniętych w fazie o kąt 90° w przypadku analizowanych stali austenitycznych jest dwukrotnie większa w stosunku do obciążeń proporcjonalnych (rys. 2.4).



Rys. 2.4. Krzywe umocnienia dla obciążeń w fazie i z przesunięciem fazowym 90° dla stali 304 [124]

Borodii i Shukaev [12] określili zależność pomiędzy dodatkowym cyklicznym umocnieniem a charakterem krzywej z próby monotonicznego rozciągania. Na tej podstawie autorzy wyróżniają trzy grupy materiałów ze względu na ich zachowanie pod działaniem obciążenia nieproporcjonalnego: materiały, dla których wzrost granicy plastyczności pod obciążeniem monotonicznym nie przekracza 20% wykazują dodatkowe cykliczne umocnienie do 10%; materiały, dla których wzrost ten mieści się w zakresie od 20 do 100% wykazują cykliczne umocnienie do 35% i materiały, dla których wzrost granicy plastyczności sięga powyżej 100%, cyklicznie umacniają się również do 100%. Do tej ostatniej grupy należą właśnie badane przez Riosa i Socie stale nierdzewne.

W warunkach zmiany położenia osi głównych wywołanej sekwencją bloków obciążenia różnego typu obserwuje się również charakterystyczne umocnienie zwane *cross hardening*. Chen [19] analizuje tego typu umocnienie przy zmianie bloków z rozciągania-ściskania na skręcanie. Badany materiał w pierwszym bloku obciążenia wykazuje osłabienie (rys. 2.5.a i b). Zmianie bloku na skręcanie towarzyszy *cross hardening*. Jeśli zmiana następuje po okresie 25% trwałości, naprężenia zwiększają się z 312 do 419 MPa (rys. 2.5.a), a przy zmianie bloków po 65% czasu trwania próby naprężenia zmieniają się z 334 do 455 MPa (rys. 2.5.b). Następnie obserwuje się ponowne cykliczne osłabianie się materiału i stabilizację na poziomie odpowiednio 351 MPa w pierwszym i 406 MPa w drugim przypadku. Efekt umocnienia okazuje się trwalszy w drugim przypadku – stosunek amplitud w stanie nasycenia z bloku drugiego do amplitudy nasycenia bloku pierwszego wynosi odpowiednio 1,13 w pierwszej próbie i 1,22 w drugiej. Spostrzeżenie to ma znaczenie przy formułowaniu hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.



Rys. 2.5. Zmiany wartości naprężenia ekwiwalentnego przy zmianie z rozciągania-ściskania na skręcanie po 25% (a) i 65% (b) trwałości [19]

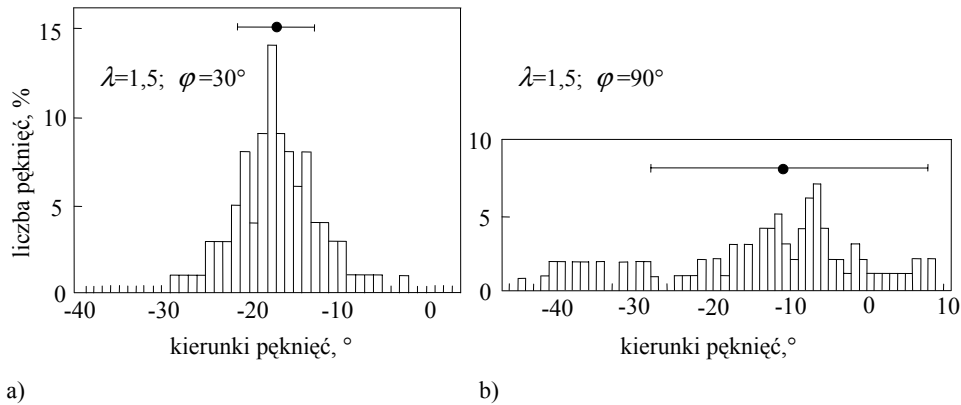
Dodatkowe cykliczne umocnienie oraz *cross hardening* są rezultatem interakcji dyslokacji widocznej na obrazach struktur dyslokacyjnych i świadczą o zintensyfikowaniu procesu zniszczenia zmęczeniowego w analizowanych warunkach obciążeń.

2.3. Rozwój mikropęknięć

Istotną informację o sposobie zniszczenia materiału w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych niesie obserwacja liczby i kierunków mikropęknięć zmęczeniowych. Kanazawa i inni [49], badali rozkład pęknięć w 1%CrMoV pod obciążeniem sinusoidalnym, o stosunku amplitudy naprężenia stycznego do normalnego $\lambda = 1,5$ i kątach przesunięcia fazowego $\varphi = 0, 30, 45, 90^\circ$. We wszystkich przypadkach największa liczba pęknięć inicjuje się zawsze w kierunku działania maksymalnego naprężenia stycznego. Zróżnicowany jest natomiast rozrzut rozkładu kierunków pęknięć. Wraz ze wzrostem kąta przesunięcia fazowego odchylenie standardowe rozkładu rośnie, przyjmując wartość maksymalną dla największej wartości kąta $\varphi = 90^\circ$ (rys. 2.6).

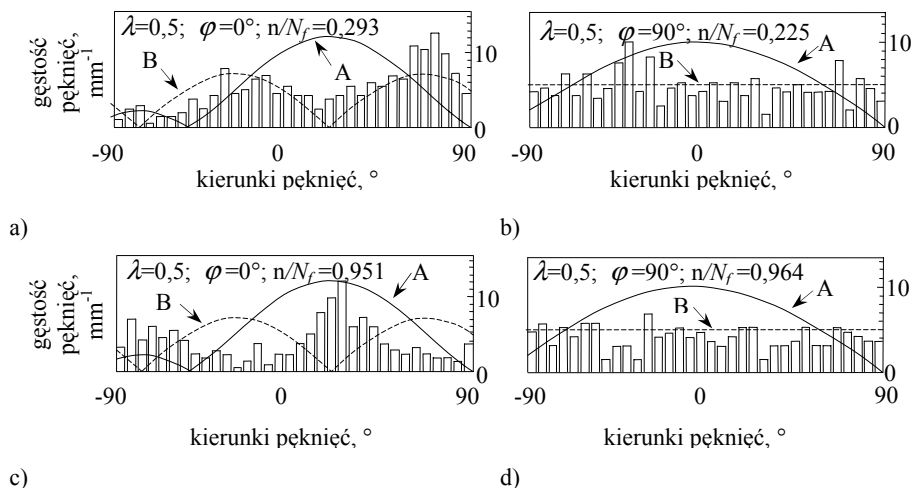
Wynika to z faktu, że wraz ze wzrostem kąta przesunięcia fazowego większa liczba kierunków objęta jest działaniem naprężenia o wartości wystarczającej do zainicjowania rozwoju pęknięcia. Na rysunku 2.6.a można zauważyć, że dla przesunięcia fazowego $\varphi = 30^\circ$ dla zakresu kątów między -40 a -30° mikropęknięcia w ogóle się nie rozwijają. W przypadku najbardziej niszczącym, dla kąta fazowego $\varphi = 90^\circ$, naprężenia o dostatecznie dużej wartości do inicjacji mikropęknięć działają w całym analizowanym zakresie (rys. 2.6.b).

2. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej



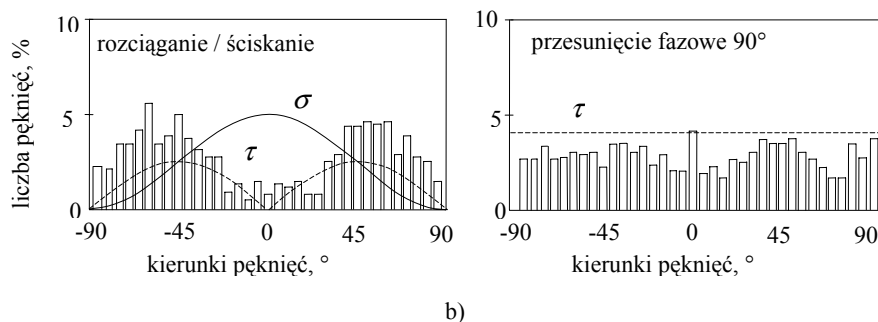
Rys. 2.6. Rozkłady kierunków pęknięć zmęczeniowych dla: a) kąta przesunięcia fazowego 30° i kąta przesunięcia fazowego b) 90° , [49]

Ohkawa i inni [94] badali rozkłady kierunków pęknięć zmęczeniowych dla stali S45C dla różnych stosunków λ i kątów przesunięcia fazowego φ na różnych etapach procesu zmęczeniowego. W okresie I rozwoju pęknięcia, po 25% trwałości pęknięcia były krótsze niż 0,05 mm. Zazwyczaj pęknięcia rozwijały się we wszystkich kierunkach, ale maksimum przypadało zawsze w kierunku działania maksymalnego wektora naprężeń stycznych (rys. 2.7.a). Wyjątkiem był przypadek $\lambda = 0,5$ i $\varphi = 90^\circ$, który charakteryzuje się równomiernym rozkładem liczby pęknięć (rys. 2.7.b). Dla 95% trwałości długość pęknięć wynosiła od 0,07 do 0,09 mm. Pęknięcia przeszły w II etap rozwoju, a zatem w większości analizowanych przypadków największa liczba kierunków pęknięć pokrywała się z kierunkiem działania naprężeń normalnych (rys. 2.7.c). Co istotne, dla $\lambda = 0,5$ i $\varphi = 90^\circ$ rozkład liczby pęknięć pozostał równomierny (rys. 2.7.d).



Rys. 2.7. Rozkłady kierunków pęknięć zmęczeniowych po: 25% (a) i (b) oraz 95% (c) i (d) trwałości zmęczeniowej, [94]

Ostatnie z przytaczanych badań zostały przeprowadzone przez Ahmadię i Zennera [3] i dotyczą stopu AlMgSi1. Rezultaty są podobne do wcześniej omawianych. Liczba pęknięć jest największa na kierunkach działania maksymalnego naprężenia stycznego (rys. 2.8.a). W przypadku, gdy naprężenie styczne o tej samej wartości pojawia się w wyniku obrotu osi głównych na wszystkich płaszczyznach, rozkład liczby pęknięć jest w przybliżeniu równomierny (rys. 2.8.b).



Rys. 2.8. Rozkłady liczby kierunków mikropęknięć zmęczeniowych [3]

Przedstawione rozkłady liczby mikropęknięć zmęczeniowych na kierunkach świadczą, że w stosunku do obciążenia proporcjonalnego obrót osi głównych powoduje kumulację uszkodzeń zmęczeniowych w większej liczbie płaszczyzn. Im większy stopień nieproporcjonalności, określany w tym przypadku wartością kąta przesunięcia fazowego, tym rozkład kierunków pęknięć staje się bardziej równomierny. W wielu przypadkach maksymalna liczba pęknięć pojawia się na kierunku działania maksymalnego naprężenia stycznego.

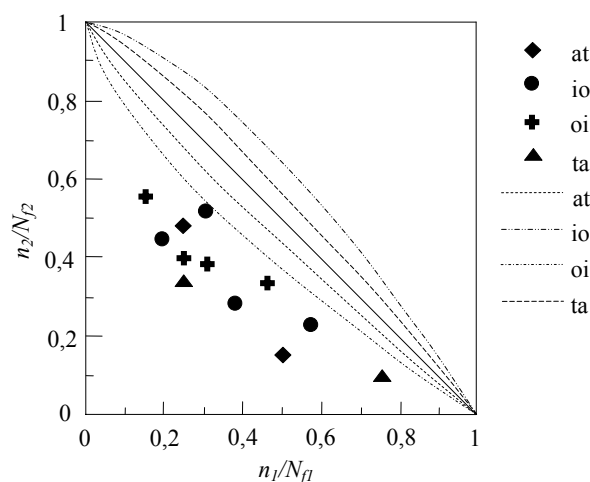
2.4. Kumulacja uszkodzeń zmęczeniowych

Opisane powyżej odpowiedzi materiału na działanie obciążenia nieproporcjonalnego w postaci określonych struktur dyslokacyjnych, dodatkowego umocnienia czy rozwoju mikropęknięć świadczą o bardziej niszczącym, w porównaniu z obciążeniem proporcjonalnym, charakterze tego obciążenia. Powstaje pytanie, czy efekt ten daje się prześledzić w procesie kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. W tym celu przeanalizowano wyniki badań eksperymentalnych nad wpływem zmiany kierunków głównych pomiędzy sekwencjami obciążenia blokowego obciążen różnego typu na trwałość zmęczeniową.

Bonacuse i Kalluri w pracy [11] badali wpływ sekwencji obciążeń osiowego i skręcania. We wnioskach autorzy stwierdzają, m.in., że w przypadku tego typu obciążenia nie da się zastosować ani liniowej hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych Palmgren-Minera, ani analizowanej przez autorów nieliniowej hipotezy Mansona w krzywych uszkodzeń. Na tej podstawie Bonacuse i Kalluri wnioskują, że charakter procesu kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych badanej sekwencji obciążeń jest odmienny od obciążeń proporcjonalnych.

Wheelhouse i inni [145], badając podobną sekwencję obciążeń, uzyskali zbliżone rezultaty. Również ich zdaniem, liniowe hipotezy kumulacji uszkodzeń z całą pewnością nie mają zastosowania do opisu tego typu obciążeń.

W pracy [19] Chen i inni badali możliwość opisu kumulacji zniszczenia pod obciążeniem sekwencyjnym skręcanie-rozciąganie i rozciąganie-skręcanie za pomocą kilku modeli kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych: liniowej, podwójnie liniowej, opartej na krzywych uszkodzeń i opartej na zasadzie interakcji pracy plastycznej. Żadna z zastosowanych metod nie pozwoliła na poprawny opis zachowań zmęczeniowych (rys. 2.9).



Rys. 2.9. Wyniki badań eksperymentalnych (sekwencje obciążeń: osiowe-skręcanie – „at” i romb; proporcjonalne-nieproporcjonalne – „io” i koło; nieproporcjonalne-proporcjonalne – „oi” i krzyżyk; skręcanie-osiove – „ta” i trójkąt) i trwałości szacowane za pomocą liniowej hipotezy uszkodzeń (linia ciągła) i opartych na krzywych uszkodzeń (linie przerywane)

Morel na przykładzie badań, w których zastosowano sekwencję bloków zginania i skręcania [85] oraz bloków obciążenia osiowego i skręcania [86] wykazał również brak możliwości stosowania liniowych hipotez.

Ahmadi i Zenner [3] w swych badaniach pokazali, że sekwencja skręcanie-rozciąganie jest mniej niszcząca od sekwencji rozciąganie-skręcanie. Żadne z uzyskanych wyników badań nie dają się opisać przez liniowy model sumowania uszkodzeń zmęczeniowych.

Na podstawie wyników różnych badań wielokrotnie stwierdzono, że zmiana kierunków głównych wywołana obciążeniem blokowym różnych typów wywołuje podobne efekty jak obciążenie nieproporcjonalne o ciągłym obrocie osi głównych. Pomiędzy blokami obciążenia występuje interakcja systemów poślizgu, często skutkująca zintensyfikowaniem kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Specyfika tego procesu nie pozwala na jego opis za pomocą znanych jednoosiowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

2.5. Mechanizm zmęczenia nieproporcjonalnego

Wprawdzie zjawiska towarzyszące działaniu obciążenia nieproporcjonalnego są dobrze znane, jednak mechanizm ich powstawania nie doczekał się jeszcze szczegółowego wyjaśnienia. W literaturze trudno o pełne i powszechnie akceptowane, strukturalne modele mechanizmów zmęczenia w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych.

Często spotykanym w literaturze jest opis przedstawiony przez Chena i innych [18]. Według tych autorów, zmiana położenia osi głównych sprawia, że więcej ziaren zyskuje korzystniejszą orientację dla poślizgu. Obliczenia pokazują, że pod obciążeniem nieproporcjonalnym o maksymalnym stopniu nieproporcjonalności, współczynnik Schmid'a w każdym ziarnie przyjmuje wartość maksymalną w od pięciu do dwunastu potencjalnych systemach poślizgu. Na skutek przecinania się dyslokacji z różnych systemów wzrasta liczba efektywnych przeszkód dla ich ruchu. Znaczne interakcje między dyslokacjami skutkują w efekcie wysoką gęstością dyslokacji, prowadzą do powstania komórek dyslokacyjnych i powodują dodatkowe umocnienie materiału. Uzyskanie w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego poziomu odkształcenia jak pod obciążeniem proporcjonalnym wymaga zwiększenia przyłożonego naprężenia.

Bentachfine i inni [7] próbują wyjaśnić różnicę pomiędzy skutkami działania obciążenia proporcjonalnego a nieproporcjonalnego. Pod obciążeniem proporcjonalnym, w systemach poślizgu zachodzi proces powstania i unicestwiania dyslokacji. Natomiast ciągły obrót osi głównych w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego wymusza powstanie kolejnych systemów poślizgów. Pojawiają się coraz to nowe źródła dyslokacji, podczas gdy niemożliwa staje się anihilacja już istniejących. Z tego powodu gęstość dyslokacji rośnie znacznie szybciej niż dla obciążeń proporcjonalnych.

W związku z dyslokacyjnym charakterem przedstawionych mechanizmów musi istnieć związek pomiędzy wpływem obciążenia nieproporcjonalnego na proces zmęczeniowy a budową metali i stopów. W tym przypadku mówi się o wrażliwości budowy danego materiału na działanie obciążenia nieproporcjonalnego. Bez wątpienia parametrem, który decyduje o wielu właściwościach metali, w tym również o wrażliwości na nieproporcjonalność obciążenia, jest wartość energii błędu ułożenia (*EBU*) [41, 42].

Stosunkowo dobrze opisano wrażliwość na nieproporcjonalność metali i stopów o sieci regularnie ściennie centrowanej. Dla przykładu, wartości dodatkowego cyklicznego umocnienia dla rozciągania-ściskania ze skręcaniem z przesunięciem fazowym składowych równym 90° , dla stali 316 o wartości $EBU = 25 \text{ mJ/m}^2$ wynosi 77% umocnienia pod obciążeniem proporcjonalnym. Dla miedzi, której *EBU* ma wartość większą i wynosi 45 mJ/m^2 , dodatkowe umocnienie sięga już tylko 35% umocnienia proporcjonalnego. W przypadku aluminium, dla którego wartość *EBU* jest bardzo wysoka, równa 135 mJ/m^2 , dodatkowe cykliczne umocnienie nie występuje [157].

Borodii i Shukaev [12] dla kilkunastu metali i stopów określili związek pomiędzy *EBU* a charakterem krzywej z próby rozciągania pod obciążeniem monotonicznym oraz umocnieniem cyklicznym. Zdefiniowane przez autorów zależności jednoznacznie wskazują, że wrażliwość na nieproporcjonalność rośnie wraz ze spadkiem wartości *EBU*.

Wyjaśnienie związku *EBU* i wrażliwości na nieproporcjonalność pozwala na nieco lepsze wyobrażenie o mechanizmie zmęczenia nieproporcjonalnego od prezentowanych na początku rozdziału opisów. Jak wiadomo wartość *EBU* warunkuje łatwość zachodzenia poślizgów poprzecznych [100, 101]. Poślizg poprzeczny dla metali o dużej wartości *EBU* jest stosunkowo łatwy. Metale te charakteryzuje bowiem niewielka odległość między dyslokacjami cząstkowymi w istniejących błędach ułożenia [101]. Poślizg poprzeczny występuje zarówno w warunkach obciążeń proporcjonalnych, jak i nieproporcjonalnych. W jednym i drugim przypadku obciążeń dochodzi do rozwoju identycznych systemów poślizgu [42]. Brak wrażliwości na obciążenia nieproporcjonalne wynika więc z tego, że materiały te zachowują się tak samo pod obciążeniem proporcjonalnym, jak i nieproporcjonalnym [126].

Natomiast dla metali o małej wartości *EBU* poślizg poprzeczny przebiega stosunkowo trudno. W tych metalach duża jest częstość występowania błędów ułożenia jak i znaczne są odległości pomiędzy dyslokacjami cząstkowymi tworzącymi błędy ułożenia [101]. W związku z tym, że poślizg poprzeczny wymaga uprzedniej asocjacji dyslokacji cząstkowych, zmiana płaszczyzny poślizgu przez dyslokacje pod wpływem obciążenia nieproporcjonalnego nie jest łatwa; ze względu na konieczność pokonania dużej odległości, do asocjacji dyslokacji cząstkowych wymagane jest działanie dodatkowych naprężeń [42].

Dyslokacyjny charakter zjawisk zachodzących pod działaniem obciążenia nieproporcjonalnego sprawia, że zależą one również od poziomu obciążenia. Zgodnie z obserwacjami Ellyna [29] krzywe trwałości dla obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych zbliżają się asymptotycznie do wartości granicy zmęczenia. Jest tak, ponieważ wraz ze zmniejszaniem obciążenia zmniejsza się wartość odkształceń plastycznych i intensywność procesów dyslokacyjnych.

2.6. Wnioski

1. Charakterystyczne cechy struktur dyslokacyjnych uwidaczniające się przy porównaniu obrazów struktur dyslokacyjnych powstałych w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych z proporcjonalnymi oraz rozkłady kierunków mikropęknięć zmęczeniowych wskazują, że obciążenie nieproporcjonalne jest bardziej niszczące od obciążenia proporcjonalnego. W trakcie jednego nieproporcjonalnego cyklu zmęczeniowego kumuluje się większa wartość uszkodzenia zmęczeniowego niż w trakcie cyklu o analogicznych parametrach pod obciążeniem proporcjonalnym.
2. O odmiennym charakterze kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych w przypadku niektórych materiałów świadczyć może również brak możliwości opisu takiego procesu zmęczeniowego za pomocą hipotez stosowanych dla obciążeń proporcjonalnych.
3. Obrazy struktur dyslokacyjnych oraz dodatkowe umocnienie i *cross-hardening* pozwalają na stwierdzenie, że u podstaw zjawisk wynikających z działania obciążenia nieproporcjonalnego leżą mechanizmy dyslokacyjne związane z ich interakcją.

4. Na podstawie analizy rozkładów mikropeknięć zmęczeniowych można przypuszczać, że istotną rolę w procesie zmęczeniowym, również w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych, odgrywa maksymalne naprężenie styczne.
5. Przyczyną zjawisk związanych z nieproporcjonalnym obciążeniem jest obrót osi głównych. Z dyslokacyjnego charakteru tych zjawisk oraz rozkładu mikropeknięć zmęczeniowych wynika, że istotnymi cechami obciążenia nieproporcjonalnego są nie tylko wartości obracających się wektorów naprężeń i odkształceń, ale i zakresy obrotu osi głównych. Można się spodziewać, że im większy jest zakres obrotu osi głównych, tym większą liczbę systemów poślizgu obejmie swym działaniem wektor maksymalnego naprężenia stycznego o wartości wystarczającej do inicjacji procesów zmęczeniowych i tym większa jest nieproporcjonalność obciążenia.
6. Wpływ nieproporcjonalności obciążenia zależy od budowy metali. Parametrem materiałowym charakteryzującym wrażliwość materiału na nieproporcjonalność jest niewątpliwie energia błędu ułożenia.
7. W stosunku do zmęczenia w warunkach obciążeń proporcjonalnych, zmęczenie pod obciążeniem nieproporcjonalnym jest zjawiskiem, któremu towarzyszą jakościowe i ilościowe różnice na każdym z etapów tego procesu.

3. ANALIZA WYBRANYCH KRYTERIÓW ZMĘCZENIA WIELOOSIOWEGO

Istnieje wiele opracowań będących analizą lub weryfikacją obliczeniową kryteriów zmęczeniowych. Do najważniejszych prac tego typu można zaliczyć publikację Garuda [34] zawierającą obszerny opis modeli obliczeniowych powstałych do roku 1981 oraz pracę You i Lee S.B. [150], zawierającą prezentację kryteriów powstałych w latach od 1980 do 1995. Ponadto istnieją opracowania dotyczące określonych grup kryteriów. Można do nich zaliczyć pracę Machy i Sonsino [72] dotyczącą kryteriów energetycznych oraz pracę Karolczuka i Machy [52], która jest dyskusją kryteriów opartych na idei płaszczyzny krytycznej. Dużą wartość poznawczą posiadają studia porównawcze kryteriów wieloosiowych zawierające ich weryfikację obliczeniową. Do takich należą prace: Papadopoulou [99], Ying-Yua i innych [149] oraz Niesłonego i Sonsino [91]. Niestety żadne z powyższych opracowań nie zawiera systematycznej analizy metod uwzględnienia nieproporcjonalności obciążenia. Na potrzeby niniejszej pracy taka analiza została przedstawiona w tym rozdziale.

Od roku 1935, kiedy Gough [37] zaproponował jedno z pierwszych kryteriów zmęczenia wieloosiowego powstała bardzo duża ich liczba, a jednocześnie pojawiło się wiele propozycji ich systematyzacji. Często stosowanym sposobem klasyfikacji kryteriów jest ich podział na kryteria naprężeniowe, odkształceniowe i energetyczne. Zdaniem autora, przynależność kryterium do tak zdefiniowanych grup bardziej wskazuje na zakres jego stosowalności aniżeli daje szansę na pokazanie wspólnej podstawy, idei jego sformułowania. W niniejszej pracy przyjęto podział zaproponowany przez Webera i innych [143]. Według tych autorów wieloosiowe kryteria zmęczeniowe najtrafniej jest sklasyfikować jako: doświadczalne, bazujące na idei płaszczyzny krytycznej oraz kryteria bazujące na podejściu globalnym, w tym oparte na niezmiennikach tensora naprężeń, energetyczne i całkowite. Podział ten także nie jest w pełni ścisły, gdyż niektóre kryteria mogą należeć do pewnej kategorii z jednego punktu widzenia i do innej grupy, jeśli spojrzeć na nie z innej perspektywy. Przykładem są kryteria Papadopoulou [97, 98] lub Duprata [28]. Mogą one zostać zaliczone jednocześnie do kryteriów płaszczyzny krytycznej, jak i do kryteriów globalnych. Niemniej jednak przyjęty za Weberem sposób podziału sprzyja prowadzonej analizie, której celem jest usystematyzowanie sposobów opisu nieproporcjonalności obciążenia. Przynależność do poszczególnych grup w pewnym stopniu decyduje o możliwych metodach uwzględnienia wpływu nieproporcjonalności obciążenia.

Przeprowadzona w rozdziale analiza uwzględnia te kryteria, które zdaniem autora są ważne dla uzyskania właściwego obrazu stanu wiedzy w tym zakresie. Dla analizy metod opisu nieproporcjonalności wystarczającą jest wg autora analiza kryteriów stricte zmęczeniowych. Nie są więc w tym rozdziale analizowane kryteria opisujące proces zmęczeniowy, sformułowane na gruncie mechaniki pęknięcia czy teorii plastyczności

cyklicznej. Ważna w przyjęciu takiego układu rozdziału była praca Jianga i innych [44]. Autorzy wykazali, że w przypadku szacowania trwałości zmęczeniowej w określonych warunkach obciążenia i dla danego materiału, bardzo różne kryteria autorstwa: Fatemi i Socie [30] (zmęczeniowe, odkształceniowo-naprężeniowe), Döringa i innych [27] (oparte na opisie krótkich pęknięć) i Jianga [44] (wyprowadzone z teorii plastyczności cyklicznej) prowadzą do podobnych związków pomiędzy naprężeniami a odkształceniami i w konsekwencji podobnych wyników trwałościowych. Według Jianga wynika to faktu, że analizowane kryteria powstały w oparciu o wspólną podstawę, jaką w tym przypadku była idea płaszczyzny krytycznej. Istnienie takiej wspólnej podstawy jest wg Jianga najbardziej istotne. Oprócz płaszczyzny krytycznej, za drugie kluczowe podejście wymienia Jiang podejście całkowite. Spostrzeżenie Jianga jest o tyle istotne, że pokrywa się z zaproponowanym podziałem kryteriów zmęczeniowych.

3.1. Kryteria empiryczne

Kryteria empiryczne są jednymi z pierwszych modeli obliczeniowych wieloosiowego zmęczenia. Zależności te powstały na drodze aproksymacji wyników badań eksperymentalnych. Klasycznymi propozycjami są równania Gougha [37], „ćwiartka elipsy” dla materiałów plastycznych:

$$\left(\frac{\tau_a}{Z_{so}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right)^2 = 1 \quad (3.1)$$

i „łuk elipsy” dla materiałów kruchych:

$$\left(\frac{\tau_a}{Z_{so}}\right)^2 + \left(\frac{Z_{go}}{Z_{so}} - 1\right) \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right)^2 + \left(2 - \frac{Z_{go}}{Z_{so}}\right) \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right) = 1 \quad (3.2)$$

Bardzo podobne związki zaproponowali także Nisihara i Kawamoto [93]. Findley zaproponował uogólnienie równań Gougha przez zastosowanie wykładnika zawierającego stałe materiałowe pozwalające na niezależnienie się od rodzaju materiału (za [35]):

$$\left(\frac{\tau_a}{Z_{so}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right)^{\frac{Z_{go}}{Z_{so}}} = 1 \quad (3.3)$$

Poza niepodważalnymi zaletami, takimi jak prostota i łatwość zastosowania w praktyce inżynierskiej, kryteria te obciążone są poważną wadą – są dedykowane ściśle określonym warunkom obciążeń i często ściśle określonym gatunkom materiałów.

Po to, aby rozszerzyć zakres stosowalności tego typu kryteriów na obszar obciążeń nieproporcjonalnych różni autorzy wprowadzają do zapisu kryterium wielkość charakteryzującą stopień nieproporcjonalności. W tym przypadku może to być jedynie wielkość charakteryzująca przebieg naprężeń nominalnych. Dla obciążeń sinusoidalnie zmierzających jest to kąt przesunięcia fazowego φ .

Właśnie w taki sposób Lee S. B. [59] zmodyfikował zależność „ćwiartki elipsy” Gougha (3.1) uzyskując równanie:

$$\left(\frac{\tau_a}{Z_{so}}\right)^p + \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right)^p = 1 \quad (3.4)$$

gdzie: $p = 2 \cdot (1 + q \cdot \sin(\varphi))$, zaś φ – kąt przesunięcia fazowego, q – stała materiałowa. Dla kąta przesunięcia fazowego równego 0, zależność (3.4) redukuje się do (3.1).

Stosując bardzo podobny zabieg Lee Y.L. i Chiang [60] przekształcili kryterium Findleya (za [34]) w zależność:

$$\left(\frac{\tau_a}{Z_{so}}\right)^p + \left(\frac{\sigma_a}{Z_{go}}\right)^{\frac{Z_{go} p}{Z_{so}^2}} = 1 \quad (3.5)$$

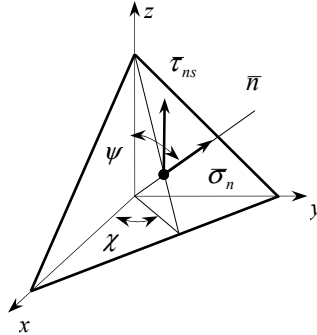
w której oznaczenia są identyczne jak w (3.4).

Powyższe modyfikacje (3.4) i (3.5) dziedziczą zalety i wady rozwiązań oryginalnych – są łatwe w zastosowaniu, ale wykorzystuje się je jedynie do konkretnych przypadków obciążeń, na podstawie których zostały sformułowane. W obu przypadkach miarą nieproporcjonalności jest wielkość opisująca przebieg naprężeń nominalnych – kąt przesunięcia fazowego φ . Rzeczywiście wpływa on na stopień nieproporcjonalności obciążenia, ale nie jest jedyną wielkością, która decyduje o kształcie nieproporcjonalnej ścieżki obciążenia. Trzeba pamiętać, że poza kątem φ o stopniu nieproporcjonalności decyduje także współczynnik λ . Chcąc zbudować miarę opierając się na wielkościach nominalnych, należałoby poszukać zależności, której argumentami byłyby oba parametry. Takie rozwiązanie zaczyna jednak tracić swą najważniejszą zaletę – prostotę.

3.2. Kryteria płaszczyzny krytycznej

3.2.1. Idea płaszczyzny krytycznej

Bardzo ważną grupą kryteriów zmęczeniowych są modele oparte na idei płaszczyzny krytycznej. Hipoteza ta zakłada, że procesy zmęczeniowe są kontrolowane działaniem naprężeń lub odkształceń, względnie ich funkcji, związanych z wyróżnioną płaszczyzną, zwaną płaszczyzną krytyczną (rys. 3.1).



Rys. 3.1. Koncepcja płaszczyzny krytycznej w odniesieniu do naprężeń

Jest to idea, która posiada przekonującą interpretację fizyczną. Susmel i Lazzarin [134] na podstawie założeń modelu cyklicznej plastyczności i opierając się na szerokiej analizie badań prowadzonych przez Millera, Papadopoulosa, Morela, Socie i Bannantine określili fizyczne podstawy tej idei. Według autora, płaszczyzna krytyczna na etapie inicjacji i początkowego rozwoju pęknięcia zmęczeniowego (etap I) pokrywa się z płaszczyzną działania wektora maksymalnego naprężenia stycznego. Natomiast zarówno proces tworzenia się trwałych pasm poślizgu, inicjacji pęknięcia zmęczeniowego, jak i jego dalszy rozwój jest zależny także od naprężenia normalnego działającego na płaszczyźnie maksymalnego naprężenia stycznego. Zależność pomiędzy wskazanymi wielkościami w każdym z etapów procesu zmęczeniowego ma ten sam charakter: ściskanie powoduje spowolnienie tych procesów, a naprężenia rozciągające powodują ich przyspieszenie.

Naprężenie ekwiwalentne oparte na idei płaszczyzny krytycznej w swojej klasycznej formie można zapisać w postaci:

$$\tau_{eq} = \tau_{ns} + p \cdot \sigma_n \quad (3.6)$$

gdzie: τ_{ns} – naprężenie styczne, jego amplituda, zakres bądź wartość ekwiwalentna, działające w płaszczyźnie krytycznej, σ_n – naprężenia normalne do płaszczyzny krytycznej lub ewentualnie naprężenie hydrostatyczne, p – stała materiałowa.

Kryteria płaszczyzny krytycznej pozwalają oczywiście na szacowanie trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej. Ponadto mogą służyć przewidywaniu położenia płaszczyzny złomu. Trzeba jednak pamiętać, że położenie płaszczyzny krytycznej może, ale nie musi pokrywać się z płaszczyzną złomu zmęczeniowego [17, 52].

3.2.2. Analiza wybranych kryteriów

Według kryterium Stanfielda zniszczenie nastąpi, jeśli na jakiegokolwiek płaszczyźnie wystąpi krytyczna kombinacja naprężeń (za [105]):

$$\tau_a + p\sigma_n = q \quad (3.7)$$

Z kolei Findley (za [126]) zaproponował, aby za krytyczną płaszczyznę uznać tę, na której parametr zniszczenia, w postaci sumy naprężeń stycznych i normalnych, osiąga w dowolnej chwili maksimum:

$$\max_t (\tau_a + p\sigma_n) = q \quad (3.8)$$

McDiarmid zaproponował dwa kryteria. Pierwsze zostało uzyskane na drodze przekształceń „ćwiartki elipsy” Gougha [75, 76, 78, 79]:

$$\tau_a + p(\sigma_a)^{1.5} = q \quad (3.9)$$

W powyższej zależności płaszczyzna krytyczna jest jedną z dwóch płaszczyzn obróconych o kąt 45° lub 135° względem płaszczyzn maksymalnych w cyklu naprężeń głównych. Ze względu na kąt przesunięcia fazowego, na płaszczyznach tych nie występują jednakowe stany naprężeń. Przebieg naprężenia normalnego jest różnie przesunięty w fazie w stosunku do naprężenia stycznego. Należy w związku z tym wybrać tę płaszczyznę, na której amplitudzie naprężenia stycznego towarzyszy większa wartość naprężenia normalnego. Zależność jest stosowana dla materiałów w przedziale $1 < Z_{go}/Z_{so} < 2$. W późniejszym czasie McDiarmid [77] zmodyfikował równanie (3.9) tak, aby obejmowało obciążenia z wartościami średnimi.

Kolejnym modelem, które zaproponował McDiarmid [80] jest kryterium uwzględniające sposób rozwoju pęknięcia zmęczeniowego:

$$\tau_a + \frac{Z_{so,AB}}{2R_m} \sigma_{n,m} = Z_{so,AB} \quad (3.10)$$

W powyższym równaniu wyrażenie $Z_{so,AB}$ jest granicą zmęczenia wyznaczoną dla skręcania, odpowiednio dla przypadku rozwoju pęknięcia zmęczeniowego typu A (gdy $\sigma_2/\sigma_1 < 0$) rozwijającego się wzdłuż powierzchni i pęknięcia typu B (gdy $\sigma_2/\sigma_1 > 0$) rozwijającego się w głąb materiału wg koncepcji Browna i Millera [14].

Dang Van i inni [22, 23] zastosowali kombinację głównego naprężenia stycznego i naprężenia hydrostatycznego:

$$\tau(t) + p\sigma_{okt}(t) < q \quad (3.11)$$

Wartości naprężeń są obliczane z uwzględnieniem efektu *elastic shakedown*. Zniszczenie nastąpi, jeśli w trakcie procesu zmęczeniowego, w jakiegokolwiek chwili t , zostanie przekroczona wartość dopuszczalna.

Fatemi i Socie [30] zaproponowali równanie, z którego wynika, że dla obciążeń niskocyklowych o zniszczeniu decyduje, oprócz zakresu odkształcenia postaciowego, również maksymalna wartość naprężenia normalnego do płaszczyzny działania maksymalnego odkształcenia postaciowego:

$$\gamma_{\max} \left(1 + p \frac{\sigma_{n,\max}}{R_m} \right) = f(N) \quad (3.12)$$

Wpływ $\sigma_{n,\max}$ na wartość wielkości ekwiwalentnej (3.12) jest związany z zamykaniem się pęknięcia zmęczeniowego. Autorzy przekonują, że dzięki zastosowaniu wartości maksymalnej kryterium opisuje wpływ wartości średnich oraz może mieć zastosowanie do opisu obciążeń nieproporcjonalnych.

Macha [68-70] proponuje uogólnione kryterium wieloosiowego obciążenia losowego, które dla określonej trwałości przyjmuje postać:

$$\max_t \{p \tau_{ns}(t) + q \sigma_n(t)\} = r \quad (3.13)$$

Wartości stałych p, q, r zależą od konkretnej wersji kryterium. Orientacja płaszczyzny krytycznej jest wyznaczona kierunkiem normalnym \bar{n} . Kierunki \bar{n}, \bar{s} mogą zostać wyliczone za pomocą jednej z trzech metod: funkcji wagowych, kumulacji uszkodzeń i metody wariancji. Macha sformułował również podobne uogólnione kryterium bazujące na odkształceniach. Wówczas zamiast wielkości naprężeniowych τ_{ns}, σ_n korzysta się z $\varepsilon_{ns}, \varepsilon_n$.

3.2.3. Synteza kryteriów

Sformułowanie postaci kryterium opartego na idei płaszczyzny krytycznej wymaga:

- wskazania metody wyboru położenia płaszczyzny krytycznej,
- określenia, które z wielkości związanych z płaszczyzną krytyczną będą decydować o przebiegu procesu zmęczeniowego: naprężenia, odkształcenia czy zarówno naprężenia i odkształcenia oraz jakie parametry charakteryzujące te wielkości (amplitudy, wartości maksymalne, wartości średnie) należy wziąć pod uwagę,
- określenia zależności matematycznych wiążących wybrane wielkości.

W przypadku wyboru płaszczyzny krytycznej istnieją trzy kategorie metod postępowania. Postępowanie *a priori*, takie jak w przypadku kryteriów McDiarmida [77, 78, 81], kiedy płaszczyzna krytyczna jest wyznaczona znanym kierunkiem działania maksymalnego naprężenia stycznego. Postępowanie *a posteriori*, tak jak w kryterium Findleya (za [126]), kiedy płaszczyzna wyznaczona zostaje dopiero po obliczeniu parametru zniszczenia. Płaszczyzną krytyczną jest ta, dla której parametr zniszczenia ma wartość maksymalną. Przykładem trzeciej kategorii metod, również *a posteriori*, jest metoda opracowana przez Machę [68, 69] dla wieloosiowych, losowych obciążeń. Płaszczyzna krytyczna jest prawdopodobną płaszczyzną złomu zmęczeniowego, a jej położenie wyznacza się m.in. metodą uśredniania kosinusów kierunkowych osi naprężeń głównych. Proces uśredniania przebiega przy użyciu wag uzależnionych od wartości maksymalnego naprężenia głównego i pewnej liczby stałych materiałowych. Wybór płaszczyzny nie wynika więc jedynie, jak w poprzednich metodach, ze stanu naprężenia na jednej z nich, ale jest funkcją stanu naprężenia na pozostałych płaszczyznach.

Warto zauważyć, że przypadku sposobu pierwszego, jak u McDiarmida, trudno jest spodziewać się prawidłowego wskazania położenia płaszczyzny złomu zmęczeniowego przez to kryterium. Dopiero w przypadku, kiedy kryterium wyboru wynika z analizy konkretnego stanu obciążenia i uwzględnia szereg właściwości materiałowych (jak u Machy) przewidywanie położenia płaszczyzny złomu jest możliwe.

Wybór wielkości odpowiedzialnych za przebieg procesu zmęczeniowego charakteryzuje się dużą różnorodnością. Klasyczną formę kryterium (3.6), gdzie τ jest amplitudą bądź zakresem działania naprężeń stycznych, a σ_n naprężeniem normalnym do płaszczyzny krytycznej, posiadają kryteria: Stanfielda (za [105]), Findleya (za [126]), McDiarmida [77] oraz Machy [68]. Istnieją jednak kryteria, dla których τ i σ_n potraktowane są w sposób uogólniony, np. w kryterium Papadopoulou [97] wielkość τ jest uogólnioną amplitudą naprężenia stycznego, a σ_n w kryteriach Dang Vana [22] lub Papadopoulou [97] wyraża naprężenie hydrostatyczne.

Niekiedy dochodzi też do wiązania ze sobą wielkości odkształceniowych i naprężeniowych. Jest tak w przypadku szeregu kryteriów tzw. energetycznych, bazujących na idei płaszczyzny krytycznej. W modelach tych do obliczenia parametru energetycznego brane są pod uwagę iloczyny naprężeń i odkształceń, które związane są z płaszczyzną krytyczną. Ze względu na sposób formułowania zależności pomiędzy wielkościami różny od (3.6), kryteria te zostaną omówione w punkcie poświęconym modelom energetycznym. Ciekawym rozwiązaniem jest kryterium Fatemi i Socie [30]. Wprawdzie nie jest to kryterium energetyczne, ale tutaj również wielkości odkształceniowe i naprężeniowe działające na jednej płaszczyźnie występują jednocześnie w zapisie kryterium.

Jeśli chodzi o wybór parametrów wielkości, to w kryterium Findleya (za [126]) udział naprężenia normalnego jest uwzględniony przez zastosowanie wartości maksymalnej tego naprężenia σ_{\max} . W przypadku kryterium McDiarmida [77] udział naprężenia normalnego został rozdzielony na amplitudę i wartość średnią, tj. σ_a i σ_m . Dzięki temu autor może uwzględnić wpływ jednego i drugiego parametru oddzielnie.

Zależności matematyczne wiążące wybrane wielkością mogą być liniowe bądź nieliniowe. Klasycznymi przykładami liniowego rozwiązania są kryteria Findleya (za [126]) i Machy [68]. Przykładem związku nieliniowego pomiędzy naprężeniem stycznym i normalnym jest kryterium McDiarmida [77].

Określenie związku pomiędzy naprężeniem stycznym a normalnym wymaga zwykle określenia współczynników wpływu tych wielkości na przebieg procesu zmęczeniowego.

Wpływ naprężenia normalnego na proces zmęczenia jest zależny od właściwości materiału, co można zilustrować na przykładzie kryterium Gougha [37]. Zakładając, że położenie płaszczyzny krytycznej wyznacza wektor maksymalnego naprężenia stycznego i przekształcając je do postaci (3.5) współczynnik p uzyskuje postać $2Z_{so}/Z_{go} - 1$.

Wpływ naprężenia normalnego zależy więc od stosunku Z_{so}/Z_{go} i zmienia się od 1 (co jest równoznaczne z przyjęciem hipotezy maksymalnego naprężenia głównego) do 0,5 (co

prowadzi do uzyskania hipotezy maksymalnego stycznego). Im stosunek ten jest mniejszy, tym mniejszy jest wpływ naprężenia σ_n na przebieg procesu zmęczeniowego.

W przypadku kryteriów, dla których rozdzielono wpływ średnich naprężeń normalnych, pojawia się druga stała materiałowa. Współczynnik ten jest zwykle funkcją Z_{so} i Z_{gj} – podobnie jak w kryteriach Sinesa [110] oraz Kakuno i Kawady (za [98]). Wartość współczynnika wynosi w obu przypadkach $3Z_{so}/Z_{gj} - \sqrt{3}$. Jeśli stała Z_{gj} jest nieznana, można zastosować stałe Z_{go} i R_m , a współczynnik $\sqrt{3}Z_{go}/R_m$ wyznaczyć na podstawie zależności Goodmana.

Z kolei u McDiarmida [77] wartość współczynnika wyraża się zależnością $2Z_{go}/R_m^2$, przy czym naprężenie normalne występuje w potęgze 1,5. W późniejszym kryterium McDiarmida [81] współczynnik ten wynosi $Z_{so}/2R_m$.

3.2.4. Dyskusja nad kryteriami płaszczyzny krytycznej

Zasadnicza uwaga krytyczna w stosunku do idei płaszczyzny krytycznej jest formułowana z punktu widzenia teorii sprężystości oraz plastyczności i dotyczy sumowania naprężeń lub odkształceń stycznych i normalnych [126]. W przypadku kryterium Dang Vana (3.11) sytuacja budzi jeszcze większe kontrowersje gdyż do naprężenia stycznego dodaje się naprężenie oktaedryczne σ_{okt} . Tego typu zależności nie dają się ani wyprowadzić, ani uzasadnić na podstawie tych teorii.

Poważne uwagi krytyczne są formułowane w stosunku do tej grupy kryteriów, kiedy są one stosowane w warunkach obrotu osi głównych. Stefanow [132] poddaje w wątpliwość poprawność założeń idei, zestawiając ze sobą przykłady skrajnie różnych stanów obciążenia: stanu „minimalnego” pod obciążeniem proporcjonalnym, kiedy tylko jedna płaszczyzna jest obciążona, oraz stanu „maksymalnie” wyjątego, kiedy wszystkie płaszczyzny na skutek obrotu osi głównych są wyjąte w tym samym stopniu. Istnienie stanów naprężeń identycznych z punktu widzenia płaszczyzny krytycznej, ale które nie są tożsame ze względu na wyjąte pozostałych płaszczyzn, podważa wg Stefano-wa ideę płaszczyzny krytycznej.

Oczywiście powyższy zarzut ma sens w odniesieniu do materiałów wrażliwych na nieproporcjonalność. Kryteria tego typu będą funkcjonowały prawidłowo w warunkach obrotu osi głównych dla materiałów niewrażliwych na nieproporcjonalność. Takie założenie przyjął np. Papadopoulos [98].

Pomimo uwag polemicznych wobec stosowania kryteriów płaszczyzny krytycznej w warunkach obrotu osi głównych wydaje się, że istnieją przesłanki dające podstawę do wykorzystania tej idei także w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego. Istnieje szereg eksperymentów, które świadczą, że podstawy fizyczne idei płaszczyzny krytycznej są prawdziwe w każdym, tak proporcjonalnym, jak i nieproporcjonalnym stanie obciążenia. Doświadczenia te pokazują, że nawet w warunkach obrotu osi głównych można wskazać płaszczyzny, z którymi związane naprężenia lub odkształcenia odgrywają dominującą rolę w procesie kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Dla przykładu,

w podrozdziale 2.3 przedstawiono wyniki badań nt. wpływu nieproporcjonalności obciążenia na rozwój mikropęknięć. Co prawda w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych mamy do czynienia z bardziej równomiernym rozkładem kierunków mikropęknięć, jednak kierunek większości z nich prawie zawsze pokrywa się z kierunkiem płaszczyzny krytycznej. Istnieją również badania potwierdzające korelację makropłaszczyzny pęknięcia zmęczeniowego z płaszczyzną krytyczną. McDiarmid [78], analizując kierunki pęknięć dla różnych materiałów w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego stwierdza, że idea płaszczyzny krytycznej może być zastosowana także w tych warunkach. Ponadto uważa, że wyznaczenie płaszczyzny krytycznej na podstawie kierunku działania maksymalnego naprężenia stycznego jest uzasadnione. Podobnej odpowiedzi udzielają Fatemi i Socie [30]. Analizując pęknięcia w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych dla różnych stosunków amplitud i kąta przesunięcia fazowego 90° autorzy zauważają, że kierunek pęknięcia jest zgodny z kierunkiem działania maksymalnego odkształcenia postaciowego. Z badań Machy i innych [17] oraz Karolczuka [50] wynika, że choć płaszczyzna złomu nie zawsze musi pokrywać się z płaszczyzną krytyczną, to nawet w przypadku wieloosiowych obciążeń losowych kryteria oparte na idei płaszczyzny krytycznej dają podstawę do przewidywania położenia płaszczyzny złomu.

Mimo iż szacowanie wielkości zmęczeniowych w warunkach obrotu osi głównych, uwzględniające tylko wielkości związane z płaszczyzną krytyczną może prowadzić do błędów, to sam model fizyczny idei płaszczyzny krytycznej daje podstawy do stosowania jej także dla obciążeń nieproporcjonalnych. Ideę tę można zastosować także w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych, ale konieczne jest w tym przypadku uwzględnienie działania naprężeń na innych płaszczyznach.

3.2.5. Metody uwzględniania nieproporcjonalności obciążenia

Stopień nieproporcjonalności obciążenia w kryteriach tej grupy jest uwzględniany najczęściej za pomocą funkcji nieproporcjonalności. Argumentami takiej funkcji są nierzadko wielkości opisujące geometrię ścieżki obciążenia.

Prosta funkcja nieproporcjonalności dla obciążeń sinusoidalnie zmiennych została zaproponowana przez Kanazawę (za [4]), a w niezmienionej postaci została użyta w propozycji Andrews i Browna [4]. Do opisu ścieżki obciążenia nieproporcjonalnego zdefiniowano wielkość zwaną współczynnikiem obrotu. Jest to stosunek zakresu odkształcenia postaciowego działającego pod kątem 45° w stosunku do płaszczyzny działania maksymalnego naprężenia stycznego $\Delta\gamma_{\alpha=45^\circ}$ do wartości tego odkształcenia $\Delta\gamma_{\max}$ (rys. 3.2.a):

$$\frac{\Delta\gamma_{\alpha=45^\circ}}{\Delta\gamma_{\max}} \quad (3.14)$$

Dla obciążenia proporcjonalnego wartość współczynnika obrotu wynosi zero, a w przypadku obciążenia o największym stopniu nieproporcjonalności równy jest 1.

Pomysł opisu ścieżki obciążenia nieproporcjonalnego za pomocą uwzględnienia wielkości związanych z dwoma kierunkami odległymi od siebie o 45° znalazł swoich naśladowców. Został wykorzystany przez Itoha i Miyazaki [40] do budowy hipotezy kumu-

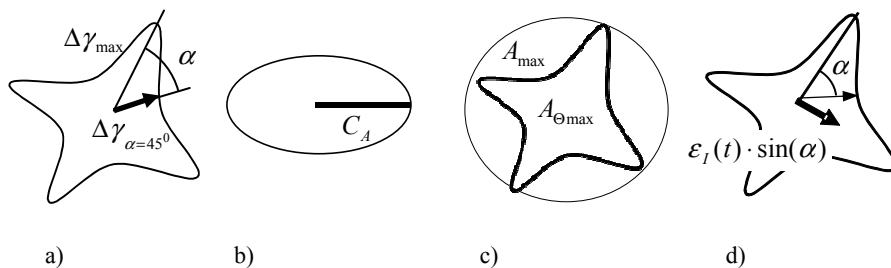
lacji uszkodzeń zmęczeniowych (punkt 1.2.4) oraz przez Liu i Wanga [63] w propozycji kryterium energetycznego (punkt 3.3.2).

Morel i inni [87] nazywali swoją miarę nieproporcjonalności współczynnikiem przesunięcia fazowego. Jest to iloraz T_{Σ}/C_A , gdzie T_{Σ} jest maksymalną wartością makroskopowego naprężenia stycznego, a C_A jest połową dłuższej cięciwy ścieżki obciążenia wyznaczonej przez wektor naprężenia stycznego działający na płaszczyźnie krytycznej (rys. 3.2.b). W przypadku obciążenia proporcjonalnego wartość miary jest równa $\sqrt{\pi}$, zaś w przypadku ścieżki kołowej przyjmuje wartość $\sqrt{2\pi}$.

Chen i inni [18] zdefiniowali miarę nieproporcjonalności jako $2 \cdot A_{\Theta\max}/A_{\max} - 1$, gdzie A_{\max} jest powierzchnią koła o promieniu równym długości wektora maksymalnego odkształcenia postaciowego w cyklu, a $A_{\Theta\max}$ jest polem powierzchni ścieżki odkształcenia postaciowego (rys. 3.2.c).

Itoh i inni [41] zaproponowali współczynnik nieproporcjonalności, który formułowali w oparciu o całkę z rzutu maksymalnej bezwzględnej wartości odkształcenia na kierunek prostopadły do bezwzględnej wartości głównego odkształcenia w cyklu $\int \varepsilon_I(t) \sin(\alpha) dt$ (rys. 3.2.d). Należy zwrócić uwagę, że dla rosnącego kąta α , zwiększa

się wartość rzutowanej składowej i w rezultacie rośnie wartość współczynnika nieproporcjonalności. W ten sposób, zdefiniowana przez Itoha i współautorów miara posiada funkcję wagową, która różnicuje udział odkształceń w procesie zmęczenia nieproporcjonalnego ze względu na położenie wektora w stosunku do kierunku działania odkształcenia głównego. Miara przypisuje maksymalną wartość równą 1 dla wektorów działających pod kątem 90° w stosunku do tego kierunku.



Rys. 3.2. Ilustracja miar nieproporcjonalności dla kryteriów płaszczyzny krytycznej

W przypadku obciążeń losowych Macha i inni [8, 57, 66, 69, 71] do opisu nieproporcjonalności obciążeń proponują macierze kowariancji między składowymi tensora naprężenia lub odkształcenia. Autorzy opisują wpływ związków korelacyjnych między składowymi losowego tensora na wariancję naprężenia ekwiwalentnego, obliczeniową trwałość zmęczeniową i położenie płaszczyzny złomu.

3.3. Kryteria globalne

W grupie kryteriów globalnych można wyróżnić trzy kategorie kryteriów: oparte na niezmiennikach tensora naprężeń, energetyczne i całkowite.

3.3.1. Kryteria oparte na niezmiennikach tensora naprężenia

Kryteria tej grupy opierają się na idei zapisu kryterium zmęczeniowego w funkcji niezmienników naprężeń: kwadratowego niezmiennika dewiatora i liniowego niezmiennika aksjatora. Można je więc traktować jako formę modyfikacji hipotezy wyężenia Hubera-Misesa-Hencky'ego o wpływ ciśnienia hydrostatycznego. W tym sensie modele te są podobne do hipotezy wyężenia Burzyńskiego, który za miarę wyężenia przyjął sumę gęstości energii postaciowej i pewnej części gęstości energii objętościowej [141].

Sines (za [34]) zaproponował liniową kombinację stycznego naprężenia oktaedrycznego i średniej w cyklu wartości ciśnienia hydrostatycznego.

$$\tau_{okt} + p \cdot \sigma_{okt,m} = q \quad (3.15)$$

Crossland (za [25]) zmodyfikował hipotezę Hubera-Misesa-Hencky'ego uwzględniając wpływ naprężeń średnich przez zastosowanie wartości maksymalnej naprężenia hydrostatycznego.

$$\tau_{okt} + p \cdot \sigma_{okt,max} = q \quad (3.16)$$

Kakuno i Kawada (za [98]) przyjęli z kolei, że wpływ naprężenia hydrostatycznego należy rozdzielić na wpływ jego amplitudy i wartości średniej:

$$\tau_{okt} + p \cdot \sigma_{okt,a} + q \cdot \sigma_{okt,m} = r \quad (3.17)$$

Nieco inną propozycję przedstawił Marin (za [35]). Autor uznał, że o procesie zmęczenia decydują oddzielnie amplituda i wartość średnia stycznego naprężenia oktaedrycznego:

$$\tau_{okt,a} + p \cdot \tau_{okt,m} = q \quad (3.18)$$

Propozycje uwzględnienia nieproporcjonalności obciążenia w tej grupie kryteriów polegają na zastąpieniu stycznego naprężenia oktaedrycznego wielkością uogólnioną.

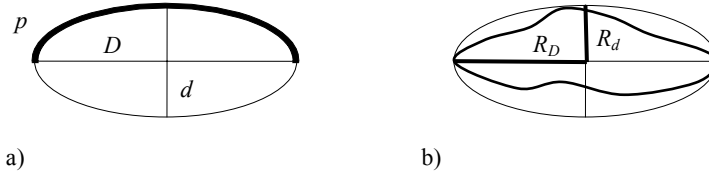
Duprat [28] zaproponował modyfikację kryterium Sinesa. Autor ten rozważał ścieżkę obciążenia w kształcie elipsy, która jest rzutem hodografu naprężeń, tworzącą się w przestrzeni naprężeń głównych na płaszczyznę dewiatora naprężeń. W tym układzie odniesienia amplituda naprężenia ekwiwalentnego wg Sinesa wyraża się równaniem

$T_{eq,a} = \frac{1}{2} \cdot \frac{D}{\sqrt{2}}$, gdzie D jest wielką osią elipsy (rys. 3.3.a). Po to, aby do opisu włączyć

nieproporcjonalność obciążenia Duprat proponuje zastąpienie wielkości D przez połowę

obwodu elipsy $\frac{p}{2}$. Napężenie ekwiwalentne będzie wówczas równe $T_{eq,a} = \frac{1}{2} \cdot \frac{p}{\sqrt{2}}$, gdzie $\frac{p}{2} = \pi \cdot \frac{(D+d)}{2} \cdot (1 + \frac{1}{4}q^2 + \frac{1}{64}q^4 + \frac{1}{256}q^6)$, $q = \frac{D-d}{D+d}$, a d jest małą osią elipsy. W przypadku obciążenia proporcjonalnego $d = 0$, a $\frac{p}{2} = D$.

Li i inni [62] oraz Reis i inni [103] zaproponowali modyfikację kryterium Crosslanda. Podobnie jak poprzednio opis stopnia nieproporcjonalności polega na odpowiednim sposobie zdefiniowania amplitudy napężenia stycznego. Tym razem jednak rozwiązanie stosuje się do ścieżek obciążenia o dowolnym kształcie. Na hodografie napężenia stycznego zostaje opisana elipsa o minimalnych wymiarach. Jej półosie oznaczono: dłuższą R_D i krótszą R_d (rys. 3.3.b).



Rys. 3.3. Podejście oparte na minimalnej opisanej elipsie

Amplituda napężenia stycznego wyliczana jest z zależności:

$$\tau_a = \sqrt{R_D^2 + R_d^2} \quad (3.19)$$

Stopień nieproporcjonalności wyraża współczynnik:

$$F = \frac{R_d}{R_D} \quad (3.20)$$

Dla obciążeń proporcjonalnych miara nieproporcjonalności wynosi $F = 0$, a amplituda napężenia stycznego równa jest $\tau_a = R_D$. Dla najbardziej nieproporcjonalnego obciążenia mamy: $F = 1$, a $\tau_a = \sqrt{2}R_D$.

W przypadku tej miary nieproporcjonalności mogłoby się wydawać, że istnieje szansa opisu nieproporcjonalnych ścieżek spowodowanych obciążeniem stochastycznym. Niestety, można podać prosty przykład błędnego określenia stopnia nieproporcjonalności dla tego rozwiązania. Na rysunku 3.4 przedstawiono przykłady dwóch ścieżek obciążenia nieproporcjonalnego o różnym charakterze zmienności kierunków obciążenia, ale dających się opisać identyczną elipsą: a) ścieżki, dla której obrót osi głównych następuje w bardzo szerokim zakresie kąta, b) ścieżki, dla której obrót następuje w niewielkim zakresie kąta, poza jednym z cykli. Na podstawie rozważań dotyczących wpływu zakresu obrotu osi głównych, zamieszczonych w punkcie 4.2.2, można z dużym przekonaniem sądzić, że skutek zmęczenia będzie inny dla każdego przypadków. Identyczne

rozmiary elips powodują natomiast, że amplituda naprężenia stycznego obliczona wg zależności (3.19) w obu przypadkach będzie identyczna.



Rys. 3.4. Wady podejścia minimalnej opisanej elipsy przy wyznaczaniu miary nieproporcjonalności obciążenia według wzoru (3.20)

Dla porządku odnotujmy jeszcze dwa kryteria: Langerera (za [64]) i Sonsino [128], które są modyfikacjami kryterium Hubera-Misesa-Hencky'ego uzyskanymi, podobnie jak w przypadku kryteriów empirycznych, za pomocą wprowadzenia do równań kąta przesunięcia fazowego.

Kryterium Langerera ma postać:

$$\frac{\sigma_a}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{3}{4} p^2 + \sqrt{1 + \frac{3}{2} p^2 \cos(2\varphi) + \frac{9}{16} p^4}} = q \quad (3.21)$$

gdzie: $p = 2 \frac{\tau_a}{\sigma_a}$. Dla obciążenia proporcjonalnego, kiedy $\varphi = 0^\circ$, wyrażenie to sprowadza się do znanej postaci kryterium $\sqrt{\sigma_a^2 + 3\tau_a^2} = q$.

Naprężenie ekwiwalentne wg Sonsino ma postać:

$$\sigma_{eq,a}(\varphi) = \sigma_{eq,a}(\varphi = 0^\circ) \frac{\tau_{arith}(\varphi)}{\tau_{arith}(\varphi = 0^\circ)} \sqrt{G^z} \quad (3.22)$$

gdzie: $\sigma_{eq,a}(\varphi = 0^\circ)$ jest naprężeniem Hubera-Misesa-Hencky'ego zmodyfikowanym o wpływ gradientów naprężeń; naprężenie $\tau_{arith} = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi \max(t) |\tau_{ns}(t, \alpha)| d\alpha$ jest efektywnym naprężeniem stycznym, którego wartość zależy od rozkładu maksymalnych naprężeń stycznych $\tau_{ns}(t, \alpha)$, a ten z kolei zależy od wartości kąta przesunięcia fazowego φ ; G jest funkcją współczynników koncentracji naprężeń, zaś $z = 1 - \left(\frac{\varphi - 90^\circ}{90^\circ}\right)^2$ jest funkcją wartości kąta przesunięcia fazowego. Nieproporcjonalność obciążenia jest zatem uwzględniona poprzez wpływ kąta przesunięcia fazowego na naprężenie τ_{arith} oraz na wyrażenie G .

3.3.2. Kryteria energetyczne

Kryteria energetyczne bazują na założeniu, że wielkością decydującą o przebiegu procesu zmęczenia jest powstała na skutek obciążenia zmiennej energii odkształceń sprężystych lub energia dyssypowana w wyniku odkształceń plastycznych albo suma tych energii. Kryteria pierwszej podgrupy można stosować w zakresie wysokocyklowym, z kryteriów drugiej podgrupy można korzystać w zakresie małej liczby cykli, zaś kryteria grupy trzeciej mogą służyć do opisu zachowań zmęczeniowych w całym zakresie trwałości zmęczeniowej [65, 72].

Modelem obliczeniowym z grupy kryteriów energii odkształceń sprężystych jest rozwiązanie Banvilleta i innych [6]. Kryterium oparte jest na uśrednionej gęstości energii odkształcenia objętościowego \hat{W}_v i postaciowego \hat{W}_f w okresie cyklu zmęczeniowego po objętości materiału. Zdaniem autorów kryterium ujmuje wpływ trójosiowości naprężeń, wpływ gradientów naprężeń, ich wartości średnich oraz nieproporcjonalności obciążenia:

$$\hat{W} = \hat{W}_v + \hat{W}_f \quad (3.23)$$

Przykładem kryterium, które uwzględnia jedynie energię pracy plastycznej jest równanie Garuda (za [72, 126]). W kryterium bierze się pod uwagę energię odkształcenia plastycznego zrealizowaną przez wszystkie składowe stanu naprężenia w cyklu. W przypadku rozciągania i skręcania kryterium przyjmuje postać:

$$\Delta W_{pl} = \Delta W_{pl,xx} + 2\Delta W_{pl,xy} \quad (3.24)$$

Jest więc ono sumą energii odkształceń plastycznych, normalnych $\Delta W_{pl,xx}$ i postaciowych $\Delta W_{pl,xy}$, w płaszczyźnie xy .

Kryterium Ellyina i Gołosia [29, 35] zakłada, że parametrem decydującym o zmęczeniu jest suma gęstości energii rozproszenia w cyklu na skutek powstania odkształceń plastycznych w stanie nasycenia materiału ΔW_{pl} oraz gęstości energii sprężystej w półcyklu rozciągania ΔW_{el+} :

$$\Delta W = \Delta W_{pl} + \Delta W_{el+} \quad (3.25)$$

Warto odnotować, że kryterium, w wyniku zastosowania parametru trójosiowości obciążenia, jest wrażliwe na sposób zniszczenia, tzn. możliwe jest rozróżnienie rozwoju pęknięcia zmęczeniowego wg sposobu A i B.

Ważną podgrupę modeli energetycznych stanowią kryteria formułujące wielkość o wymiarze energii (parametr energetyczny) i odniesione do płaszczyzny krytycznej.

Socie [124] zaproponował wykorzystanie kryterium Smitha-Watsona-Topera zgodnie z podejściem płaszczyzny krytycznej wyznaczonej kierunkiem działania maksymalnego zakresu odkształcenia głównego $\Delta \varepsilon_1$, a mianowicie:

$$\sigma_{1,\max} \frac{\Delta \varepsilon_1}{2} = f(N) \quad (3.26)$$

Liu K.C. i Wang [63] zaproponowali parametr zniszczenia, który jest liniową kombinacją gęstości energii odkształcenia sprężystego i gęstości energii odkształcenia postaciowego w płaszczyźnie krytycznej. W przypadku obciążeń wieloosiowych sumuje się pracę wykonaną na dwóch płaszczyznach: pracę ΔW_I obliczoną w płaszczyźnie, w której maksymalną pracę wykonują składowe normalne $(\Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n)_{\max}$ i pracę ΔW_{II} w płaszczyźnie, na której maksymalną pracę wykonują składowe styczne $(\Delta \tau \Delta \gamma)_{\max}$:

$$\Delta W = \Delta W_I + \Delta W_{II} \quad (3.27)$$

gdzie: $\Delta W_I = (\Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n)_{\max} + (\Delta \tau \Delta \gamma)$, $\Delta W_{II} = (\Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n) + (\Delta \tau \Delta \gamma)_{\max}$. Należy zwrócić uwagę, że wielkość ΔW_I uwzględnia także pracę składowych stycznych, zaś ΔW_{II} uwzględnia także pracę składowych normalnych na tych płaszczyznach.

Nitta, Ogata i Kuwabara (za [72, 65]) zaproponowali parametr energetyczny, którego wartość w przypadku obciążeń proporcjonalnych obliczana jest na jednej z dwóch płaszczyzn, wybranej w zależności od stosunku zakresów odkształceń postaciowych i normalnych determinujących model obciążenia i położenie płaszczyzny krytycznej. W przypadku obciążeń nieproporcjonalnych zauważono wpływ obu sposobów pęknięcia i zaproponowano formułę uwzględniającą oba modele zniszczenia:

$$\Delta W = \left(\Delta W_1^{1/p} + q \Delta W_2^{1/p} \right)^p \quad (3.28)$$

gdzie ΔW_1 jest pracą wykonaną na kierunkach normalnych w płaszczyźnie największego odkształcenia postaciowego, a ΔW_2 odpowiednio pracą wykonaną przez składowe styczne na płaszczyźnie największych odkształceń postaciowych.

Przykładem uogólnionego kryterium energetycznego dla obciążeń losowych w zakresie wysoko- i niskocyklowym jest kryterium Łagody i Machy [65, 67]:

$$\max_t \{ p W_{ns}(t) + q W_n(t) \} = r \quad (3.29)$$

Autorzy zaproponowali parametr gęstości energii odkształceń normalnych $W_n(t)$ i postaciowych $W_{ns}(t)$ w płaszczyźnie krytycznej. Pęknięcie zmęczeniowe jest spowodowane przez tę część gęstości energii odkształceń, która odpowiada pracy naprężenia normalnego na odkształceniu normalnym i pracy naprężenia stycznego na odkształceniu stycznym, działających w kierunku związanym z płaszczyzną krytyczną. Podobnie jak w przypadku kryterium (3.13), położenie płaszczyzny krytycznej może zostać wyznaczone przy użyciu metody funkcji wagowych, metody kumulacji uszkodzeń i metody wariancji.

W przypadku wszystkich modeli opartych na pracy plastycznej, wpływ nieproporcjonalności obciążenia może być uwzględniony poprzez odpowiedni model plastyczności

cyklicznej. Model taki musi w tym przypadku uwzględnić dodatkowe cykliczne umocnienie.

3.3.3. Kryteria całkowe

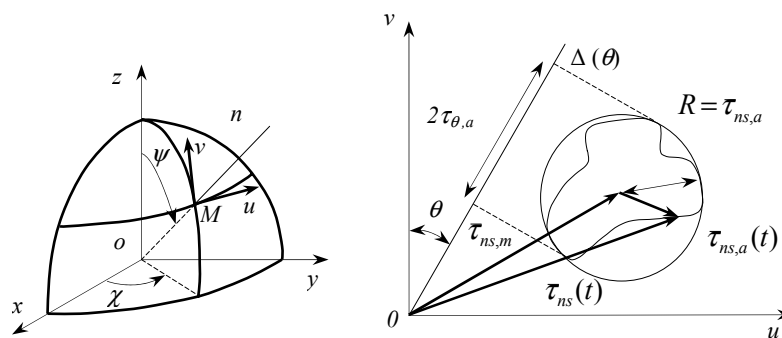
Stosując model płaszczyzny krytycznej rozpatruje się składowe stanu naprężenia lub odkształcenia na wyróżnionej płaszczyźnie (rys. 3.1). Natomiast podejście całkowe bazuje na założeniu, że dla prawidłowej oceny zachowań zmęczeniowych konieczne jest zsumowanie wartości parametru zniszczenia na wszystkich płaszczyznach przechodzących przez rozpatrywany punkt materiału O . Sumowanie następuje po powierzchni sfery S o promieniu jednostkowym i środka w punkcie O (rys. 3.5.a). Promień wodzący OM definiuje punkt styku M płaszczyzny stycznej do sfery, opisanej kątami χ i ψ o normalnej n . Powierzchnia kuli reprezentuje więc wszystkie płaszczyzny. Dla każdej z płaszczyzn zdefiniowany jest parametr zniszczenia zmęczeniowego E_n . Podejście całkowe wymaga obliczenia wartości średnio kwadratowej z tego wskaźnika, a mianowicie:

$$E = \sqrt{\frac{1}{S} \int_S E_n^2 dS} \quad (3.30)$$

Zniszczenie następuje, gdy $E \geq 1$.

Simbürger (za [144]) zaproponował dwa modele oparte na podejściu całkowym. W pierwszym z nich amplitudę naprężenia stycznego $\tau_{\theta,a}$ określa się na podstawie rzutu wektora stycznego tworzącego ścieżkę obciążenia na kierunku θ na płaszczyźnie Muv (rys 3.5.b). W drugim modelu składowe parametru zniszczenia $\tau_{ns,a}$, $\sigma_{n,a}$ określa się na podstawie metody najmniejszego opisanego okręgu (rys 3.5.b). Parametr zniszczenia przyjmuje postać:

$$E_n = p\tau_{ns,a} + q\sigma_{n,a} \quad (3.31)$$



a) powierzchnia kuli reprezentująca wszystkie płaszczyzny

b) składowe stanu naprężenia na płaszczyźnie stycznej Muv

Rys. 3.5. Wielkości stosowane w podejściu całkowym

Fogue (za [144]) proponuje modyfikację kryterium Simbürgera o wartości średnie:

$$E_n = p\tau_{ns,a} + q\sigma_{n,a} + r|\tau_{ns,m}| + u\sigma_{n,m} \quad (3.32)$$

Kryterium Kenmeugene [53] oraz Vidal-Salle i innych [139, 140] również jest rozwinięciem kryterium Simbürgera:

$$E_h = p(n) \cdot \max_t |\tau_{ns,a}(t)| + q(n) \cdot \max_t \sigma_{n,a}(t) + r(n) \cdot \max_t \sigma_{n,m}(t) \quad (3.33)$$

W przypadku tego kryterium współczynniki są wyznaczane dla określonych wysokocyklowych trwałości i dlatego są zapisane jako funkcje liczby cykli n .

Zenner i inni [151, 152, 155, 156] proponują rozwiązanie, które w nieco inny sposób uwzględni wpływ amplitudy naprężenia normalnego i wartości średniej naprężenia stycznego i normalnego:

$$E_n = p\tau_{ns,a}^2(1 + q\tau_{ns,m}^2) + r\sigma_{n,a}^2(1 + u\sigma_{n,m}) \quad (3.34)$$

U Papadopoulosa [95, 96, 98] wskaźnikiem zniszczenia jest uogólniona amplituda naprężenia stycznego T_a , która jest zdefiniowana jako średnia kwadratowa naprężenia stycznego dla wszystkich położzeń płaszczyzny przechodzącej przez rozpatrywany punkt opisaną dwoma kątami χ , ψ i wszystkich kierunków na tej płaszczyźnie θ (rys. 3.5.a i b):

$$T_a = \sqrt{\frac{5}{8\pi^2} \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^{2\pi} \tau_{\theta(a)}^2 d\theta \sin \psi d\psi d\chi} \quad (3.35)$$

T_a jest wyznaczana, podobnie jak w modelu Simbürgera, zgodnie z metodą najdłuższego rzutu na kierunek θ . Ostatecznie, kryterium jest związkiem pomiędzy maksymalną wartością T_a a maksymalną wartością naprężenia hydrostatycznego:

$$\max T_a + \sigma_{okt,max} = p \quad (3.36)$$

Autor zwraca uwagę, że dla przypadku obciążeń sinusoidalnych przesuniętych w fazie, podczas przekształceń wyrażenia podcałkowego (3.35) redukuje się kąt przesunięcia fazowego i ostateczna postać jego kryterium nie zawiera żadnej miary nieproporcjonalności obciążenia.

W podejściu całkowym uznaje się, że uwzględnienie wielu płaszczyzn przy formułowaniu parametru zniszczenia jest zabiegiem całkowicie wystarczającym dla opisu nieproporcjonalności. Weber i inni [144] pokazują na przykładzie porównawczej weryfikacji obliczeniowej kryteriów: całkowego Fogue'a i płaszczyzny krytycznej Dan Vanga, że istotnie kryteria całkowite posiadają większą dokładność w warunkach wieloosiowych, zwłaszcza w przypadku obciążeń nieproporcjonalnych.

Klasyczna postać modelu całkowego $\frac{12}{\pi} \int_{\psi=0}^{\pi} \int_{\chi=0}^{2\pi} \tau_{\psi\chi}^2 \sin \psi d\psi d\chi$, sformułowana przez

Novoshilova [za 156], w warunkach obciążeń monotonicznych i proporcjonalnych jest funkcją stycznego naprężenia oktaedrycznego. W pewnym sensie można całą tę grupę kryteriów traktować jako uogólnienie kryterium Hubera-Misesa-Hencky'ego na przypadek wieloosiowych obciążeń zmęczeniowych.

3.4. Podsumowanie

Spośród dużej liczby kryteriów wieloosiowych można wskazać takie, które uwzględniają wpływ nieproporcjonalności obciążeń i te, które tego typu obciążeń nie uwzględniają. Do drugiej grupy należą kryteria przeznaczone do obszaru obciążeń proporcjonalnych, np. Findlay (za [34]) albo modele dla materiałów niewrażliwych na nieproporcjonalność, np. Papadopoulos [98].

W kryteriach, które dotyczą zakresu obciążeń nieproporcjonalnych, sposoby uwzględnienia wpływ nieproporcjonalności zależą od grupy, do której kryterium należy.

W kryteriach eksperymentalnych stopień nieproporcjonalności jest określony za pomocą wielkości nominalnej równania opisującego przebieg obciążenia. Taką wielkością jest np. kąt przesunięcia fazowego pomiędzy składowymi. Tego typu rozwiązania posiadają te same wady jak modyfikowane kryteria, a mianowicie ich zakres stosowności jest ograniczony do określonego przypadku obciążenia.

Bardzo liczną grupę kryteriów wieloosiowych stanowią modele obliczeniowe płaszczyzny krytycznej. Jak twierdzą Sonsino i Maddox [130], w swojej klasycznej postaci kryteria te powinno się stosować w przypadku obciążeń proporcjonalnych, zaś w przypadkach obciążeń nieproporcjonalnych tylko pod warunkiem, że analiza dotyczy materiałów niewrażliwych na nieproporcjonalność.

W kryteriach tej grupy, jeśli wybór płaszczyzny krytycznej α^* następuje tylko na podstawie maksymalnej wartości parametru zniszczenia, np. naprężenia lub odkształcenia i nie ma możliwości uwzględnienia procesów zachodzących pod wpływem wielkości σ_α na innych płaszczyznach α , tym samym nie ma możliwości uwzględnienia wpływu nieproporcjonalności obciążenia (rys. 3.6.a). Wydaje się, że pewna szansa na uwzględnienie nieproporcjonalności już na etapie wyboru płaszczyzny krytycznej pojawia się, kiedy wybór ten odbywa się na podstawie analizy wyężenia wielu płaszczyzn. Takimi kryteriami są kryteria Machy i współautorów [67-69] w przypadku, kiedy wybór płaszczyzny krytycznej odbywa się za pomocą funkcji wagowych lub metodą wariancji.

Zazwyczaj w kryteriach płaszczyzny krytycznej do oceny stopnia nieproporcjonalności stosuje się jednak dodatkową funkcję zwaną miarą nieproporcjonalności. Funkcja taka określa stopień nieproporcjonalności na podstawie opisu geometrii ścieżek obciążenia utworzonych przez obracający się wektor rozpatrywanych wielkości naprężeniowych lub odkształceniowych. Rozpatrywane są ścieżki obciążenia w różnych układach odniesienia, np. geometrii próbki lub osi głównych. Niektóre z miar nieproporcjonalności stosują do wyznaczenia stopnia nieproporcjonalności odległości pomiędzy charakterystycznymi punktami ścieżek albo długości tych ścieżek. Istnieją kryteria, których miara

nieproporcjonalności jest oparta na polach ścieżek. Generalnie, funkcje te zbudowane są w oparciu o założenie, że o stopniu nieproporcjonalności decyduje różnica analizowanej ścieżki obciążenia od ścieżki proporcjonalnej, która ma postać odcinka, albo od ścieżki nieproporcjonalnej o maksymalnym stopniu nieproporcjonalności, czyli okręgu. Ostatecznie, tak zdefiniowane funkcje nieproporcjonalności $f_{np}(\sigma_\alpha)$ wpływają na wartość funkcji wyężenia (rys. 3.6.b), np. zwiększając jej wartość wraz ze wzrostem stopnia nieproporcjonalności. W każdym z dotychczas proponowanych rozwiązań trudno jednak znaleźć fizyczne uzasadnienie dla takiego, a nie innego sposobu sformułowania miary nieproporcjonalności.

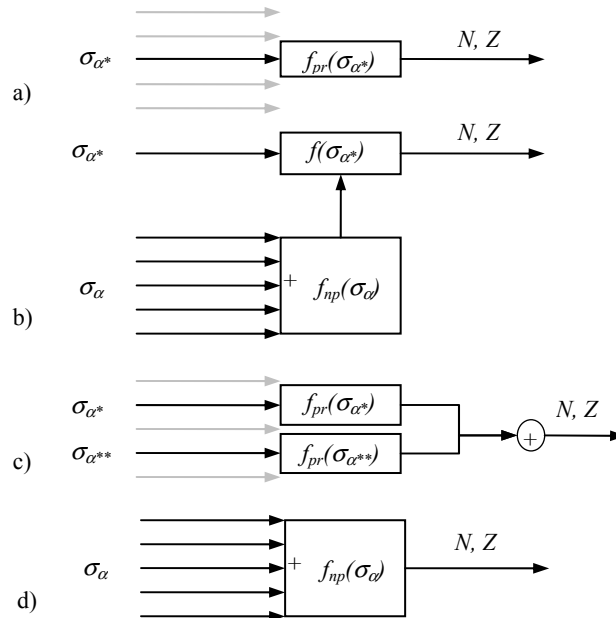
Konstrukcja miar nieproporcjonalności oparta na analizie hodografów prowadzi do sformułowania miar skalarnych. Zapomina się w ten sposób, że naprężenia oraz odkształcenia są wielkościami wektorowymi i, że o skutkach ich działania decyduje również kierunek. Kryteria, których miary nieproporcjonalności zbudowane są jak powyżej, zakładają niejako, że o stopniu nieproporcjonalności decydują tylko moduły rozważanych wektorów, bez względu na ich położenie. Wśród rozwiązań przedstawionych w tym rozdziale jest tylko jedno, które stosując funkcję wagową różnicuje wpływ działania wektorów ze względu na ich położenie. Jest to kryterium Itoha i innych [41]. Takie podejście oparte jest na bardziej ogólnym założeniu, że stopień nieproporcjonalności obciążenia wynika nie tylko z wartości modułów rozpatrywanych wielkości, ale zależy również od kierunków działania tych wektorów w stosunku do płaszczyzny krytycznej.

W przypadku kryteriów energetycznych wpływ nieproporcjonalności obciążenia może być ujęty bezpośrednio poprzez model plastyczności cyklicznej. W tym jednak przypadku model musi być bardzo ogólny, a w szczególności musi zawierać opis dodatkowego cyklicznego umocnienia nieproporcjonalnego.

W przypadku kryteriów energetycznych, w których wykorzystano ideę płaszczyzny krytycznej, np. Liu K.C. i Wanga [63] oraz Nitta'y (za [65]), uwzględnienie nieproporcjonalności wydaje się możliwe poprzez rozważenie stanu naprężenia/odkształcenia na dwóch różnych płaszczyznach (rys. 3.6.c).

Dla kryteriów globalnych, niezmienniczych, uwzględnienie nieproporcjonalności jest możliwe w wyniku zastosowania uogólnionej amplitudy naprężenia ekwiwalentnego. Wielkość tę uzyskuje się na drodze analizy ścieżki naprężenia, podobnie jak ma to miejsce w przypadku funkcji nieproporcjonalności kryteriów płaszczyzny krytycznej.

W świetle analiz zaprezentowanych w rozdziale drugim idea kryteriów całkowych, polegająca na uwzględnieniu w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego wpływu wszystkich płaszczyzn α jest rzeczywiście obiecująca (rys. 3.6.d). Z drugiej jednak strony, kryteria globalne sumując oddzielnie udziały procesów na poszczególnych płaszczyznach pomijają efekt ich wzajemnego oddziaływania, interakcji. Jak prezentowano wielokrotnie w rozdziale drugim pracy, proces kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w jednym systemie płaszczyzn wpływa na proces w innych systemach, często go intensyfikując.



Rys. 3.6. Ilustracja modeli zmęczenia nieproporcjonalnego

Należy pamiętać, że w większości przedstawione miary nieproporcjonalności obciążenia są w stanie opisać obciążenia o przebiegu zdeterminowanym, najlepiej okresowym. Wówczas dla ścieżki obciążenia jest możliwe wyznaczenie charakterystycznych cech: wymiarów lub pól powierzchni. Jeśli obciążenie ma przebieg stochastyczny, wyznaczenie cech charakterystycznych ścieżek może prowadzić do uzyskania złych wyników (pkt 3.3.1) lub wręcz może się okazać niemożliwe (np. w przypadku kryterium Itoha nie jest możliwe policzenie powierzchni pola pod ścieżką). Przykładem poprawnego pod względem matematycznym opisu losowych tensorów stanu odkształcenia i naprężenia jest rozwiązanie zaproponowane przez Machę m.in. w pracach [68, 69].

3.5. Wnioski

1. W analizowanych rozwiązaniach modeli obliczeniowych budowa miary nieproporcjonalności obciążenia opiera się na:
 - wykorzystaniu takiej wielkości nominalnej opisującej przebieg obciążenia, która ma wpływ na stopień nieproporcjonalności, np. kąta przesunięcia fazowego dla obciążeń sinusoidalnie zmiennych jak w przypadku kryteriów eksperymentalnych lub opartych na niezmiennikach tensora naprężenia,
 - uwzględnieniu składowych stanu naprężenia lub odkształcenia na więcej niż jednej płaszczyźnie; dwóch, jak w przypadku niektórych kryteriów energetycznych, lub wielu płaszczyznach, jak w przypadku kryteriów całkowych,
 - opisie geometrii ścieżki obciążenia, jak w przypadku funkcji nieproporcjonalności kryteriów płaszczyzny krytycznej lub w przypadku uogólnionej

3. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

- definicji naprężenia ekwiwalentnego kryteriów opartych na niezmiennikach naprężeń,
- uwzględnieniu odpowiedzi materiału na nieproporcjonalność obciążenia w postaci dostatecznie ogólnej teorii plastyczności cyklicznej, uwzględniającej dodatkowe cykliczne umocnienie materiału.
2. Wiele z proponowanych rozwiązań miar nieproporcjonalności pozwala na uwzględnienie intensyfikacji kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych mającej miejsce w tych warunkach. Jednakże, wśród proponowanych rozwiązań trudno o takie, które umożliwiają uwzględnienie wpływu zakresu obrotu osi głównych na stopień nieproporcjonalności obciążenia.
 3. Zdaniem autora, pomysł formułowania kryteriów dla obciążeń nieproporcjonalnych, wykorzystujący sprawdzoną i posiadającą bardzo dobrą interpretację fizyczną ideę płaszczyzny krytycznej, uzupełniony o funkcję nieproporcjonalności obciążenia opartą o analizę modułów i kierunków działania wektorów tworzących ścieżkę obciążenia, uznać można za obiecujący.

4. SFORMUŁOWANIE PROPOZYCJI MODELU ZMĘCZENIA NIEPROPORCJONALNEGO

Jak starano się pokazać w pierwszym rozdziale pracy, wpływ nieproporcjonalności obciążenia dotyczy każdego etapu procesu zmęczeniowego. Powoduje to potrzebę przygotowania nowego podejścia dla każdego z 4 kroków ogólnej zmęczeniowej procedury obliczeniowej. Celem niniejszej pracy jest przedstawienie propozycji miary nieproporcjonalności obciążenia, służącej do budowy kryterium zmęczeniowego, co odnosi się do 3. kroku wspomnianej procedury, a mianowicie sformułowania parametru zniszczenia zmęczeniowego. W celu ograniczenia rozważań jedynie do tego etapu zagadnienia, przyjęto szczególne warunki obciążeń. Są to: obciążenia wysokocyklowe – w celu uniknięcia konieczności stosowania modeli plastyczności cyklicznej, stałoamplitudowe – aby uniknąć potrzeby stosowania modelu kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych i sinusoidalnie zmienne – co pozwala na wyeliminowanie konieczności stosowania metod identyfikacji cykli zmęczeniowych.

W podrozdziale 4.1 przedstawiono propozycję modelu zmęczenia nieproporcjonalnego w postaci opisowego modelu werbalnego, by w następnych podrozdziałach zaproponować ogólne postaci matematyczne dla każdego z elementów tego modelu. W ostatnim podrozdziale przedstawiono ogólną postać kompletnego modelu obliczeniowego.

4.1. Opisowy model zmęczenia nieproporcjonalnego

Proponuje się ujęcie procesu zmęczenia nieproporcjonalnego w postaci następujących założeń:

1. Podobnie jak w przypadku obciążeń proporcjonalnych, prognozując zachowania zmęczeniowe w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych można wykorzystać ideę płaszczyzny krytycznej. Zakłada się bowiem, że również w warunkach obrotu osi głównych istnieje taka płaszczyzna, że związane z nią wielkości mają znaczenie dominujące w procesie kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych (rys. 4.1).

Do takiego wniosku można dojść analizując chociażby opracowania dotyczące rozwoju mikropęknięć [3, 49, 94] lub kierunku płaszczyzny złomu [30, 78]. Oczywiście wraz ze zmianą typu obciążenia i rodzaju materiału może zmienić się wyróżnik płaszczyzny krytycznej, ale sama idea płaszczyzny krytycznej wydaje się pozostawać słuszną w każdych warunkach obciążenia.

2. Obrót osi głównych powoduje, że wektor maksymalnego naprężenia stycznego, a wraz z nim każda wielkość ekwiwalentna zbudowana w oparciu o niego, obejmuje swym działaniem wiele płaszczyzn. Obracające się wektory tworzą

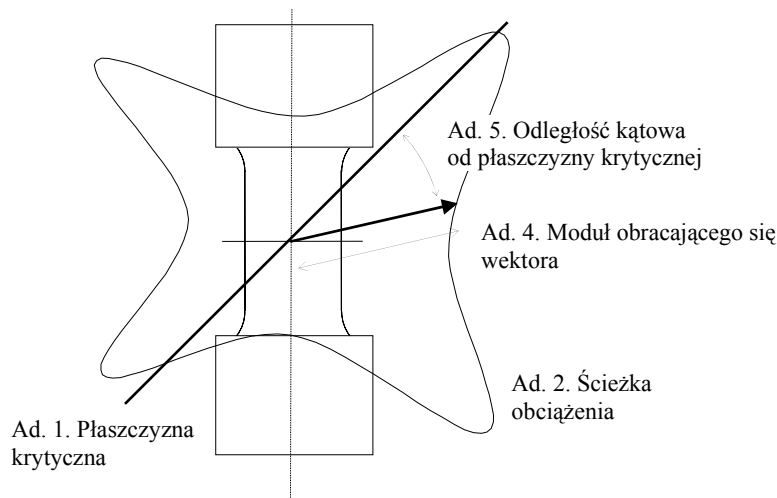
ścieżkę obciążenia (rys. 4.1). Zakłada się, że wszystkie wektory tworzące ścieżkę obciążenia wpływają na proces kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

Warto podkreślić, że odmiennie niż w podejściu całkowym zakłada się, iż proces zmęczeniowy pozostaje kontrolowany głównie przez wielkości związane z płaszczyzną krytyczną. Działanie naprężeń poza płaszczyzną krytyczną, np. poprzez interakcje wielu aktywnych systemów poślizgu, może na ten główny (związany z płaszczyzną krytyczną) proces kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych wpływać, często go intensyfikując. W przypadku wielu materiałów wpływu tego nie można pominąć.

3. Wpływ naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną na proces zmęczeniowy zależy od trzech wielkości: cechy obciążenia zwanej stopniem jego nieproporcjonalności, wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia i poziomu (wartości) obciążenia.
4. Stopień nieproporcjonalności obciążenia jest wprost proporcjonalny do modułów naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną, przy czym im większe wartości modułów tych naprężeń, tym ich udział jest znacznie większy i większy jest stopień nieproporcjonalności (rys. 4.1).
5. Stopień nieproporcjonalności obciążenia jest zależny również od odległości katowej wektorów naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną w taki sposób, że wektory działające w większej katowej odległości w stosunku do płaszczyzny krytycznej zwiększają stopień nieproporcjonalności obciążenia bardziej niż wektory o tym samym module działające w mniejszej odległości katowej (rys. 4.1).

Wektory działające w większej odległości katowej mają większą szansę na uruchomienie innych systemów poślizgu niż tylko system, bądź systemy uruchomione przez wektory związane z płaszczyzną krytyczną.

6. Wpływ, jaki wywiera obciążenie nieproporcjonalne na właściwości zmęczeniowe jest zależny od wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia. Materiał może być w różnym stopniu podatny na nieproporcjonalność obciążenia, ale może też posiadać cechy, które powodują, że na wpływ nieproporcjonalności pozostaje obojętny.
7. Wpływ, jaki wywiera obciążenie nieproporcjonalne na właściwości zmęczeniowe jest zależny od poziomu obciążenia. Im wyższy poziom obciążeń, tym wpływ nieproporcjonalności obciążenia jest większy. Efekt ten jest związany ze znacznie większym udziałem odkształceń plastycznych.



Rys. 4.1. Ilustracja wielkości modelu nieproporcjonalnego zmęczenia wykorzystanych przy budowie kryterium na tle geometrii próbki do badań poddanej obciążeniu nieproporcjonalnemu

Przyjęcie powyższego modelu zmęczenia nieproporcjonalnego określa cechy formułowanych kryteriów zmęczeniowych:

- Przyjęcie założenia (1) umożliwia wykorzystanie naprężenia ekwiwalentnego zbudowanego w oparciu o ideę płaszczyzny krytycznej.
- Przyjęcie założenia (2) i (3) wymaga zaproponowania funkcji nieproporcjonalności, uwzględniającej wpływ nieproporcjonalności obciążenia.
- Funkcja nieproporcjonalności musi uwzględniać wpływ: nieproporcjonalności obciążenia za pomocą miary nieproporcjonalności charakteryzującej stopień nieproporcjonalności tak, aby spełnione zostały postulaty (4) i (5), wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia za pomocą miary wrażliwości na nieproporcjonalność (6) oraz miary poziomu obciążeń, która pozwoli spełnić postulat (7).

W kolejnych podrozdziałach sformułowane zostaną podstawy budowy miary nieproporcjonalności obciążenia, miary wrażliwości na nieproporcjonalność i miary poziomu obciążenia.

4.2. Miara nieproporcjonalności obciążenia

4.2.1. Wpływ modułów wektorów naprężeń

Wpływ modułów obracających się wektorów naprężeń analizowano w pracach autora [122, 123]. Wpływ ten badano porównując określone cechy hodografów (ścieżek) obciążeń dla kilku przypadków obciążenia o różnych stopniach nieproporcjonalności.

Analizowane hodograpy są obwiedniami poprowadzonymi na maksymalnych w cyklu wektorach naprężeń, uzyskanych dla każdego kierunku α transformacji obrotowej tensora naprężeń (rys. 4.2). Hodograpy uzyskano obliczając, dla każdego kierunku α ,

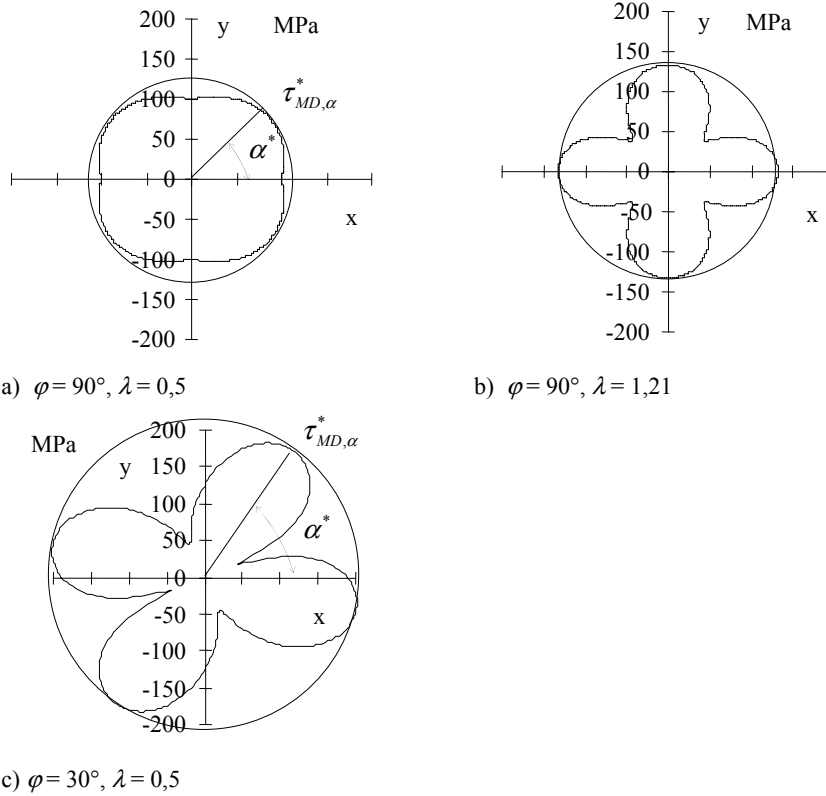
maksymalną w cyklu wartość naprężenia ekwiwalentnego wg formuły McDiarmida [75] – $\tau_{MD,\alpha}$. W tym celu wykorzystano dane eksperymentalne Nisihary i Kawamoto [93]. Na rysunku 4.2 przedstawiono trzy przykładowe ścieżki obciążenia, uzyskane dla trzech różnych przypadków obciążeń sinusoidalnie zmiennych, bez wartości średnich z przesunięciem fazowym, a mianowicie: a) $\varphi = 90^\circ$ i $\lambda = 0,5$ (rys. 4.2.a), b) $\varphi = 90^\circ$ i $\lambda = 1,21$ (rys. 4.2.b) oraz c) $\varphi = 30^\circ$ i $\lambda = 0,5$ (rys. 4.2.c). Należy zaznaczyć, że analizowane przypadki obciążenia odpowiadają tej samej liczbie cykli do zmęczenia.

Wartości naprężeń ekwiwalentnych, związanych ze składowymi działającymi na płaszczyźnie krytycznej dla kolejnych przypadków wynoszą odpowiednio: a) 116 MPa, b) 131 MPa i c) 208 MPa. Wartości tych naprężeń przedstawiono w postaci białych słupków na wykresie na rysunku 4.3. Biorąc pod uwagę, że skutek zmęczeniowy jest ten sam, tzn. osiągnięta jest ta sama graniczna liczba cykli, a wartość naprężeń ekwiwalentnych jest różna, można wywnioskować, że najbardziej niszczącym przypadkiem obciążenia jest przypadek a) (najmniejsza wartość naprężenia), dalej b) i c). Ponadto, porównując tak różne wartości obliczeniowe granicy zmęczenia w przypadkach a) i c), uzyskane przecież dla tego samego materiału, widać, że bazując tylko na wielkościach związanych z płaszczyzną krytyczną w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych, można uzyskać znaczne różnice wyników obliczeniowych wielkości zmęczeniowych.

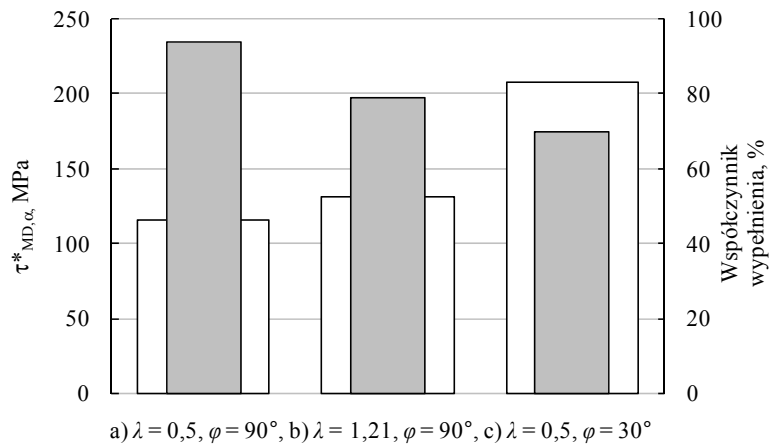
Ważnym spostrzeżeniem jest jednak, że w przypadku obciążeń bardziej niszczących, mniejszym wartościom naprężeń ekwiwalentnych działających na płaszczyźnie krytycznej ($\tau_{MD,\alpha}^* = 116 \text{ MPa}$ na rysunku 4.2.a w stosunku do $\tau_{MD,\alpha}^* = 208 \text{ MPa}$ na rysunku 4.2.c), towarzyszą stosunkowo duże wartości naprężeń działających poza tą płaszczyzną (minimalna wartość naprężenia ekwiwalentnego $\tau_{MD,\alpha} = 101 \text{ MPa}$ na rysunku 4.2.a w stosunku do minimalnej wartości naprężenia ekwiwalentnego $\tau_{MD,\alpha} = 58 \text{ MPa}$ na rysunku 4.2.c). Rozkład modułów $\tau_{MD,\alpha}$ na kącie α dla przypadku najbardziej niszczącego (rys. 4.2.a) jest więc bardziej równomierny, niż w przypadku najmniej niszczącym (rys. 4.2.c). Dla obciążeń bardziej niszczących rośnie udział naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną.

Dla bardziej czytelnej prezentacji powyższego stwierdzenia, udział naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną opisano współczynnikiem wypełnienia, zdefiniowanym jako iloraz pola wewnątrz hodografu do pola koła opisanego na hodografie. Procentowe wartości współczynników wypełnienia przedstawiono na wykresie na rysunku 4.3, w postaci zaciemnionych prostokątów. Okazuje się, że dla najbardziej niszczącego przypadku wielkość ta ma największą wartość, a najmniejszą dla najmniej niszczącego przypadku.

Moduły obracających się naprężeń mają zatem wpływ na stopień nieproporcjonalności obciążenia. Stopień ten można określić za pomocą współczynnika wypełnienia koła opisującego ścieżkę obciążenia.



Rys. 4.2. Hodograpy naprężeń ekwiwalentnych obliczone wg formuły McDiarmida [75]
 $\tau_{MD,\alpha} = Z_{so} - (Z_{so} - Z_{go}/2) \cdot (2\sigma_a/Z_{go})^{1,5}$ dla trzech przypadków obciążeń dla danych Nisihary i Kawamoto [93]



Rys. 4.3. Wartości naprężeń ekwiwalentnych na płaszczyźnie krytycznej (jasne słupki) w zestawieniu ze współczynnikiem wypełnienia hodografów naprężeń (ciemne słupki) dla trzech przypadków obciążeń, różniących się stopniem nieproporcjonalności

4.2.2. Wpływ kierunków wektorów naprężeń

Zgodnie z proponowanym modelem, oprócz modułów naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną do oceny stopnia nieproporcjonalności należy wziąć pod uwagę także wpływ ich położenia w stosunku do płaszczyzny krytycznej [123].

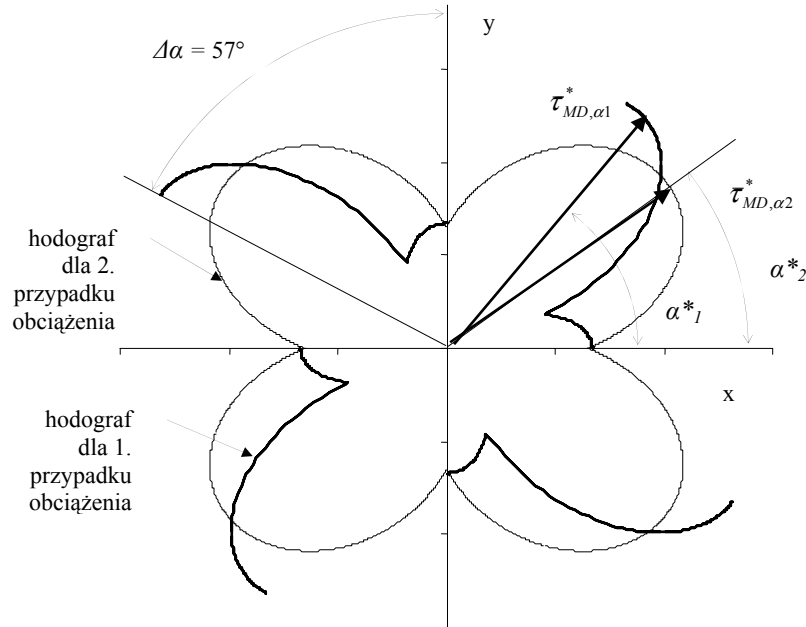
Sempruch [107] zauważa, że skuteczność przewidywania kierunku pęknięcia zmęczeniowego zależy od stopnia nieproporcjonalności obciążenia. Autor analizuje dwa przypadki obciążenia: pierwszy, kiedy osie główne wykonują pełen obrót – obciążenie o większym stopniu nieproporcjonalności i drugi, kiedy osie główne nie wykonują pełnego obrotu – mniejszy stopień nieproporcjonalności. Autor uzyskał niską skuteczność prognozowania kierunków pęknięć w pierwszym przypadku i wysoką poprawność wyników w drugim przypadku, tj. w warunkach niewielkiego obrotu osi głównych.

Sonsino i inni [131] również wykazali, że stopień nieproporcjonalności zależy od zakresu zmian kąta położenia osi głównych. Dla małych kątów obrotu osi głównych wpływ nieproporcjonalności obciążenia na właściwości zmęczeniowe jest mniejszy niż w przypadku, kiedy obrót osi głównych następuje w większym zakresie kątów.

W rozdziale 2., omawiając mechanizm zmęczenia nieproporcjonalnego, dużą wagę przypisano procesom dyslokacyjnym. Biorąc pod uwagę taki charakter mechanizmu zmęczenia nieproporcjonalnego jasnym staje się, że większy zakres obrotu wektora maksymalnego naprężenia stycznego daje szansę na uruchomienie większej liczby systemów poślizgu. Tym samym wraz ze wzrostem zakresu obrotu rośnie stopień nieproporcjonalności obciążenia.

Wpływ ten można zilustrować na następującym przykładzie obliczeniowym. W tym celu omówiono dwa przypadki obciążeń nieproporcjonalnych wywołanych zginaniem ze skręcaniem z przesunięciem fazowym: pierwszy – $\sigma_{x,a} = 280$ MPa, $\sigma_{x,m} = 280$ MPa, $\tau_{xy,a} = 134$ MPa i $\varphi = 0^\circ$, oraz drugi – $\sigma_{x,a} = 271$ MPa, $\sigma_{x,m} = 271$ MPa, $\tau_{xy,a} = 130$ MPa i $\varphi = 90^\circ$. Dane pochodzą z badań eksperymentalnych Lemppa (za [98]).

Poddane tym obciążeniom próbki osiągają taką samą trwałość zmęczeniową. W obu przypadkach następuje obrót osi głównych, ale o innym charakterze. W pierwszym przypadku obrót jest tylko wynikiem występowania wartości średniej nominalnego naprężenia normalnego i dlatego zachodzi jedynie w ograniczonym zakresie kąta $\Delta\alpha = 57^\circ$ (rys. 4.4). Wektor maksymalnego naprężenia stycznego wykonuje ruchy oscylacyjne. W drugim przypadku obrót wywołany jest także, oprócz wartości średniej składowej normalnej, niezerową wartością kąta przesunięcia fazowego. Obrót wektora jest jednokierunkowy, ciągły, w zakresie 360° .



Rys. 4.4. Ścieżki obciążeń dla dwóch przypadków: 1) $\sigma_{x,a} = 280$ MPa, $\sigma_{x,m} = 280$ MPa, $\tau_{xy,a} = 134$ MPa, $\varphi = 0^\circ$, 2) $\sigma_{x,a} = 271$ MPa, $\sigma_{x,m} = 271$ MPa, $\tau_{xy,a} = 130$ MPa, $\varphi = 90^\circ$

Z analizy kryteriów zamieszczonej przez Papadopoulosa w pracy [99] wynika, że stosując kryterium McDiarmida dla zakresu proporcjonalnego τ_{MD,α^*} [75], dla pierwszego przypadku popełnia się błąd 7%. W drugim przypadku błąd jest ponad czterokrotnie większy i wynosi 32%.

Błędy wynikają stąd, że obliczając τ_{MD,α^*1}^* oraz τ_{MD,α^*2}^* bierze się pod uwagę jedynie składowe naprężenia związane z płaszczyznami krytycznymi, odpowiednio α^*_1 i α^*_2 (rys. 4.4). Zgodnie z tym, co proponuje się w poprzednim podrozdziale, należy uwzględnić działanie naprężeń na innych płaszczyznach, budując miarę nieproporcjonalności obciążenia w oparciu o współczynnik wypełnienia. Jak się okazuje, dla obu przypadków ilorazy te będą miały podobne wartości: 56% dla pierwszego przypadku (pamiętając, że wektor wykonuje ruch oscylacyjny przechodząc dwukrotnie przez te same położenia) i 68 % dla drugiego.

Błąd, jaki należy skorygować dla drugiego przypadku jest ponad czterokrotnie większy od pierwszego (32% w stosunku do 7%). Prawidłowy opis stopnia nieproporcjonalności na podstawie tylko wartości modułów tych naprężeń i wynikających z nich pól pod hodografami okazuje się bardzo trudny. Miara nieproporcjonalności bez uwzględnienia położenia obracających się wektorów nie umożliwia rozpoznania zasadniczej różnicy pomiędzy oboma stanami obciążenia. W pierwszym przypadku wektor maksymalnego naprężenia stycznego ma większą wartość, ale zmiany jego położenia zachodzą w zakresie małego kąta. W drugim, obracający się wektor o mniejszej wartości obejmuje swym działaniem wszystkie kierunki, co zwiększa wartość stopnia nieproporcjonalności.

Duży błąd (32%), jaki jest popełniany w drugim przypadku stosując kryterium proporcjonalne, wynika nie tyle z nieuwzględnienia modułów naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną (współczynniki wypełnienia zbliżone: 56 i 68%), co z pominięcia zakresu obrotu osi głównych i związanego z tym wpływu na proces zmęczeniowy naprężeń działających na kierunkach bardziej odległych od płaszczyzny krytycznej. W pierwszym przypadku, kiedy wektor nie obejmuje swym działaniem odległych kierunków, pomimo obrotu osi głównych, stopień nieproporcjonalności jest mały i zachowania zmęczeniowe mogą być opisane za pomocą kryterium proporcjonalnego (błąd z proporcjonalnego kryterium McDiarmida τ_{MD,α^*} tylko 4%).

Miara nieproporcjonalności obciążenia powinna więc uwzględniać wpływ położenia obracających się wektorów w stosunku do płaszczyzny krytycznej.

Weryfikację eksperymentalną hipotezy o wpływie kierunków działania naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną na przebieg procesu zmęczenia zamieszczono w rozdziale 7.

4.3. Miara wrażliwości materiału na nieproporcjonalność

W rozdziale 2. stwierdzono, że o wrażliwości na nieproporcjonalność obciążenia w dużym stopniu decyduje *EBU*. Wartość *EBU* można powiązać z odpowiedzią materiału na działanie obciążenia nieproporcjonalnego. Sakane i inni [106] poszukują takich zależności pomiędzy *EBU*, rodzajem materiału, a dodatkowym cyklicznym umocnieniem. Z kolei inni autorzy wiążą wartość dodatkowego cyklicznego umocnienia ze spadkiem trwałości. Chen i inni [20] wykazali, że już niewielkie dodatkowe umocnienie cykliczne rzędu 10% wiąże się ze spadkiem trwałości o 50%. Dla materiału wykazującego umocnienie rzędu 100% spadek trwałości jest rzędu 90%.

Borodii i Shukaev [12], badając liczną grupę materiałów sformułowali propozycje związków ilościowych. Autorzy podają zależności pomiędzy *EBU* a charakterem krzywej z próby monotonicznego rozciągania i dodatkowym cyklicznym umocnieniem w warunkach obciążeń zmęczeniowych oraz obu tych wielkości z trwałością zmęczeniową.

Większość z istniejących prób powiązania *EBU* z wpływem na zachowania zmęczeniowe w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych ma charakter tylko jakościowy. Ponadto *EBU*, jako wielkość mikrofizyczna jest trudna do wyznaczenia zwłaszcza w odniesieniu do stopów metali [12]. W związku z tym należy szukać parametrów makrofizycznych związanych z charakterystykami wytrzymałościowymi, co jest bliższe podejściu inżynierskiemu [12].

I tak, Sonsino oraz Maddox [130] formułują opisowo związek pomiędzy rodzajem materiału a wrażliwością na nieproporcjonalność: materiały plastyczne (*ductile*), jak stale konstrukcyjne, charakteryzuje spadek trwałości pod obciążeniem nieproporcjonalnym; materiały plastyczno-kruche (*semi-ductile*), jak staliwo, czy aluminium do przeróbki plastycznej, charakteryzuje brak wrażliwości na nieproporcjonalność; materiały kruche (*brittle*) jak żeliwo, charakteryzuje nawet wzrost trwałości w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych. Papadopoulos [98] określone wyżej grupy materiałów charakteryzuje dokładniej, przypisując wielkości liczbowe ilorazu granic zmęczenia na skręcanie do

zginania, a mianowicie: *mild* – $Z_{so}/Z_{go} \approx 0,5$, *hard* – $0,55 < Z_{so}/Z_{go} < 0,8$, zaś materiały *brittle* – $Z_{so}/Z_{go} \approx 1$.

Wykorzystanie ilorazu Z_{so}/Z_{go} do opisu właściwości materiałowych nie jest pomysłem nowym. Iloraz ten jest bowiem wykorzystywany w kryteriach zmęczeniowych dla złożonych obciążeń, jako miara udziału naprężenia normalnego w procesie zniszczenia zmęczeniowego w kryteriach płaszczyzny krytycznej.

W związku z inżynierskim charakterem proponowanych w pracy kryteriów przeanalizowano związek pomiędzy ilorazem granic zmęczenia Z_{so}/Z_{go} , dodatkowym cyklicznym umocnieniem a wartością *EBU* [113]. W tabeli 4.1 zebrano dane dotyczące kilku grup materiałów. Wartości Z_{so}/Z_{go} bliskie 0,5 korelują z wysokimi wartościami dodatkowego cyklicznego umocnienia mieszczącymi się w granicach 0,8-1,0 i niewielką wartością *EBU*. Wartości Z_{so}/Z_{go} około 0,6 odpowiadają wartościom umocnienia w zakresie 0,15-0,3. Wartości stosunku Z_{so}/Z_{go} bliskie jedności wiążą się z brakiem dodatkowego umocnienia i bardzo dużymi wartościami *EBU*.

Na tej podstawie można stwierdzić, że istnieje korelacja analizowanych parametrów. Istotne jest w tym momencie stwierdzenie, że miarę wrażliwości materiału na nieproporcjonalność można zbudować opierając się na wielkościach powszechnie stosowanych w podejściu inżynierskim. Iloraz granic zmęczenia Z_{so}/Z_{go} pozwala na opis analizowanej cechy materiałowej.

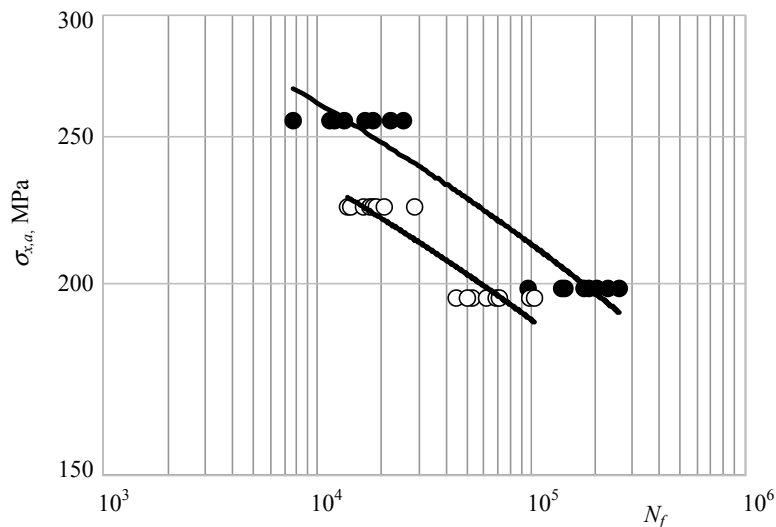
Tabela 4.1. Porównanie wartości Z_{so}/Z_{go} i α na tle wartości energii błędu ułożenia – *EBU*

Grupa	Gatunek	Z_{so}/Z_{go}	Dodatkowe cykliczne umocnienie %	<i>EBU</i> mJ/m ²
Stale odporne na korozję	X10CrNiMoTi18-10	0,54 [18]		25 [126]
	X10CrNiNb18-9	0,54 [18]		
	316		100 [126]	20 [12]
	310		84 [13]	<10 [12]
	304		94 [13]	10-20 [12]
Stale węglowe	C45	0,63 [93]	30 [126]	
Stale do ulepszenia cieplnego	42CrMo4	0,65 [18]		
	25CrMo4	0,63 [96]		
	42CrMo		15 [126]	
Stopy aluminium	GD-AlMg9	1,03 [18]		
	6061-T6		20 [126]	250 [126]
	1100		0 [126]	200 [12]

4.4. Poziom obciążenia a wpływ nieproporcjonalności obciążenia na właściwości zmęczeniowe

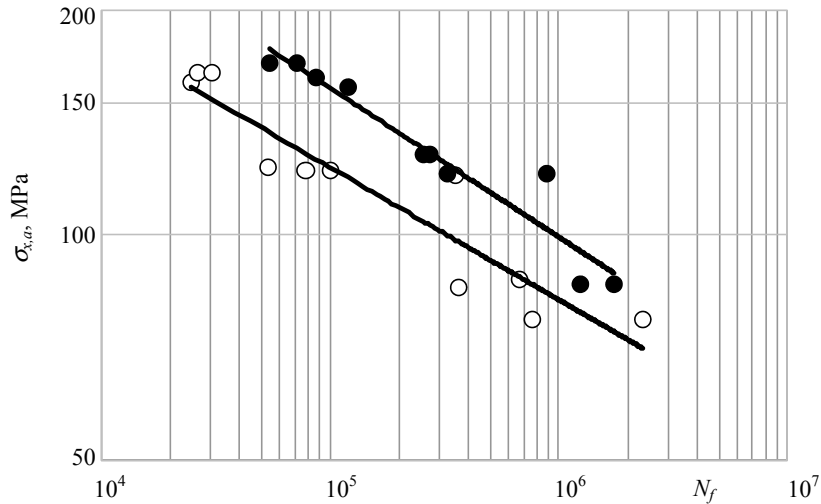
Wpływ nieproporcjonalności obciążenia na szereg zachowań zmęczeniowych metali i ich stopów zależy od poziomu obciążeń. Efekt ten jest związany z udziałem odkształceń plastycznych – im wyższy udział tych odkształceń, tym wpływ obciążenia o tym samym stopniu nieproporcjonalności jest większy. Wprawdzie miary nieproporcjonalności obciążenia charakteryzują w określony sposób działające obciążenie, ale żadne z nich, oprócz miar związanych z modelami plastyczności cyklicznej, nie niosą ze sobą informacji na temat poziomu naprężeń czy odkształceń lub udziału odkształceń plastycznych.

Zależność pomiędzy poziomem naprężenia a wpływem nieproporcjonalności obciążenia na trwałość zmęczeniową można wykazać na przykładzie wyników eksperymentalnych. Prezentowane dane pochodzą z badań trwałości zmęczeniowej w warunkach zginania ze skręcaniem zrealizowanych przez Simbürgera dla stali Ck45 [109] i przez Sonsino dla StE 460 [127]. W związku z tym, że w obu przypadkach stosunek amplitud naprężeń nominalnych jest stały dla całej serii badań, wyniki można przedstawić na wykresach krzywych trwałości zmęczeniowej o rzędnej $\sigma_{x,a}$. Na rysunku 4.5 przedstawiono wyniki badań Simbürgera [109], a na rysunku 4.6 rezultaty prac badawczych Sonsino [127]. Każdy z wykresów przedstawia dwie krzywe trwałości: dla obciążenia proporcjonalnego i nieproporcjonalnego, spowodowanego przesunięciem fazowym składowych.



Rys. 4.5. Wykresy trwałości zmęczeniowej dla zginania ze skręcaniem bez przesunięcia i z przesunięciem fazowym składowych wg Simbürgera [109]. Koła czarne – kąt przesunięcia fazowego pomiędzy składowymi równy 0° , obciążenia proporcjonalne. Koła białe – kąt przesunięcia fazowego równy 90° , obciążenia nieproporcjonalne. Stosunek amplitud naprężeń nominalnych $\tau_{xy,a} / \sigma_{x,a} = 0,575$

4.4. Poziom obciążenia a wpływ nieproporcjonalności obciążenia na właściwości zmęczeniowe



Rys. 4.6. Wykresy trwałości zmęczeniowej dla zginania ze skręcaniem bez przesunięcia i z przesunięciem fazowym składowych wg Sonsino [127]. Oznaczenia jak na rysunku 4.5. Stosunek amplitud naprężeń nominalnych $\tau_{xy,a} / \sigma_{x,a} = 0,58$

Na obu wykresach krzywa trwałości dla obciążenia nieproporcjonalnego charakteryzuje się mniejszą wartością wyrazu wolnego i większą wartością współczynnika kierunkowego (tab. 4.2). Krzywe te są przesunięte w kierunku mniejszych trwałości – są obrócone przeciwnie do ruchu wskazówek zegara i przemieszczone przeciwnie do wektora osi rzędnych.

Tabela 4.2. Współczynniki prostych regresji w układzie $N_f - \sigma_a$

Źródło	Współczynniki prostej regresji	Obciążenie proporcjonalne	Obciążenie nieproporcjonalne
Simburger [109]	a	-0,0971	-0,0923
Ck45	b	3,04	2,98
Sonsino [127]	a	-0,1998	-0,1772
StE 460	b	3,19	2,97

Większa wartość współczynnika kierunkowego powoduje, że przy tym samym stopniu nieproporcjonalności (ten sam kąt przesunięcia fazowego dla całej serii badań) procentowy spadek trwałości w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego w stosunku do obciążenia proporcjonalnego rośnie wraz ze wzrostem naprężenia (tab. 4.3).

4. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

Tabela 4.3. Porównanie trwałości dla obciążenia proporcjonalnego i nieproporcjonalnego dla różnych poziomów naprężeń i tego samego stopnia nieproporcjonalności

Źródło	$\sigma_{x,a}$ MPa	Trwałość wg prostej aproksymującej		Zmniejszenie trwałości %
		Obciążenie proporcjonalne	Obciążenie nieproporcjonalne	
Simburger [109] Ck45	190	313 457	97 284	69
	230	50 565	12 291	76
	270	8 157	1 553	81
Sonsino [127] StE 460	80	2 212 031	1 031 548	53
	120	447 373	143 374	68
	160	90 479	19 927	78

Można więc założyć, że wpływ poziomu obciążenia na efekt działania obciążenia nieproporcjonalnego daje się wyrazić poprzez wartość naprężenia.

4.5. Ogólna postać modelu obliczeniowego dla zmęczenia nieproporcjonalnego

Model obliczeniowy w ogólnej formie, jest nierównością, której lewą stronę stanowi naprężenie ekwiwalentne nieproporcjonalne τ_{np} , a prawą wielkość graniczna p . Zakłada się, że naprężenie ekwiwalentne nieproporcjonalne τ_{np} będzie iloczynem naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego τ_{pr} oraz funkcji nieproporcjonalności f_{np} , więc:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot f_{np} \leq p \quad (4.1)$$

Naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne τ_{pr} bazuje na modelu płaszczyzny krytycznej. Na podstawie wniosków zawartych w rozdziale 2 można założyć z dobrym przybliżeniem, że wyróżnikiem płaszczyzny krytycznej może być wektor maksymalnego naprężenia stycznego.

W związku z tym, że naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne zbudowane jest opierając się na naprężeniu stycznym, naprężenie ekwiwalentne nieproporcjonalne ma także wymiar naprężenia stycznego. Podobnie wielkość graniczna kryterium powinna być określona przez naprężenia styczne. W zależności od przeznaczenia kryterium, wielkością graniczną będzie albo granica zmęczenia, albo wytrzymałość zmęczeniowa określona wg prostej trwałości zmęczeniowej – obie uzyskane w warunkach wahadłowego skręcania.

Funkcja nieproporcjonalności f_{np} dla obciążenia proporcjonalnego przyjmować powinna wartość niemianowaną równą 1. Funkcja ta jest funkcją złożoną z następujących funkcji składanych: miary stopnia nieproporcjonalności obciążenia f_{sno} , miary wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia f_{wm} oraz funkcji charakteryzującej

nieproporcjonalnego

wpływ poziomu naprężeń f_{pn} . Wszystkie trzy funkcje powinny być bezwymiarowe. Ostatecznie zaproponowano następującą postać kryterium:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot (1 + f_{sno} \cdot f_{wm} \cdot f_{pn}) \leq p \quad (4.2)$$

Miara stopnia nieproporcjonalności f_{sno} powinna być funkcją zależną od postaci geometrycznej ścieżki obciążenia i powinna brać pod uwagę wpływ położenia wektorów naprężeń tworzących ścieżkę w stosunku do płaszczyzny krytycznej. Dla obciążenia proporcjonalnego miara powinna mieć wartość równą 0.

Ważne jest również, aby f_{wm} była funkcją zależną od ilorazu granic zmęczenia Z_{so}/Z_{go} .

Argumentem funkcji f_{pn} określającej wpływ poziomu obciążenia może być wartość naprężenia. Dla kryterium wytrzymałości zmęczeniowej, na poziomie granicy zmęczenia, wartość funkcji powinna przyjmować wartość 1.

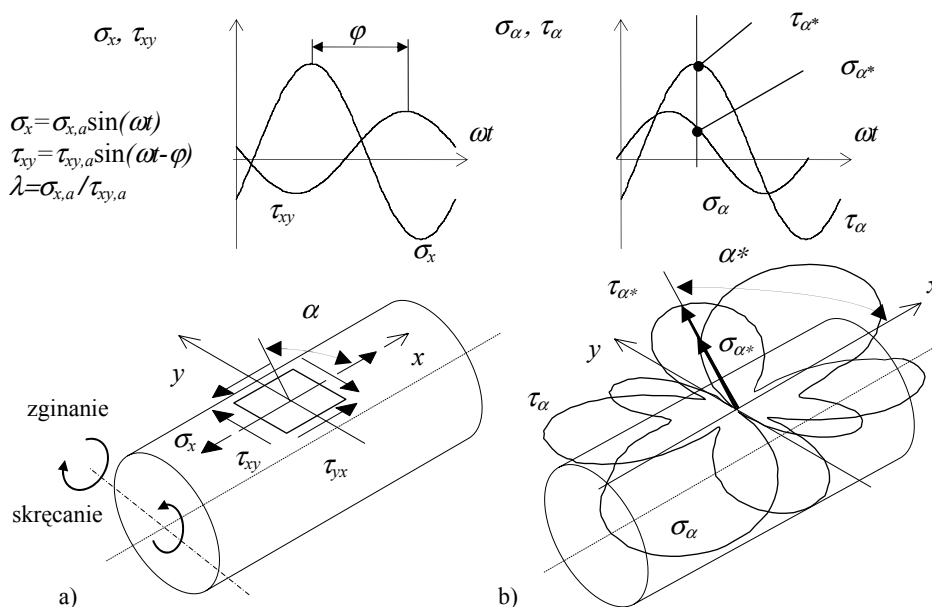
5. SFORMUŁOWANIE KRYTERIÓW WYTRZYMAŁOŚCI I TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

W niniejszym rozdziale, kierując się sformułowaniem wcześniej ogólnym modelem obliczeniowym dla obciążeń nieproporcjonalnych, przedstawiono szczegółowe rozwiązania kryteriów: wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej, dla ściśle określonych warunków obciążeń zmęczeniowych.

5.1. Warunki stosowalności proponowanych kryteriów

Proponowane kryteria opracowano dla dwuosiowego obciążenia nieproporcjonalnego, zginania ze skręcaniem, o przebiegach sinusoidalnie zmiennych z uwzględnieniem przesunięcia fazowego i wartości średnich naprężeń nominalnych. Zakres stosowalności kryteriów obejmuje obciążenia wysokocyklowe.

Wielkościami charakteryzującymi ten stan obciążenia są obliczone na podstawie obciążeń i wskaźników przekroju dla próbki gładkiej: amplitudy $\sigma_{x,a}$, $\tau_{xy,a}$ i wartości średnie naprężeń płaskiego stanu naprężenia $\sigma_{x,m}$, $\tau_{xy,m}$, kąt przesunięcia fazowego pomiędzy składowymi φ oraz stosunek amplitud naprężeń λ (rys. 5.1.a).



Rys. 5.1. Warunki obciążeń przyjęte dla szczególnych postaci proponowanych kryteriów

Do opisu ścieżki (hodografu) obciążenia wynikającego z obrotu osi głównych wygodnie jest zastosować współrzędne biegunowe (rys. 5.1.b). W tym przypadku kąt α opisuje położenie wektorów naprężeń, jakie zajmują one w wyniku obrotu osi głównych w czasie cyklu o okresie ω . Wyróżnione położenie osi głównych, związane z kierunkiem działaniem maksymalnego w cyklu naprężenia stycznego, oznaczono symbolem *.

Oprócz ściśle określonych warunków stanu naprężenia, zdefiniowano także grupę materiałów, dla których kryteria mogą być stosowane. Kryteria przeznaczono dla materiałów konstrukcyjnych charakteryzujących się wrażliwością na nieproporcjonalność obciążenia. Są to materiały, dla których $Z_{so}/Z_{go} \leq 0,65$ [98, 130].

5.2. Naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne

5.2.1. Wybór płaszczyzny krytycznej

Dla wysokocyklowego zakresu trwałości zmęczeniowej, dominującymi fazami procesu są fazy do I etapu rozwoju pęknięcia. Jak to podkreślono w podrozdziale 3.2, wielkością decydującą o przebiegu procesu zmęczenia w tym okresie jest maksymalne naprężenie styczne. Nawet, jeśli makropłaszczyzna złomu nie jest zgodna z kierunkiem działania maksymalnego naprężenia stycznego, to składowe naprężeń związane z tym kierunkiem wywierają dominujący wpływ na przebieg zmęczenia.

Za płaszczyznę krytyczną uznano więc, podobnie jak w kryterium McDiarmida [75], tę z dwóch płaszczyzn działania maksymalnego naprężenie stycznego, której towarzyszy większa wartość naprężenia normalnego.

5.2.2. Ustalenie składowych stanu naprężenia mających wpływ na przebieg procesu zmęczeniowego

Zgodnie z ideą płaszczyzny krytycznej naprężenie ekwiwalentne jest funkcją naprężeń stycznych i normalnych działających na wybranej płaszczyźnie. W niniejszym rozwiązaniu, podobnie jak w kryterium McDiarmida [77], wybrano następujące wielkości: wartości bezwzględnej amplitudy naprężenia stycznego τ_a , amplitudę naprężenia normalnego σ_a , wartość średnią naprężenia normalnego σ_m . W rozważanym przypadku nie uwzględniono występowania wartości średnich naprężenia stycznego. Jak pokazuje Papadopoulos [99], dla zmęczenia wysokocyklowego wartość średnia naprężenia stycznego, bez względu na wartość, nie wpływa znacząco na przebieg procesu zmęczeniowego.

5.2.3. Ustalenie związku matematycznego pomiędzy składowymi naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego

W pracy autora [111] zaproponowano następującą liniową formę naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego:

$$\tau_{pr} = \tau_a + p\sigma_a + q\sigma_m \quad (5.1)$$

gdzie p i q są współczynnikami zależnymi od właściwości materiałowych. W niniejszym rozwiązaniu proponuje się rozdzielenie wpływu amplitudy naprężenia normalnego od wpływu wartości średniej.

W celu wykreślenia ścieżki obciążenia istnieje potrzeba obliczania wartości naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego dla każdego kąta α . Wówczas symbol τ_{pr} oznaczający wartość proporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego na płaszczyźnie krytycznej α^* zastępuje symbol $\tau_{pr,\alpha}$.

W proponowanym rozwiązaniu najlepszą zgodność obliczeń z wynikami badań eksperymentalnych uzyskano przyjmując $p = 1,9 \cdot Z_{so}/Z_{go} - 1$ [111]. Jest to wartość bliska rozwiązaniu Gougha [37].

Najlepszą zgodność obliczeń z danymi eksperymentalnymi dla opisanego wpływu wartości średniej uzyskano przyjmując $q = 0,5 \cdot Z_{go}/R_m$ [111]. Jest to wartość identyczna z propozycją McDiarmida [81].

5.3. Część nieproporcjonalna naprężenia ekwiwalentnego

5.3.1. Miara nieproporcjonalności obciążenia

W pracach autora [112, 123] oraz w ostatecznej formie w pracy [111] zaproponowano następującą postać miary nieproporcjonalności obciążenia:

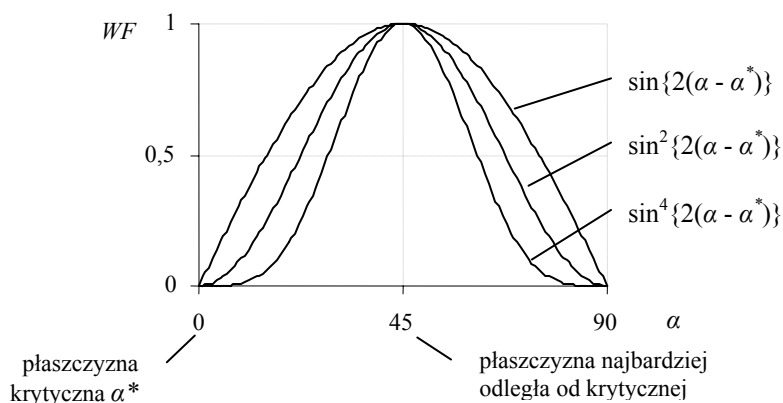
$$f_{sno} = \frac{\int (\tau_{pr,\alpha}^2 \cdot WF(\alpha)) d\alpha}{2\pi \cdot (\tau_{pr})^2} \quad (5.2)$$

Wyrażenie (5.2) jest współczynnikiem wypełnienia, którego licznik wyraża pole pod hodografem obciążenia, a mianownik jest polem koła opisanego na hodografie. W wyniku zastosowania funkcji wagowej WF pole pod hodografem jest ważone. Ze względu na symetrię hodografów naprężeń, jaka pojawia się w warunkach obciążeń sinusoidalnych, wygodnie było zbudować funkcję WF opierając się na funkcji trygonometrycznej:

$$WF = \sin^p (2 \cdot (\alpha - \alpha^*)) \quad (5.3)$$

Na płaszczyźnie krytycznej α^* wartość WF równa jest 0, a dla kierunku najbardziej oddalonego od płaszczyzny krytycznej (kierunek obrócony o $\alpha = 45^\circ$ tak jak w przypadku współczynnika obrotu Kanazawy (za [4]) przyjmuje wartość równą 1. Dzięki funkcji WF , naprężeniom bardziej oddalonym od płaszczyzny krytycznej przypisuje się większą wagę. Naprężenia działające pod większym kątem do płaszczyzny krytycznej, z uwagi na większy udział w procesie intensyfikacji kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych, mają większy wpływ na wartość licznika funkcji f_{sno} .

W punkcie 4.2.2 zwrócono uwagę, że istnieje duża różnica pomiędzy oddziaływaniem obciążenia nieproporcjonalnego charakteryzującym się małym zakresem kąta obrotu osi a obciążeniem nieproporcjonalnym o pełnym zakresie obrotu. Potęga p w zapisie równania (5.3) pozwala uzyskać przebieg funkcji WF odzwierciedlający to spostrzeżenie w zapisie matematycznym. Im większa wartość wykładnika potęgi p , tym większa waga przypisana zostaje naprężeniom działającym na bardziej odległych kierunkach w stosunku do płaszczyzny krytycznej. Naprężeniom działającym w niewielkiej odległości kątowej w stosunku do płaszczyzny krytycznej odpowiada waga o wartościach bliskich zero (rys. 5.2).



Rys. 5.2. Ilustracja wpływu wartości wykładnika potęgi p na przebieg funkcji wagowej WF

Ostatecznie, najlepszą zgodność z wynikami danych eksperymentalnych uzyskano dla wartości $p = 2$.

5.3.2. Miara wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia

W poprzednim rozdziale stwierdzono, że iloraz Z_{so}/Z_{go} może służyć za podstawę budowy miary wrażliwości materiału na nieproporcjonalności obciążenia. W pracy [113] przeprowadzono natomiast analizę, z której wynika, że iloraz ten dostatecznie dobrze opisuje wrażliwość materiału na nieproporcjonalność w takiej właśnie postaci.

Analizę przeprowadzono dla 12 przypadków danych literaturowych zawierających granice zmęczenia różnych materiałów, w szerokim zakresie zmienności Z_{so}/Z_{go} , od 0,48 do 0,95. Po to, aby zobrazować wrażliwość na nieproporcjonalność, zestawiono ze sobą wyniki badań eksperymentalnych w warunkach obciążeń proporcjonalnych $\varphi = 0^\circ$ i najbardziej niszczącego przypadku obciążenia nieproporcjonalnego, tzn. dla $\varphi = 90^\circ$ i $\lambda \approx 0,5$ (tab. 5.1).

Porównanie wyników badań prowadzonych w warunkach obciążeń złożonych wymagało zastosowania naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego. W tym celu zastosowano propozycję naprężenia ekwiwalentnego (5.1), zdefiniowanego w podrozdziale 5.2 i zweryfikowanego w rozdziale 6.

5. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

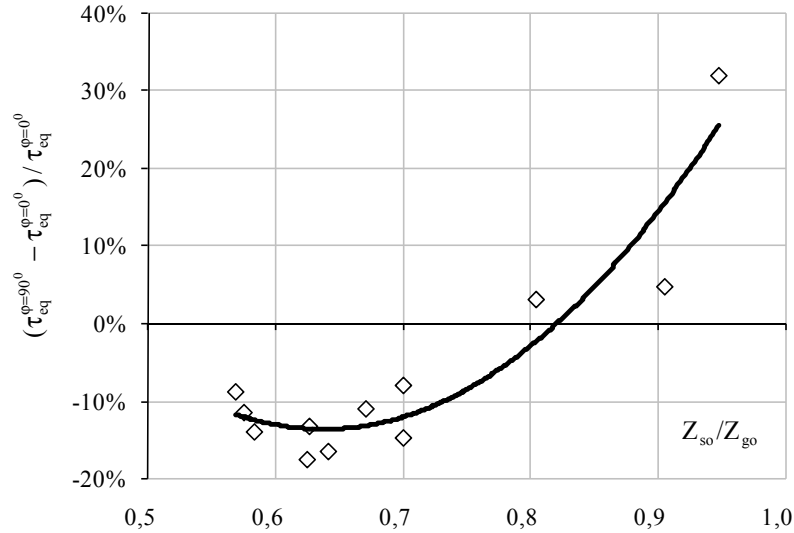
Obliczeniową wartość granicy zmęczenia porównano z wielkością kryterialną, jaką w tym przypadku była granica zmęczenia na wahadłowe skręcanie Z_{so} . W związku z tym, że proporcjonalne naprężenie ekwiwalentne (5.1) nie uwzględnia wpływu nieproporcjonalności, posługiwanie się nim w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych jest obarczone błędem. Wartość błędu, przy tym samym, maksymalnym stopniu nieproporcjonalności obciążenia ($\varphi = 90^\circ, \lambda \approx 0,5$), zależała jedynie od stopnia wrażliwości materiału na nieproporcjonalność. Dlatego w przypadku materiałów plastycznych należało oczekiwać zaniżonych, a w przypadku materiałów kruchych zawyżonych obliczeniowych wartości granicy zmęczenia.

Tabela 5.1. Dane literaturowe wykorzystane do analizy obliczeniowej

Lp.	Źródło	Materiał	$\frac{Z_{so}}{Z_{go}}$	$\frac{\tau_{xy,a}}{\sigma_{x,a}}$	$\sigma_{x,a}$ MPa	
					$\varphi = 0^\circ$	$\varphi = 90^\circ$
1	Lempp [61]	St35	0,57	0,48	140	168
2	Lempp [61]	42CrMo4N	0,57	0,48	201	234
3	Nisihara [93]	St34	0,58	0,50	180	201
4	Zenner [153]	34Cr4	0,62	0,50	314	316
5	Nisihara [93]	C45	0,63	0,50	245	258
6	Nisihara [93]	Dural	0,64	0,50	120	120
7	Mielke [84]	25CrMo4V	0,67	0,50	270	277
8	Neugebauer [90]	GTS-45	0,70	0,57	183	195
9	Lee [59]	SM45C	0,70	0,50	250	247
10	Neugebauer [90]	GGG-60	0,80	0,58	192	198
11	Zenner [154]	GGG-60	0,91	0,50	221	221
12	Nisihara [93]	GG-15	0,95	0,50	80	94

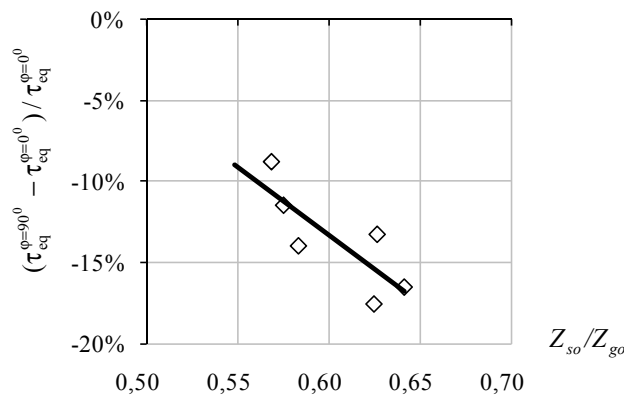
Obliczone wartości granicy zmęczenia dla $\varphi = 90^\circ$, tzn. $\tau_{pr}^{\varphi=90^\circ}$ odniesiono do wartości granicy zmęczenia dla obciążenia proporcjonalnego $\tau_{pr}^{\varphi=0^\circ}$. Badany stosunek $(\tau_{pr}^{\varphi=90^\circ} - \tau_{pr}^{\varphi=0^\circ}) / \tau_{pr}^{\varphi=0^\circ} \cdot 100\%$ naniesiono na wykres (rys. 5.3). Zależność ma charakter paraboliczny. Na podstawie analizy wykresu można wyróżnić trzy zakresy wrażliwości materiału na nieproporcjonalność obciążenia. W pierwszym, dla przedziału wartości Z_{so}/Z_{go} orientacyjnie od 0,5 do 0,8, dochodzi do obniżenia obliczeniowej wartości granicy zmęczenia. W drugim zakresie, od 0,8 do 0,85, materiały wykazują niewrażliwość na nieproporcjonalność. Powyżej wartości 0,85 zaobserwować można przeszacowanie obliczeniowej wartości granicy zmęczenia.

Ze względu na małą liczbę danych wyniki należy traktować jakościowo. Jednakże w zakresie do 0,8 wyniki wskazują, że materiały te są wrażliwe na nieproporcjonalność. Prezentowane wyniki odbiegają od przyjętych przez Papadopoulosa [24]. Autor zakłada, że materiały wrażliwe na nieproporcjonalność cechuje wartość stosunku granic zmęczenia nie większa niż $1/\sqrt{3} \approx 0,58$.



Rys. 5.3. Zależność wrażliwości materiału na obciążenie nieproporcjonalne od miary wrażliwości na nieproporcjonalność Z_{so}/Z_{go}

Proponowane kryterium przeznaczono dla materiałów konstrukcyjnych, dla których iloraz granic zmęczenia Z_{so}/Z_{go} nie przekracza wartości 0,65. Są to więc materiały wrażliwe na działanie nieproporcjonalności [98, 130]. W tym zakresie zaobserwować można, jak wraz ze wzrostem Z_{so}/Z_{go} proporcjonalnie powiększa się wartość błędu szacowania granicy zmęczenia (rys. 5.4). Wynika z tego, że jako miarę wrażliwości na nieproporcjonalność można przyjąć wprost iloraz granic zmęczenia Z_{so}/Z_{go} .



Rys. 5.4. Zależność wrażliwości materiału na obciążenie nieproporcjonalne od miary wrażliwości na nieproporcjonalność Z_{so}/Z_{go} w zakresie stosowalności proponowanego kryterium

5.3.3. Wpływ poziomu obciążenia na nieproporcjonalność

Zgodnie ze spostrzeżeniami Ellyina [29] krzywe trwałości zmęczeniowej w warunkach obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych zbiegają się asymptotycznie na poziomie granicy zmęczenia. Biorąc pod uwagę liniową zależność spadku trwałości w stosunku do poziomu naprężenia (podrozdział 4.4), założono wprost proporcjonalny wpływ poziomu naprężenia na wrażliwość na nieproporcjonalność obciążenia. Jako miarę wpływu poziomu obciążenia zaproponowano iloraz τ_{pr}/Z_{so} . Taka postać zapewni również spełnienie postulatu bezwymiarowości proponowanej funkcji.

5.4. Sformułowanie kryterium wytrzymałości zmęczeniowej

Po podstawieniu zaproponowanych w niniejszym rozdziale postaci funkcji składanych do równania (4.2) uzyskano postać kryterium:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot \left(1 + f_{sno} \frac{Z_{so}}{Z_{go}} \frac{\tau_{pr}}{Z_{so}} \right) \leq Z_{so} \quad (5.4)$$

W związku z tym, że naprężenie ekwiwalentne ma wymiar naprężenia stycznego, prawą stronę nierówności stanowi granica zmęczenia na wahadłowe skręcanie. Na poziomie granicy zmęczenia $\tau_{pr}/Z_{so} = 1$. Traktując iloraz granic zmęczenia jako współczynnik, kryterium wytrzymałości zmęczeniowej ostatecznie przyjmuje postać:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot \left(1 + \frac{Z_{so}}{Z_{go}} f_{sno} \right) \leq Z_{so} \quad (5.5)$$

5.5. Sformułowanie kryterium trwałości zmęczeniowej

Szczegółowa postać kryterium trwałości zmęczeniowej jest następująca:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot \left(1 + f_{sno} \frac{Z_{so}}{Z_{go}} \frac{\tau_{pr}}{Z_{so}} \right) \leq f(N) \quad (5.6)$$

Prawą stronę nierówności (5.6) stanowi funkcja trwałości uzyskana dla obciążenia jednoosiowego, w tym przypadku wahadłowego skręcania. Po uproszczeniu zapisu (5.6), kryterium trwałości przyjmuje postać:

$$\tau_{np} = \tau_{pr} \cdot \left(1 + \frac{\tau_{pr}}{Z_{go}} f_{sno} \right) \leq f(N) \quad (5.7)$$

6. WERYFIKACJA OBLICZENIOWA SFORMUŁOWANYCH KRYTERIÓW

Niniejszy rozdział podzielono na dwa podrozdziały zawierające wyniki weryfikacji obliczeniowej obu kryteriów. W każdym z nich, w następującej kolejności przedstawiono:

- wyniki weryfikacji zastosowania naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego τ_{pr} dla danych z zakresu obciążeń proporcjonalnych; budowa naprężenia ekwiwalentnego τ_{np} bazuje na τ_{pr} ; w pierwszej kolejności ważna jest więc odpowiedź, czy τ_{pr} funkcjonuje prawidłowo dla warunków obciążeń proporcjonalnych; gdyby tak nie było, dalsza weryfikacja nie miałaby oczywiście sensu,
- wyniki zastosowania tej samej formuły naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego τ_{pr} ale dla danych nieproporcjonalnych; na tym etapie zademonstrowano błędy niedoszacowania danych nieproporcjonalnych za pomocą τ_{pr} ,
- wyniki zastosowania naprężenia ekwiwalentnego nieproporcjonalnego τ_{np} dla szacowania wyników badań eksperymentalnych dla obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych.

6.1. Weryfikacja kryterium wytrzymałości zmęczeniowej

Kryterium wytrzymałości zmęczeniowej zweryfikowano dla 61 przypadków literaturowych danych eksperymentalnych zestawionych w tabeli 6.1. Zbiór ten zawiera wartości granic zmęczenia uzyskane w warunkach dwuosowego stanu obciążenia z przesunięciem fazowym i wartością średnią składowych. Weryfikację przeprowadzono dla grupy materiałów charakteryzujących się wartością Z_{so}/Z_{go} nie przekraczającą 0,65, czyli w zakresie stosowalności kryterium.

W pierwszej kolejności przeprowadzono weryfikację naprężenia ekwiwalentnego dla obciążeń proporcjonalnych. Wyniki obliczeń przedstawiono w formie graficznej na rysunku 6.1. Wartość średnia błędu obliczeniowej granicy zmęczenia w stosunku do eksperymentalnej $(\tau_{pr} - Z_{so})/Z_{so} \cdot 100\%$ wynosi -0,3%, a jego odchylenie standardowe 4,3%. Uznano, że zaproponowane naprężenie ekwiwalentne dla warunków obciążeń proporcjonalnych wykazuje zadowalającą zgodność z danymi literaturowymi.

6. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

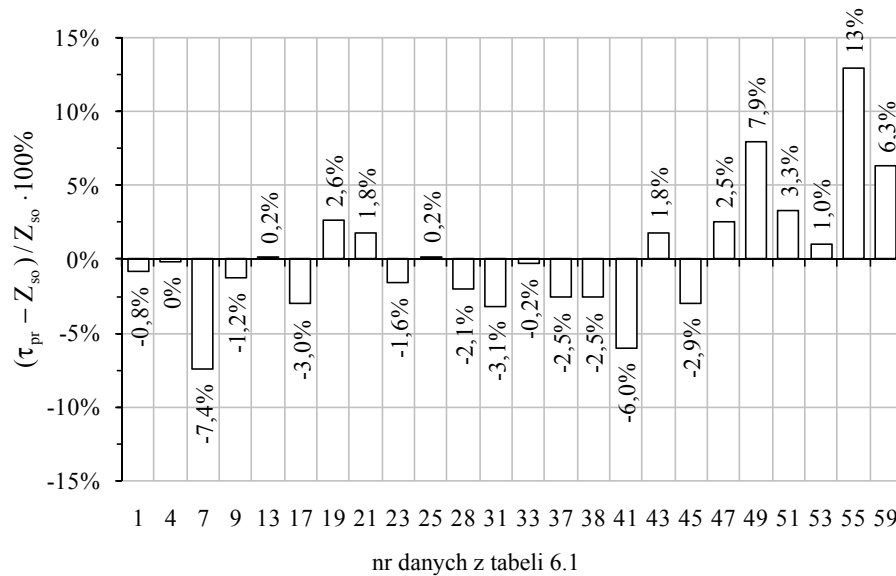
Tabela 6.1. Wyniki badań zmęczeniowych w dwuosowym stanie obciążenia

Źródło	Materiał – oznaczenie wg źródła	Z_{so} / Z_{go}	Nr	λ	φ [°]	$\sigma_{x,a}$ MPa	$\tau_{xy,a}$ MPa	$\sigma_{x,m}$ MPa
Nisihara [93]	Mild Steel – St34	0,583	1	1,21	0	99,9	120,9	
			2	1,21	60	103,6	125,4	
			3	1,21	90	108,9	131,8	
			4	0,5	0	180,3	90,2	
			5	0,5	60	191,4	95,7	
			6	0,5	90	201,1	100,6	
			7	0,21	0	213,2	44,8	
			8	0,21	90	230,2	48,3	
Nisihara [93]	Hard Steel – C45	0,625	9	1,21	0	138,1	167,1	
			10	1,21	30	140,4	169,9	
			11	1,21	60	145,7	176,3	
			12	1,21	90	150,2	181,7	
			13	0,5	0	245,3	122,7	
			14	0,5	30	249,7	124,9	
			15	0,5	60	252,4	126,2	
			16	0,5	90	258	129	
Lempp [61]	St35	0,568	19	0,48	0	140	67,2	
			20	0,48	90	168	80,6	
Lempp [61]	42CrMo4N	0,575	21	0,48	0	201	96,5	
			22	0,48	90	234	112,3	
Lempp [61]	weicher Stahl	0,58	23	0,21	0	226	47,5	
			24	0,21	90	233	48,9	
			25	0,5	0	180	90,0	
			26	0,5	60	187	93,5	
			27	0,5	90	201	100,5	
			28	1,21	0	98	118,6	
			29	1,21	60	101	122,2	
Lempp [61]	harter Stahl	0,63	30	1,21	90	109	131,9	
			31	0,21	0	299	62,8	
			32	0,21	90	299	62,8	
			33	0,5	0	245	122,5	
			34	0,5	30	245	122,5	
			35	0,5	60	245	122,5	
			36	0,5	90	255	127,5	
			37	1,21	0	137	165,8	
Sonsino [127]	Fecuni	0,6	41	0,58	0	135	78,3	
			42	0,58	90	152	88,2	
Sonsino [127]	Fecuni	0,6	43	0,58	0	160	92,8	
			44	0,58	90	168	97,4	
Sonsino [127]	Fecuni	0,6	45	0,58	0	185	107,3	
			46	0,58	90	207	120,1	

6.1. Weryfikacja kryterium wytrzymałości zmęczeniowej

cd. tabeli 6.1

Źródło	Materiał – oznaczenie wg źródła	Z_{so} / Z_{go}	Nr	λ	φ [°]	$\sigma_{x,a}$ MPa	$\tau_{xy,a}$ MPa	$\sigma_{x,m}$ MPa
Lempp (za [36])	42CrMo4	0,65	47	0,48	0	328	157	
			48	0,48	90	286	137	
			49	0,96	0	233	224	
			50	0,96	90	213	205	
			51	0,48	0	280	134	280
			52	0,48	90	271	130	271
Froustey (za [36])	30NCD16	0,62	53	0,58	0	485	280	
			54	0,58	90	480	277	
			55	0,58	0	480	277	300
			56	0,58	45	480	277	300
			57	0,58	60	470	270	300
			58	0,58	90	473	273	300
			59	0,25	0	590	148	300
			60	0,25	45	565	141	300
			61	0,25	90	540	135	300



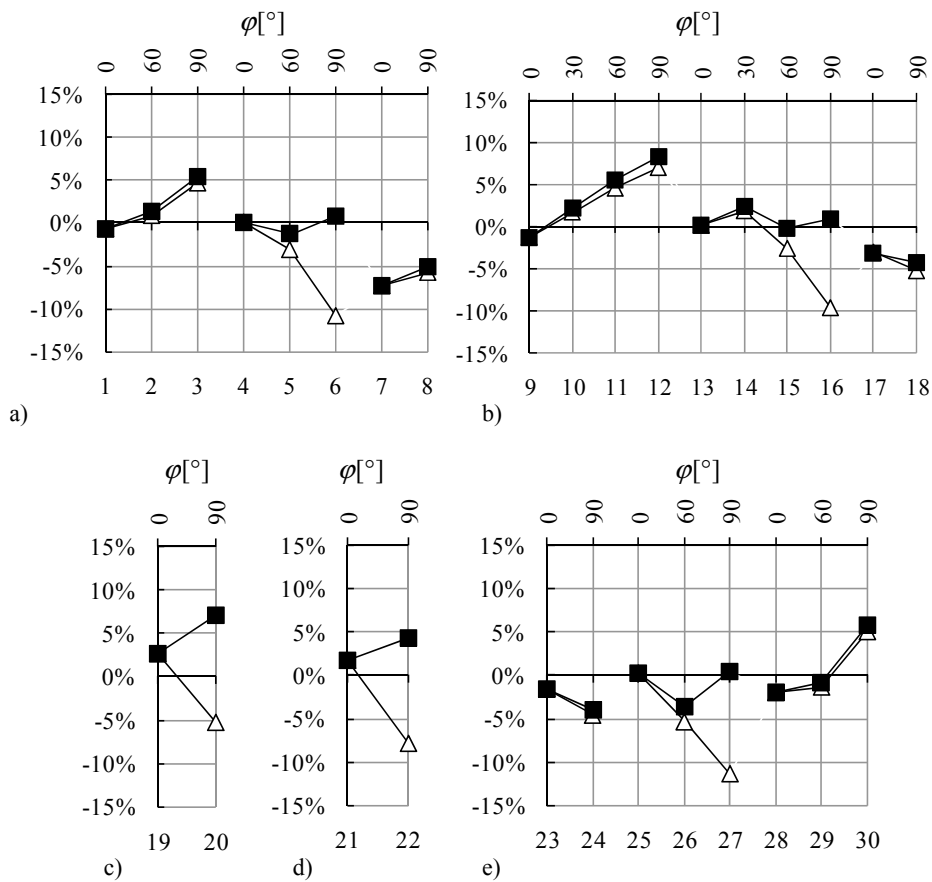
Rys. 6.1. Błąd szacowania granicy zmęczenia $(\tau_{pr} - Z_{so}) / Z_{so} \cdot 100\%$ uzyskany w warunkach obciążeń proporcjonalnych $\varphi = 0^\circ$ wg proporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego τ_{pr}

Na rysunku 6.2 przedstawiono wyniki obliczeń dla wszystkich 61 zestawów danych. Za pomocą trójkątów zaznaczono błędy, jakie występują, kiedy zastosowano naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne τ_{pr} . Na przykładzie analizy kolejnych wyników 5, 6 oraz

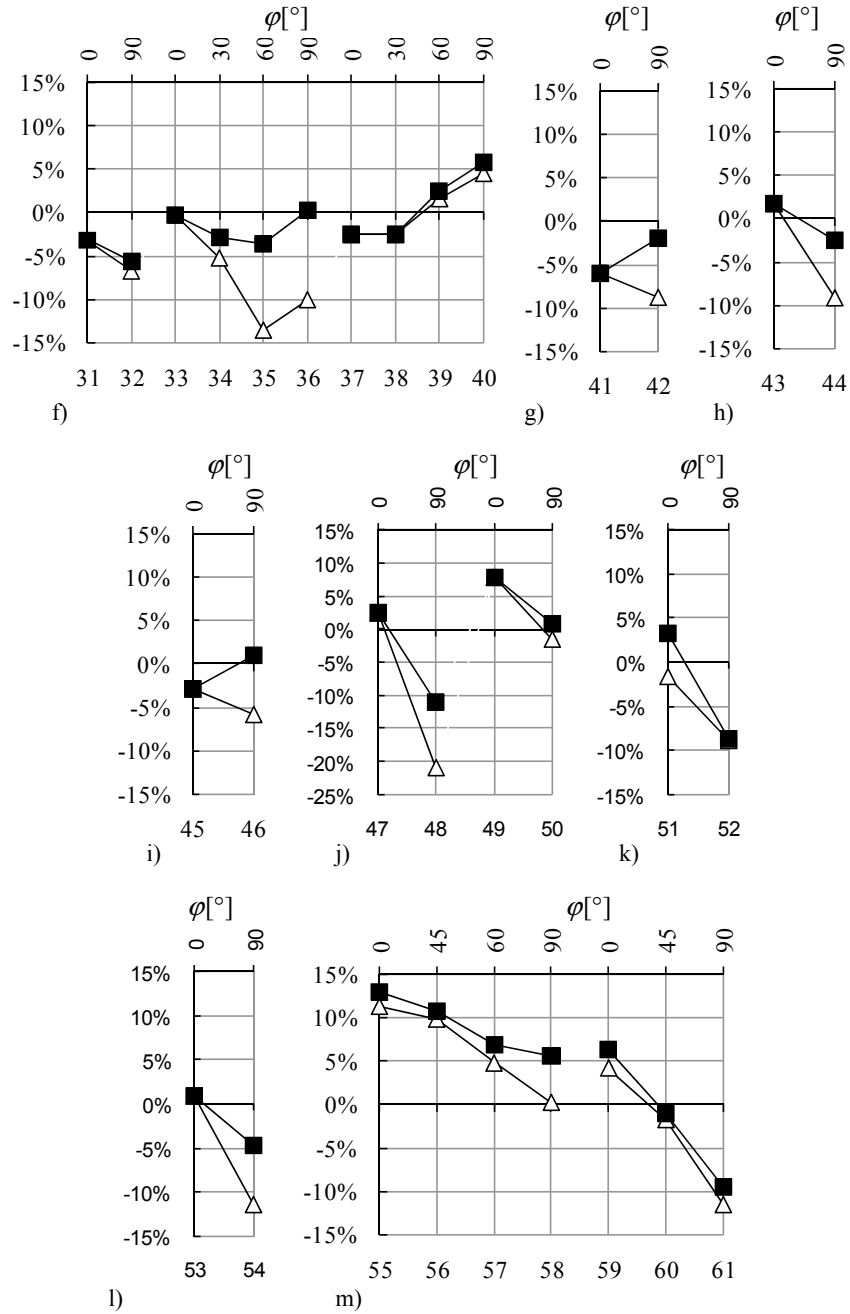
6. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

15, 16 i 34, 35, 36 można stwierdzić, że w miarę wzrostu kąta przesunięcia fazowego (czyli wraz ze wzrostem nieproporcjonalności obciążenia), rośnie niedoszacowanie granicy zmęczenia. Największe niedoszacowanie występuje dla kąta $\varphi = 90^\circ$ i wynosi ok. 15%.

Kwadratami oznaczono wyniki obliczeń przy wykorzystaniu naprężenia nieproporcjonalnego τ_{np} , tzn. $(\tau_{np} - Z_{so})/Z_{so} \cdot 100\%$. Tam gdzie stosując τ_{pr} otrzymywano wyniki niedoszacowane, wartość funkcji nieproporcjonalności f_{np} zwiększa swą wartość odpowiednio do stopnia nieproporcjonalności powodując, że $\tau_{np} \approx Z_{so}$.



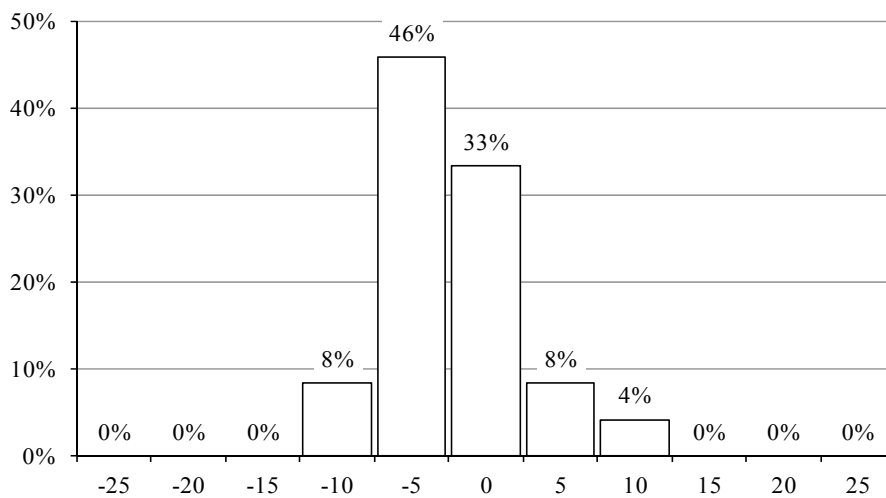
Rys. 6.2. Błąd szacowania granicy zmęczenia dla wszystkich analizowanych przypadków wg proporcjonalnego τ_{pr} (trójkąty) i nieproporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego τ_{np} (kwadraty). Liczby na osi odciętych odpowiadają oznaczeniom w tabeli 6.1.



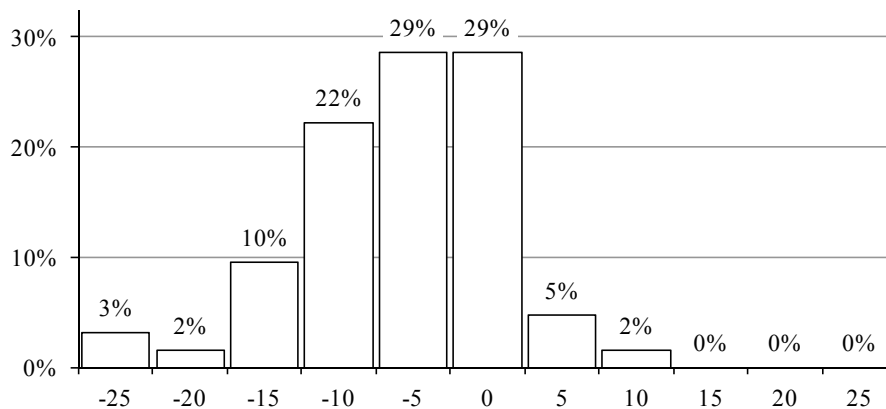
Rys. 6.2. Błąd szacowania granicy zmęczenia dla wszystkich analizowanych przypadków wg proporcjonalnego τ_{pr} (trójkąty) i nieproporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego τ_{np} (kwadraty). Liczby na osi odciętych odpowiadają oznaczeniom w tabeli 1. – cd.

Uzyskane wyniki opracowano w formie histogramów częstości (rys. 6.3-6.5). Na osi odciętych zaznaczono klasy błędu, zaś oś rzędnych reprezentuje, wyrażoną w procentach, częstość występowania wyników w przedziale.

Na rysunku 6.3 przedstawiono rozkład błędów wyników uzyskanych dla naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego w przypadku obciążeń proporcjonalnych. Rysunek 6.4 dotyczy wyników uzyskanych w przypadku zastosowania naprężenia proporcjonalnego do opisu obciążeń nieproporcjonalnych. Rozkład na rysunku 6.4, w stosunku do rozkładu na rysunku 6.3, charakteryzuje się większym rozrzutem wyników (odchylenie standardowe odpowiednio 6,6% w stosunku do 4,3%) oraz wartością średnią po stronie wyników niebezpiecznych (odpowiednio -2,9% w stosunku do 0,3%).

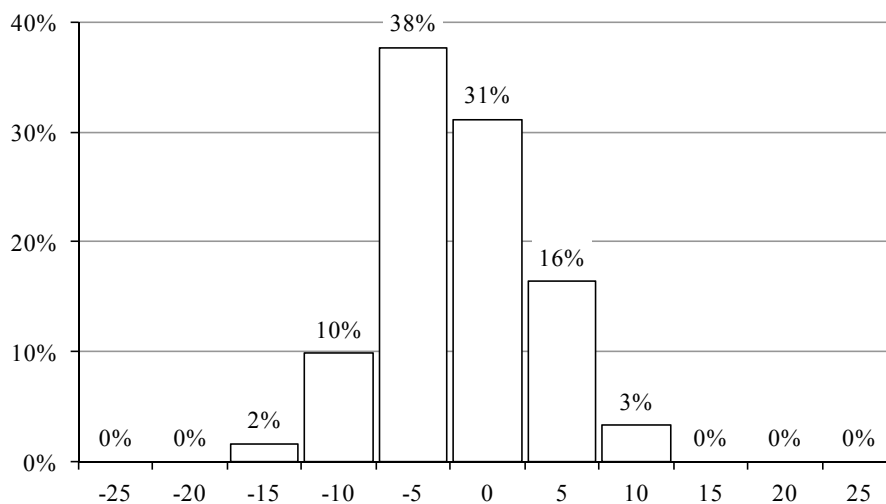


Rys. 6.3. Histogram częstości błędów obliczeniowej granicy zmęczenia wg kryterium proporcjonalnego τ_{pr} dla danych uzyskanych w warunkach obciążeń proporcjonalnych



Rys. 6.4. Histogram częstości błędów obliczeniowej granicy zmęczenia wg proporcjonalnego τ_{pr} dla wszystkich analizowanych danych

Na rysunku 6.5 pokazano błędy szacowania obliczeniowej wartości granicy zmęczenia dla tych samych danych, co w przypadku przedstawionym rysunku 6.4, ale uzyskane za pomocą naprężenia ekwiwalentnego nieproporcjonalnego. Zastosowania naprężenia ekwiwalentnego nieproporcjonalnego poprawia wyniki zmniejszając wartość bezwzględną średniej i przenosząc ją w stronę wyników bezpiecznych (wartość średnia 0.23%) oraz poprawiając ich skupienie (odchylenie standardowe 4.74%).

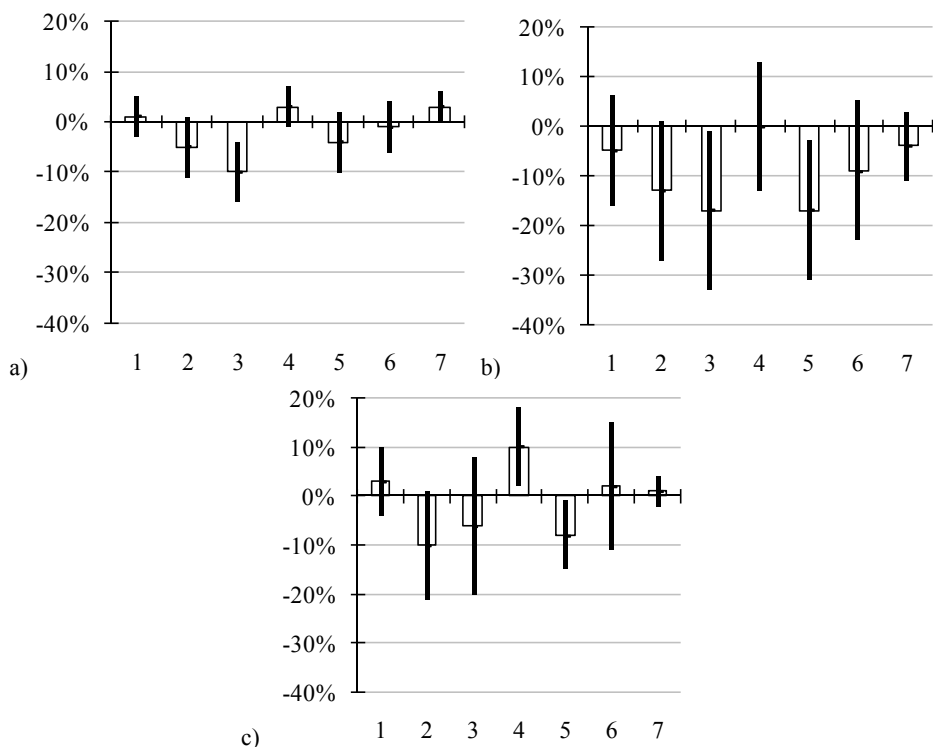


Rys. 6.5. Histogram częstości błędów obliczeniowej granicy zmęczenia dla wszystkich analizowanych danych wg kryterium τ_{np}

Otrzymane rezultaty porównano także z wynikami uzyskanymi za pomocą innych kryteriów dla identycznych danych eksperymentalnych. Skorzystano przy tym z analizy porównawczej kryteriów przedstawionej w pracy Papadopoulosa i innych [99]. W cytowanym artykule przeprowadzono analizę dla 3 grup wyników badań eksperymentalnych, pochodzących z następujących prac: Nisihary (rys. 6.6.a), Lemppa (rys. 6.6.b) i Frousteya (rys. 6.6.c) oraz 6 kryteriów autorstwa: Crosslanda (rys.6.6. poz. 2), Sinesa (rys. 6.6. poz. 3), Mataka (rys. 6.6. poz. 4), McDiarmida (rys. 6.6. poz. 5), Dietmana (rys. 6.6. poz. 6) i Papadopoulosa (rys. 6.6. poz. 7). Na rysunku 6.6, na rzędnej nr 1 zamieszczono wyniki dla proponowanego w niniejszej pracy kryterium. Oś rzędnych reprezentuje błąd względny wyrażony w procentach.

Z reguły, za wyjątkiem kryterium Papadopoulosa (rys. 6.6. poz. 7), wyniki otrzymywane na podstawie proponowanego kryterium w porównaniu z pozostałymi kryteriami są lepsze, tzn. wartość średnia błędu jest bliższa jedności oraz mniejsze jest odchylenie standardowe.

6. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej



Rys. 6.6. Analiza porównawcza kryteriów [98]. Dane eksperymentalne: Nisihara (a), Lempp (b), Froustey (c). Kryteria: propozycja τ_{np} (1), Crossland (2), Sines (3), Matake (4), McDiarmid (5), Dietman (6), Papadopoulos (7). Białe słupki oznaczają wartości średnie, zaś czarne linie wartości odchyłeń standardowych

6.2. Weryfikacja kryterium trwałości zmęczeniowej

Weryfikację modelu obliczeniowego w odniesieniu do trwałości zmęczeniowej przeprowadzono korzystając z czterech zbiorów literaturowych danych doświadczalnych scharakteryzowanych w tabeli 6.2. Są to wyniki eksperymentalnych badań trwałości uzyskane dla obciążeń dwuosiowych – zginania i skręcania, z przesunięciem i bez przesunięcia fazowego składowych.

Tabela 6.2. Zestawienie źródeł danych do weryfikacji kryterium trwałości

Nr	Źródło	Materiał	Z_{so}/Z_{go}
1	Nisihara i Kawamoto [93]	St34	0,58
2	Lee [59]	SM45C	0,6
3	Simbürger [109]	Ck45	0,62
4	Sonsino [127]	StE 460	0,6

W związku z tym, że w przypadku danych eksperymentalnych Simbürgera i Sonsino amplitudy naprężeń nominalnych normalnych i stycznych charakteryzowały się stałym ilorazem, można je było zaprezentować na wykresach $\sigma_{x,a} - N$. Uczyniono to przy okazji omówienia wpływu nieproporcjonalności obciążenia na trwałość zmęczeniową w podrozdziale 4.4 (rys. 4.5 i rys. 4.6). W pracy autora [114] można znaleźć pełne zestawienie tych danych.

Na kolejnych 4 wykresach (rys. 6.7-6.10) dane i wyniki obliczeń zilustrowano za pomocą prostych aproksymujących. Prosta p_1 opisuje trwałości uzyskane w próbach wahadłowego skręcania. Z tą prostą porównywane są trwałości obliczeniowe opisane przez trzy kolejne proste. Prosta p_2 reprezentuje wyniki trwałości obliczone za pomocą τ_{pr} w odniesieniu do proporcjonalnych danych eksperymentalnych. Dzięki temu można zweryfikować obliczeniową poprawność części proporcjonalnej τ_{pr} . Ze względu na brak danych źródłowych prosta p_2 nie zawsze występuje na wszystkich wykresach. Proste p_3 to aproksymacje trwałości uzyskane również za pomocą proporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego τ_{pr} , ale dla danych nieproporcjonalnych. Proste p_4 reprezentują wyniki obliczeń przeprowadzonych przy użyciu τ_{np} dla danych proporcjonalnych i nieproporcjonalnych.

Na wszystkich wykresach, dla skrajnych poziomów naprężeń podano stosunek niedoszacowania lub przeszacowania trwałości p_1 w stosunku do p_3 (błąd, jaki popełnia się stosując kryterium proporcjonalne) oraz p_1 w stosunku do p_4 (błąd kryterium nieproporcjonalnego).

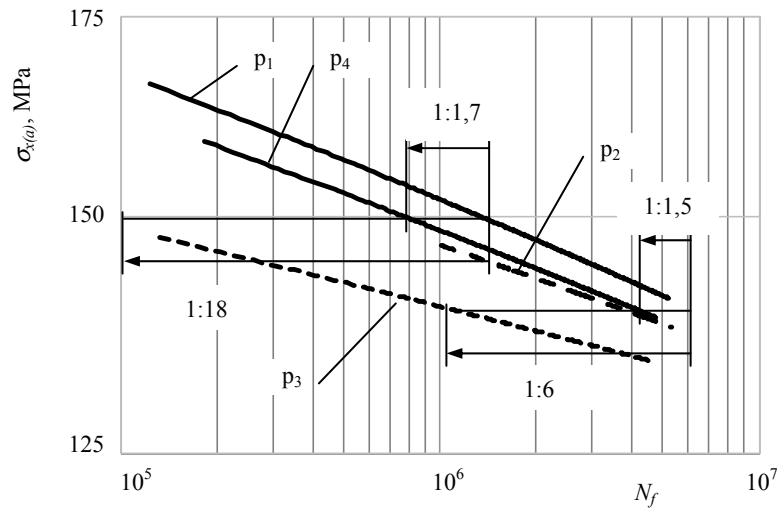
Na rysunku 6.7 zaprezentowano wyniki obliczeń dla danych z pracy Nisihary i Kawamoto [93]. Proste p_2 i p_4 mają podobny przebieg. W stosunku do prostej p_1 obie wykazują niedoszacowanie. Trwałości obliczone na ich podstawie są około 1,5-1,7 razy mniejsze od trwałości kryterialnych. Uwagę zwraca prawie dwudziestokrotnie większe niedoszacowanie trwałości w przypadku zastosowania kryterium bez członu nieproporcjonalnego – prosta p_3 na poziomie 150 MPa.

W przypadku danych Lee [59], z powodu braku wieloosiowych danych dla obciążeń proporcjonalnych, na wykresie przedstawionym na rysunku 6.8 brak jest prostej p_2 . Prosta p_4 przecina się z p_1 wykazując, dla dużych trwałości, niedoszacowanie około 2 razy. Dla mniejszych trwałości wyniki są nieznacznie przeszacowane, rzędu 0,8 razy. Zastosowanie τ_{pr} do opisu danych nieproporcjonalnych obarczone jest błędem od 1,7 do 3 razy.

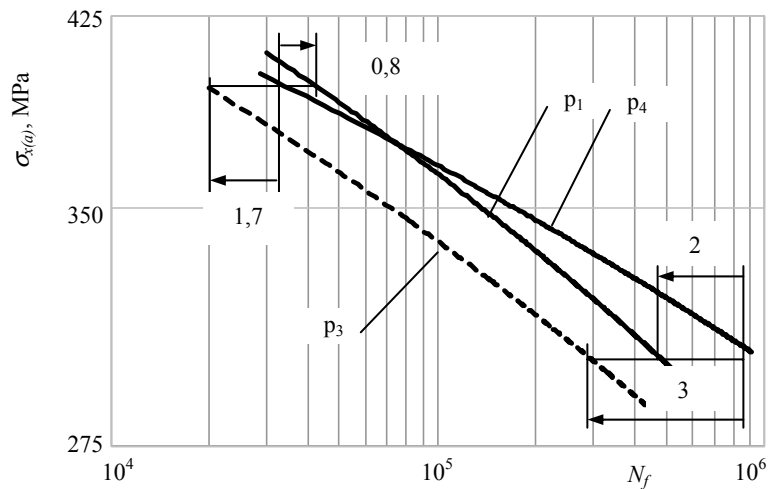
Porównanie prognozowanej trwałości zmęczeniowej w stanie nieproporcjonalnego obciążenia zmęczeniowego z wartościami kryterialnymi dla danych Simbürgera [109] wypada zadowolająco (rys. 6.9). Trwałości są nieznacznie niedoszacowane, rzędu 1.4 razy, podczas gdy dla tego samego poziomu naprężenia trwałości wg prostej p_3 są prawie 4-krotnie zaniżone.

W przypadku danych eksperymentalnych Sonsino [129] wyniki obliczeń są najlepsze w stosunku do pozostałych (rys. 6.10). Proste p_2 i p_4 pokrywają się z krzywą trwałości p_1 prawie na całej swojej długości. Na przykładzie prostej p_3 wyraźnie widać rosnący, wraz

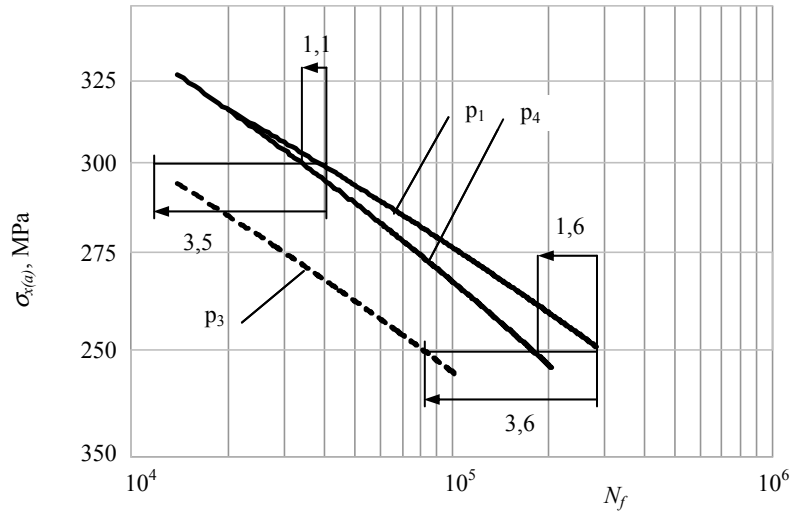
ze wzrostem wartości naprężenia, wpływ nieproporcjonalności obciążenia na trwałość zmęczeniową. Prosta p_3 , na poziomie 180 MPa, wykazuje niedoszacowanie ok. 3,5 razy, ale wraz ze zmniejszaniem się wartości naprężenia asymptotycznie zbliża się do prostej p_1 .



Rys. 6.7. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej dla danych Nisihary [93]. Oznaczenia: p_1 – prosta trwałości dla wahadłowego skręcania, p_2 – prosta trwałości wg τ_{pr} dla obciążeń proporcjonalnych, p_3 – prosta trwałości dla obciążeń nieproporcjonalnych wg τ_{pr} , p_4 – prosta trwałości wg τ_{np} dla wszystkich danych

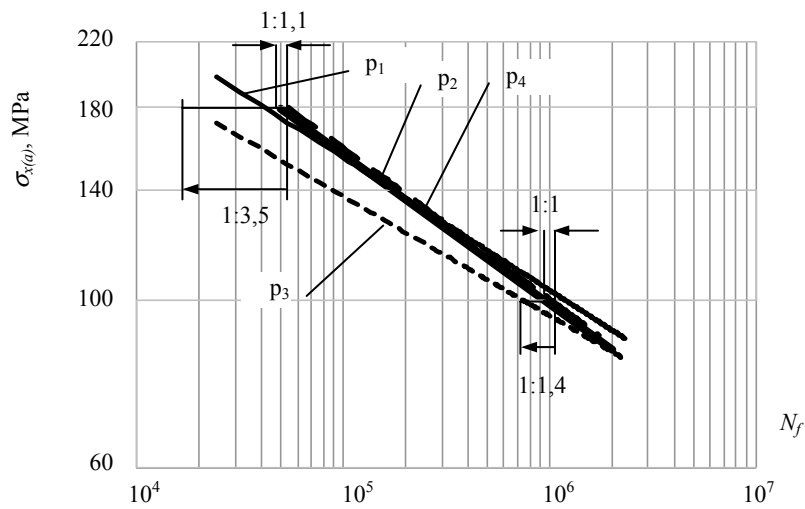


Rys. 6.8. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej dla danych Lee [59]. Oznaczenia jak na rysunku 6.7

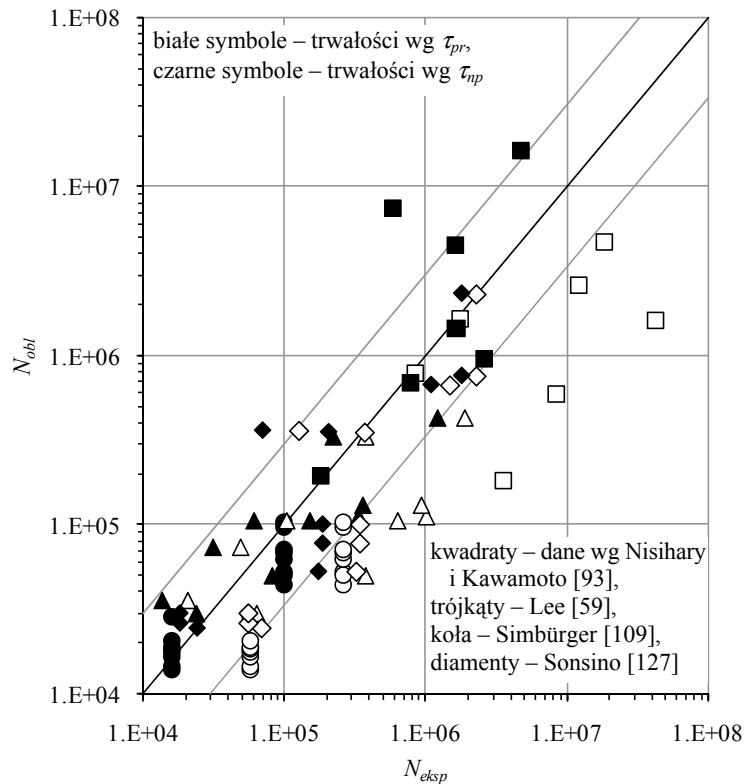


Rys. 6.9. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej dla danych Simbürgerera [109]. Oznaczenia jak na rysunku 6.7

Na rysunku 6.11 przedstawiono wszystkie wyniki obliczeń trwałościowych. W przypadku zastosowania naprężenia ekwiwalentnego τ_{pr} do opisu danych proporcjonalnych i nieproporcjonalnych, około 50% wyników leży poza pasmem rozrzutu o wartości 3. Zastosowanie τ_{np} sprawia, że 90% wyników mieści się w tym paśmie rozrzutu.



Rys. 6.10. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej dla danych Sonsino [129]. Oznaczenia jak na rysunku 6.7



Rys. 6.11. Zbiorcze zestawienie wyników szacowania trwałości. Oś odciętych – trwałość eksperymentalna, oś rzędnych – trwałość obliczeniowa.

6.3. Wnioski

1. Na podstawie wyników weryfikacji obliczeniowej można stwierdzić, że:
 - naprężenie ekwiwalentne τ_{pr} pozwala na konstrukcję kryterium w zakresie obciążeń proporcjonalnych,
 - zaproponowana miara nieproporcjonalności daje szansę na prawidłowy opis zarówno wytrzymałości, jak i trwałości zmęczeniowej w warunkach analizowanych obciążeń nieproporcjonalnych.
2. Powyższa weryfikacja obliczeniowa nie pozwala na:
 - potwierdzenie przydatności zaproponowanych modeli obliczeniowych dla praktyki inżynierskiej; wynika to z faktu niedostatecznej liczby danych eksperymentalnych oraz ze względu na częsty brak szczegółowych informacji na temat warunków ich przeprowadzenia,
 - weryfikację słuszności założeń modelu nieproporcjonalności, na podstawie których została sformułowana miara nieproporcjonalności; uzyskane wyniki obliczeń wytrzymałościowych i trwałościowych, chociaż poprawne, nie uprawniają do stwierdzenia, że założenia modelu fizycznego są słuszne.

7. WERYFIKACJA EKSPERYMENTALNA MODELU ZMĘCZENIA NIEPROPORCJONALNEGO

7.1. Wprowadzenie i cel badań

W zaproponowanych kryteriach zmęczeniowych wpływ nieproporcjonalności obciążenia na zachowania zmęczeniowe został określony za pomocą miary nieproporcjonalności obciążenia f_{sno} . W sensie matematycznym miara jest współczynnikiem wypełnienia określonym poprzez iloraz pola analizowanej ścieżki obciążenia do pola koła opisanego na tej ścieżce, reprezentującego obciążenie o największym stopniu nieproporcjonalności. Idea opisu nieproporcjonalności za pomocą charakterystycznych cech geometrycznych ścieżek obciążenia, np. za pomocą ilorazu pól zdefiniowanych jak wyżej, jest znana. W proponowanym rozwiązaniu licznik ilorazu zawiera współczynnik wagowy WF , będący wynikiem przyjęcia w modelu procesu zmęczenia założenia, że o stopniu nieproporcjonalności obciążenia decyduje również położenie obracających się wektorów naprężeń. Jest to idea oryginalna, która wymagała potwierdzenia w badaniach eksperymentalnych. Celem tych badań było wykazanie wpływu zakresu zmiany położenia wektora naprężeń ekwiwalentnych, zachodzącego w trakcie nieproporcjonalnych obciążeń zmęczeniowych, na właściwości zmęczeniowe. Badania te zostały opisane w pracach autora [115-119, 122]. W niniejszym rozdziale przedstawiono ideę badań oraz najważniejsze uzyskane wyniki.

7.2. Metoda badawcza

Założono, że wpływ analizowanych cech nieproporcjonalności obciążenia na proces zmęczeniowy może zostać zweryfikowany w ramach badań trwałości zmęczeniowej. Założono również, że prawdziwość badanej hipotezy zostanie potwierdzona w przypadku, kiedy uzyskiwane trwałości dla materiału wrażliwego na nieproporcjonalność będą malały wraz ze wzrostem zakresu obrotu osi głównych.

Realizacja celu badań wymagała, aby spełnione zostały następujące postulaty:

1. Zastosowane obciążenie zmęczeniowe powinno posiadać cechy obciążenia nieproporcjonalnego, a mianowicie musiało charakteryzować się zmiennością położenia osi głównych.
2. Musiała istnieć możliwość precyzyjnego kontrolowania położenia osi głównych, tak aby można było przeprowadzić próby dla dowolnych zakresów zmienności kąta.
3. Wszystkie inne cechy obciążenia, poza kontrolowaną zmianą położenia osi głównych, nie powinny wpływać na uzyskiwane wyniki, ewentualnie ich wpływ powinien być jednakowy dla wszystkich prób.

4. Wpływ zakresu zmian położenia osi głównych na trwałość zmęczeniową powinien zostać określony przez porównanie z wynikami uzyskanymi dla obciążeń proporcjonalnych, w tym jednoosiowych.
5. Należało uzyskać pewność, że otrzymane wyniki są tylko i wyłącznie rezultatem modelowanych warunków nieproporcjonalności obciążenia.

Metodę badawczą zaproponowano kierując się spełnieniem powyższych postulatów.

Uznano, że postulat pierwszy można zrealizować za pomocą programu obciążeń, na który składają się dwa bloki różniące się położeniem osi głównych.

Należy podkreślić, że istnieją badania zmęczeniowe oparte na podobnej metodyce. Zostały one przedstawione w podrozdziale 2.4. Cel prezentowanych w tej pracy badań jest jednak unikalny. Badania opisane w literaturze dotyczą bowiem wpływu sekwencji obciążeń różnego typu. Jeśli zaś nawiązują do badań nad nieproporcjonalnością obciążenia, to nie dotyczą analizy wpływu zakresu obrotu osi głównych.

Postulat precyzyjnej kontroli położenia osi głównych postanowiono zrealizować stosując w blokach różne rodzaje obciążenia. Blok I składał się z cykli wahadłowego skręcania, zaś blok II złożony był z cykli wahadłowych dwuosiowego obciążenia, a mianowicie skręcania z rozciąganiem-ściskaniem. Zmianę zakresu położenia osi głównych kontrolowano za pomocą zmiany położenia osi głównych w bloku II, przy niezmiennym położeniu osi w bloku I. Położenie osi głównych w bloku skręcania uznano za położenie bazowe, od którego liczone były położenia osi głównych w innych przypadkach obciążenia. Określone wartości położenia osi głównych w bloku II obciążenia złożonego uzyskiwano stosując odpowiednie wartości stosunku nominalnych amplitud naprężenia stycznego $\tau_{xy,a}$ (od skręcania) do normalnego $\sigma_{x,a}$ (od rozciągania-ściskania).

Zgodnie z postulatem trzecim pozostałe cechy obciążenia, takie jak wartości naprężeń ekwiwalentnych oraz długości obu bloków I i II były jednakowe.

Ponadto, aby uzyskać pewność, że zmienność cech obciążenia wykorzystana do kontroli położenia osi głównych, tzn. różne stosunki naprężeń stycznych do normalnych w bloku II, nie mają wpływu na uzyskiwane wyniki, przeprowadzono dwie grupy badań weryfikacyjnych. Po pierwsze, trwałości dla różnych wartości naprężenia ekwiwalentnego i wszystkich położeniach osi głównych zastosowanych w bloku II (czyli dla różnych stosunków naprężeń stycznych do normalnych w bloku II) porównywano z trwałościami uzyskanymi dla wahadłowego skręcania. Po drugie, przeprowadzono analizę powierzchni złomów pozwalającą na sformułowanie wniosków o wpływie różnych stosunków naprężeń stycznych do normalnych w bloku II na charakter procesu zmęczeniowego, a zwłaszcza o podobieństwie tego procesu do procesu zmęczeniowego zachodzącego w warunkach wahadłowego skręcania.

Następnie, w ramach tego samego postulatu badań, sprawdzono założenia na jakich oparto sformułowanie naprężenia ekwiwalentnego τ_{pr} . Wielkość ta bazuje na idei płaszczyzny krytycznej, określonej wektorem maksymalnego naprężenia stycznego. Poprawność tego założenia została zweryfikowana na podstawie analizy zależności pomiędzy położeniem osi głównych a makropłaszczyzną złomu zmęczeniowego.

Zgodnie z postulatem czwartym, należy zapewnić możliwość porównania uzyskiwanych wyników z obciążeniem proporcjonalnym. W związku z tym, że naprężenia ekwiwalentne stosowane w proponowanych przez autora kryteriach mają charakter naprężenia stycznego, uzyskiwane wyniki porównywano z krzywą trwałości dla wahadłowego skręcania. Krzywa trwałości dla wahadłowego skręcania stanowiła więc bazowy przypadek obciążenia.

Po to, aby zgodnie z postulatem piątym przekonać się, że zaproponowany sposób modelowania obciążenia nieproporcjonalnego jest właściwy, badania wykonano dla dwóch rodzajów materiałów: stali austenitycznej X5CrNi18-10 (0H18N9, AISI 304) oraz stopu aluminium AW-6063 (PA38). Stal austenityczna charakteryzuje się bardzo dużą wrażliwością na nieproporcjonalność obciążenia, natomiast stop aluminium wykazuje całkowity brak takiej wrażliwości. Oczekiwano, że na przykładzie stali austenitycznej badany efekt wpływu modelowanej nieproporcjonalności obciążenia powinien być wyraźnie widoczny. Natomiast, jeśli uzyskane wyniki dla materiału wrażliwego byłyby rzeczywiście tylko i wyłącznie wynikiem działania obciążenia nieproporcjonalnego, to w przypadku stopu aluminium efekty takie nie powinny wystąpić.

Również w celu uzyskania przekonania, że ewentualne wyniki trwałościowe są rzeczywiście skutkiem spowodowania przez obciążenia nieproporcjonalne procesu zmęczeniowego o innym charakterze, przeprowadzono badania porównawcze mikrostruktury próbek poddanych działaniu obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Analizując wyniki poszukiwano różnic w obrazach mikrostruktury materiału wynikających z zastosowania różnego typu obciążeń.

7.3. Plan eksperymentu

Na podstawie powyżej określonych postulatów sformułowano następujący plan eksperymentu, podzielony na badania wstępne, zasadnicze i pomocnicze.

7.3.1. Badania wstępne – wyznaczenie wielkości referencyjnych

Badania wstępne obejmowały:

1. Identyfikację cech materiałowych odnośnie składu, budowy i podstawowych właściwości monotonicznych badanych materiałów,
2. Wyznaczenie krzywej trwałości zmęczeniowej na skręcanie; próby te oznaczono numerem „1” (tab. 7.1 i rys. 7.1); celem badań było uzyskanie bazowej krzywej trwałości oraz wyznaczenie poziomu naprężeń dla badań zasadniczych,
3. Wyznaczenie krzywej trwałości dla obciążenia złożonego zrealizowanego za pomocą skręcania ze ściskaniem-rozciąganiem; celem badań była weryfikacja naprężenia ekwiwalentnego proporcjonalnego τ_{pr} zastosowanego później do budowy zasadniczego blokowego programu obciążeń.

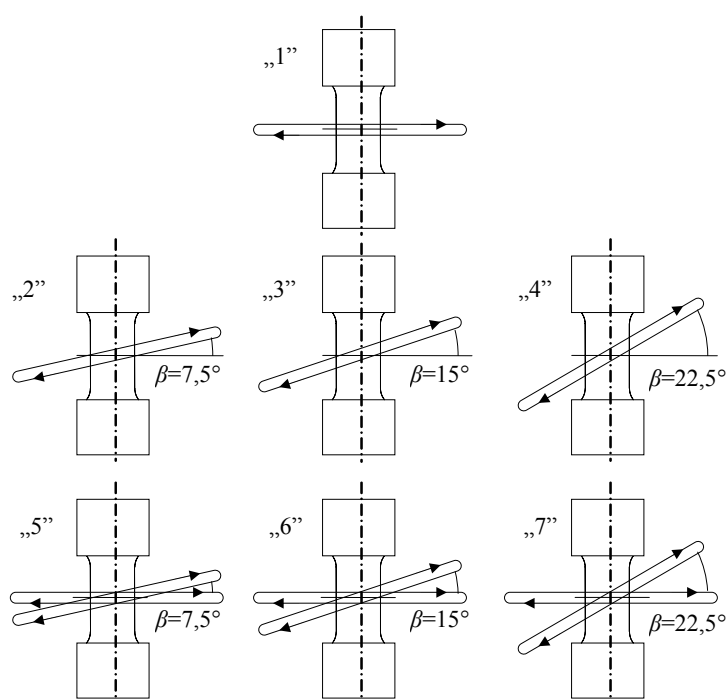
Trwałości badano dla różnych wartości naprężenia ekwiwalentnego i dla różnych położenia osi głównych. Stosunki amplitud naprężenia stycznego do normalnego ustalono w taki sposób, aby kąty opisujące położenie osi głównych względem ich położenia w bloku wahadłowego skręcania, miały następujące wartości: 7,5°, 15° i 22,5°. Próby te oznaczono kolejno: „2”, „3” i „4” (tab. 7.1

7. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

i rys. 7.1). Chcąc zapewnić zbliżony do bazowego skręcania przebieg procesu zmęczenia dla wszystkich prób zmęczeniowych, wybrano przypadki obciążenia dwuosiowego z dominującym udziałem skręcania. Dla skrajnego przypadku kąta $22,5^\circ$ stosunek amplitud λ wynosi 0,5.

Tabela. 7.1. Opis prób zmęczeniowych składających się na program badań zasadniczych

Oznaczenie typu próby	Opis próby	Położenie wektora maksymalnego naprężenia stycznego β [°]	
„1”	obciążenie jednoosiowe – wahadłowe skręcanie	0,0	
„2”	obciążenie dwuosiowe – skręcanie z rozciąganiem	7,5	
„3”	obciążenie dwuosiowe – skręcanie z rozciąganiem	15,0	
„4”	obciążenie dwuosiowe – skręcanie z rozciąganiem	22,5	
„5”	obciążenie blokowe	blok 1 – próba „1”	0,0
		blok 2 – próba „2”	7,5
„6”	obciążenie blokowe	blok 1 – próba „1”	0,0
		blok 2 – próba „3”	15,0
„7”	obciążenie blokowe	blok 1 – próba „1”	0,0
		blok 2 – próba „4”	22,5



Rys. 7.1. Ścieżki wektora maksymalnego naprężenia stycznego dla 7 prób zmęczeniowych zasadniczego programu badań. Opis w tabeli 7.1

7.3.2. Badania zasadnicze – określenie wpływu nieproporcjonalności na trwałość zmęczeniową

Badania zasadnicze polegały na realizacji programu obciążenia blokowego na wybranym poziomie naprężenia. Na blok I składały się cykle wahadłowego skręcania, a blok II zrealizowany był z cykli obciążeń złożonych, tj. wahadłowego skręcania i rozciągania-ściskania. Próby te oznaczono numerami „5”, „6” i „7” (tab. 7.1 i rys. 7.1).

Uzyskane na tym etapie wyniki służyły do weryfikacji założeń modelu zmęczenia. Jeśli wraz ze wzrostem zakresu obrotu osi głównych kolejno w próbach „5”, „6” i „7” używanych w tych próbach trwałości będą malały, oznaczać to będzie, że wraz ze wzrostem zakresu obrotu osi głównych, rośnie stopień nieproporcjonalności obciążenia zmęczeniowego.

7.3.3. Badania pomocnicze – fraktograficzne i mikrostrukturalne

Badania pomocnicze obejmowały analizy:

- fraktografii powierzchni złomu,
- kierunków makropłaszczyzn złomu zmęczeniowego,
- mikrostruktury materiału poddanego obciążeniom zmęczeniowym.

Wyniki tych badań były wykorzystane głównie w celu uzyskania potwierdzenia hipotezy, że trwałościowe wyniki badań zasadniczych były tylko i wyłącznie rezultatem działania obciążenia nieproporcjonalnego i nie wynikały z innych cech obciążenia.

7.4. Warunki prowadzenia badań

7.4.1. Aparatura badawcza

Badania zostały przeprowadzone na dwuosiovej maszynie wytrzymałościowej Instron 8874, realizującej rozciąganie-ściskanie w zakresie ± 25 kN i skręcanie w zakresie ± 100 Nm, z możliwością realizacji przesunięć fazowych pomiędzy składowymi.

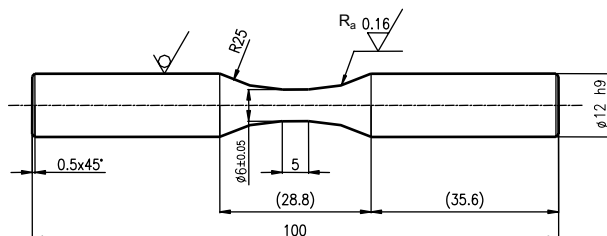
Do badań metalograficznych zastosowano mikroskop skaningowy JEOL JSN 5600.

Badania składu chemicznego przeprowadzono na spektrometrze firmy Spectro, model SpectroMaxF.

7.4.2. Cechy geometryczne badanych próbek

Cechy geometryczne próbki do badań przedstawiono na rysunku 7.2. Przy doborze wymiarów próbki kierowano się normą ASTM E2207-02, określającą warunki badań zmęczeniowych prowadzonych w warunkach rozciągania i skręcania. Odstępstwa od zaleceń normy wynikają z parametrów technicznych stanowiska badawczego.

7. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej



Rys. 7.2. Cechy geometryczne badanej próbki

7.4.3. Identyfikacja cech materiałowych badanych próbek

Próbki do badań wykonano z materiału w stanie dostawy. Stal dostarczono w postaci pręta okrągłego $\varnothing 12$, zimnociągniętego, polerowanego i wyżarzanego. Stop aluminium dostarczono w postaci pręta okrągłego $\varnothing 12$, ciągniętego, w stanie utwardzenia T4. Zbadano składy chemiczne oraz właściwości wytrzymałościowe obu zastosowanych materiałów. Uzyskane dla stali X5CrNi18-10 dane zamieszczono w tabelach 7.2 i 7.3, a dla stopu aluminium AW-6061B w tabelach 7.4 i 7.5. Składy chemiczne i właściwości wytrzymałościowe porównano z Polską Normą. Oba materiały spełniają wszystkie wymogi norm.

Tabela 7.2. Skład chemiczny stali X5CrNi18-10 (1.4301)

C	Si	Mn	P	S	N	Cr	Ni
zbadano							
0,026	0,21	1,19	0,034	0,03	0,068	18,4	8,8
wg PN-EN 10088-1, sierpień 2005							
$\leq 0,07$	$\leq 1,00$	$\leq 2,00$	$\leq 0,045$	$\leq 0,03$	$\leq 0,11$	17,5-19,5	8-10,5

Tabela 7.3. Właściwości mechaniczne stali X5CrNi18-10 (1.4301)

R_m	$R_{p0,2}$	A	Z	R_{ms}	$R_{ps0,3}$	HV
MPa	MPa	%	%	MPa	MPa	HV 10
zbadano						
758	535	58	74	769	382	274
wg PN-EN 10088-3, luty 2007						
500-900	≥ 190	≥ 45				

Tabela 7.4. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-6101B (EN AW-EalMgSi(B))

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn
zbadano					
0,57	0,24	0,04	0,03	0,38	0,03
wg PN-EN 573-3, lipiec 2005					
0,30-0,6	0,10-0,30	$\leq 0,05$	$\leq 0,05$	0,35-0,6	$\leq 0,1$

Tabela 7.5. Właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-6101B (EN AW-EalMgSi(B))

R_m	$R_{p0,2}$	A	Z	R_{ms}	$R_{ps0,3}$	HV
MPa	MPa	%	%	MPa	MPa	HV 10
zbadano						
233	200	16	51	160	138	81
wg PN-EN 573-2, marzec 2002, dla EN AW-6061						
≥ 205	≥ 110	≥ 16				

Ponadto wykonano badania mikrostruktury obu materiałów w stanie dostawy. W przypadku stali widoczne były ziarna austenitu z licznymi bliźniakami, co jest charakterystyczne dla stali austenitycznych typu 18/10. Nie stwierdzono obecności węglikoazotków typu np. Ti(C,N), czyli badana stal nie była stabilizowana tytanem lub niobem. W przypadku stopu aluminium stwierdzono, że mikrostruktura badanej próbki jest typowa dla wieloskładnikowego stopu aluminium do przeróbki plastycznej. Składa się ona z ziaren roztworu stałego na bazie aluminium oraz fazy międzymetalicznej o zróżnicowanej wielkości wydzielen wewnątrz ziaren i na ich granicach. Faza międzymetaliczna jest ciemna na tle jasnego roztworu stałego. Należy uważać, że faza międzymetaliczna ma wzór: Np_8Mg_5 .

W obu przypadkach stwierdzono, że mikrostruktura jest jednorodna na przekroju poprzecznym, tzn. nie zaobserwowano obecności zgniotu na powierzchni prętów.

Na podstawie badań mikrostruktury można stwierdzić, że badane materiały odpowiadają gatunkom określonym w normach.

7.5. Analiza wyników badań wstępnych

W ramach badań wstępnych dla obu materiałów wyznaczono proste trwałości na skręcanie (rys. 7.3 i 7.4). Trwałości na skręcanie stali X5CrNi18-10 charakteryzują się znacznie większym rozrzutem ($R^2 = 0,87$) niż wyniki dla stopu AW-6101B ($R^2 = 0,99$).

Na podstawie wyznaczonych trwałości wybrano zakresy naprężeń do dalszych badań. Zakresy te odpowiadały trwałości wysokocyklowej. Dla obu materiałów rozważano przedział między 10^5 a 10^6 cykli, co odpowiadało dla X5CrNi18-10 naprężeniom od 370 do 390 MPa, a dla AW-6063 naprężeniom w zakresie od 100 do 110 MPa.

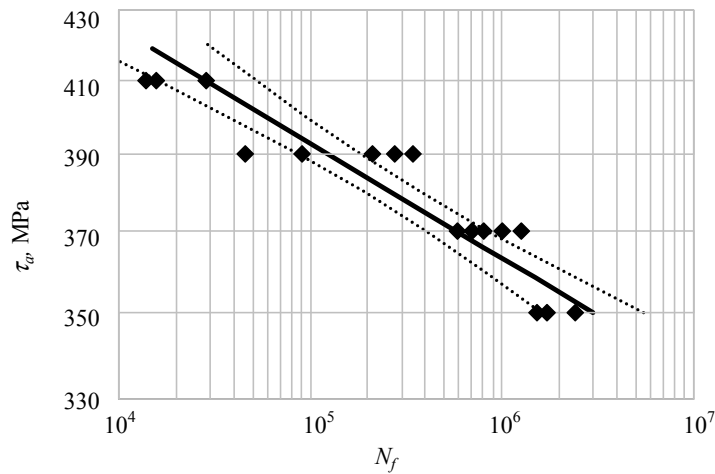
W dalszej kolejności przeprowadzono badania weryfikacyjne proporcjonalnego naprężenia ekwiwalentnego τ_{pr} . Dla wskazanych uprzednio poziomów naprężeń oraz trzech położenia maksymalnego wektora naprężenia stycznego (tab. 1, poz. „2”, „3”, i „4”), korzystając z formuły τ_{pr} , obliczono wartości amplitud naprężeń nominalnych dla wahadłowego skręcania i rozciągania-ściskania. Uzyskane trwałości przedstawiono na rysunkach 7.5 i 7.6 w postaci punktów i prostych aproksymujących (linie kreskowe) na tle prostych trwałości z wahadłowego skręcania (linia ciągła i linie kropkowe).

W celu określenia statystycznej zgodności obu zbiorów wyników trwałościowych wykorzystano metodykę opisaną w pracach [38, 135]. Na podstawie przeprowadzonych

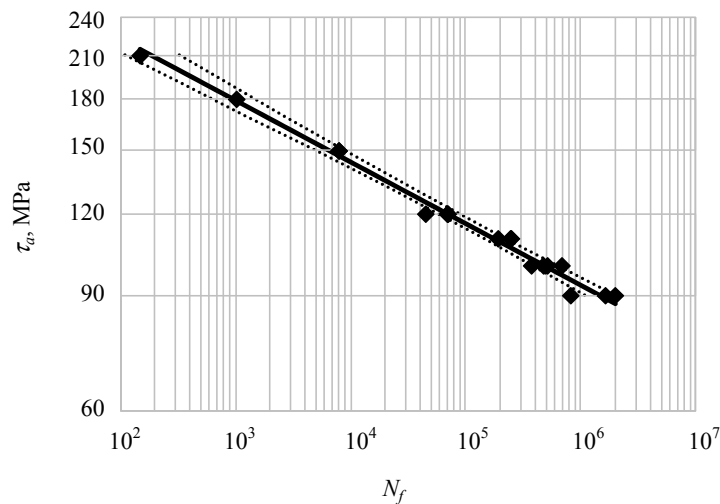
7. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

testów statystycznych: równoległości prostych regresji i analizy wariancji dla wielu średnich stwierdzono, że wyniki badań dwuosioowych są zgodne z uzyskanymi w badaniach jednoosioowych. Zastosowana formuła naprężenia τ_{pr} poprawnie oblicza wartości ekwiwalentne i może zostać zastosowana do sformułowania bloków obciążenia zasadniczego etapu badań.

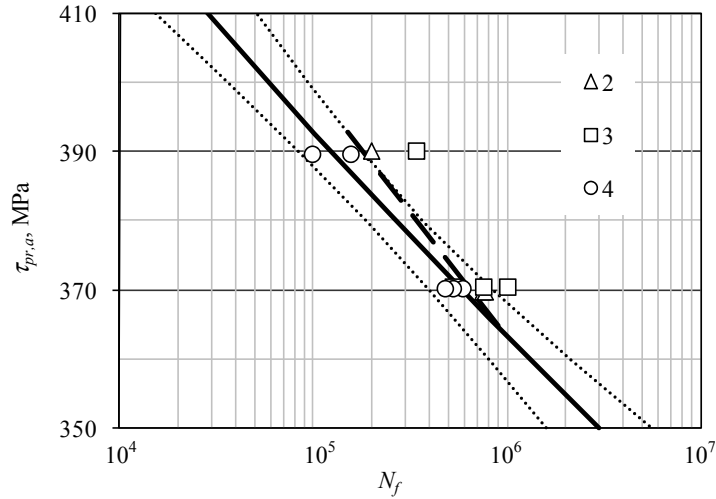
Na podstawie powyższych wyników wskazano także poziom naprężeń dla badań zasadniczych. W przypadku X5CrNi18-10 przyjęto 370 MPa, a w przypadku AW-6063, 100 MPa.



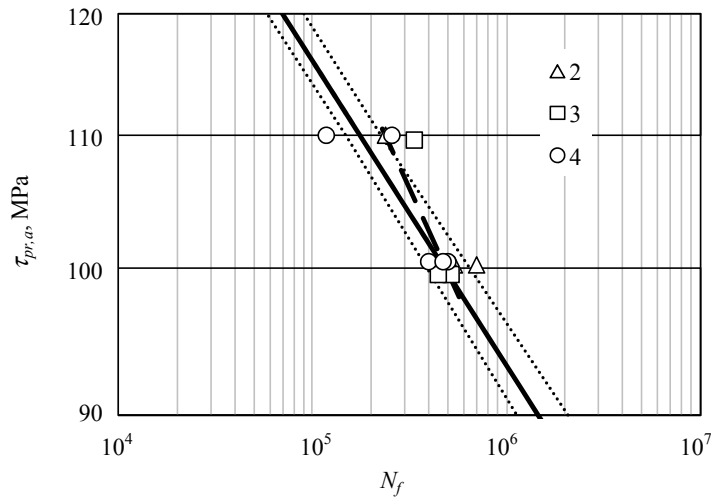
Rys. 7.3. Wykres trwałości ($\tau_a - N_f$) na skręcanie stali X5CrNi18-10. Linie kropkowe wyznaczają obszary ufności ze współczynnikiem 0,95, $R^2 = 0,87$



Rys. 7.4. Wykres trwałości ($\tau_a - N_f$) na skręcanie stopu AW-6101B. Linie kropkowe wyznaczają obszary ufności ze współczynnikiem 0,95, $R^2 = 0,99$



Rys. 7.5. Wykres trwałości stali X5CrNi18-10 pod obciążeniem złożonym: skręcanie z rozciąganiem-ściskaniem (linia kreskowa) dla 3 typów prób („2”, „3” i „4”) na tle wykresu trwałości skręcania (linia ciągła i linie kropkowe)



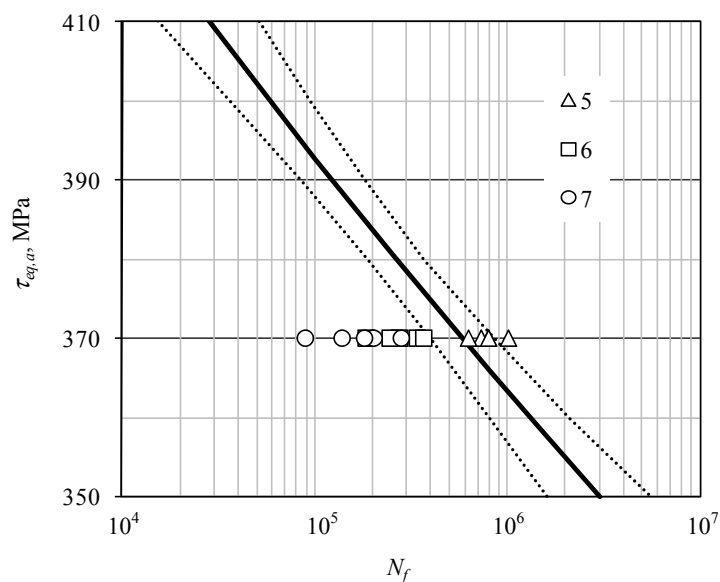
Rys. 7.6. Wykres trwałości stopu AW-6101B pod obciążeniem złożonym: skręcanie z rozciąganiem-ściskaniem (linia kreskowa) dla 3 rodzajów prób („2”, „3” i „4”) na tle wykresu trwałości skręcania (linia ciągła i linie kropkowe)

7.6. Analiza wyników badań zasadniczych

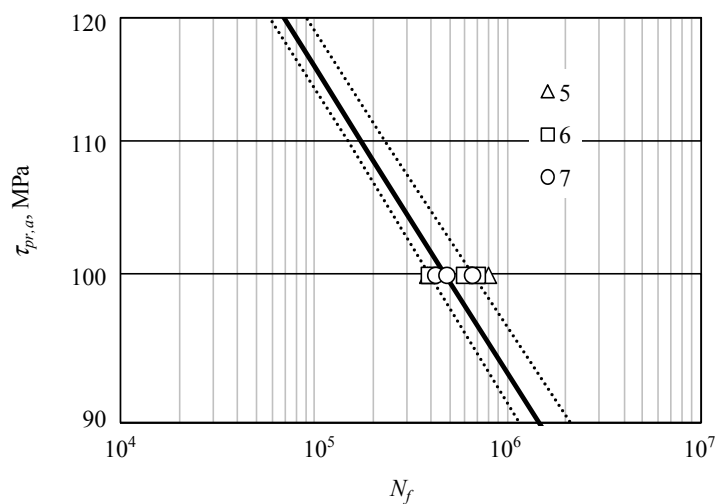
Wyniki uzyskane na etapie badań zasadniczych przedstawiono na rysunkach 7.7 i 7.8. Dla stali X5CrNi18-10, na poziomie 370 MPa naniesiono trwałości próbek poddanych obciążeniom „5”, „6” i „7” (rys. 7.7). Im większy stopień nieproporcjonalności obciążenia, tym uzyskiwane trwałości były mniejsze. Dla stopu aluminium AW-6101B bada-

7. Sformułowanie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej

ne trwałości, bez względu na stopień nieproporcjonalności obciążenia, lokowały się w pobliżu trwałości uzyskanej w próbie „1” wahadłowego skręcania (rys. 7.8).



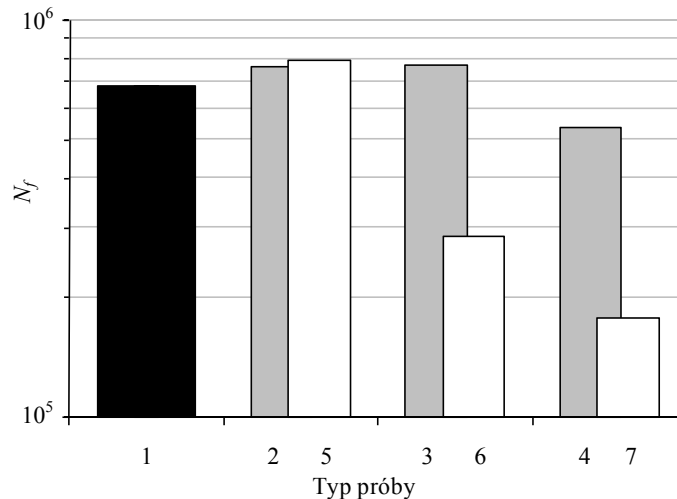
Rys. 7.7. Wyniki badań zasadniczych dla stali X5CrNi18-10 pod obciążeniem blokowym dla 3 typów obciążenia („5”, „6” i „7”) na tle wykresu trwałości skręcania (linia ciągła i linie kropkowe)



Rys. 7.8. Wyniki badań zasadniczych dla stopu aluminium AW-6101B pod obciążeniem blokowym dla 3 typów obciążenia („5”, „6” i „7”) na tle wykresu trwałości skręcania (linia ciągła i linie kropkowe)

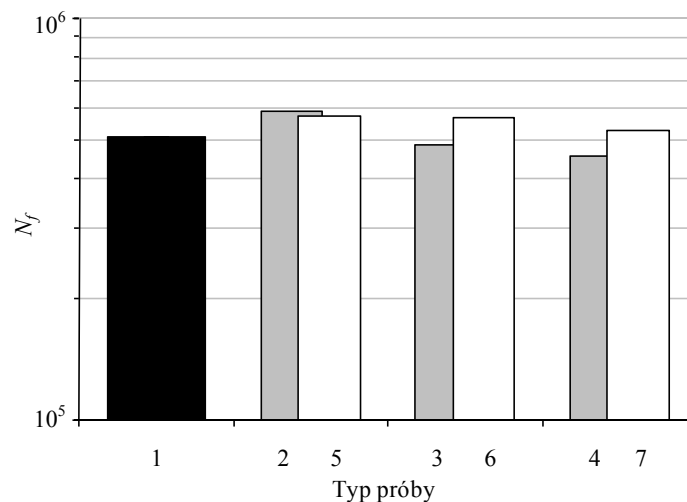
Dla każdego typu obciążenia obliczono średnie trwałości i zestawiono je na rysunkach 7.9 i 7.10. Kolorem czarnym zaznaczono trwałość dla wahadłowego skręcania, odpowiadającą poziomowi naprężeń badań zasadniczych. Trwałości te wyznaczono na podstawie równania prostej regresji. Kolorem szarym zaznaczono, odpowiadające poziomowi naprężeń badań zasadniczych, średnie trwałości dla proporcjonalnego obciążenia złożonego – „2”, „3” i „4”. W postaci białych słupków przedstawiono średnie trwałości uzyskane w zasadniczym etapie badań – „5”, „6” i „7”.

Dla stali X5CrNi18-10 trwałość uzyskana w próbie „5”, tzn. dla małych zmian kąta osi głównych pomiędzy blokami obciążenia, jest statystycznie zgodna z trwałością bazową z próby „1” (rys. 7.9). Do zweryfikowania hipotezy o zgodności wartości średnich zastosowano test analizy wariancji dla wielu średnich. Zmiany kąta położenia osi głównych w tym przypadku nie mają wpływu na uzyskaną trwałość zmęczeniową. Dla większych zakresów zmian kątów, tzn. dla prób „5” i „6” uzyskiwane trwałości są mniejsze w stosunku do bazowej i maleją wraz ze wzrostem kąta β .



Rys. 7.9. Zestawienie średnich trwałości dla wszystkich typów obciążenia dla stali X5CrNi18-10

Dla stopu aluminium AW-6063 trwałość nie zależy od wartości kąta β (rys. 7.10). Dla wszystkich prób badań zasadniczych „5”, „6” i „7” trwałości nie różnią się od trwałości uzyskanej w badaniach proporcjonalnych jednoosiowych „1” (słupki czarne) i dwuosiowych „2”, „3” i „4” (słupki szare).



Rys. 7.10. Zestawienie średnich trwałości dla wszystkich typów obciążenia dla stopu aluminium AW-6063

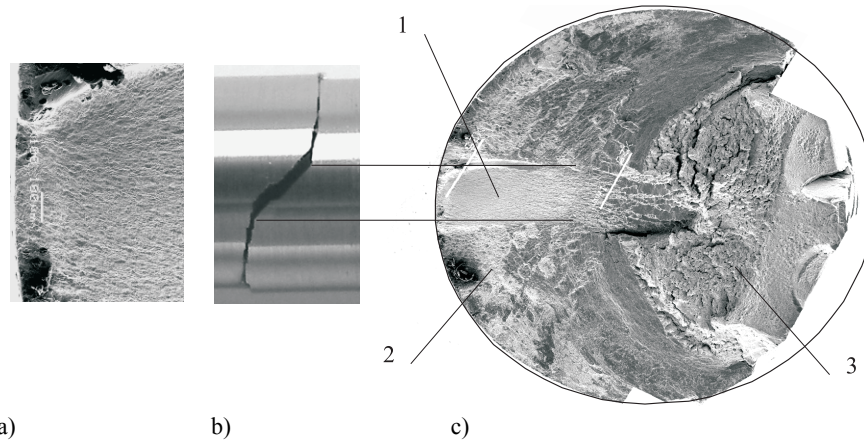
7.7. Analiza wyników badań pomocniczych

7.7.1. Fraktografia przełomów zmęczeniowych

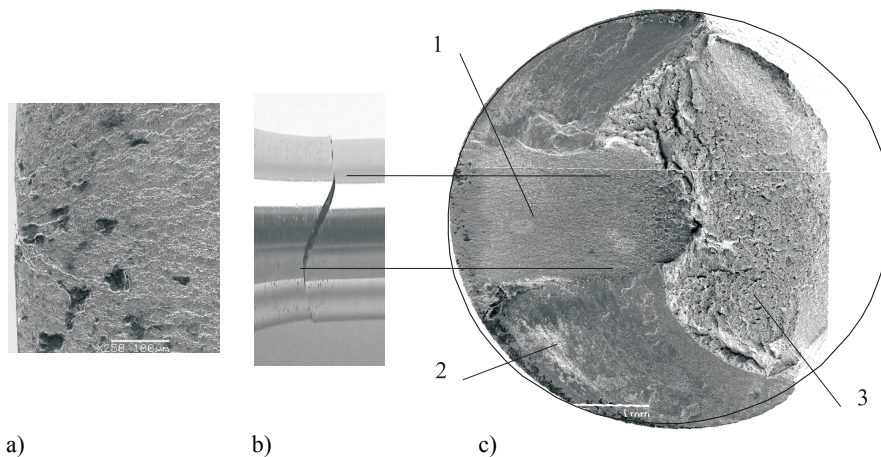
Badania fraktografii przełomów prowadzone były głównie celem sprawdzenia, czy charakter procesu zmęczeniowego w próbie „1” i próbach „2”, „3” i „4” był zbliżony. Ponadto lokalizacja ogniska pęknięć zmęczeniowych na tym etapie pozwalała na określenie kierunku płaszczyzny złomu będącego przedmiotem badań opisanych w następnym punkcie.

Pęknięcia w próbie „1” były inicjowane z jednego ogniska (rys. 7.11.a). Budowa przełomu była symetryczna względem ogniska. Na przełomie można wyróżnić trzy strefy: zmęczeniową (1), zmęczeniową po zmianie kierunku pęknięcia (2) i resztkową (3) (rys. 7.11.b i c).

Dla prób „2”, „3” i „4”, dzięki liniom promieniowym, ognisko było łatwe do zlokalizowania (rys. 7.12.a). W porównaniu z testem „1” strefa zmęczeniowa (1) była większa (rys. 7.12.c). Nie zmienia to jednak faktu, że przełomy uzyskane pod obciążeniem złożonym okazały się podobne we wszystkich analizowanych przypadkach położenia osi głównych i przypominały przełomy z próby „1”. Na tej podstawie można sądzić, że charakter procesu zmęczeniowego w tych próbach nie odbiegał w jakościowy sposób od prób jednoosiowych.

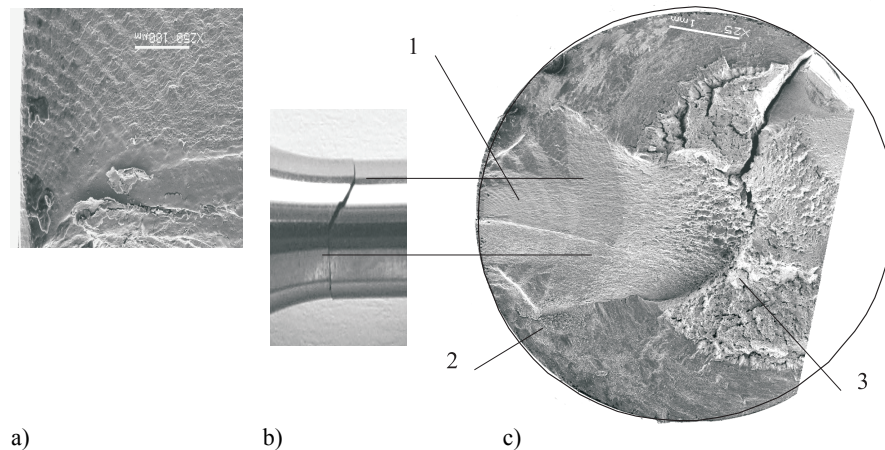


Rys. 7.11. Fraktografia przełomu z próby „1”. Ognisko pęknięcia (a), pęknięcie (b), przełom (c). Na rysunku (c) oznaczono kolejno strefy: zmęczeniową (1), zmęczeniową po zmianie kierunku pęknięcia (2) i resztkową (3)



Rys. 7.12. Fraktografia przełomu z próby „2”. Oznaczenia jak na rysunku 7.11

Przełomy zmęczeniowe próbek poddanych obciążeniom blokowym są interesujące z powodu istnienia linii zmęczeniowych (rys. 7.13). Linie te oddzielają obszary o różnych kierunkach pęknięć zmęczeniowych dla kolejnych bloków obciążenia (rys. 7.13.a, 7.13.c). W miarę oddalania się od ogniska zmęczeniowego obszary te stają się szersze, co świadczy o rosnącej prędkości propagacji pęknięcia zmęczeniowego.



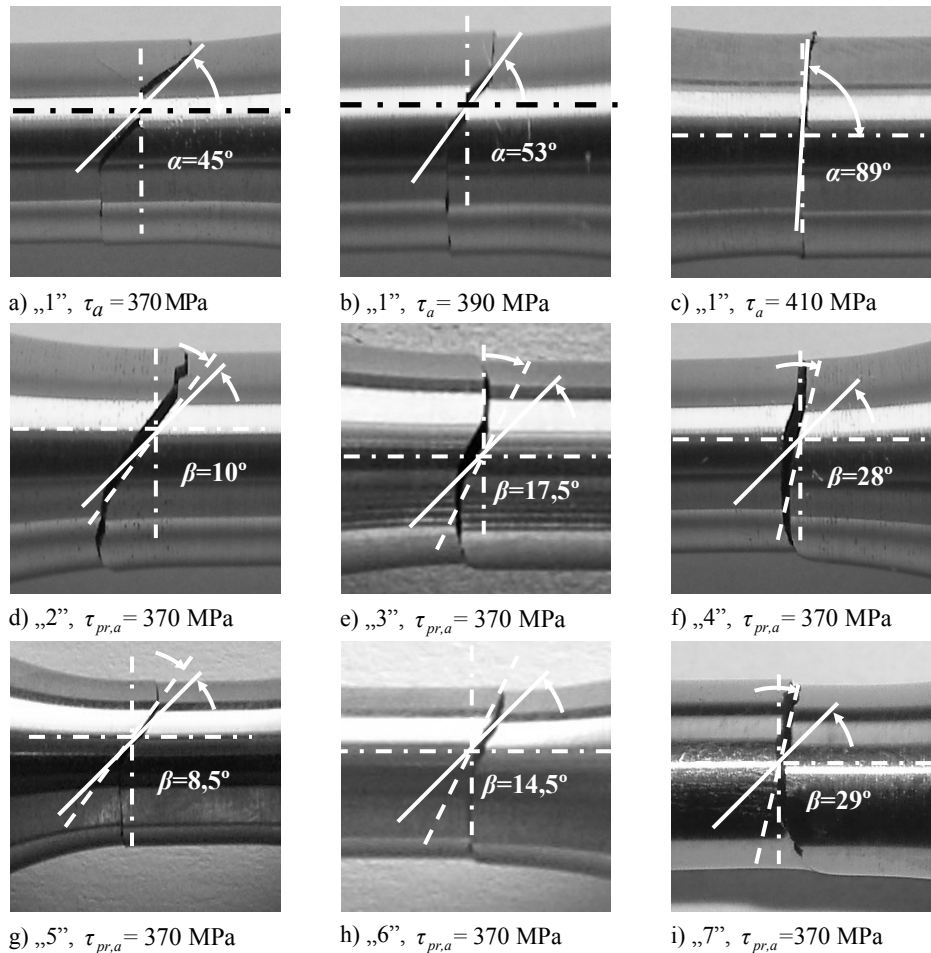
Rys. 7.13. Fraktografia przełomu z próby „5”. Oznaczenia jak na rysunku 7.11

7.7.2. Kierunki pęknięć zmęczeniowych

Próbkę „1” wahadłowego skręcania przeprowadzono na różnych poziomach naprężeń (rys. 7.3). W przypadku stali austenitycznej zaobserwowano, że kierunek pęknięcia jest nieregularny i zależy od poziomu naprężeń. Pęknięcie składa się z odcinków o kierunkach działania naprężeń normalnych oraz stycznych. Wraz ze wzrostem naprężenia maleje długość odcinków pęknięcia w kierunku naprężeń normalnych i rośnie długość pęknięcia w kierunku naprężeń stycznych. W ten sposób makropłaszczyzna złomu zmienia swe położenie z 45° (rys. 7.14.a – linia ciągła) dążąc do 90° (rys. 7.14.b i c). Zjawisko to jest zgodne z oczekiwaniami sformułowanymi w pracy [125] – w przypadku stali X5CrNi18-10 dla trwałości wysokocyklowej charakterystyczne są pęknięcia spiralne (rys. 7.14.a), zaś dla niskocyklowej – poprzeczne lub wzdłużne (rys. 7.14.c).

W proponowanym kryterium płaszczyzna krytyczna związana jest z I etapem rozwoju pęknięcia, więc określa ją kierunek działania maksymalnych naprężeń stycznych (rys. 7.14.a – linia punktowa). Makropłaszczyzna złomu w przypadku stali austenitycznej wynika z II etapu rozwoju pęknięcia i przebiega w płaszczyźnie działania naprężeń normalnych. Makropłaszczyzna złomu jest obrócona względem płaszczyzny krytycznej o kąt 45° tak jak to pokazano na rysunku 7.14.a.

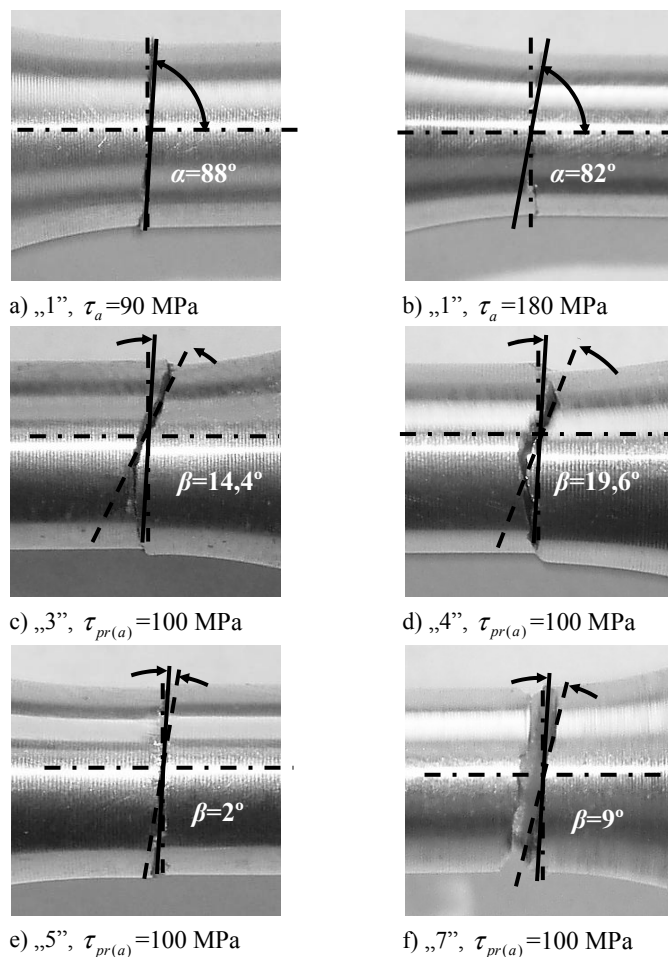
W przypadku obciążeń złożonych kierunek wzrostu pęknięcia zmienia się w sposób ciągły (rys. 7.14.d, e i f). Minimalny kąt stycznej do krawędzi pęknięcia w punkcie jego inicjacji rośnie w kolejnych próbach wraz ze zmianą położenia kierunków działania wektorów maksymalnych naprężeń stycznych (rys. 7.14.d, e i f – linia kreskowa). Dla próby „2” średni kąt położenia płaszczyzny złomu wynosi $\beta = 10^\circ$, dla próby „3” równa się $17,5^\circ$, a dla próby „4” wynosi 28° . Kąty te są bliskie położeniom płaszczyzn krytycznych w tych próbach, które wynoszą odpowiednio $\alpha = 7,5^\circ$, 15° i $22,5^\circ$.



Rys. 7.14. Średnie kierunki pęknięć dla X5CrNi18-10. Linia punktowa – płaszczyzny krytyczne dla próby „1”, linia ciągła – makropłaszczyzna złomu dla próby „1”, linia kreskowa – makropłaszczyzna złomu dla obciążeń złożonych – „2”, „3”, „4” i programowanych – „5”, „6” i „7”

Dla obciążeń blokowych, podobnie jak w przypadku skręcania, kierunek wzrostu pęknięcia jest nieregularny (rys.7.14.g, h, i). Natomiast makropłaszczyzna złomu zmienia swe położenie wraz ze wzrostem zakresu obrotu osi głównych, podobnie jak pod obciążeniem złożonym. Położenia płaszczyzn złomu wynoszą odpowiednio: dla próby „5” – $\beta = 8,5^\circ$, dla próby „6” – $\beta = 14,5^\circ$, zaś dla próby „7” – $\beta = 30,6^\circ$.

W przypadku stopu aluminium średni kierunek pęknięcia dla próby „1” w zakresie naprężeń od 90 do 180 MPa wyniósł $\beta = 87^\circ$ pokrywa się więc z kierunkiem działania maksymalnych naprężeń stycznych. Warto zauważyć, że w odróżnieniu od stali austenitycznej β dla stopu aluminium nie zależy od poziomu naprężenia (rys. 7.15.a i b). Takie zachowanie kierunków pęknięć jest zgodne z oczekiwaniami sformułowanymi w pracy [73].



Rys. 7.15. Średnie kierunki pęknięć dla AW-6063. Linia punktowa – płaszczyzny krytyczne dla próby „1”, linia ciągła – makropłaszczyzna złomu dla próby „1”, linia kreskowa – makropłaszczyzna złomu dla obciążeń złożonych i programowanych

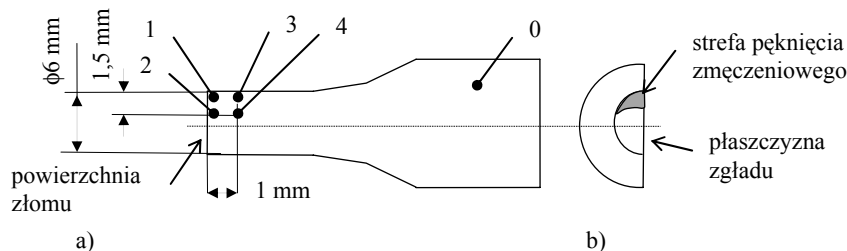
Dla obciążeń złożonych kierunek makropłaszczyzny złomu nie zmienia się w sposób dający się skorelować ze zmianą kąta położenia osi głównych. Kierunek ten wynosi odpowiednio: dla próby „2” – $\beta = 14,7^\circ$, dla próby „3” – $\beta = 14,4^\circ$, a dla próby „4” – $\beta = 19,6^\circ$.

W przypadku obciążeń blokowych także trudno o znalezienie zależności pomiędzy położeniem płaszczyzny złomu a położeniem osi głównych. Dla prób „5” i „6” położenie płaszczyzny złomu jest zgodne z płaszczyzną krytyczną dla skręcania, zaś dla próby „7” stanowi wypadkową położenia płaszczyzny krytycznej dla obu bloków obciążenia próby.

7.7.3. Badania mikrostrukturalne

Porównawcze badania mikrostrukturalne stali austenitycznej X5CrNi18-10 poddanej działaniu obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych opisano w pracach autora [120, 121]. Próbki poddano trzem rodzajom testów: rozciąganiu (próba A), skręcaniu (próba B) i obciążeniu nieproporcjonalnemu – naprzemiennemu rozciąganiu i skręcaniu w blokach po 500 cykli aż do zniszczenia (próba C). Badania wykonano przy częstotliwości 0,5 Hz. Wartość naprężenia przy rozciąganiu wynosiła 440 MPa, a przy skręcaniu 380 MPa. W przypadku obciążeń jednoosiowych – prób A i B – trwałość była na poziomie 20 000 cykli. Trwałość dla obciążenia nieproporcjonalnego – próba C – była znacznie mniejsza i wynosiła średnio około 10 000 cykli.

Po testach zmęczeniowych wykonano zglądy metalograficzne. Próbkę przecięto wzdłuż osi, tak aby płaszczyna zglądu dzieliła symetrycznie strefę zmęczeniową złomu (rys. 7.16.b). Obserwacje mikroskopowe przeprowadzano na zglądach nietrawionych i trawionych odczynnikami do ujawnienia struktury austenitycznej. Skład odczynnika: 1 cz. obj. HNO₃ + 2 cz. obj. HF + 3 cz. obj. gliceryny (odczynnik o symbolu Mi16Fe PN-61/H-014503). Obserwacje prowadzono również za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego. Na rysunku 7.16.a przedstawiono miejsca fotografowania mikrostruktury na przekroju wzdłużnym próbek. Miejsca oznaczone „1” i „2” znajdowały się przy brzegu próbki od strony złomu. Natomiast miejsca „3” i „4” położone były w odległości 1 mm od krawędzi złomu. W miejscu „0”, w części chwytowej próbek wykonano zdjęcie struktury nieodkształconej.

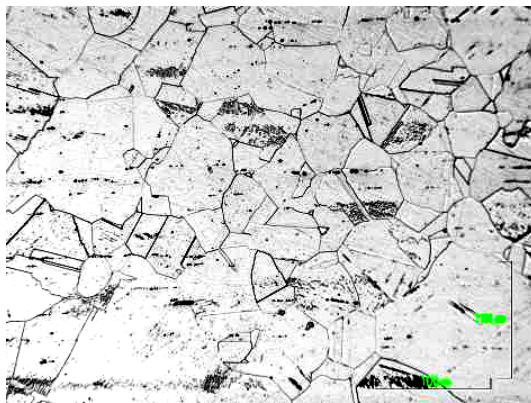


Rys. 7.16. Przekrój zmęczeniowych próbek A, B i C; 0, 1, 2, 3 i 4 – miejsca fotografowania mikrostruktury

Przyjęta w badaniach wartość obciążeń cyklicznych spowodowała przemianę martenzytyczną indukowaną odkształceniem plastycznym w częściach pomiarowych próbek dla wszystkich rodzajów obciążeń. Po próbach zmęczeniowych części pomiarowe próbek stały się ferromagnetyczne. Przy rozciąganiu nominalna wartość odkształcenia całkowitego wynosiła $\varepsilon_a \cong 0,0025$, a odkształcenia plastycznego $\varepsilon_{pl} \cong 0,0005$. Dla materiałów o zbliżonych właściwościach są to wartości bliskie granicznym wartościom cyklicznego odkształcenia, przy których zainicjowana zostaje przemiana martenzytyczna indukowana odkształceniem plastycznym, a mianowicie: $\varepsilon_{pl} = 0,0003$ dla stali 304L [47] oraz $\varepsilon_a = 0,0025 \div 0,0030$ i $\varepsilon_{pl} = 0,0006$ dla stali X2CrNi18-9 [10, 48].

Obrazy uzyskane z części roboczych próbek porównano ze zdjęciem uzyskanym w miejscu „0”. Na zglądzie w części chwytowej widoczne są ziarna austenitu z licznymi bliźniakami (rys. 7.17). W ziarnach tych nie widać ani pasm poślizgu ani śladów prze-

miany martenzytycznej. Część chwytowa po próbie zmęczeniowej pozostaje paramagnetyczna.



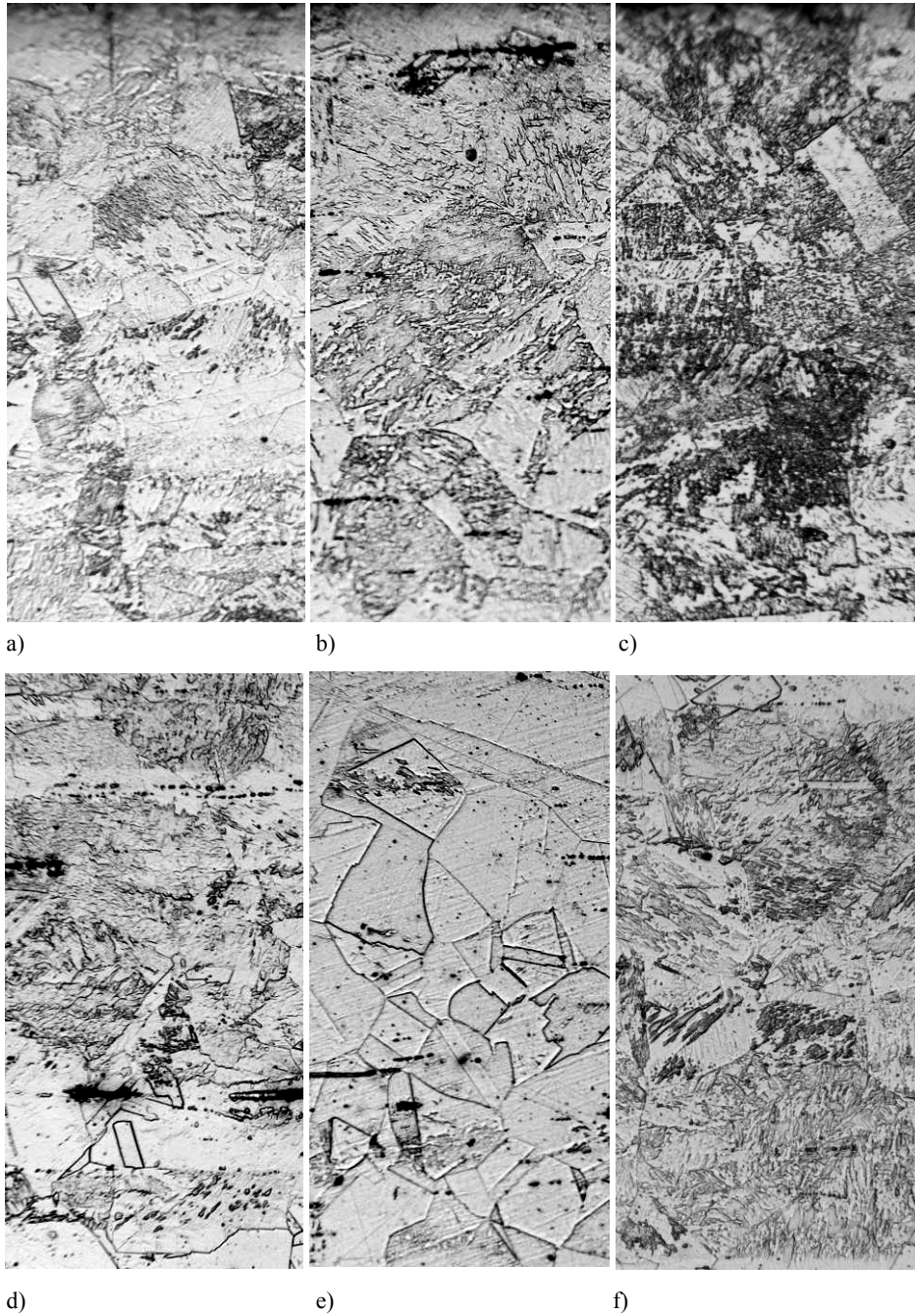
Rys. 7.17. Mikrostruktura stali X5CrNi18-10. Zdjęcie próbki A po próbie zmęczeniowej wykonane w części chwytowej w miejscu 0. Powiększenie 130x. Trawiono odczynnikiem Mi16Fe

Analiza mikrostruktury stali próbek A, B i C w ich częściach roboczych wykazała różnicę w rozmieszczeniu i intensywności przemiany fazowej. W przypadku próbki A na całym przekroju widoczne są skutki równomiernego wyężenia stali (rys. 7.18.a i 7.18.d). Bez względu na strefę przekroju, mikrostruktura nie wykazuje znaczących różnic. W austenicie występuje martenzyt odkształceniowy i w mniejszym, śladowym udziale linie poślizgu.

Z kolei analizując mikrostrukturę z próby B (rys. 7.18.b i 7.18.e) można stwierdzić, że w odległości 1 mm od krawędzi złomu i na głębokości 1,5 mm od powierzchni walcowej próbki są ziarna austenitu, w których nie ma wydzieleni fazy α' . Przemiana nie została zainicjowana ze względu na zbyt małą na tym promieniu wartość naprężeń od skręcania.

W przypadku próbki C, podobnie jak w próbce A, intensywność przemiany jest równomierna na całym przekroju próbki (rys. 7.18.c i 7.18.f).

Do ciekawych spostrzeżeń można dojść porównując intensywność przemiany pomiędzy rodzajami obciążeń. Z obserwacji organoleptycznych i jakościowych mikrostruktury stali wynika, że przemiana indukowana odkształceniem plastycznym była najbardziej intensywna w próbce C (rys. 7.18.c, d), a zatem w przypadku, gdy obciążenie zmęczeniowe charakteryzowała zmienność kierunków głównych. Próbki poddane obciążeniom proporcjonalnym (7.18.a, b, d, e) charakteryzowały się wydzieleniami martenzytu mniej licznymi i w mniejszej liczbie ziaren.



Rys. 7.18. Mikrostruktura stali próbek: A – z miejsca 3 – a) i 4 – d); B – z miejsca 3 – b) i 4 – e); C – z miejsca 3 – c) i 4 – f). Powiększenie 270x. Trawiono odczynnikiem Mi16Fe

Jeleńkowski [43] omawiając dyslokacyjny mechanizm odkształceniowej przemiany martenzytycznej stwierdza, że istotny wpływ na intensywność przemiany ma zmiana

kierunku i zwrotu działającego obciążenia. Z drugiej strony w niniejszej pracy starano się dowieść, że stopień nieproporcjonalności obciążenia zależy także od zakresu obrotu wektora maksymalnego naprężenia stycznego. W jednym i drugim przypadku dla przebiegu procesu ważną jest zmienność kierunku działającego obciążenia. Ponadto wiadomo, że w przypadku obu zjawisk ważną rolę odgrywają te same parametry materiałowe, np. energia błędu ułożenia. Czy w związku z powyższym oraz biorąc pod uwagę dostrzeżoną korelację pomiędzy intensywnością przemiany a uzyskanymi wynikami trwałości zmęczeniowej (intensywniejsza przemiana \equiv spadek trwałości) można stwierdzić, że intensywność przemiany martenzytycznej ma związek ze stopniem nieproporcjonalności obciążenia? Nasuwa się pytanie czy intensywność przemiany świadczyć może o stopniu nieproporcjonalności obciążenia.

7.8. Wnioski

1. W wyniku przeprowadzonych badań trwałości zaobserwowano, że w przypadku materiału wrażliwego na nieproporcjonalność istnieje wpływ zakresu obrotu osi głównych na trwałość zmęczeniową. Są więc podstawy do stwierdzenia, że o stopniu nieproporcjonalności obciążenia decyduje, oprócz modułu obracającego się wektora naprężenia, również jego położenie.
2. Biorąc pod uwagę, że:
 - w przypadku materiału niewrażliwego na nieproporcjonalność efekt zmniejszenia trwałości w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego nie został zaobserwowany,
 - zaobserwowano związek pomiędzy typem obciążenia proporcjonalnym i nieproporcjonalnym a intensywnością przemiany martenzytycznej indukowanej odkształceniem plastycznym,
 - podobieństwo przełomów zmęczeniowych w warunkach obciążeń jedno- i wieloosiowych proporcjonalnych świadczy, że charakter procesu zmęczeniowego w przypadku obu rodzajów obciążeń wykorzystanych do budowy obciążenia blokowego, nie był jakościowo różny,

można ostatecznie stwierdzić, że zaproponowana metodyka badawcza pozwala na zbadanie wybranej cechy obciążenia nieproporcjonalnego. Uzyskane wyniki trwałościowe są więc rezultatem tylko działania nieproporcjonalności obciążenia o kontrolowanej wartości i żadne inne cechy tego obciążenia nie miały znaczącego wpływu na uzyskane wyniki.

3. Na podstawie:
 - porównania trwałości dla przypadków jedno- i wieloosiowych proporcjonalnych dla stali X5CrNi18-10 oraz porównania trwałości jedno- i wieloosiowych proporcjonalnych i nieproporcjonalnych stopu aluminium AW-6101B,
 - analizy korelacji położenia płaszczyzny złomu zmęczeniowego i płaszczyzn krytycznych w przypadku stali X5CrNi18-10, dla dwuosiowych obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych,

można stwierdzić, że proponowane w pracy naprężenie ekwiwalentne proporcjonalne opiera się na poprawnych założeniach fizycznych, pozwala na poprawne szacowanie trwałości zmęczeniowej i może służyć do budowy obciążenia blokowego różnych typów.

8. PODSUMOWANIE PRACY

8.1. Stan wiedzy

1. Występujące powszechnie w praktyce inżynierskiej nieproporcjonalne warunki obciążeń mogą mieć ważne skutki eksploatacyjne w odniesieniu do urządzeń i budowli. W przypadku pewnych rodzajów materiałów może bowiem dochodzić do znaczącego zmniejszenia trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej.
2. Zmęczenie w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych powoduje szereg istotnych zmian, jakościowych i ilościowych, na każdym etapie procesu zmęczeniowego. Specyfika mechanizmu procesu zmęczenia zachodzącego w warunkach obciążenia nieproporcjonalnego sprawia, że wiele metod obliczeniowych z różnych obszarów zmęczenia i mechaniki pękania wymaga sformułowania nowego, bardziej ogólnego podejścia.
3. Z przeglądu stanu wiedzy o wieloosiowych kryteriach zmęczeniowych wynika, że nie ma dotychczas kryterium, które pozwalałoby w zadowalający sposób uwzględnić wpływ nieproporcjonalności obciążenia zmęczeniowego zarówno w przypadku szacowaniu wytrzymałości, jak i trwałości zmęczeniowej.
4. Trudności w sformułowaniu poprawnego opisu procesu zmęczenia wynikają wg autora, m.in. z niedostatecznie dokładnych metod szacowania stopnia nieproporcjonalności obciążenia. Te z kolei spowodowane są nieuwzględnieniem przy budowie miar nieproporcjonalności istotnych cech tego stanu, jakim jest np. położenie wektorów naprężeń bądź odkształceń w trakcie obrotu osi głównych.
5. Zdaniem autora skutecznego rozwiązania odnośnie kryteriów wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej należy szukać wśród modeli obliczeniowych opartych na idei płaszczyzny krytycznej, ale uzupełnionych o analizę składowych stanu naprężenia lub odkształcenia działających, na skutek obrotu osi głównych, na innych płaszczyznach niż krytyczna. Sugerowane rozwiązanie jest próbą swego rodzaju połączenia dwóch podejść: płaszczyzny krytycznej i podejścia całkowego.
6. Podsumowując powyższe można stwierdzić, że potwierdzono sformułowaną w pracy hipotezę na temat przyczyn błędów szacowania wielkości zmęczeniowych w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych.

8.2. Model zmęczenia nieproporcjonalnego

1. W pracy zaproponowano opisowy model zmęczenia nieproporcjonalnego, w którym ustalono wielkości odpowiedzialne za proces zmęczenia nieproporcjonalnego oraz zaproponowano funkcje do opisu tych wielkości w postaci: miary nieproporcjonalności obciążenia, miary wrażliwości materiału na nieproporcjonalność oraz miary poziomu obciążenia.
2. Sformułowanie miary nieproporcjonalności obciążenia oparto na założeniu, że stopień nieproporcjonalności obciążenia jest zależny również od odległości kątownej wektorów naprężeń działających poza płaszczyzną krytyczną. Jest to nowa idea, która wymagała potwierdzenia w badaniach eksperymentalnych.
3. Zaproponowany werbalny model zmęczenia nieproporcjonalnego pozwolił na sformułowanie ogólnej postaci modelu matematycznego zmęczenia w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych. Postać ta może stanowić podstawę do rozwijania rozwiązań szczegółowych parametrów zniszczenia zmęczeniowego dla szacowania trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej, m.in. dla nieregularnych historii obciążeń.
4. Na podstawie zdefiniowanego w pracy modelu zmęczenia nieproporcjonalnego, a przede wszystkim dzięki zastosowaniu proponowanej miary nieproporcjonalności udało się sformułować szczegółową postać kryterium wytrzymałości i kryterium trwałości zmęczeniowej. Kryteria te pozytywnie zweryfikowano na podstawie danych literaturowych.
5. Podsumowując powyższe można stwierdzić, że udało się zrealizować cele 1, 2 i 3 pracy. Tym samym hipoteza o możliwości uogólnienia rozwiązań znanych z obszaru obciążeń proporcjonalnych na zakres obciążeń nieproporcjonalnych okazała się słuszna.

8.3. Badania eksperymentalne

1. Do modelowania obciążenia nieproporcjonalnego zaproponowano w pracy unikalną metodykę badawczą polegającą na programowaniu położenia osi głównych. Metodyka ta została zweryfikowana na podstawie wyników badań trwałościowych, fraktografii powierzchni złomu i analiz mikrostrukturalnych.
2. Badania eksperymentalne potwierdziły założenia proponowanego modelu nieproporcjonalności mówiące o znaczącym wpływie położenia obracających się wektorów na stopień nieproporcjonalności obciążenia.
3. Podsumowując powyższe można stwierdzić, że udało się zrealizować cel 4 pracy, dzięki czemu potwierdzono hipotezę o możliwości stosowania metodyki badań programowanych do poszukiwań w zakresie wieloosiowych obciążeń nieproporcjonalnych.

8.4. Kierunki przyszłych badań

1. Wydaje się, że o dalszym rozwoju nauki o zmęczeniu nieproporcjonalnym decydować będą efekty prac badawczych nad metodami określania nieproporcjonalności obciążenia. Te z kolei uwarunkowane będą poziomem zrozumienia procesu zmęczenia przez pryzmat rozwoju struktur dyslokacyjnych, mechanizmów dodatkowego umocnienia cyklicznego, rozwoju mikropęknięć i pęknięć w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych.
2. Dalsze badania nad proponowanym w pracy opisem nieproporcjonalności obciążenia powinny być skierowane na rozszerzenie jego zakresu ze względu na przebieg i poziom obciążeń oraz ze względu na możliwość zastosowania materiałów o innych właściwościach. W tym celu należy zaproponować nowe, bardziej uogólnione rozwiązania funkcji nieproporcjonalności zawierającej: miarę nieproporcjonalności obejmującą również obciążenia stochastyczne, bazującą na współczynnikach korelacji wzajemnej, miarę wrażliwości materiału na nieproporcjonalność uwzględniającą także materiały kruche oraz miarę wpływu poziomu obciążenia na efekty zmęczeniowe zawierającą wyniki prac na plastycznością cykliczną.

LITERATURA

- [1] ABAQUS Analysis, Version 6.6, User's Manual, Volume III.
- [2] Achteлик H., Macha E., Jakubowska I., 1983. Actual and estimated directions of fatigue fracture plane in Ż1 250 grey cast iron under combined alternating bending and torsion. *Studia Geotechnica et Mechanica* V(2), 9-30.
- [3] Ahmadi A., Zenner H., 2005. Simulation of microcrack growth for different load sequences and comparison with experimental results. *International Journal of Fatigue* 27, 853-861.
- [4] Andrews R.M., Brown M.W., 1989. Elevated temperature out-of-phase fatigue modelling of a stainless steel. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, London, 641-658.
- [5] Bannantine J.A., Socie D.F., 1991. A variable amplitude multiaxial fatigue life prediction method. *Fatigue under biaxial and multiaxial loading*, ESIS Publication 10, Mechanical Engineering Publications, London, 33-51.
- [6] Banvillet A., Palin-Luc T., Lasserre S., 2003. A volumetric energy based high cycle multiaxial fatigue modelling. *International Journal of Fatigue* 25, 755-769.
- [7] Bentachfine S., Azari Z., Pluvinage G., 1994. Influence of out-of-phase loading on multiaxial low cycle fatigue. *Proceedings of the Fourth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue*, Paris, 3-18.
- [8] Będkowski W., Lachowicz C., Łagoda T., Macha E., Ohnami M., Sakane M., 1993. Wielosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji. Część I. *Studia i monografie* 63. Wyższa Szkoła Inżynierska w Opolu.
- [9] Bochera L., Delobellea P., Robineta P., Feugasb X., 2001. Mechanical and microstructural investigations of an austenitic stainless steel under non-proportional loadings in tension-torsion-internal and external pressure. *International Journal of Plasticity* 17, 1491-1530.
- [10] Bomba J., Kaleta J., Ziętek G., 2001. Modelowanie stanu naprężenia w cyklicznie obciążonym materiale z wyróżnioną warstwą wierzchnią. *Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Mechanika* 73, 391-400.
- [11] Bonacuse P.J., Kalluri S., 2003. Axial and torsional load-type sequencing in cumulative fatigue: low amplitude followed by high amplitude loading. *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, ESIS Publication 31, Elsevier, 165-182.
- [12] Borodii M.V., Shukaev S.M., 2007. Additional cyclic strain hardening and its relation to material structure, mechanical characteristics and lifetime. *International Journal of Fatigue* 29, 1184-1191.
- [13] Borodii M.V., Strizhalo V.A., 2000. Analysis of the experimental data on a low cycle fatigue under nonproportional straining. *International Journal of Fatigue* 22, 275-282.
- [14] Brown M.W., Miller K.J., 1973. A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 187(65), 745-755.
- [15] Buczynski A., Glinka G., 2003. An analysis of elasto-plastic strains and stresses in notched bodies subjected to cyclic non-proportional loading paths. *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, ESIS Publication 31, Elsevier, 265-284.
- [16] Calloch S., Marquis D., 1999. Triaxial tension-compression tests for multiaxial cyclic plasticity. *International Journal of Plasticity* 15, 521-549.
- [17] Carpinteri A., Karolczuk A., Macha E., Vantadori S., 2002. Expected position of the fatigue fracture plane by using the weighted mean principal Euler angles. *International Journal of Fracture* 115, 87-99.

- [18] Chen X., An K., Kim K.S., 2004. Low-cycle fatigue of 1Cr-18Ni-9Ti stainless steel and related weld metal under axial, torsional and 90° out-of-phase loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 27, 439-448.
- [19] Chen X., Jin D., Kim K.S., 2006. Fatigue life prediction of type 304 stainless steel under sequential biaxial loading. *International Journal of Fatigue* 28, 289-299.
- [20] Chen X., Xu S., Huang D., 1999. A critical plane-strain energy density criterion for multi-axial low-cycle fatigue life under non-proportional loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22, 679-686.
- [21] Chu C.C., 1984. A three-dimensional model of anisotropic hardening in metals and its application to the analysis of sheet metal formability. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 32(3), 197-212.
- [22] Dang Van K., Cailletaud G., Flavenot J.F., Douaron A., Lieurade H.P., 1989. Criterion for high cycle fatigue under multiaxial loading. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 459-478.
- [23] Dang Van K., Griveau B., Message O., 1989. On a new multiaxial fatigue limit criterion: theory and application. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 479-496.
- [24] Dang Van K., Papadopoulos I.V. 1999. High cycle metal fatigue, from theory to applications. CISM Courses and Lectures No. 392, International Centre for Mechanical Sciences, Springer Wien, New York.
- [25] Dietrich L., Turski K., 1972. Badania zmęczeniowe w złożonym stanie naprężenia. *Mechanika Teoretyczna i Stosowana* 1(10), 9-28.
- [26] Döring R., Hoffmeyer J., Seeger T., Vormwald M., 2004. Constitutive modeling of non-proportional hardening, cyclic hardening and modeling. *Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 291-296.
- [27] Döring R., Hoffmeyer J., Seeger T., Vormwald M., 2006. Short fatigue crack growth under nonproportional multiaxial elastic-plastic strains. *International Journal of Fatigue* 28, 972-982.
- [28] Duprat D., 1997. A model to predict fatigue life of aeronautical structures with out-of-phase multiaxial stress condition. *Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Technical University of Opole, 111-123.
- [29] Ellyin F., Gołoś K., Xia Z., 1991. In-phase and out-of-phase multiaxial fatigue. *Transactions of the ASME* 113, 112-118.
- [30] Fatemi A., Socie D.F., 1988. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 11(3), 149-165.
- [31] Fatemi A., Yang L., 1998. Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials. *International Journal of Fatigue* 20(1), 9-34.
- [32] Feng M., Ding F., Jiang Y., 2008. Study of loading path influence on fatigue crack growth under combined loading. *International Journal of Fatigue* 28, 19-27.
- [33] Freitas M., Reis L., Li B., 2004. Multiaxial mixed mode cracking and small crack initiation and propagation. *Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 97-108.
- [34] Garud Y.S., 1981. Multiaxial fatigue: a survey of the state of the art. *Journal of Testing and Evaluation* 9(3), 165-178.
- [35] Gołoś K., 1989. Trwałość zmęczeniowa stali w ujęciu energetycznym. *Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej*.
- [36] Goncalves C.A., Araujo J.A., Mamiya E.N., 2005. Multiaxial fatigue: a stress based criterion for hard metals. *International Journal of Fatigue* 27,177-187.

- [37] Gough H.J., 1950. Engineering steels under combined cyclic and static stresses. *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics* 72, 113-125.
- [38] Greń J., 1982. *Statystyka matematyczna. Modele i zadania*. PWN Warszawa.
- [39] Hertel O., Döring R., Hoffmeyer J., Vormwald M., Seeger T., 2004. Estimation of notch stresses and strains under multiaxial nonproportional loading. *Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 45-55.
- [40] Itoh T., Miyazaki T., 2003. A damage model for estimating low cycle fatigue lives under nonproportional multiaxial loading. *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, ESIS Publication 31, Elsevier, 423-439.
- [41] Itoh T., Nakata T., Sakane M., Ohnami M., 1997. Nonproportional low cycle fatigue of 6061 aluminum alloy under 14 strain paths. *Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Technical University of Opole, 173-187.
- [42] Itoh T., Sakane M., Ohnami M., Ameyama K., 1992. Additional hardening due to non-proportional cyclic loading – a contribution of stacking fault energy. *Proceeding of the International Seminar on Multiaxial Plasticity MECAMAT'92*, Cachan, France, 43-50.
- [43] Jeleńkowski J., 2005. *Kształtowanie struktury stali z wykorzystaniem przemiany martenzytycznej*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej.
- [44] Jiang Y., Hertel O., Vormwald M., 2007. An experimental evaluation of three critical plane multiaxial fatigue criteria. *International Journal of Fatigue* 29, 1490-1502.
- [45] Jiang Y., Kurath P., 1997. Nonproportional cyclic deformation: critical experiments and analytical modeling. *International Journal of Plasticity* 13(8-9), 743-763.
- [46] Jiao F., Österle W., Portella P.D., Ziebs J., 1996. Mechanical behaviour of alloy 800H under cyclic biaxial loading. *Proceedings of the Sixth International Fatigue Congress*, Berlin, II, 989-994.
- [47] Kaleta J., 1996. Cykliczne odkształcenie plastyczne jako przyczyna przemiany martenzytycznej w stalach austenitycznych. *Materiały XVI Sympozjum Zmęczenia i Mechaniki Pęknięcia Materiałów i Konstrukcji*. Wydawnictwa Uczelniane Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy, 99-102.
- [48] Kaleta J., Lewandowski D., Wiśniewski W., 2001. Kinetyka efektów krzyżowych w procesie przemiany martenzytycznej indukowanej cyklicznym odkształceniem w próbkach maszynowych. *Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Mechanika* 73, 391-400.
- [49] Kanazawa K., Miller K.J., Brown W.M., 1977. Low-cycle fatigue under out-of-phase loading conditions. *Journal of Engineering Materials and Technology* 99, 222-228.
- [50] Karolczuk A., 2006. Plastic strains and the macroscopic critical plane orientations under combined bending and torsion with constant and variable amplitudes. *Engineering Fracture Mechanics* 73, 1629-1652.
- [51] Karolczuk A., Goss C., 2006. Kumulacja odkształceń plastycznych według wielopowierzchniowych modeli wzmocnienia Mroza-Garuda i Chu. *Materiały XXI Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pęknięcia*, Wydawnictwa Uczelniane Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy, 189-198.
- [52] Karolczuk A., Macha E., 2005, A review of critical plane orientations in multiaxial fatigue failure criteria of metallic materials. *International Journal of Fatigue* 134, 267-304.
- [53] Kenmeugene B., 1998. On a new multiaxial fatigue criterion based on a selective integration approach. *Proceedings of the Sixth International Fatigue Congress*, II, 1013-1018.
- [54] Kenmeugene B., Weber B., Carnet A., Robert J., 1997. A stress-based approach for fatigue assessment under multiaxial variable amplitude loading. *Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Technical University of Opole, 557-573.
- [55] Kocańda S., 1985. *Zmęczeniowe pęknięcie metali*. Wydawnictwa Naukowo Techniczne.
- [56] Kocańda S., Kocańda A., 1989. *Niskocyklowa wytrzymałość zmęczeniowa metali*. Państwowe Wydawnictwa Naukowe.

- [57] Lachowicz C.T., Łagoda T., Macha E., 1992. Covariance between components of biaxial stress state in fatigue life calculations. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech* 23, 201-212.
- [58] Langlais T.E., Vogel J.H., Chase T.R., 2003. Multiaxial cycle counting for critical plane methods. *International Journal of Fatigue*, 25, 641-647.
- [59] Lee S.B., 1989. Out-of-phase combined bending and torsion fatigue of steels. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 621-634.
- [60] Lee Y.L., Chiang Yung J., 1991. Fatigue predictions for components under biaxial reversed loading. *Journal of Testing and Evaluation* 19(5), 359-367.
- [61] Lempp W., 1997. Festigkeitsverhalten von Stählen bei mehrachsiger Dauerschwingbeanspruchung durch Normalspannungen mit überlagerten phasengleichen und phasenverschobenen Schubspannungen. Disertation, TU Stuttgart.
- [62] Li B., Reis L., Freitas M., 2007. Implementation of the MCE approach for assessment of multiaxial fatigue damage. *Proceedings of the Eight International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture*, Sheffield Hallam University, paper S01B2.
- [63] Liu K.C., Wang J.A., 2001. An energy method for predicting fatigue life, crack orientation, and crack growth under multiaxial loading conditions. *International Journal of Fatigue* 23, 129-134.
- [64] Liu Y., 2006. Stochastic modelling of multiaxial fatigue and fracture. Dissertation, Vanderbilt University, Nashville, Tennessee.
- [65] Łagoda T., 2001. Energetyczne modele oceny trwałości zmęczeniowej materiałów konstrukcyjnych w warunkach jednoosiowych i wieloosiowych obciążeń losowych. *Studia i monografie* 121, Politechnika Opolska.
- [66] Łagoda T., Macha E., 1995. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji. Część II. *Studia i monografie* 76. Wyższa Szkoła Inżynierska w Opolu.
- [67] Łagoda T., Macha E., Będkowski W., 1999. A critical plane approach based on energy concepts: application to biaxial random tension-compression high-cycle fatigue regime. *International Journal of Fatigue* 21, 431-443.
- [68] Macha E., 1979. Modele matematyczne trwałości zmęczeniowej materiałów w warunkach losowego złożonego stanu naprężenia, *Prace Naukowe Instytutu Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej* 41, Monografie 13.
- [69] Macha E., 1988. Uogólnienie odkształceniowych kryteriów wieloosiowego zmęczenia cyklicznego na zakres obciążeń losowych. *Studia i monografie* 23, Wyższa Szkoła Inżynierska w Opolu.
- [70] Macha E., 1989. Generalization of Fatigue Fracture Criteria for Multiaxial Sinusoidal Loadings in the Range of Random Loadings. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 425-436.
- [71] Macha E., 1989. Simulation investigations of the position of fatigue fracture in materials with biaxial loads. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech* 20, 132-136.
- [72] Macha E., Sonsino M., 1999. Energy criteria of multiaxial fatigue failure. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22, 1053-1070.
- [73] Makabe C., Socie D. F., Sueyoshi T. , 2004. Shear mode fatigue crack growth in 1050 aluminium. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 27(8), 669-678.
- [74] Marquis G.B., 2004. Multiaxial fatigue assessment: Current state and future trends. *Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 109-120.
- [75] McDiarmid D.L., 1974. A new analysis of fatigue under combined bending and twisting. *Aeronautical Journal* 78, 325-329.
- [76] McDiarmid D. L., 1981. Fatigue behaviour under out-of-phase bending and torsion *Aeronautical Journal* 85, 118-122.
- [77] McDiarmid D.L., 1985. The effects of mean stress and stress concentration of fatigue under combined bending and twisting. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 8(1), 1-12.

- [78] McDiarmid D.L., 1987. Fatigue under out-of-phase bending and torsion. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 9(6), 457-475.
- [79] McDiarmid D.L., 1989. The effect of mean stress on biaxial fatigue where the stresses are out-of-phase and at different frequencies. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 605-619.
- [80] McDiarmid D.L., 1990. A general criterion of high cycle multiaxial fatigue failure. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 14(4), 429-454.
- [81] McDiarmid D.L., 1992. Multiaxial fatigue life prediction using a shear stress based critical plane failure criterion. *Fatigue design*, Technical Research Center of Finland, ESPOO, 21-33.
- [82] McDowell D.L., 1987. An evaluation of recent developments in hardening and flow rules for rate-independent nonproportional cyclic plasticity. *Journal of Applied Mechanics* 54, 323-334.
- [83] Melin L.G., 2001. Cycle count in high cycle fatigue of a multiaxial random load: a comparison of different approaches. *Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Instituto Superior Tecnico, Lisboa, 259-266.
- [84] Mielke S., Troost A., El-Magd E., 1982. Festigkeitsverhalten von Stählen unter zweiachsig synchron und phasenverschoben schwingenden Normalspannungen. *Z. Werkstofftech* 13, 1-7.
- [85] Morel F., 2000. A critical plane approach for life prediction of high cycle fatigue under multiaxial variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue* 22, 101-119.
- [86] Morel F., Bastard M., 2003. A multiaxial life prediction method applied to a sequence of nonsimilar loading in high cycle fatigue. *International Journal of Fatigue* 25, 1007-1012.
- [87] Morel F., Ranganathan N., Petit J., Bignonnet A., 1997. A mesoscopic approach for fatigue life prediction under multiaxial loading. *Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Technical University of Opole, 155-172.
- [88] Mróz Z., 1967. On the description of anisotropic work hardening. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 15, 163-175.
- [89] Murakami Y., Miller K.J., 2005. What is fatigue damage? A view point from the observation of low cycle fatigue process. *International Journal of Fatigue* 27, 991-1005.
- [90] Neugebauer J., 1986. Fatigue modelling of cast iron materials under multiaxial stresses of different frequencies. Report FB-175, Fraunhofer – Institute für Betriebsfestigkeit LBF.
- [91] Niesłony A., Sonsino C.M., 2008. Comparison of some selected multiaxial fatigue assessment criteria. LBF Report No. FB-234.
- [92] Nishino S., Hamada N., Sakane M., Ohnami M., Matsumura N., Tokizane M., 1986. Microstructural study of cyclic strain hardening behaviour in biaxial stress states at elevated temperature. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 9, 65-77.
- [93] Nisihara T., Kawamoto M., 1945. The strength of metals under combined bending and twisting with phase difference. *Memoirs, College of Engineering, Kyoto Imperial University* XI, 85-112.
- [94] Ohkawa I., Takahashi H., Moriwaki M., Misumi M., 1997. A study on fatigue crack growth under out-of-phase combined loadings. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 20(6), 929-940.
- [95] Papadopoulos I.V., 1994. A new criterion of fatigue strength for out-of-phase bending and torsion of hard metals. *International Journal of Fatigue* 16, 377-384.
- [96] Papadopoulos I.V., 1995. A high cycle fatigue criterion applied in biaxial and triaxial out of phase stress condition. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 18(1), 79-91.
- [97] Papadopoulos I.V., 1998. Critical plane approaches in high-cycle fatigue: on the definition of the amplitude and mean value of the shear stress acting on the critical plane. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 21, 269-285.
- [98] Papadopoulos J.V., 2001. Long life fatigue under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue* 23, 839-849.

- [99] Papadopoulos I.V., Davoli P., Gorla C., Filippini M., Bernasconi A., 1997. A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals. *International Journal of Fatigue* 19(3), 219-235.
- [100] Przybyłowicz K., 1999. *Podstawy teoretyczne metaloznawstwa*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne.
- [101] Przybyłowicz K., 2002. *Strukturalne aspekty odkształcenia metali*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne.
- [102] Quain J., Fatemi A., 1996. Mixed mode fatigue crack growth: a literature survey. *Engineering Fracture Mechanics* 55(6), 969-990.
- [103] Reis L., Li B., Freitas M., 2007. Evaluation of multiaxial fatigue models for a structural steel 42CrMo4. *Proceedings of the Eight International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture*, Sheffield Hallam University, paper S1B4.
- [104] Rios E.R., Andrews R.M., Brown M.W., Miller K.J., 1989. Out-of-phase cyclic deformation and fatigue fracture studies on 316 stainless steel. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Mechanical Engineering Publications, 659-682.
- [105] Rotvel F., 1970. Biaxial fatigue tests with zero mean stresses using tubular specimens. *International Journal of Mechanical Sciences* 12, 597-613.
- [106] Sakane M., Itoh T., Kida S., Ohnami M., Socie D. F., 1997. Dislocation structure and non-proportional hardening of type 403 stainless steel. *Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, 1, Technical University of Opole, 189-206.
- [107] Sempruch J., 1992. Kryterium wytrzymałości zmęczeniowej stali konstrukcyjnej 25CrMo4 w warunkach złożonego stanu naprężeniami. *Wydawnictwo Uczelniane ATR, Bydgoszcz*.
- [108] Shang D.G., Wang D.J., Yao W.X., 2000. A simple approach to the description of multiaxial cyclic stress-strain relationship. *International Journal of Fatigue* 22, 251-256.
- [109] Simbürger A., 1975. Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen, phasenverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen. *Bericht nr. FB-121, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt*.
- [110] Sines G., Ohgi G., 1981. Fatigue criteria under combined stresses or strains. *ASME Journal of Engineering Materials and Technology* 103, 82-90.
- [111] Skibicki D., 2004. A fatigue failure criterion for multiaxial loading with phase shift and mean value. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics* 42(2), 295-314.
- [112] Skibicki D., 2004. Kryteria wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej oparte o miarę nieproporcjonalności obciążenia. *Materiały XX Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pękania*, Wydawnictwa Uczelniane ATR, Bydgoszcz, 379-386.
- [113] Skibicki D., 2005. Analiza miary wrażliwości materiałów na nieproporcjonalność obciążenia na przykładzie proponowanego kryterium wytrzymałości zmęczeniowej. *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej* 83(2), 203-210.
- [114] Skibicki D., 2006. Prognozowanie trwałości zmęczeniowej w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych, *Zagadnienia Eksploatacji Maszyn* 147(41), 119-128.
- [115] Skibicki D., 2006. Weryfikacja eksperymentalna modelu nieproporcjonalności obciążeń. *Materiały XXI Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pękania*, Wydawnictwa Uczelniane ATR w Bydgoszczy, 367-374.
- [116] Skibicki D., 2007. Analiza kierunków makropłaszczyzn pęknięć zmęczeniowych w warunkach obciążeń zmęczeniowych, *Materiały XI Krajowej Konferencji Mechaniki Pękania*, *Zeszyty Naukowe* 4, Politechnika Świętokrzyska, 114-116.
- [117] Skibicki D., 2007. Experimental verification of fatigue loading nonproportionality model. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics* 45(2), 373-348.
- [118] Skibicki D., 2007. Experimental verification of fatigue loading non-proportionality model. *Proceedings of the Eight International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture*, Sheffield Hallam University, paper S7B1.

- [119] Skibicki D., 2007. Fractography of the fatigue fracture surfaces obtained under uniaxial, biaxial and non-proportional loading conditions. Eleventh International Scientific Seminar on Developments in Machinery Design and Control, Červený Kláštor, 55-59.
- [120] Skibicki D., Dymski S., 2008. Analiza mikrostruktury stali austenitycznej poddanej działaniu obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Zmęczenie i mechanika pęknięcia. Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego w Bydgoszczy, 289-296.
- [121] Skibicki D., Dymski S., 2008. Austenite steel transformations under the influence of fatigue loading. Archives of Foundry Engineering 8(3), 93-98.
- [122] Skibicki D., Sempruch J., 2002. Miara nieproporcjonalności oraz kryterium złożonego stanu obciążeń zmęczeniowych. Materiały XIX Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pęknięcia, Wydawnictwa Uczelniane ATR w Bydgoszczy, 351-359.
- [123] Skibicki D., Sempruch J., 2004. Use of a load non-proportionality measure in fatigue under out-of-phase combined bending and torsion. Fatigue and Fracture of Engineering Material and Structures 27(5), 369-377.
- [124] Socie D., 1987. Multiaxial Fatigue Damage Models. Journal of Engineering Materials and Technology 109, 293-298.
- [125] Socie D.F., 1996. Fatigue damage simulation models for multiaxial loading. Proceedings of the Sixth International Fatigue Congress II, Berlin, 967-976.
- [126] Socie D.F., Marquis G.B., 2000. Multiaxial fatigue. Society of Automotive Engineers, Warrendale.
- [127] Sonsino C.M., 1983. Schwingfestigkeitsverhalten von Sinterstahl unter kombinierten mehrachsiger phasegleichen und phasenverschobenen Beanspruchungszustände. Bericht Nr FB-168, LBF Darmstadt.
- [128] Sonsino C.M., 1995. Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. International Journal of Fatigue 17(1), 55-70.
- [129] Sonsino C.M., 1997. Overview of the State of the Art. On Multiaxial Fatigue of Welds. Proceeding of the Fifth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, 1, Technical University of Opole, 395-419.
- [130] Sonsino C.M., Maddox S.J., 2001. Multiaxial Fatigue of Welded Structures. Problems and present Solutions. Sixth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, 1, Instituto Superior Tecnico, Lisboa, 3-15.
- [131] Sonsino C.M., Zenner H., Yousefi-Hashtyani F., Küppers M., 2004. Present limitations in the assessment of components under multiaxial service loading, Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 17-25.
- [132] Stefanow S.H., 1997. The curvilinear integral method: a question to the critical plane concept. International Journal of Fatigue 19(2), 101-107.
- [133] Stephens I., Fatemi A., Stephens R.R., Fuchs H.O., 2000. Metal Fatigue in Engineering. Second Edition. Wiley Interscience. New York.
- [134] Susmel S., Lazzarin P., 2002. A bi-parametric Wohler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 25, 63-78.
- [135] Szala J., 1980. Ocena trwałości zmęczeniowej w warunkach obciążeń losowych o szerokim widmie. PAN Instytut Podstawowych Problemów Techniki. Rozprawy Inżynierskie 28(4), 555-567.
- [136] Szala J., 1998. Hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Wydawnictwa Uczelniane Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy.
- [137] Szczepiński W. (redaktor), 1984. Metody doświadczalne mechaniki ciała stałego. PWN Warszawa.
- [138] Tanaka E., 1994. A nonproportionality parameter and a cyclic viscoplastic modeling taking into account amplitude dependences and memory effects of isotropic hardening. European Journal of Mechanics, A/Solids 13, 155-173.

- [139] Vidal-Salle E., Kenneugene B., Robert J.L., Bahuaud J., 1994. Fatigue life prediction of components using multiaxial criteria. Proceedings of Fourth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, St. Germain en Laye, France, 353-366.
- [140] Vidal-Salle E., Kenneugene B., Robert J.L., Bahuaud J., 1996. Multiaxial fatigue under variable amplitude loading. Proceedings of the Sixth International Fatigue Congress Fatigue 96, 983-988.
- [141] Walczak J., 1977. Wytrzymałość materiałów oraz podstawy teorii sprężystości i plastyczności. PWN Warszawa.
- [142] Wang C.H., Brown M.W., 1996. Life prediction techniques for variable amplitude multiaxial fatigue – Part 1: Theories. Journal of Engineering Materials and Technology 118, 367-370.
- [143] Weber B., Labesse-Jied F., Robert J.L., 2001. Comparison of multiaxial high cycle fatigue criteria and their application to fatigue design of structures. Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, 1, Instituto Superior Tecnico, Lisboa, 195-202
- [144] Weber B., Ngarguededjim K., Fotsing B., Rober J.L., 2004. On the efficiency of the integral approach in multiaxial fatigue. Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Deutscher Verband für Materialforschung und –prüfung e.V., Berlin, 279-284.
- [145] Wheelhouse K., Fernando U.S., Eaton D.E., 2001. The effects of non-proportional loading on the torsional fatigue life for a medium carbon steel. Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, 1, Instituto Superior Tecnico, Lisboa, 277-284.
- [146] Wick M., Aktaa J., 2003. Microcrack propagation under non-proportional multiaxial alternating loading. Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, ESIS Publication 31, Elsevier, 441-460.
- [147] Xiao L., Kuang Z.B., 1996. Biaxial path dependence of macroscopic response and microscopic dislocation substructure in type 302 stainless steel. Acta Materialia 44, 3059-3067.
- [148] Xiao L., Umakoshi Y., Sun J., 2000. Biaxial low cycle fatigue properties and dislocation substructures of zircaloy-4 under in-phase and out-of-phase loading. Materials Science and Engineering A292, 40–48.
- [149] Ying-Yu W., Wei-Xing Y., 2004. Evaluation and comparison of several multiaxial fatigue criteria. International Journal of Fatigue 26, 17–25.
- [150] You B.R., Lee S.B., 1996. A critical review on multiaxial fatigue assessments of metals. International Journal of Fatigue 18(4), 235-244.
- [151] Zenner H., 1983. Neue Vorschläge zur Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung. Konstruktion 35, 313-318.
- [152] Zenner H., 2004. Multiaxial fatigue – methods, hypotheses and application an overview. Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Deutscher Verband für Materialforschung und –prüfung e.V., Berlin, 3-16.
- [153] Zenner H., Heidenreich R., 1976. Festigkeitshypothese – Berechnung der Dauerfestigkeit für beliebige Beanspruchungskombinationen. Forschungshefte FKM 77.
- [154] Zenner H., Heidenreich R., Richter I., 1980. Schubspannungsintensitätshypothese – Erweiterung und experimentelle Abstützung einer neuen Festigkeitshypothese für schwingende Beanspruchung. Konstruktion 32, 143-152.
- [155] Zenner H., Richter I., 1977. Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. Konstruktion 29, 1, 11-18.
- [156] Zenner H., Simbürger A., Liu J., 2000. On the fatigue limit of ductile metals under complex multiaxial loading. International Journal of Fatigue 22, 137-145.
- [157] Zhang J., Jiang Y., 2005. An experimental investigation on cyclic plastic deformation and substructures of polycrystalline copper. International Journal of Plasticity 21, 2191-2211.

KRYTERIA ZMĘCZENIOWE DLA OBCIĄŻEŃ NIEPROPORCJONALNYCH

Streszczenie

Jednym z rodzajów obciążenia zmęczeniowego jest obciążenie wieloosiowe charakteryzujące się obrotem osi głównych. Obciążenie tego typu, zwane nieproporcjonalnym, może mieć istotny wpływ na właściwości zmęczeniowe. W zależności od rodzaju materiału i stopnia nieproporcjonalności obciążenia, może dochodzić nawet do 10-krotnego spadku trwałości zmęczeniowej lub zmniejszenia się wartości granicy zmęczenia o 25%.

W związku z tak ważnym aspektem praktycznym nieproporcjonalnego obciążenia zmęczeniowego w podjęto się opracowania modelu zmęczenia nieproporcjonalnego oraz bazujących na nim kryteriów trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej.

Opracowanie modelu poprzedzone zostało określeniem stanu wiedzy w zakresie strukturalnych aspektów zmęczenia nieproporcjonalnego. W pracy opisano charakterystyczną ewolucję struktur dyslokacyjnych, zjawisko dodatkowego cyklicznego umocnienia, rozwój mikropęknięć zmęczeniowych oraz problem kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w warunkach obrotu osi głównych. Na tle istniejących modeli mechanizmów zmęczenia nieproporcjonalnego starano się wyjaśnić zjawisko wrażliwości materiału na działanie tego obciążenia.

W dalszej kolejności zamieszczono analizę istniejących kryteriów zmęczenia wieloosiowego. Przeprowadzoną ją z perspektywy problemu określania stopnia nieproporcjonalności obciążenia. Analizę podsumowano sformułowaniem ogólnej zasady tworzenia miar nieproporcjonalności oraz przedstawieniem klasyfikacji metod budowy takich miar.

Na podstawie wniosków z powyższych analiz opracowano model zmęczenia nieproporcjonalnego. Ważne w tym modelu jest założenie, że o stopniu nieproporcjonalności obciążenia zmęczeniowego decyduje m.in. zakres obrotu osi głównych. Konsekwencją tego założenia jest propozycja nowej miary określania stopnia nieproporcjonalności obciążenia. W dalszej części rozprawy przedstawiono szczegółowe postaci modeli obliczeniowych, a mianowicie kryteria wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej, które poddano weryfikacji obliczeniowej na podstawie danych literaturowych. Wyniki weryfikacji okazały się obiecujące.

W pracy opisano również badania eksperymentalne. Ich celem była weryfikacja kluczowych założeń modelu zmęczenia nieproporcjonalnego. Badania te przeprowadzono opierając się na zaproponowanej w pracy, unikalnej metodyce badawczej umożliwiającej modelowanie wybranych cech obciążenia nieproporcjonalnego. Metodyka została pomyślnie zweryfikowana na podstawie wyników badań trwałościowych, fraktografii powierzchni przelomów zmęczeniowych i analiz mikrostrukturalnych. Wyniki zasadniczych badań eksperymentalnych pozwoliły natomiast na potwierdzenie kluczowych założeń zawartych w proponowanym modelu zmęczenia nieproporcjonalnego.

FATIGUE CRITERIA FOR NON-PROPORTIONAL LOADING

Summary

One of the kinds of fatigue loading is multiaxial loading which demonstrates the principal axis rotation. The loading of this type, referred to as non-proportional, can have a significant effect on fatigue properties. Depending on the kind of material and the degree of non-proportionality of the loading, there can occur an even up to 10-fold decrease in the fatigue life or a decreased fatigue limit value by 25%.

Considering such an important practical aspect of the non-proportional fatigue loading, the present research has taken up developing a model of non-proportional fatigue and the criteria of fatigue life and strength based on the model.

The model development was preceded by defining the state of knowledge on the structural aspects of non-proportional fatigue. The paper describes a characteristic evolution of dislocation structures, a phenomenon of additional cyclic hardening, development of fatigue microcracks and the problem of accumulation of fatigue damage exposed to the principal axis rotation. As compared with the existing models of non-proportional fatigue mechanisms, an attempt has been made at explaining the phenomenon of the material sensitivity to the effect of that loading.

Further the dissertation provides an analysis of the existing multiaxial fatigue criteria. It was made from the perspective of the problem of defining the degree of non-proportionality of the loading. The analysis was summed up by defining a general principle of developing the non-proportionality measures and presenting the classification of the methods of developing such measures.

Drawing on the conclusions from the above analyses, a non-proportional fatigue model has been developed. An important aspect of the model is considering the fact that the degree of non-proportionality of the fatigue loading is determined by e.g. the range of the principal axis rotation. As a result of such assumption, a new measure of defining the degree of the loading non-proportionality is suggested. Further on the dissertation presents detailed forms of calculation models, namely the following criteria: fatigue strength and fatigue life. The criteria were exposed to calculation verification which involved the literature data. The results of the verification turned out to be promising.

The dissertation describes also the experimental research which aimed at verifying the key assumptions of the non-proportional fatigue model. The research was performed based on the unique research methodology proposed in the dissertation which facilitated the modeling of selected features of the non-proportional loading. The methodology was successfully verified based on the results of the fatigue life research, the fatigue fracture surface fractography and the micro-structural analyses, while the results of the core experimental research made it possible to confirm the key assumptions provided in the non-proportional fatigue model suggested.