

Zbigniew Marciniak
Ewald Macha

Trwałość zmęczeniowa stali konstrukcyjnych przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem

Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów
maszyn i konstrukcji
Część XIV



POLITECHNIKA OPOLSKA

Opole 2010

ISBN 978-83-60691-79-3

POLITECHNIKA OPOLSKA

KOMITET REDAKCYJNY

Andrzej KNAPIK, Jan KUBIK,
Tadeusz ŁAGODA – przewodniczący,
Mariusz MIGAŁA, Iwona MULICKA,
Jan SADECKI, Małgorzata WRÓBLEWSKA

Recenzenci:

prof. dr hab. inż. Jerzy OKRAJNI
prof. dr hab. Dorota KOCANĀDA

Redaktor:

Andrzej KNAPIK

Komitet Redakcyjny Wydawnictw Politechniki Opolskiej
ul. S. Mikołajczyka 5

SPIS TREŚCI

Spis oznaczeń	5
Przedmowa	7
Preface	13
1. Wstęp	17
2. Przegląd literatury	19
2.1. Badania w zakresie trwałości wysokocyklowej	19
2.2. Badania w zakresie trwałości niskocyklowej	46
2.3. Podsumowanie	57
3. Algorytm oceny trwałości zmęczeniowej	59
4. Badania eksperymentalne własne	69
4.1. Charakterystyka materiałów	69
4.1.1. Stal 18G2A	69
4.1.2. Stal 10HNAP	70
4.2. Próbkki do badań	71
4.3. Stanowiska badawcze	72
4.3.1. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZGS-200PL	72
4.3.2. Charakterystyka obciążenia i program badań zmęczeniowych	74
4.3.3. Opis badań	84
4.4. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZGS-200L	84
4.4.1. Program badań zmęczeniowych	85
4.4.2. Uwagi do zakresu badań eksperymentalnych	92
5. Wyniki badań eksperymentalnych	93
5.1. Wyniki badań stali 18G2A	93
5.1.1. Badania zmęczeniowe przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem	93
5.1.2. Badania zmęczeniowe przy zmiennoaamplitudowym zginaniu ze skręcaniem	98
5.2. Badania stali 10HNAP	102
5.2.1. Badania zmęczeniowe przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem	102
5.2.2. Badania zmęczeniowe przy stało- i zmiennoaamplitudowym zginaniu ze skręcaniem	107
5.3. Analiza wpływu stopnia nieproporcjonalności naprężeń na trwałość zmęczeniową	113
5.4. Podsumowanie	115

6. Porównanie trwałości obliczeniowej z eksperymentalną	117
6.1. Porównanie trwałości obliczeniowych z eksperymentalnymi przy poliharmonicznym, stało- i zmiennieamplitudowym zginaniu ze skręcaniem	117
6.2. Dyskusja wyników badań.....	128
7. Analiza wpływu obciążeń na położenie płaszczyzn krytycznych	133
7.1. Położenie płaszczyzn według kryterium maksymalnego naprężenia stycznego	133
7.2. Eksperymentalne położenia płaszczyzn przełomu	147
7.3. Podsumowanie.....	155
8. Wnioski	157
9. Bibliografia.....	159
Załączniki	167
Streszczenie	169
Abstract	170

SPIS OZNACZEŃ

σ	– naprężenie normalne,
τ	– naprężenie styczne,
ε	– odkształcenie normalne,
γ	– odkształcenie postaciowe,
ν	– współczynnik Poissona,
E	– moduł Younga,
G	– moduł sprężystości postaciowej,
λ_{σ}	– stosunek naprężeń maksymalnych ($\tau_{\max}/\sigma_{\max}$ – badania zmiennoamplitudowe i losowe, τ_a/σ_a – badania cykliczne),
λ_{ε}	– stosunek odkształceń maksymalnych ($\gamma_{\max}/\varepsilon_{\max}$ – badania zmiennoamplitudowe i losowe, γ_a/ε_a – badania cykliczne)
ϕ	– kąt przesunięcia fazowego między obciążeniami,
I	– współczynnik nieregularności obciążenia,
$r_{\sigma\tau}$	– współczynnik korelacji wzajemnej między naprężeniami,
T_0	– czas obserwacji,
t	– czas,
Z_{rc}	– granica zmęczenia przy cyklicznym rozciąganiu – ściskaniu,
Z_{go}, σ_{af}	– granica zmęczenia przy cyklicznym zginaniu,
Z_{so}, τ_{af}	– granica zmęczenia przy cyklicznym skręcaniu,
R	– współczynnik asymetrii cyklu,
K'	– współczynnik odkształceniowego umocnienia cyklicznego,
n'	– wykładnik cyklicznego umocnienia,
α	– kąt pomiędzy osią próbki a normalną do płaszczyzny krytycznej,
m	– wykładnik potęgowej charakterystyki zmęczeniowej Wöhlera,
$S(T_0)$	– stopień uszkodzenia w czasie obserwacji,
W	– gęstość energii odkształcenia,
W_I, W_{II}	– gęstość energii odkształcenia dla I i II sposobu pękania,
W_A, W_B	– gęstość energii odkształcenia dla II sposobu pękania w przypadku A i B pękania,
$R_{ij}(\tau)$	– macierz funkcji korelacji
R_m	– wytrzymałości na rozciąganie

Indeksy:

a	– amplituda,
eq	– ekwiwalentne,
m	– wartość średnia
σ	– zależne od naprężenia normalnego,

- τ, t – zależne od naprężenia stycznego,
 x, y, z – zgodne z osiami kartezjańskiego układu współrzędnych,
 n – w płaszczyźnie o normalnej \bar{n} ,
 ns – w kierunku \bar{s} na płaszczyźnie o normalnej \bar{n} ,
 \max – wartość maksymalna,
 \min – wartość minimalna,
 kryt – wartość krytyczna,

Spis symboli i indeksów może odbiegać w szczególnych przypadkach od opisanych powyżej, wtedy ich opis znajduje się w tekście.

PRZEDMOWA

Niniejsza książka jest czternastym opracowaniem z serii Studia i Monografie Katedry Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechniki Opolskiej, która ukazuje się pod tym samym tytułem – Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji. W serii tej publikowane są prace dotyczące wytrzymałości zmęczeniowej elementów maszyn i konstrukcji pozostających pod wpływem wieloosiowych obciążeń eksploatacyjnych.

W zeszycie pierwszym tej serii

Będkowski W., Lachowicz C., Łagoda T., Macha E., Ohnami M., Sakane M.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część I, Studia i Monografie, z. 63, WSI Opole 1993, s. 128,

zamieszczono trzy artykuły:

1. Wybrane zagadnienia trwałości eksploatacyjnej elementów maszyn i konstrukcji,
2. Rola kowariancji składowych stanu naprężenia przy obliczaniu trwałości zmęczeniowej,
3. Płaszczyzny złomu próbek krzyżowych w warunkach dwuosiowego zmęczenia niskocyklowego i wysokiej temperatury – estymacja metodą wariancji i weryfikacja eksperymentalna.

W zeszycie drugim tej serii

Łagoda T., Macha E.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część II, Studia i Monografie, z. 76, WSI Opole 1995, s. 136, zamieszczono trzy artykuły:

1. Przewidywanie trwałości zmęczeniowej stali 30CrNiMo8 w warunkach zmiennoamplitudowego zgodnego i niezgodnego w fazie zginania ze skręcaniem,
2. Wpływ korelacji między naprężeniami na obliczeniową trwałość zmęczeniową wybranych węzłów konstrukcyjnych,
3. Zmęczenie w płaskim stanie naprężenia przy obciążeniach nieproporcjonalnych – przegląd stanu badań.

W zeszycie trzecim tej serii

Łagoda T., Macha E.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część III, Studia i Monografie, z. 104, Politechnika Opolska, Opole 1998, s. 184

uogólniono energetyczne kryteria wieloosiowego zmęczenia cyklicznego na zakres obciążeń losowych.

Po zeszytcie czwartym ukazała się monografia

Łagoda T.: Energetyczne modele oceny trwałości zmęczeniowej materiałów konstrukcyjnych w warunkach jednoosiowych i wieloosiowych obciążeń losowych, *Studia i Monografie*, z. 121, Politechnika Opolska, Opole 2001, s. 148.

W zeszytcie czwartym tej serii

Łagoda T., Macha E., Achtelek H., Karolczuk A., Niesłony A., Pawliczek R.: Trwałość zmęczeniowa z uwzględnieniem gradientów naprężeń w ujęciu energetycznym. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część IV, *Studia i Monografie*, z. 139, Politechnika Opolska, Opole 2002, s. 102

zamieszczono obliczenia trwałości zmęczeniowej z uwzględnieniem gradientów naprężeń w ujęciu energetycznym.

W zeszytcie piątym tej serii

Niesłony A., Macha E.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część V, Metoda spektralna, *Studia i Monografie*, z. 160, Politechnika Opolska, Opole, 2004, s. 168

przedstawiono obliczanie trwałości zmęczeniowej metodą spektralną.

W zeszytcie szóstym tej serii

Karolczuk A., Macha E.: Płaszczyzny krytyczne w modelach wieloosiowego zmęczenia materiałów. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część VI, *Studia i Monografie*, z. 162, Politechnika Opolska, Opole, 2004, s. 257

przytoczono obliczenia położeń płaszczyzn krytycznych w modelach wieloosiowego zmęczenia materiałów.

W zeszytcie siódmym tej serii

Rozumek D., Pawliczek R.: Opis rozwoju pęknięć i zmęczenia materiałów w ujęciu energetycznym. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część VII, *Studia i Monografie*, z. 165, Politechnika Opolska, Opole 2004, s. 120

zawarto obliczania prędkości pęknięć i trwałości metodami energetycznymi.

W zeszytcie ósmym tej serii

Łagoda T.: Trwałość zmęczeniowa wybranych złączy spawanych. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część VIII, *Studia i Monografie*, z. 173, Politechnika Opolska, Opole 2005, s. 159

zamieszczono modele wyznaczania trwałości zmęczeniowej złączy spawanych z uwzględnieniem parametru gęstości energii odkształceń w prostych i złożonych stanach obciążeń.

Ponadto, w tym roku ukazał się skrypt

T. Łagoda, E. Macha (red.): Trwałość zmęczeniowa – laboratorium, Skrypt Politechniki Opolskiej nr 274, Opole 2005

w którym zamieszczono 14 instrukcji do ćwiczeń laboratoryjnych opisujących poszczególne składowe algorytmów oceny trwałości zmęczeniowej przy wieloosiowych losowych obciążeniach elementów maszyn i konstrukcji.

W opracowaniu dziewiątym tej serii

Rozumek D., Macha E.: Opis rozwoju pęknięć zmęczeniowych w materiałach sprężysto-plastycznych przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część IX, Politechnika Opolska, Opole 2006, s. 198

zamieszczono przegląd stanu badań nad mieszanymi sposobami pęknięcia w ujęciu naprężeniowym, odkształceniowym i energetycznym oraz wyniki badań doświadczalnych w opisie energetycznym.

W zeszycie dziesiątym tej serii

Łagoda T.: Trwałość zmęczeniowa wybranych złączy spawanych. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część X, Politechnika Opolska, Opole 2006, s. 159

przedstawiono model szacowania trwałości zmęczeniowej przy niskocyklowych stałoamplitudowych proporcjonalnych i nieproporcjonalnych obciążeniach dla materiałów konstrukcyjnych.

W zeszycie jedenastym tej serii

Kluger K., Łagoda T.: Wpływ wartości średniej obciążenia na trwałość zmęczeniową w opisie energetycznym. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część XI, Studia i Monografie, z. 203, Politechnika Opolska, Opole 2007, s. 144

przedstawiono wpływ wartości średniej obciążenia na trwałość zmęczeniową. Wpływ ten został ujęty w parametrze gęstości energii odkształceń i potwierdzony wynikami badań wybranych materiałów konstrukcyjnych, w szczególności badań stopu aluminium PA6 przy kombinacji cyklicznego zginania ze skręcaniem.

Następnie ukazały się dwie monografie wydane w języku angielskim:

Niesłony A., Macha E., *Spectral Method in Multiaxial Random Fatigue*, Springer 2007, p. 147,

Łagoda T., *Lifetime Estimation of Welded Joint*, Springer 2008, p. 118
oraz monografia

Gasiak G., Robak G., *Trwałość stali konstrukcyjnych w zakresie mieszanych sposobów rozwoju pęknięć zmęczeniowych*, Studia i Monografie, z. 211, Politechnika Opolska, Opole 2007, s. 114.

W zeszycie dwunastym tej serii

Słowik J., Łagoda T.: Wpływ złożonego stanu naprężenia na dnie karbu na trwałość zmęczeniową elementów maszyn. Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część XII, Studia i Monografie, z. 228, Politechnika Opolska, Opole 2008, s. 148

zamieszczono przegląd lokalnych i nielokalnych metod oceny trwałości zmęczeniowej elementów z karbem, a następnie przedstawiono własny algorytm obliczania trwałości, który zweryfikowano na podstawie wyników badań pró-

bek z karbem obrączkowym ze stali St3S i AISI 1141MA(AF) oraz stopu aluminium PA6T4.

Następnie ukazały się kolejne monografie podejmujące problematykę wieloosiowego zmęczenia:

Niesłony A.: Wyznaczanie warstwic uszkodzeń zmęczeniowych metodą spektralną, *Studia i Monografie*, z. 233, Politechnika Opolska, Opole 2008, s. 142,

Karolczuk A.: Nielokalne metody obliczeń zmęczeniowych, *Studia i Monografie*, z. 239, Politechnika Opolska, Opole 2009, s. 168,

Rozumek D.: Mieszane sposoby pęknięcia zmęczeniowego materiałów konstrukcyjnych, *Studia i Monografie*, z. 241, Politechnika Opolska, Opole 2009, s. 152,

Gasiak G., Baran S.: Trwałość elementów maszyn przy złożonych nieproporcjonalnych obciążeniach, *Studia i Monografie*, z. 241, Politechnika Opolska, Opole 2009, s. 122.

W zeszycie trzynastym tej serii

Kasprzyczak L., Macha E., *Mechroniczne systemy maszyn wytrzymałościowych*, Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część XIII, *Studia i Monografie*, z. 258, Politechnika Opolska 2010, s. 191

omówiono zaprojektowane, wykonane i wdrożone cyfrowe układy sterowania maszyn wytrzymałościowych oraz algorytmy regulacji do prowadzenia testów zmęczeniowych przy jedno- i dwuosiowych obciążeniach z kontrolowaną siłą, odkształceniem i parametrem energetycznym.

Niektórzy pracownicy katedry zajmują się tą tematyką już od dawna, a rezultaty prowadzonych przez nich prac przedstawiono między innymi w następujących publikacjach monograficznych:

Będkowski W., Macha E.: Fatigue criterion of the maximum strain in the direction perpendicular to a fracture plane. *Fortschr.-Ber. VDI*, Reiche 5, Nr 97, VDI Verlag, Düsseldorf 1985, p. 82,

Kozicki I., Macha E.: Generowanie wzajemnie opóźnionych sygnałów losowych o żądanych charakterystykach statystycznych, *Studia i Monografie*, z. 22, WSI Opole, 1988, s. 86,

Macha E.: Uogólnienie odkształceniowych kryteriów wieloosiowego zmęczenia cyklicznego na zakres obciążeń losowych, *Studia i Monografie*, z. 23, WSI Opole, 1988, s. 89,

Macha E.: Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn i konstrukcji w warunkach wieloosiowych obciążeń losowych, etapy I-V, *Realizacja-wynikiwnioski*, Monografie CPBP 02.05, Politechnika Warszawska, Warszawa 1990, s. 93,

a także w zeszytach naukowych nr 175, 178, 257, 268, 286, 300, 304, 305, 306, 307 i 309 *Mechanika* z. 43, 45, 62, 66, 74, 79, 82, 83, 84, 85 i 87 WSI w Opolu/Politechnika Opolska, Opole 1991, 1992, 2000, 2001, 2002 i 2005, w których znalazły się prace H. Achtelika, W. Będkowskiego, G. Gasiaka,

J. Grzelaka, D. Kardasa, A. Karolczuka, L. Kasprzyczaka, K. Klugera, M. Kohut, C. Lachowicza, T. Łagody, E. Machy, Z. Marciniaka, A. Niesłonego, P. Ogonowskiego, R. Pawliczka, D. Rozumka i J. Słowika.

Niniejsza monografia zawiera wyniki badań dwóch gatunków stali w warunkach nieproporcjonalnego zginania ze skręcaniem przy poliharmonicznym, zmiennoamplitudowym i cyklicznym historiach obciążeń oraz zweryfikowany algorytm do obliczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn i konstrukcji zbudowanych z tych materiałów.

Mamy nadzieję, że materiały publikowane w niniejszej serii ułatwią polskim czytelnikom dotarcie do naszych opracowań. Sporo publikacji ukazało się już w skróconych wersjach za granicą, są one jednak rozproszone w różnych czasopismach zagranicznych oraz w materiałach międzynarodowych konferencji naukowych.

Prof. dr hab. inż. Tadeusz Łagoda
Kierownik Katedry Mechaniki
i Podstaw Konstrukcji Maszyn

Prof. dr hab. inż. Ewald Macha
Katedra Mechaniki
i Podstaw Konstrukcji Maszyn

PREFACE

This book is the fourteenth one belonging to the series Studies and Monographs of Department of Mechanics and Machine Design, Technical University of Opole. This series contains scientific works on fatigue strength of machine elements and structures being under multiaxial service loading.

In the first volume of this series, i.e.

Będkowski W., Lachowicz C., Łagoda T., Macha E., Ohnami M., Sakane M.: Multiaxial random fatigue of machine elements and structures. Part I, Studies and Monographs 63, TU Opole, 1993, p. 128 (in Polish)

three papers are published. Their titles are:

1. Fatigue life of machine elements and structures under service loading-some selected problems,
2. Covariance between components of biaxial stress state in fatigue life calculation,
3. Fatigue fracture planes of cruciform specimens under biaxial low cycle fatigue and high temperatures – estimation according to variance method and experimental verification.

In the second volume of this series, i.e.

Łagoda T., Macha E.: Multiaxial random fatigue of machine elements and structures. Part II, Studies and Monographs 76, TU Opole, 1995, p. 136 (in Polish)

three papers are published. Their titles are:

1. Estimated and experimental fatigue lives of 30CrNiMo8 steel under in- and out-of-phase combined bending and torsion with variable amplitudes,
2. Influence of correlations between stresses on the calculated fatigue life of machine elements,
3. Fatigue under plane stress state at nonproportional loadings – the state of the art.

The third volume of this series, i.e.

Łagoda T., Macha E.: Multiaxial random fatigue of machine elements and structures. Part III, Studies and Monographs 104, TU Opole, 1998, p. 184 (in Polish) is devoted to generalization of cyclic energy based multiaxial fatigue criteria to random loading.

The following monograph has been also published:

Łagoda T.: Energy models for fatigue life prediction in structural materials under uniaxial and multiaxial random loading, Studies and Monographs 121, TU Opole 2001, p. 148 (in Polish).

The fourth volume of this series, i.e.

Łagoda T., Macha E., Achteлик H., Karolczuk A., Niesłony A., Pawliczek R.: Fatigue life including stress gradients in energy approach. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures, Part IV, Studies and Monographs 139, TU Opole 2002, p. 102 (in Polish)

presents the energy approach to fatigue life including stress gradients.

The fifth volume of this series, i.e.

Niesłony A., Macha E.: Multiaxial random fatigue of machine elements and structures, Part V, Spectral method. Studies and Monographs 160, TU Opole 2004, p. 168 (in Polish)

is devoted to the spectral method for fatigue life determination.

The sixth volume of this series, i.e.

Karolczuk A., Macha E.: Critical planes in models of multiaxial fatigue of materials. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures, Part VI, Studies and Monographs 162, TU Opole 2004, p. 257 (in Polish)

concerns the critical planes prediction according to the multiaxial fatigue failure criteria.

The seventh volume of this series, i.e.

Rozumek D., Pawliczek R.: Description of crack growth and materials fatigue in an energy approach. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures, Part VII, Studies and Monographs 165, TU Opole 2004, p. 120 (in Polish)

is devoted to calculation of the crack growth rate and life time with energy methods.

The eighth volume of this series, i.e.

Łagoda T.: Fatigue life of some chosen welded joints. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures, Part VIII, Studies and Monographs 1, TU Opole 2005, p. 155 (in Polish)

presents some selected problems of fatigue life determination in welded joints. Special attention is paid to the strain energy density parameter under the complex loading state.

Next, the following textbook was published:

Łagoda T., Macha E. (eds.): Textbook of TU Opole No.274, Opole 2005 (in Polish).

It contains 14 instructions for laboratory classes, describing particular components of algorithms for fatigue life evaluation under multiaxial random loadings of machine elements and structures.

The ninth volume of this series is entitled:

Rozumek D., Macha E.: A description of fatigue crack growth in elasto-plastic materials under proportional bending with torsion. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures – Part IX. TU Opole 2006, p.198 (in Polish).

This position presents the art-of-the-state concerning mixed modes of cracking in the stress, strain and energy approach, and the test results in energy description.

The tenth volume of this series, i.e.

Łagoda T.: Fatigue life of some chosen welded joints. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures – Part X, TU Opole 2006, p.159 (in Polish)

contains a model of fatigue life estimation under low-cycle constant-amplitude proportional and non-proportional loadings for some chosen materials.

The next, eleventh volume of this series is entitled:

Kluger K., Łagoda T.: Influence of the loading mean value of the fatigue life in energy-based approach. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures – Part XI. Studies and Monographs, z. 203, TU Opole 2007, p.144 (in Polish).

In this volume, the authors describe influence of the loading mean value on fatigue life. This influence is included into the strain energy density parameter, and proved by the results of tests of some materials, especially PA6 aluminium alloy under combined cyclic bending with torsion.

Next, two monographs were published in English:

Niesłony A., Macha E., Spectral Method in Multiaxial Random Fatigue, Springer 2007, p.147

Łagoda T., Lifetime Estimation of Welded Joints, Springer 2008, p. 118

At the same time, one monograph was published in Polish:

Gasiak G., Robak G., Life of constructional steels under mixed modes of the fatigue crack growth, Studies and Monographs z. 211, TU Opole 2007, p.114.

The twelfth volume of this series, i.e.

Słowik J., Łagoda T.: Influence of the complex stress state in the notch root on fatigue life of machine elements. Multiaxial random fatigue of machine elements and structures. Part XII, Studies and Monographs z. 228, TU Opole 2008, p.148 (in Polish)

contains a review of local and non-local methods of fatigue life estimation for notched elements. Next, the authors presented their algorithm of fatigue life calculation, verified while tests of specimens with ring notch, made of two steels: St3S and AISI1141MA (AF) and the aluminium alloy PA6T4.

Next, the following monographs on multiaxial fatigue were edited:

Niesłony A, Determination of fatigue damage maps with spectral method, Studies and Monographs, z. 233, OUT, Opole 2008, p.142 (in Polish)

Karolczuk A, Non-local methods in fatigue calculation, Studies and Monographs, z. 239, TU Opole, 2009, p.168 (in Polish)

Rozumek D., Mixed mode fatigue cracks of constructional materials, Studies and Monographs, z. 241, TU Opole 2009, p.152 (in Polish)

Gasiak G., Baran S.: Fatigue life of machine elements under complex non-proportional loadings, Studies and Monographs z. 241, TU Opole 2009, p.122 (in Polish).

The thirteenth volume of this series, i.e.

Kasprzyczak L., Macha E.: Mechatronic systems of strength machines.. Multi-axial random fatigue of machine elements and structures. Part XIII, Studies and Monographs z. 258, OUT, Opole 2010, p. 191 (in Polish)

describes the applied digital control systems for strength machines and algorithms of adjustment for fatigue tests under uniaxial and biaxial loadings with the controlled force, strain and energy parameter.

Some research workers of our Department have been working on these problems for quite a long time and the results obtained can be found, among others, in the following monographs:

- Będkowski W., Macha E.: Fatigue criterion of the maximum strain in the direction perpendicular to a fracture plane. Fortschr.-Ber. VDI, Reihe 5, Nr 97, VDI Verlag, Düsseldorf 1985, p. 82,
- Kozicki I., Macha E.: Generation of mutually delayed random signals of required statistical characteristics, Studies and Monographs, 22, TU Opole 1988, p.86, (in Polish),
- Macha E.: Generalization of strain criteria of multiaxial cyclic fatigue to random loading, Studies and Monographs, 23, TU Opole 1988, p. 89, (in Polish),
- Macha E.: Fatigue life of machine elements and structures under multiaxial random loading, Stages I-IV, Realization-results-conclusions, Monographs CPBP 02. 05, Warsaw University of Technology, Warsaw 1990, p. 93, (in Polish).

Some research results concerning similar problems have been published in Scientific Papers 175, 178, 257, 268, 286, 300, 304, 305 and 306 Mechanics 43, 45, 62, 66, 74, 79, 82, 83 and 84 TU Opole, 1991, 1992, 2000, 2001, 2002 and 2005. They contain papers by H. Achteлик, W. Będkowski, G. Gasiak, J. Grzelak, D. Kardas, A. Karolczuk, L. Kasprzyczak, K. Kluger, M. Kohut, C. Lachowicz, T. Łagoda, E. Macha, Z. Marciniak, A. Niesłony, P. Ogonowski, R. Pawliczek, D. Rozumek and J. Słowik.

This book presents research results of two kinds of steel under nonproportional, polyharmonic, variable amplitude, cyclic bending with torsion, and verified algorithm for fatigue life estimation of machine elements and structures.

We hope that owing to this series Polish readers will easily obtain information on works carried out in our Department. Many papers of our research workers were published, in their shortened versions, abroad and they can be found in journals or proceedings of international conferences.

Prof. Tadeusz Łagoda
Head of Department of Mechanics
and Machine Design

Prof. Ewald Macha
Department of Mechanics
and Machine Design

1. WSTĘP

W dobie zwiększającej się konkurencji, szybkiego rozwoju techniki i uzależnienia od ekonomii ważnym problemem staje się zagadnienie trwałości elementów maszyn i konstrukcji. Ciągłe ulepszanie konstrukcji i związane z tym poprawianie parametrów pracy (moc, prędkość, wydajność itp.) wymusza na projektantach potrzebę wiedzy o zachowaniu się materiałów przy różnych rodzajach obciążeń oraz usprawnianie aparatu obliczeniowego.

Bardzo ważnym problemem jest ocena trwałości elementów konstrukcji o przyjętej geometrii i dobranych materiałach. Wielokrotnie błędne obliczenia spowodowały brzemienne w skutkach katastrofy. Ukazały one, jak poważnym zagadnieniem jest problem prawidłowego oszacowania trwałości, które dzisiaj musi być rozstrzygnięte już na etapie projektowania. Wprowadzenie nowych konstrukcji w bardzo krótkim czasie częstokroć uniemożliwia prowadzenie testów, które dodatkowo wymagają posiadania specjalistycznego sprzętu badawczego.

Charakterystyki zmęczeniowe materiałów opierają się najczęściej na badaniach przy jednoosiowych obciążeniach. Jednak problemem jest aplikacja tych wyników do rzeczywistych elementów konstrukcji, które najczęściej poddane są wieloosiowym obciążeniom. Różnorodność obciążeń w konstrukcjach wymusza na laboratoriach prowadzenie badań eksperymentalnych przy obciążeniach cyklicznych i losowych o różnym stopniu nieproporcjonalności. Badania te pomagają w opracowaniu nowych modeli matematycznych i algorytmów obliczeniowych wykorzystywanych w projektowaniu elementów maszyn i konstrukcji.

W rozdziale 2 monografii przedstawiono przegląd wyników badań oraz kryteriów wieloosiowego zmęczenia dla niskocyklowego oraz wysokocyklowego zakresu trwałości. Przeanalizowano i przytoczono różne kryteria wyężenia bazujące na parametrach naprężeniowych i energetycznych zalecane do stosowania w zakresie wysokocyklowego zmęczenia oraz kryteria sformułowane na podstawie parametrów odkształceniowych i energetycznych do stosowania w zakresie niskocyklowego zmęczenia. W rozdziale 3 opisano algorytm obliczania trwałości zmęczeniowej przy losowych wieloosiowych obciążeniach. Rozdział 4 zawiera opis badań eksperymentalnych przeprowadzonych przez pierwszego z autorów monografii oraz charakterystyki badanych materiałów i historii naprężeń. Rozdział 5 prezentuje ponadpięcioletni cykl badań eksperymentalnych, w którym przedstawiono i opisano wyniki testów zmęczeniowych badanych stali w warunkach nieproporcjonalnego zginania ze skręcaniem przy historiach naprężeń o poliharmonicznym, zmiennaamplitudowym i cyklicznym

charakterze. W rozdziale 6 przeprowadzono obliczenia symulacyjne trwałości zmęczeniowych oraz przedstawiono porównanie tych obliczeń z wynikami eksperymentalnymi. W rozdziale 7 dokonano porównania stopnia uszkodzenia przy różnych założonych położeniach płaszczyzn krytycznych z płaszczyznami złomu otrzymanymi w eksperymentach. Rozdział 8 zawiera podsumowanie wyników badań i wnioski.

Na podstawie przeprowadzonych badań eksperymentalnych dla dwóch stali konstrukcyjnych 18G2A i 10HNAP i analiz numerycznych wyznaczono efektywny algorytm obliczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn i konstrukcji zbudowanych z tych materiałów dla zastosowań inżynierskich.

2. PRZEGLĄD LITERATURY

2.1. BADANIA W ZAKRESIE TRWAŁOŚCI WYSOKOCYKLOWEJ

Pierwsze badania zmęczeniowe przeprowadzono w XIX wieku, a opublikowane przez Alberta [cyt. za 106] w 1837 roku wyniki dotyczyły badań łańcuchów maszyn górniczych. Następnie w 1842 roku Rankine przeprowadził dyskusję na temat wytrzymałości zmęczeniowej osi kół wagonów kolejowych, a York przedstawił wyniki badań doświadczalnych. Podobną problematyką w XIX wieku zajmowali się także Morin, Braithwaite, Field, Wöhler i inni.

W 1886 roku Lanza [44] przeprowadził pierwsze badania zmęczeniowe przy wieloosiowym obciążeniu wałów, które poddano proporcjonalnemu zginaniu ze skręcaniem. Kolejni autorzy formułowali różne kryteria wyęczenia zmęczeniowego dla opisanie wyników badań eksperymentalnych.

Obecnie liczba proponowanych w literaturze przedmiotu kryteriów wyęczenia zmęczeniowego materiału przekracza już 60, stąd zostaną tu przytoczone jedynie wybrane modele kryteriów, zwłaszcza te, które weryfikowano w testach materiałowych przy kombinacji zginania ze skręcaniem oraz rozciągania – ściskania ze skręcaniem.

Gough i Pollard

W roku 1935 Gough i Pollard [26] przedstawili wyniki badań proporcjonalnego zginania ze skręcaniem dla materiałów w stanie elastoplastycznym, które opisali empirycznym kryterium zwanym ćwiartką elipsy (the ellipse quadrant)

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}}\right)^2 = 1, \quad (2.1)$$

gdzie:

σ_{af} – granica zmęczenia dla zginania przy obciążeniach symetrycznych,

τ_{af} – granica zmęczenia dla skręcania, przy obciążeniach symetrycznych.

Nishihara i Kawamoto

W 1941 roku Nishihara i Kawamoto opublikowali pracę [88], w której przedstawili wyniki badań dla czterech różnych materiałów:

- szwedzkiej stali 982FA – tzw. twarda stal o zawartości węgla 0,51%,
- 5695 – miękkiej stali o zawartości węgla 0,10%,

- duraluminium D-30,
- żeliwa IC2.

Klepsydryczne próbki poddano cyklicznemu zginaniu ze skręcaniem z różnymi przesunięciami w fazie ϕ i stosunkami amplitud naprężeń λ_σ . Stal 982FA badano dla pięciu różnych stosunków naprężeń λ_σ : ∞ ; 1,21; 0,5; 0,21; 0, oraz dla czterech różnych przesunięć fazy ϕ : 0; $\pi/6$; $\pi/3$; $\pi/2$. Stal miękka (5695) i żeliwo (IC2) poddano tym samym obciążeniom, co stal 982FA, jednakże zmniejszono liczbę przesunięć fazy do trzech pomijając $\pi/6$. W przypadku duraluminium autorzy zmniejszyli liczbę kombinacji obciążenia do trzech dla parametru λ_σ równego ∞ ; 0,5 i 0, a liczbę przesunięć fazowych do dwóch skrajnych, czyli do 0 i $\pi/2$. Analiza wyników wykazała, że przesunięcie fazowe zwiększa granicę wytrzymałości dla trzech badanych materiałów, tj. obu stali i żeliwa, natomiast duraluminium wykazało nieczułość na przesunięcie fazowe (tab. 2.1.).

Tabela 2.1.

Wpływ przesunięcia fazy ϕ pomiędzy naprężeniami na wartość maksymalnego naprężenia stycznego wyrażoną w procentach w stosunku do naprężeń bez przesunięcia fazy

Materiał	Stosunek amplitud naprężenia λ_σ	Przesunięcie fazy ϕ		
		$\pi/6$	$\pi/3$	$\pi/2$
Stal 982FA	1,21	2%	pow. 5%	8%
	0,5	2%	3%	5%
	0,21	-	-	2%
Stal 5695	1,21	2%	4%	8%
	0,5	3%	6%	12%
	0,21	-	-	4%
Żeliwo IC2	1,21	-	22%	28%
	0,5	-	13%	18%
	0,21	-	-	5%

Autorzy pracy podzielili kryteria w zależności od stanu materiału i nieproporcjonalności obciążeń.

W przypadku materiałów elastoplastycznych, gdy stosunek granic zmęczenia przy zginaniu i skręcaniu $k = \sigma_{af}/\tau_{af} > \sqrt{3}$ dla obciążeń bez przesunięcia fazy, wtedy amplituda ekwiwalentnego naprężenia normalnego σ_{eq} według kryterium zaproponowanego przez Nishihara i Kawamoto przyjmuje postać

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{(k^2 + 1)\sigma_a + (3 - k^2)\sigma_a \sqrt{\sigma_a^2 + 4\tau_a^2} + 4\tau_a^2 k^2}}{2}. \quad (2.2)$$

Natomiast w przypadku, gdy występują przesunięcia fazy pomiędzy obciążeniami, wtedy kryterium opisane jest za pomocą skomplikowanego związku,

z którego w szczególnym przypadku dla przesunięcia fazy $\pi/2$ i amplitudy naprężenia normalnego $\sigma_a > \frac{2\tau_a k}{\sqrt{k^2 + 1}}$ wynika, że

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{4\sigma_a^2 + \beta \left((1+k^2)\sigma_a^2 + (3-k^2)\sigma_a \sqrt{\sigma_a^2 + 4\tau_a^2} + 4\tau_a^2 k^2 \right)}{4(1+\beta)}}, \quad (2.3)$$

gdzie β – jest współczynnikiem czułości na przesunięcie fazy pomiędzy obciążeniami.

Jeżeli materiał jest w stanie elastokruchym i stosunek granic zmęczenia $k \leq \sqrt{3}$, a pomiędzy obciążeniami nie występuje przesunięcie fazowe, wtedy

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_a^2 + (k\tau_a)^2}. \quad (2.4)$$

W przypadku wystąpienia przesunięć fazowych pomiędzy obciążeniami z kryterium dla tego stanu materiału wynika, że

$$\sigma_{eq} = \sigma_a \sqrt{\frac{h_1 + (1+h_2)\beta}{1+\beta}}, \quad (2.5)$$

gdzie:

$$h_1 = \cos^2 i\phi + \sin i\phi \cos i\phi \frac{\cos(1-i)\phi}{\sin(1-i)\phi},$$

$$h_2 = \frac{\sin i\phi \cos i\phi}{\sin(1-i)\phi \cos(1-i)\phi},$$

i – parametr, za pomocą którego można obliczyć σ_a i τ_a , gdy znane są wartości granic zmęczenia σ_{af} , τ_{af} oraz przesunięcie fazy ϕ .

W przypadku szczególnym dla przesunięcia fazy $\pi/2$ pomiędzy obciążeniami wyrażenie (2.5) można przekształcić do postaci

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_a^2 + \frac{\beta k^2}{1+\beta} \tau_a^2}, \quad (2.6)$$

gdy σ_a jest większe lub równe $k\tau_a$. Jeżeli zaś σ_a jest mniejsze to związek (2.5) można zapisać w postaci

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{\beta}{1+\beta} \sigma_a^2 + k^2 \tau_a^2}. \quad (2.7)$$

Thum i Kirmser

W roku 1943 Thum i Kirmser w pracy [121] przedstawili wyniki badań wpływu przesunięcia kąta fazowego na trwałość zmęczeniową. Autorzy przeprowadzili badania na próbkach z karbem, poddając je rozciąganiu-ściskaniu ze skręcaniem przy trzech przesunięciach fazowych $\phi = 0, \pi/4, \pi/2$. Zauważyli, że wraz ze wzrostem kąta przesunięcia fazowego pomiędzy naprężeniami wzrasta wytrzymałość próbek.

Gough

W 1949 roku Gough [25] poszerzył swoje badania na zakres materiałów elastokruchych. Próbkę poddano cyklicznym obciążeniom giętno-skrętnym. Analiza wyników doświadczeń pozwoliła na sformułowanie kryterium empirycznego zwanego też łukiem elipsy (the ellipse arc)

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right)^2 \left(\frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}} - 1\right) + \frac{\sigma_a}{\sigma_{af}} \left(2 - \frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}}\right) + \left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}}\right)^2 = 1. \quad (2.8)$$

Findley

Na podstawie badań własnych i dostępnych w literaturze Findley [20, 21, 22] przeprowadził analizę wpływu naprężeń na wytrzymałość zmęczeniową w złożonych stanach obciążeń. Wykazał, że o uszkodzeniu decyduje parametr złożony ze zmiennego naprężenia stycznego i naprężenia normalnego w płaszczyźnie krytycznej ścinania, a następnie swoje obserwacje zapisał za pomocą liniowego związku

$$\tau_{c\theta} = f - k\sigma_{\theta}, \quad (2.9)$$

gdzie:

f i k są stałymi dla danej liczby cykli,

$\tau_{c\theta}$ – amplituda krytycznego naprężenia stycznego,

σ_{θ} – maksymalne naprężenie normalne w płaszczyźnie krytycznego ścinania.

Kryterium to okazało się efektywne dla synchronicznych obciążeń normalnych i stycznych zarówno z wartością średnią równą zeru, jak i niewiele różną od zera.

Sines

Sines opublikował w 1955 roku pracę [106], w której przeanalizował wpływ obciążeń zmiennych w powiązaniu z obciążeniami statycznymi na wytrzymałość zmęczeniową. Przedstawił zależność, w której wziął pod uwagę

średnie naprężenie hydrostatyczne i intensywność naprężenia cyklu zmęczeniowego jak poniżej

$$\sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2} + b(\sigma_{m,1} + \sigma_{m,2} + \sigma_{m,3}) = A, \quad (2.10)$$

gdzie: A i b są stałymi, które wyznacza się z prostych testów zmęczeniowych.

Kryterium to można zastosować do obciążeń, gdy nie występują przesunięcia fazowe pomiędzy naprężeniami.

Crossland

Crossland opublikował w 1956 roku pracę [12], w której podobnie jak Sines do określania granicy zmęczenia wykorzystał liniową kombinację intensywności naprężenia stycznego i maksymalną wartość średniego naprężenia normalnego ($\sigma_{\max} = \sigma_a + \sigma_m$)

$$\sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2} + b(\sigma_{\max,1} + \sigma_{\max,2} + \sigma_{\max,3}) = A. \quad (2.11)$$

Podobnie jak u Sinesa A i b są stałymi materiałowymi.

McDiarmid

Analizując dostępne dane z badań zmęczeniowych dla zginania ze skęcaniem zarówno z, jak i bez przesunięcia fazy, McDiarmid [73, 74] zauważył, że o uszkodzeniu decyduje płaszczyzna maksymalnego naprężenia stycznego, w której uwzględnia się wpływ naprężeń normalnych

$$\tau_a = C_3 - C_4 \sigma_\tau^n, \quad (2.12)$$

gdzie $C_3 = \tau_{af}$

$$C_4 = \frac{\left[\tau_{af} - \left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right) \right]}{\left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right)^n} \quad \text{dla} \quad 1 < \frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}} < 2,$$

σ_τ – amplituda naprężenia normalnego w płaszczyźnie maksymalnego naprężenia stycznego.

Analizując to kryterium autor wskazuje, że kryterium zachowuje ważność w zakresie zmian granic zmęczenia σ_{af}/τ_{af} od 1 do 2 i wraz ze wzrostem stosunku granic zmęczenia naprężenia τ_a staje się mniej zależne od wartości wykładni-

ka potęgowego n . Natomiast najlepiej wyniki można opisać stosując $n=1,5$. Zatem dla materiałów w stanie elastoplastycznym kryterium to można stosować w poniższej postaci

$$\tau_a = C_3 - C_4 \sigma_r^{1,5}. \quad (2.13)$$

W latach następnych McDiarmid wielokrotnie sprawdzał [75] swoje kryterium, czego efektem była modyfikacja ze względu na udział wartości średniej naprężenia σ_m i koncentratora naprężenia opisanego teoretycznym współczynnikiem kształtu K_t [78]

$$\tau_a = \frac{[\tau_{af} - C_1 (K_t \sigma_a)^{1,5} - C_2 \sigma_m^2]}{K_t}, \quad (2.14)$$

gdzie C_1 i C_2 są stałymi materiałowymi i wyrażają się poprzez następujące związki:

$$C_1 = \frac{\left[\tau_{af} - \left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right) \right]}{\left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right)^{1,5}}, \quad C_2 = \frac{\left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right)}{\left(\frac{R_m}{2} \right)^2}.$$

W latach 80. i 90. XX wieku McDiarmid [76, 77, 79] przeprowadził badania przy nieproporcjonalnym rozciąganiu–ściskaniu z ciśnieniem wewnętrznym, z uwzględnieniem wartości średniej naprężenia i różnych częstotliwości pomiędzy naprężeniami oraz przy różnych stosunkach naprężeń λ_σ . Badania te przeprowadził na rurowych próbkach ze stali EN24T. Bazową częstotliwością obciążenia było 30Hz. Wyniki testów zmęczeniowych uwiarygodniły, że w przypadku, gdy $\lambda_\sigma = 1$ dla bazowej częstotliwości granica wytrzymałości dla obciążeń proporcjonalnych była większa niż w przypadku, gdy pomiędzy naprężeniami było przesunięcie fazy $\phi = \pi$. Drugi test przeprowadzono dla podwojonego stosunku częstotliwości naprężeń i dla kąta przesunięcia fazowego $\phi = 0$ i $\pi/2$. Wyniki badań wykazały, że granica wytrzymałości jest większa dla przypadku obciążeń z przesunięciem fazy różnym od zera. Trzecią serię testów wykonano dla potrojonego stosunku częstotliwości i dla kąta przesunięcia fazowego $\phi = 0$ i π . Podobnie jak w przypadku poprzednim granica wytrzymałości była większa dla obciążeń z kątem przesunięcia fazowego $\phi = \pi$.

Autor wnioskuje też, że nie można bazować na stałych otrzymanych z testów dla rozciągania–ściskania do wszystkich rodzajów obciążeń, ponieważ wprowadzają one znaczne błędy.

Kryterium, które ujmuje efekt anizotropii i wpływ wartości średniej naprężenia normalnego zapisał w postaci

$$\tau_a = C_1 - C_2 \sigma_n^{1,5} - C_3 \sigma_{nm}^2, \quad (2.15)$$

gdzie: σ_n , σ_{nm} są odpowiednio amplitudą naprężenia normalnego i wartością średnią tego naprężenia w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych.

$$C_1 = \tau_{af}, \quad C_2 = \frac{\left[\tau_{af} - \left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right) \right]}{\left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right)^{1,5}}, \quad C_3 = \frac{\left(\frac{\sigma_{af}}{2} \right)}{\left(\frac{R_m}{2} \right)^2}.$$

W kryterium (2.15) autor pominął wpływ wartości średniej naprężeń stycznych ze względu na bardzo mały wpływ tego naprężenia na trwałość i wytrzymałość zmęczeniową. Natomiast normalne naprężenie średnie σ_{nm} uwzględnił za pomocą zależności parabolicznej Gerbera.

El-Magd i inni

Troost i El-Magd [122, 123, 124, 125] sformułowali kryterium oparte na płaszczyźnie krytycznej, które proponują stosować zarówno w przypadku obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Autorzy wykazali, że dla dowolnego punktu w materiale na płaszczyźnie zorientowanej pod kątem γ względem stałego układu współrzędnych można wyznaczyć składowe statyczne $\sigma_m(\gamma)$, $\tau_m(\gamma)$ i zmienne $\sigma_a(\gamma)$, $\tau_a(\gamma)$ naprężeń. Na podstawie tych wielkości sformułowano dwa związki korespondujące ze statycznymi hipotezami wyęźeniowymi dla głównego naprężenia normalnego σ_x i maksymalnego naprężenia stycznego τ_{xy}

$$\sigma_{Ax}(\gamma, \sigma_{mx})_{kryt} - \sigma_{ax}(\gamma) = \min, \quad (2.16)$$

$$\tau_{Axy}(\gamma, \tau_{mxy})_{kryt} - \tau_{axy}(\gamma) = \min, \quad (2.17)$$

gdzie: $\sigma_{Ax}(\gamma, \sigma_{mx})_{kryt}$ i $\tau_{Axy}(\gamma, \tau_{mxy})_{kryt}$ są zmodyfikowanymi konturami granicznymi dla tych naprężeń ze względu na istnienie składowych statycznych odpowiednio dla rozciągania – ściskania σ_{max} i skręcania τ_{max} . Dalsze rozwijanie tej idei zaowocowało modyfikacją kryterium nawiązującą do hipotezy wyęźeniowej energii odkształcenia postaciowego

$$\left[\frac{\sigma_{ax}(\gamma)}{\sigma_{Ax}(\gamma)} \right]^2 - \frac{\sigma_{ax}(\gamma)\sigma_{ay}(\gamma)}{\sigma_{Ax}(\gamma)\sigma_{Ay}(\gamma)} + \left[\frac{\sigma_{ay}(\gamma)}{\sigma_{Ay}(\gamma)} \right]^2 + \left[\frac{\tau_{axy}(\gamma)}{\tau_{Axy}(\gamma)} \right]^2 = F, \quad (2.18)$$

gdzie: F – stała materiałowa.

El-Magd wraz z Troostem i Mielkie [17, 18] zweryfikowali swoje kryterium na podstawie danych doświadczalnych otrzymanych przy wieloosiowym rozciąganiu–ściskaniu ze skręcaniem i ciśnieniem wewnętrznym.

Simbürger

Simbürger i Grubisic opublikowali w pracach [104, 27] wyniki badań gładkich próbek cylindrycznych i próbek o pełnym przekroju z karbem wykonanych ze stali CK45 przy różnych obciążeniach. Testy podzielono na trzy grupy:

- w pierwszej grupie cienkościenne próbki cylindryczne poddano rozciąganiu – ściskaniu i ciśnieniu wewnętrznemu dla stosunku amplitud naprężenia $\sigma_{ay}/\sigma_{ax}=1,1$ oraz kąta przesunięcia fazowego $\phi = 0, \pi/2$ i π ,
- w drugiej grupie próbki cylindryczne poddano rozciąganiu–ściskaniu i skręcaniu dla stosunku amplitud naprężeń $\tau_{axy}/\sigma_{ax}=0,575$ oraz kąta przesunięcia fazowego $\phi = 0$ i $\pi/2$,
- w trzeciej grupie pełne próbki z karbem poddano zginaniu ze skręcaniem dla stosunku amplitud naprężenia $\tau_{axy}/\sigma_{ax}=0,575$ oraz kąta przesunięć fazowego $\phi = 0$ i $\pi/2$.

Analiza wyników wykazuje, że wraz ze wzrostem ϕ zmniejsza się trwałość zmęczeniowa.

Zaproponowane przez autorów kryterium wymaga obliczenia wartości średniokwadratowej naprężenia ekwiwalentnego i uwzględnia wartość średnią naprężeń oraz zmianę kierunków głównych naprężeń. Amplituda ekwiwalentnego naprężenia normalnego

$$\sigma_{aeq} = \sqrt{\frac{8}{\pi} \int_0^{\pi} \sigma_{aeq}^2(\varphi) d\varphi}, \quad (2.19)$$

gdzie:

$\sigma_{aeq}(\varphi)=f[S_m(\varphi),S_a(\varphi)]$ jest funkcją naprężeń zależną od kąta nachylenia płaszczyzny φ ,

$S_m(\varphi)=a|\tau_m(\varphi)|+b|\sigma_m(\varphi)|$,

$S_a(\varphi)=a|\tau_a(\varphi)|+b|\sigma_a(\varphi)|$.

Natomiast stałe materiałowe a i b są określane na podstawie funkcji granic zmęczenia σ_{af} i τ_{af} .

Matake

Matake w pracy [72] przedstawił wyniki badań trzech różnych materiałów: stali o wysokiej wytrzymałości, mosiądzu 7:3 oraz żeliwa szarego. Pełne próbki poddano zginaniu, skręcaniu i kombinacji zginania ze skręcaniem. Na podstawie obserwacji powstałych pęknięć zauważył, że inicjacja pęknięcia zachodzi

w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych i zaproponował następujące kryterium

$$\tau_{\max} = \tau_{af} - \alpha \sigma_n, \quad (2.20)$$

gdzie:

τ_{\max} – maksymalne naprężenie styczne,

σ_n – naprężenie normalne w płaszczyźnie działania τ_{\max}

$\alpha = (2\tau_{af} - 1) / \sigma_{af}$.

Kryterium można stosować dla zginania, skręcania i proporcjonalnego zginania ze skręcaniem.

Zenner

Zenner wraz z Richterm [132, 133, 135] zaproponowali kryterium intensywności naprężenia stycznego (SIH), które podobnie jak w przypadku kryterium Simbürgera polega na całkowaniu naprężenia po powierzchni jednostkowej kuli. Amplituda ekwiwalentnego naprężenia stycznego

$$\tau_{aeq} = \sqrt{\frac{1}{\Omega} \int_{\Omega} \tau_{a\gamma\varphi}^2 d\Omega}, \quad (2.21)$$

gdzie:

$\tau_{a\gamma\varphi}$ – amplituda naprężenia stycznego w płaszczyźnie nachylonej pod kątami γ i φ względem stałego sferycznego układu współrzędnych,

$\Omega = 4\pi r^2$ – powierzchnia jednostkowej kuli,

$d\Omega = r^2 \sin(\gamma) d\gamma d\varphi$.

W dalszych rozważaniach autorzy wykazali, że do obliczeń wystarczy całkowanie po obwodzie okręgu dla stałego γ , co prowadzi do związku

$$\tau_{aeq} = \sqrt{\frac{8}{\pi} \int_0^{\pi} \tau_{aeq}^2(\varphi) d\varphi}, \quad (2.22)$$

gdzie wartość podcałkowa

$$\tau_{aeq}(\varphi) = \sqrt{a \tau_a^2(\varphi) + b \sigma_a^2(\varphi) + (1 + c \sigma_m(\varphi))}, \quad (2.23)$$

przy czym: a , b , c – są stałymi materiałowymi, a $\sigma_a(\varphi)$ i $\tau_a(\varphi)$ – są odpowiednio amplitudami naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie nachylonej pod kątem φ względem układu współrzędnych.

Autorzy kryterium swoje testowali przy 18 kombinacjach zgodnego i niezgodnego w fazie zginania ze skręcaniem próbek wykonanych ze stali 34Cr4 dla różnych stosunków amplitud naprężeń λ_{σ} .

Zenner wraz Simbürgerem i Liu [134] testowali kryterium SIH dla 179 serii danych doświadczalnych zarówno w przypadku proporcjonalnych jak i nieproporcjonalnych obciążeń z wartością średnią równą i różną od zera, wykazując, że maksymalny błąd w naprężeniach, jaki powstał w wyniku wyliczeń, wynosi 20%.

Zenner i Liu w pracy [47, 48] ponownie zajęli się problematyką nieproporcjonalnych obciążeń w zastosowaniu do kryterium SIH. Na podstawie doświadczeń zginania ze skręcaniem zauważyli, że zwiększenie przesunięcia fazy pomiędzy obciążeniami od 0 do $\pi/2$ powoduje następujące zmiany w granicy wytrzymałości określonej za pomocą kryterium (2.22):

- 5% wzrost granicy wytrzymałości dla sinusoidalnego obciążenia,
- 15% wzrost granicy wytrzymałości dla przebiegu obciążenia w kształcie trójkąta,
- 20% spadek granicy wytrzymałości dla przebiegu o kształcie trapezu przy zmianie kąta przesunięcia fazowego od 0 do $\pi/6$, a wraz z dalszym powiększaniem fazy wytrzymałość pozostaje bez zmian.

W drugim przypadku, kiedy próbki poddane były działaniu dwóch naprężeń normalnych granica wytrzymałości była stała dla przesunięć fazy od 0 do $\pi/4$, a następnie obniżała się liniowo, osiągając minimum dla kąta przesunięcia π (spadek o 25%).

Macha

Macha zaproponował [61, 63] uogólnione kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych (2.24) w płaszczyźnie krytycznej dla wieloosiowych obciążeń losowych. Autor przedstawił szczegółowe założenia kryterium:

- pęknięcie zmęczeniowe powstaje wskutek działania naprężenia normalnego $\sigma_n(t)$ i naprężenia stycznego $\tau_{ns}(t)$ w kierunku \vec{s} na płaszczyźnie o normalnej \vec{n} ,
- kierunek \vec{s} na płaszczyźnie krytycznej jest zgodny ze średnim kierunkiem maksymalnych naprężeń stycznych,
- stan graniczny wytrzymałości dla określonej trwałości w przypadku obciążeń losowych opisany jest następującą zależnością:

$$\max_t \{B \tau_{ns}(t) + K \sigma_n(t)\} = F, \quad (2.24)$$

gdzie: B, K, F są stałymi umożliwiającymi wybór szczególnej wersji kryterium.

Zasadniczym problemem jest określenie płaszczyzny krytycznej. Autor zaproponował trzy metody określenia położenia płaszczyzny krytycznej: metodą funkcji wagowych, metodą wariancji i metodą kumulacji uszkodzenia. Kryterium to można stosować w zakresie ograniczonej i nieograniczonej trwałości zmęczeniowej obejmując swoim zasięgiem wszystkie rodzaje obciążeń.

Na podobnej zasadzie Macha [62, 64] zaproponował uogólnione kryterium maksymalnych odkształceń postaciowych i normalnych w płaszczyźnie krytycznej, dla którego założenia są następujące:

- pęknięcie zmęczeniowe powstaje pod wpływem działania odkształcenia normalnego $\varepsilon_n(t)$ i odkształcenia stycznego $\varepsilon_{ns}(t)$ w kierunku \vec{s} na płaszczyźnie krytycznej o normalnej \vec{n} ,
- kierunek \vec{s} na płaszczyźnie krytycznej jest zgodny ze średnim kierunkiem maksymalnego odkształcenia postaciowego,
- stan graniczny wytrzymałości dla określonej trwałości w przypadku obciążeń losowych opisany jest następującą zależnością:

$$\max_i \{b\varepsilon_{ns}(t) + k\varepsilon_n(t)\} = q, \quad (2.25)$$

gdzie: b, k, q są stałymi dla wyboru szczególnej postaci kryterium. Poszukiwanie płaszczyzny krytycznej odbywa się za pomocą metod podanych powyżej. Kryterium to można stosować zarówno do zakresu wysokocyklowego jak i niskocyklowego zmęczenia przy wieloosiowych obciążeniach losowych.

Kukano i Kawada

W pracy [35] Kukano i Kawada przeanalizowali kryterium Findleya i Sinesa i zaproponowali nowe kryterium, które uwzględni wpływ wartości średnich naprężeń

$$\left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}}\right)^2 \left(\frac{1}{p^2}\right) + \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right)^2 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}}\right) - 1 \right\} \frac{1}{p^2} + \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right) \left\{ 2 - \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}}\right) \right\} \frac{1}{p} = 1, \quad (2.26)$$

gdzie:

$$p = 1 - \frac{m_1(1 - k_1)}{k_1}, \quad m_1 = \frac{\sigma_m}{\sigma_{af}}, \quad k_1 = \frac{\sigma_{af0}}{2\sigma_{af}},$$

σ_{af0} – granica zmęczenia dla zginania odzerowo tętniącego,

σ_m – naprężenie średnie.

W przypadku, kiedy brak jest wartości średniej naprężenia $m_1 = 0$, kryterium (2.26) przyjmuje formę

$$\left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right)^2 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}}\right) - 1 \right\} + \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}}\right) \left\{ 2 - \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}}\right) \right\} = 1. \quad (2.27)$$

Powyższe kryteria sprawdzone dla danych doświadczalnych otrzymanych dla zginania ze skręcaniem Gougha dają lepszą zgodność z wynikami eksperymentalnymi niż kryterium Sinesa. Można je stosować do próbek gładkich i z karbem łagodnym. Jeśli próbka posiada karb ostry, kryterium to nie pozwala otrzymać wiarygodnych wyników.

Dang Van

W 1985 roku Dang Van ze współpracownikami [13] zaproponował kryterium wieloosiowego zmęczenia materiału oparte na związku pomiędzy maksymalnym naprężeniem średnim (naprężeniem hydrostatycznym) i amplitudą naprężenia stycznego. Formuła kryterium jest podobna do kryterium Sinesa i Crosslanda:

$$\tau_a + ap = b, \quad (2.28)$$

gdzie:

p – maksymalne naprężenie średnie (naprężenie hydrostatyczne),

a i b – stałe materiałowe wyznaczone odpowiednio z testów rozciągania – ściskania i skręcania.

Kryterium to można przedstawić w układzie współrzędnych $\tau_a - p$, w którym to granice wytrzymałości wyznaczone dla danych obciążeń i dla danej liczby cykli przedstawione są w postaci linii prostych. Kumulacja uszkodzenia rozpocznie się wówczas, gdy w jakiegokolwiek chwili trajektoria obciążenia przetnie linię graniczną.

W późniejszym czasie Dang Van [14, 15] na podstawie obserwacji lokalnych procesów zarodkowania uszkodzeń zmodyfikował kryterium w celu uwzględnienia mikronaprężeń w krytycznej objętości. Wprowadzenie tej nowej wielkości umożliwiło uwzględnienie efektu naprężeń własnych, naprężeń termicznych, anizotropii i niejednorodności materiału:

$$\tau_\mu(t) + ap_\mu(t) = b, \quad (2.29)$$

gdzie:

τ_μ – mikroskopowe naprężenie styczne,

p_μ – mikroskopowe naprężenie średnie (hydrostatyczne).

Chwilową wartość mikroskopowego maksymalnego naprężenia stycznego wyznacza się zgodnie z hipotezą Treski:

$$\tau_\mu(t) = \frac{[\sigma(t)_{\mu 1} - \sigma(t)_{\mu 3}]}{2}, \quad (2.30)$$

gdzie: $\sigma(t)_{\mu i}$ – mikroskopowe naprężenia główne, $i = 1, 2, 3$.

Natomiast, mikroskopowe naprężenia główne wyznacza się z chwilowego tensora naprężeń mikroskopowych $\sigma_{\mu ij}(t)$, który jest wyliczany na podstawie makroskopowego tensora naprężeń $\sigma_{ij}(t)$ i dewiatora ustabilizowanego tensora naprężeń własnych $dev\rho^*$:

$$\sigma_{\mu ij}(t) = \sigma_{ij}(t) + dev\rho^* . \quad (2.31)$$

Kryterium to stosowane jest do zakresu wysokocyklowego zmęczenia i daje bardzo dobrą zgodność wyników obliczeń z eksperymentem. Proponuje się, aby stosować go zarówno do obciążeń cyklicznych, jak i losowych, skorelowanych i nieskorelowanych. Trudnością jest jednak wyznaczenie dewiatora naprężeń własnych dla obciążeń wieloosiowych.

Ohlson

Ohlson [87] wykonał testy zmęczeniowe dla stopu aluminium 4338-02 w warunkach cyklicznego zginania ze skręcaniem dla obciążeń w fazie i z przesunięciem fazy. Na podstawie otrzymanych wyników zaproponował kryterium w postaci

$$\sigma_{a,eq} = \left(\frac{\sigma_{af}}{2\tau_{af}} \right) [\sigma_1(t_1) - \sigma_3(t_2)] + \left[1 - \left(\frac{\sigma_{af}}{2\tau_{af}} \right) \right] [\sigma_1(t_1) + \sigma_3(t_2)] , \quad (2.32)$$

w którym podczas cyklu zmęczeniowego czasy t_1 i t_2 wybiera się tak, aby spełniony był warunek $[\sigma_1(t_1) - \sigma_3(t_2)] = \max$.

Soon-Bok Lee

W pracy [45] Lee zmodyfikował kryterium Gougha dla obciążeń nieproporcjonalnych i amplitudę normalnego naprężenia ekwiwalentnego wyraził za pomocą poniższego związku

$$\sigma_{a,eq_LEE} = \sigma_{af} \left[\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}} \right)^\alpha + \left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}} \right)^\alpha \right]^{\frac{1}{\alpha}} , \quad (2.33)$$

gdzie:

$\alpha = 2(1 + \beta \sin \phi)$ dla stali,

$\alpha = 1,5(1 + \beta \sin \phi)$ dla żeliwa,

β – stała materiałowa (czułość materiału na przesunięcia fazowe ϕ).

Autor zweryfikował kryterium (2.33) i dwa dodatkowe kryteria zaproponowane przez ASME(American Standards Mechanical Engineering):

$$\sigma_{a,eq_SALT} = \frac{\sigma_a}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^2} + \sqrt{1 + 2\left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^2 \cos 2\phi + \left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^4}, \quad (2.33a)$$

$$\sigma_{a,eq_SEQA} = \frac{\sigma_a}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + 0,75\left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^2} + \sqrt{1 + 1,5\left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^2 \cos 2\phi + 0,5625\left(\frac{2\tau_a}{\sigma_a}\right)^4} \quad (2.33b)$$

dla danych doświadczalnych dostępnych w literaturze oraz przeprowadził badania na próbkach ze stali SM45C, które poddał zginaniu, skręcaniu i zginaniu ze skręcaniem. W przypadku tych kombinacji obciążeń zastosował dwa przesunięcia fazy $\phi = 0$ i $\pi/2$ i kilka różnych stosunków amplitud naprężenia λ_σ . Porównując trwałość eksperymentalną z trwałością przewidywaną można zauważyć, że wyniki mieszczą się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2. Kryterium zaproponowane przez Lee wykazało lepszą zgodność wyników obliczeniowych z eksperymentalnymi od kryteriów proponowanych przez ASME. Następnie, Lee [46] poszerzył zakres stosowalności kryterium i wprowadził modyfikację uwzględniającą wpływ wartości średniej naprężeń normalnych σ_m według zależności Goodmana lub Gerbera, uzyskując:

$$\sigma_{a,eq_LEE} = \frac{\sigma_{af} \left[\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{af}} \right)^\alpha + \left(\frac{\tau_a}{\tau_{af}} \right)^\alpha \right]^{\frac{1}{\alpha}}}{\left(1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^n \right)}, \quad (2.34)$$

gdzie:

$n = 1$ według Goodmana i $N > 3 \cdot 10^5$ cykli,

$n = 2$ według zależności Gerbera i $N < 3 \cdot 10^5$ cykli.

Sonsino i inni

Sonsino i Grubisic w pracy [109, 110] przedstawili wyniki badań pełnych próbek z karbem poddanych cyklicznemu zginaniu ze skręcaniem dla kątów przesunięć fazowych pomiędzy naprężeniami $\phi = 0$ i $\pi/2$. Próbki badano w zakresie trwałości $10^4 - 2 \cdot 10^6$ cykli. Analizując wyniki badań zauważono, że przesunięcie fazy powoduje wzrost trwałości. Amplitudę naprężenia ekwiwalentnego dla określonej liczby cykli można wyznaczyć za pomocą związku

$$\sigma_{aeq} = \sigma_{ax} \sqrt{\frac{1+K_{tt}}{1+K_{tb}} \left\{ \frac{\tau_{axy}}{\sigma_{ax}} + \left(1 - \frac{\tau_{axy}}{\sigma_{ax}} \right) \left(\frac{\phi - \frac{\pi}{2}}{\frac{\pi}{2}} \right)^2 \right\}}, \quad (2.35)$$

gdzie: K_{tt} , K_{tb} – teoretyczne współczynniki działania karbu odpowiednio dla skręcania i zginania.

Sonsino i Pfohl [107, 108] opublikowali wyniki badań elementów mieszalników, w których w miejscu karbu pojawiały się pęknięcia. Zarejestrowane przebiegi naprężeń wykazały, że częstotliwość zginania jest sześciokrotnie mniejsza od częstotliwości skręcania. Stosunek amplitud naprężeń λ_σ był równy 0,11. Do dalszych badań wykorzystali próbki z karbem, dla których generowano przebiegi obciążeń zgodnie z funkcjami:

$$\begin{cases} \sigma_x(t) = \sigma_a \sin(2\pi ft) \\ \tau_{xy}(t) = 0,3\sigma_a + 0,11\sigma_a \sin(6 \cdot 2\pi ft + \phi) \end{cases} \quad (2.36)$$

Autorzy wykazali, że dla tego typu materiału przesunięcie fazy pomiędzy obciążeniami powoduje zmniejszenie trwałości próbek.

Dalsze badania Sonsino [109, 110] przeprowadzone dla połączeń spawanych na próbkach ze stali St460 zaowocowały powstaniem nowego kryterium efektywnego ekwiwalentnego naprężenia (EESH) według, którego

$$\sigma_{eq}(\phi) = \sigma_{eq}(\phi=0) \frac{\tau_{aeq}(\phi)}{\tau_{aeq}(\phi=0)} \sqrt{\frac{1+K_{tb}}{1+K_{tt}} \exp \left[1 - \left(\frac{\phi - \frac{\pi}{2}}{\frac{\pi}{2}} \right)^2 \right]}, \quad (2.37)$$

w którym $\sigma_{aeq}(\phi=0)$ wylicza się z następującego związku

$$\sigma_{eq}(\phi=0) = \sqrt{\sigma_{ax}^2 + \sigma_{ayy}^2 - \sigma_{ax} \sigma_{ayy} + f_s^2 3\tau_{axy}^2}, \quad (2.38)$$

gdzie f_s – współczynnik wyznaczany na podstawie związku (2.38) dla czystego rozciągania lub zginania i skręcania.

Natomiast amplitudę ekwiwalentnego naprężenia stycznego τ_{aeq} oblicza się ze wzoru:

$$\tau_{aeq} = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} \tau_n(\gamma) d\gamma, \quad (2.39)$$

gdzie:

$$\tau_n(\gamma) = \tau_{axy} [\cos^2(\gamma) - \sin^2(\gamma)] - (\sigma_{axx} - \sigma_{ayy}) \cos(\gamma) \sin(\gamma), \quad (2.40)$$

a γ jest kątem pomiędzy osią podłużną próbki a normalną do płaszczyzny krytycznej.

Sonsino i Küppers [105, 106] przedstawili wyniki badań połączeń spawanych próbek ze stopu aluminium AlSi1MgMn-T6 dla cyklicznych i zmiennoamplitudowych obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych. Na podstawie wyników zauważono, że w przypadku obciążeń cyklicznych przesunięcie fazy nie wpływa na trwałość zmęczeniową, natomiast w przypadku obciążeń zmiennoamplitudowych występuje redukcja trwałości zmęczeniowej dla przypadku obciążeń nieproporcjonalnych.

Froustey i Lasserre

W roku 1989 Froustey i Lasserre [23] przedstawili wyniki badań eksperymentalnych próbek ze stali 30NCD16, które poddano zginaniu i skręcaniu z wartością średnią naprężeń od zginania równą 300MPa dla różnych stosunków amplitud i kilku przesunięć fazowych. Autorzy zaproponowali kryterium w postaci

$$\tau_n(t) + a\sigma_n(t) \leq b, \quad (2.41)$$

gdzie n jest kierunkiem normalnym płaszczyzny krytycznej. Stałe a i b wyznacza się tak samo jak w przypadku kryterium Dang Vana.

Froustey i Lasserre sprawdzili także wpływ stosunku amplitudy naprężenia stycznego do ekwiwalentnego dla przesunięć fazowych. Okazało się, że kryterium jest stabilne w całym zakresie zmian i nie ma żadnych odchyleń.

Następnie w roku 1992 w pracy [24] poszerzyli zakres badań stali 30NCD16, dla zerowego obciążenia średniego i dodatkowo przebadali stal XC18 z przesunięciami fazy $\phi = 0, \pi/4, \pi/2$ i stal 25CD4 $\phi = 0, \pi/3, \pi/2$.

Na podstawie analiz Froustey i Lasserre sformułowali kryterium rozprzelenia energii w cyklu obciążenia, według którego amplituda ekwiwalentnego naprężenia stycznego wyraża się następującym wzorem:

$$\tau_{a,eq} = \frac{1+\nu}{6E} (\sigma_{ax}^2 + 3\tau_{axy}^2). \quad (2.42)$$

Zauważyli także zróżnicowany wpływ maksymalnego zastosowanego przesunięcia fazy na dopuszczalną amplitudę $\tau_{a,eq}$. W przypadku stali 30NCD16 amplituda $\tau_{a,eq}$ obniżyła się, a w pozostałych stalach podwyższyła się.

Hoffman, Amstutz i Seeger

Hoffman, Amstutz i Seeger [29] zaproponowali lokalne podejście do opisu obciążeń nieproporcjonalnych. Badania przeprowadzono na kilku rodzajach próbek (próbki okrągłe pełne, próbki rurowe z otworem, próbki płaskie i próbki z karbem) wykonanych ze stali SAE 1045, poddając je obciążeniom cyklicznym i eksploatacyjnym z przesunięciem fazy dla dwuosioowego rozciągania i rozciągania ze skręcaniem. W pierwszym przypadku obciążenia zastosowano przesunięcia fazy 0, $\pi/4$, $\pi/2$, $3\pi/4$ dla obciążeń cyklicznych i 0, 2π , 4π , 20π , 40π , 200π , 1000π dla obciążeń eksploatacyjnych. Natomiast w drugim przypadku obciążenia zastosowano przesunięcia fazy 0, $\pi/4$, $\pi/2$, π . Do analizy otrzymanych wyników zastosowali związek:

$$\begin{aligned} \sigma_{xe} d\varepsilon_{xe} + \sigma_{ye} d\varepsilon_{ye} + \tau_{xye} d\gamma_{xye} = & \frac{1}{2} (\sigma_x d\varepsilon_x + \varepsilon_x d\sigma_x + \sigma_y d\varepsilon_y + \varepsilon_y d\sigma_y) \\ & + \frac{1}{2} (+\tau_{xy} d\gamma_{xy} + \gamma_{xy} d\tau_{xy}). \end{aligned} \quad (2.43)$$

Powyższe wyrażenie sprawia duże trudności w obliczeniach ze względu na zmianę kierunków głównych w obciążeniach nieproporcjonalnych. Autorzy kryterium wykonali wiele obliczeń i zaproponowali następujący algorytm obliczeniowy:

- zastosować osobną procedurę dla każdego z obciążeń bazując na obciążeniach proporcjonalnych,
- wykonać odpowiednią iterację dla polepszenia dokładności obliczeń,
- oszacować trwałości z wykorzystaniem metody płaszczyzny krytycznej.

Wykonując powyższe kroki autorzy uzyskali wyniki mieszczące się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2.

Sanetra

W 1991 Sanetra w pracy [100, 101] przedstawił wyniki badań zginania ze skręcaniem próbek ze stali 30CrNiMo8. Zmiennoamplitudowe obciążenie o współczynniku nieregularności $I=0,99$ generowane było metodą matrycowaną. Rozkład amplitud obciążenia miał charakter gaussowski. Badania obejmowały: zginanie, skręcanie, trzy kombinacje zgodnego w fazie zginania ze skręcaniem o stosunku amplitud $\lambda_\sigma = 0,19$; 0,5 i 0,73 oraz dwa przesunięcia fazy $\phi = \pi/2$ i 10π dla stosunku amplitud $\lambda_\sigma = 0,5$. Wyniki doświadczeń wykazały zmniejszenie trwałości w stosunku do obciążeń proporcjonalnych dla przypadku

przesunięcia fazy o $\phi = \pi/2$ i zwiększenie trwałości dla przesunięcia fazy $\phi = 10\pi$.

Sempruch

W 1992 roku Sempruch opublikował pracę [103], w której przedstawił wyniki badań próbek rurowych ze stali 25CrMo4. Próbki poddano działaniu następujących składowych obciążenia:

- zmiennemu rozciąganiu,
 - zmiennemu skręcaniu,
 - miennemu ciśnieniu wewnętrznemu,
- dla których stosunki naprężeń podano w tab. 2.2.

Tabela 2.2.

Relacje pomiędzy składowymi naprężeń według pracy [103]

$\frac{\sigma_{ya}}{\sigma_{xa}}$	$\frac{\tau_{xya}}{\sigma_{xa}}$	$\frac{\sigma_{xm}}{Z_{rc}}$	$\frac{\sigma_{ym}}{Z_{rc}}$	$\frac{\tau_{xym}}{Z_{rc}}$
0,75	0,50	0,75	0,62	0

Oprócz różnorodności stosunków naprężeń autor zastosował także 10 kombinacji przesunięć fazowych ϕ_y (przesunięcie fazowe pomiędzy składowymi normalnymi) i ϕ_{xy} (przesunięcie fazowe pomiędzy składową normalną i styczną) (tab. 2. 3).

Tabela 2.3.

Kombinacje przesunięć fazowych pomiędzy naprężeniami według [103]

ϕ_y	0	0	0	$\pi/3$	$\pi/2$	$\pi/2$	$\pi/2$	π	π	π
ϕ_{xy}	0	$\pi/2$	π	$\pi/2$	$\pi/4$	$\pi/2$	$3\pi/4$	0	$\pi/2$	π

W pracy tej zostało sformułowane kryterium w postaci:

$$\sqrt{\left(1 - \frac{\sigma_{xa}(\nu)}{\sigma_{xA}(\nu)}\right) \left(1 - \frac{\sigma_{ya}(\nu)}{\sigma_{yA}(\nu)}\right) \left(1 - \frac{\tau_{xya}(\nu)}{\tau_{xyA}(\nu)}\right)} = 0, \quad (2.44)$$

gdzie:

ν – kąt transformacji układu współrzędnych,

$$\sigma_{iA} = Z_{rc} - p_{2\sigma} \sigma_{im}(\nu), \quad (i = x, y), \quad \tau_{xyA} = Z_{so} - p_{2xy} \tau_{xym}(\nu).$$

$p_{2\sigma}$, p_{2xy} – współczynniki wrażliwości na asymetrię cyklu, odpowiednio dla naprężeń normalnych i stycznych.

Zależność (2.44) można rozwiązać drogą iteracyjną względem kąta transformacji υ oraz iloczynu częstości i czasu obciążenia. Zgodnie ze sformulowanym kryterium pęknięcia (uszkodzenie) powstanie, jeżeli choć jeden z czynników pod pierwiastkiem będzie równy zeru.

Autor na podstawie analizy pęknięć zmęczeniowych powstałych w trakcie badań zauważył silne oddziaływanie kąta przesunięcia fazowego pomiędzy składowymi obciążeniami na obraz makrofraktograficzny pęknięcia, szczególnie w przypadku, gdy występuje przesunięcie fazy ϕ_{xy} .

Łagoda – Macha

Począwszy od 1993 roku Łagoda i Macha [55, 56, 57, 58] weryfikowali kryteria naprężeniowe zaproponowane przez Machę na podstawie własnych i dostępnych w literaturze danych eksperymentalnych z testów zmęczeniowych.

Weryfikowali algorytmy wyznaczania trwałości, w których historie ekwiwalentnego naprężenia normalnego wyznaczali według poniższych wzorów:

- zlinearyzowanego kryterium ćwiartki elipsy

$$\sigma_{eq}(t) = \sigma_{xx}(t) \cos \beta + \frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}} \tau_{xy}(t) \sin \beta, \quad (2.45)$$

gdzie: $tg \beta = \frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}} tg \alpha$, α – kąt między normalną do oczekiwanej płaszczyzny

złomu a osią podłużną próbki,

- kryterium maksymalnego naprężenia normalnego w oczekiwanej płaszczyźnie złomu

$$\sigma_{eq}(t) = \sigma_{xx}(t) \cos^2 \alpha + 2\tau_{xy}(t) \sin \alpha \cos \alpha, \quad (2.46)$$

- kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w oczekiwanej płaszczyźnie złomu

$$\sigma_{eq}(t) = (\cos^2 \alpha + \cos \alpha \sin \alpha) \sigma_{xx}(t) + \frac{\sigma_{af}}{\tau_{af}} \tau_{xy}(t) (\sin \alpha \cos \alpha - \cos^2 \alpha). \quad (2.47)$$

Maksimum wariancji naprężenia ekwiwalentnego określało położenie oczekiwanej płaszczyzny złomu, dla której dokonywano dalszych obliczeń trwałości. Na podstawie porównania trwałości eksperymentalnych stali 30CrNiMo8 z obliczeniami wskazali, że najlepsze wyniki daje kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych, ponieważ wszystkie dane eksperymentalne mieszczą się w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.

W pracach [59, 60], Łagoda i Macha sformułowali kryterium oparte na gęstości energii odkształceń normalnych i stycznych w płaszczyźnie krytycznej. Kryterium to oparte jest na następujących założeniach:

- pękanie zmęczeniowe jest spowodowane tą częścią energii odkształceń, która odpowiada pracy naprężenia normalnego $\sigma_n(t)$ na odkształceniu normalnym $\varepsilon_n(t)$, to jest $W_n(t)$ i pracy naprężenia stycznego $\tau_{ns}(t)$ na odkształceniu stycznym $\varepsilon_{ns}(t)$ w kierunku \vec{s} , w płaszczyźnie krytycznej o normalnej \vec{n} , to jest $W_{ns}(t)$,
- kierunek \vec{s} na płaszczyźnie krytycznej pokrywa się ze średnim kierunkiem maksymalnej energii odkształcenia stycznego $W_{ns, \max}(t)$,
- stan graniczny wyężenia materiału jest określony przez maksymalną wartość liniowej kombinacji parametrów gęstości energii odkształcenia normalnego $W_n(t)$ i gęstości energii odkształcenia stycznego $W_{ns}(t)$

$$\max_t \{ \beta W_{ns}(t) + \kappa W_n(t) \} = Q, \quad (2.48)$$

gdzie: β , κ , Q są stałymi do wyboru dla szczególnej wersji kryterium.

Przebieg w czasie ekwiwalentnego parametru gęstości energii odkształcenia dla wieloosiowego stanu naprężenia obliczany jest na płaszczyźnie krytycznej według poniższego wzoru:

$$W_{eq}(t) = \beta W_{ns}(t) + \kappa W_n(t) = \frac{1}{2} \kappa \sigma_n(t) \varepsilon_n(t) + \frac{1}{2} \beta \tau_{ns}(t) \varepsilon_{ns}(t) \operatorname{sgn}[\sigma_n(t), \varepsilon_n(t)] + \frac{1}{2} \beta \tau_{ns}(t) \varepsilon_{ns}(t) \operatorname{sgn}[\tau_{ns}(t), \varepsilon_{ns}(t)], \quad (2.49)$$

gdzie:

$$\operatorname{sgn}[\sigma_n(t), \varepsilon_n(t)] = \frac{\operatorname{sgn}[\sigma_n(t)] + \operatorname{sgn}[\varepsilon_n(t)]}{2},$$

$$\operatorname{sgn}[\tau_{ns}(t), \varepsilon_{ns}(t)] = \frac{\operatorname{sgn}[\tau_{ns}(t)] + \operatorname{sgn}[\varepsilon_{ns}(t)]}{2}.$$

Wyznaczenie położenia płaszczyzny krytycznej można wykonać za pomocą trzech metod opisanych wcześniej przy omawianiu kryterium Machy.

Kryterium to można stosować w zakresie nisko- i wysokocyklowym dla obciążeń cyklicznych i losowych zarówno skorelowanych jak i nieskorelowanych. Kryterium to było wielokrotnie weryfikowane [53, 54] i dało dobre oszacowania trwałości, szczególnie przy wyznaczaniu położenia płaszczyzny krytycznej metodą kumulacji uszkodzeń.

Müller

W 1994 roku Müller [82] przedstawił wyniki badań trzech gatunków żeliw GGG40, GGG60 i GTS45 w warunkach losowego rozciągania–ściskania, skręcania oraz rozciągania–ściskania ze skręcaniem dla współczynników asymetrii cyklu $R = -1$ i 0 . W przypadku obciążeń złożonych zastosowano dwa rodzaje obciążeń: proporcjonalne i nieproporcjonalne. Obciążenie generowano za pomocą komputera i miało charakter gaussowski. Ekstrema występowały z częstotliwością 6 Hz dla obciążeń proporcjonalnych, natomiast w drugim przypadku, gdy obciążenia były nieproporcjonalne, częstotliwość występowania ekstremów dla skręcania wynosiła 6 Hz, a dla rozciągania–ściskania częstotliwość zmieniała się od 3 do $7,8$ Hz. Częstotliwości dobrano tak, by zapewnić zerową wartość oczekiwaną naprężenia ekwiwalentnego. Analizując wyniki badań zauważyć można, że na granicy zmęczenia rozrzuty wyników są pięciokrotne. Zauważalny jest także wzrost trwałości dla obciążeń nieproporcjonalnych.

Papadopoulos

W 1996 roku Papadopoulos [88] sformułował kryterium na podstawie wyników otrzymanych z analizy wytrzymałości zmęczeniowej w skali mezoskopowej. Skala ta swą wielkością obejmuje kilka ziaren, tak więc kryterium Papadopoulosa można umiejscowić pomiędzy tradycyjnym kryterium makroskopowym i kryterium Dang Vana.

Papadopoulos rozważał materiał jako zbiór ziaren (kryształów), które posiadają wyróżnione orientacje w materiale i wzdłuż których rozwijają się odkształcenia plastyczne. Nawet małe zewnętrzne obciążenia, które w skali makroskopowej zachowują własności sprężyste materiału, mogą wywoływać odkształcenia plastyczne w ziarnach o niższej wytrzymałości, które znajdują się w pasmach poślizgu. Suma odkształceń plastycznych wzdłuż płaszczyzn poślizgu jest zbliżona do krytycznej amplitudy naprężenia stycznego. Zatem kryterium przyjmuje postać:

$$\sqrt{\langle T_a^2 \rangle} + \alpha \sigma_{H, \max} \leq \beta, \quad (2.50)$$

gdzie $\langle T_a^2 \rangle$ jest średniokwadratową wartością amplitudy naprężenia stycznego w cyklu.

W przypadku zginania ze skręcaniem z przesunięciem fazy kryterium to przyjmuje postać:

$$\sqrt{\frac{\sigma_a^2}{3} + \tau_a^2} + \alpha \frac{(\sigma_a + \sigma_m)}{3} \leq \beta, \text{ gdzie } \alpha = \left(\frac{3\tau_{af}}{\sigma_{af}} \right) - \sqrt{3}, \text{ a } \beta = \tau_{af}. \quad (2.51)$$

Papadopoulos weryfikował swoje kryterium, korzystając z analizowanych pod tym kątem danych doświadczalnych dostępnych w literaturze. Spośród dużej liczby weryfikowanych danych tylko dla jednego przypadku kryterium wykazywało błąd naprężeń większy od 10% (15% zniżenie granicy wytrzymałości).

Kryterium to można stosować do materiałów, które spełniają nierówność $0,6 \leq \frac{\tau_{af}}{\sigma_{af}} \leq 0,8$ w zakresie zmęczenia wysokocyklowego dla obciążeń w fazie i z przesunięciem fazy. Należy zauważyć, że choć kryterium to obejmuje swoją stosowalnością obciążenia nieproporcjonalne, to w samym modelu kryterium nie występuje przesunięcie fazowe. Zostało ono wyeliminowane podczas wprowadzenia zależności (2.53).

Morel

W 1996 roku Morel [80, 81] zaproponował naprężeniowe kryterium uwzględniające przesunięcie fazy, naprężenie średnie (naprężenie hydrostatyczne) i naprężenie styczne. Według tego kryterium wartość graniczna naprężenia stycznego jest równa:

$$\tau_{\text{lim}} = \frac{-\alpha P_m + \beta}{\alpha \frac{P_a}{\tau_a} + H}, \quad (2.52)$$

gdzie:

$$P_a = \max_{t \in [t_i, t_j]} [|P(t) - P_m|], \quad (2.53)$$

$$\tau_a = \frac{\| \bar{\tau}(t_j) - \bar{\tau}(t_i) \|}{2}, \quad (2.54)$$

$P(t)$ – chwilowa wartość naprężenia hydrostatycznego,

P_a – maksymalna wartość różnicy między wartościami chwilowymi naprężenia hydrostatycznego $P(t)$ i średniego naprężenia hydrostatycznego P_m

$\bar{\tau}(t_i)$, $\bar{\tau}(t_j)$ – wartość naprężenia stycznego odpowiednio w chwili t_i i t_j ,

H – współczynnik przesunięcia fazowego,

β , α – stałe materiałowe wyznaczone tak samo jak w kryteriach Dang Vana i Papadopoulosa [88].

Weryfikację kryterium przeprowadzono na próbkach ze stali 35NCD16, które poddano rozciąganiu, skręcaniu oraz rozciąganiu ze skręcaniem. Przebiegi czasowe obciążeń o nazwie Carlos f1, Carlos f2 były generowane z komputera.

(Przebiegi CARLOS f1 i f2 są specjalnie spreparowanymi przebiegami rzeczywistych obciążeń, jakich doznaje samochód podczas jazdy i są stosowane przez przemysł motoryzacyjny do badań trwałości elementów, bądź całych samochodów. Nazwa CARLOS jest skrótem od Car Loading Sequence. Oznaczenie f1 odnosi się do oryginalnego przebiegu, a f2 do przebiegu pozbawionego wartości amplitud, które powodują znikome uszkodzenie. Operacja ta miała na celu skrócenie czasu badań.). Porównanie wyników obliczeń z wynikami badań doświadczalnych wykazało dobrą zgodność szacowania trwałości zmęczeniowej za pomocą tego kryterium.

Vidal i inni

Vidal wraz ze współpracownikami [128] zaproponował dwa kryteria dla wieloosiowych obciążeń cyklicznych. Pierwsze kryterium oparte jest na koncepcji płaszczyny krytycznej i według niego:

$$E_h(t) = \|\bar{\tau}_{ha}(t)\| + \alpha(N)\sigma_{hha}(t) + \beta(N)\sigma_m, \quad (2.55)$$

gdzie:

$E_h(t)$ – wskaźnik uszkodzenia w czasie t ,

$\alpha(N)$, $\beta(N)$ – stałe zależne od liczby cykli,

$\bar{\tau}_{ha}(t)$ – amplituda naprężenia stycznego w czasie t ,

$\sigma_{hha}(t)$ – amplituda naprężenia normalnego w czasie t ,

σ_m – średnie naprężenie normalne.

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha(N) = \frac{\frac{2\tau_{af}(N)}{\sigma_{af}(N)} - 1}{\sqrt{\frac{2\tau_{af}(N)}{\sigma_{af}(N)} \left(2 - \frac{2\tau_{af}(N)}{\sigma_{af}(N)} \right)}} \\ \beta(N) = \frac{\left(\frac{4\theta(N)}{\sigma_{af,R=0}(N)} \right)^2 - 1}{2 \left(\frac{4\theta(N)}{\sigma_{af,R=0}(N)} \right)} + \alpha(N) \\ \theta(N) = \tau_{af}(N) \sqrt{(\alpha(N))^2 + 1} \end{array} \right. \quad (2.56)$$

$\sigma_{af,R=0}(N)$ – wytrzymałość zmęczeniowa materiału w warunkach obciążenia cyklami o współczynniku asymetrii cyklu $R=0$ dla określonej liczby cykli do zniszczenia N .

Kryterium to jest ważne dla materiałów spełniających zależność

$$0,5 < \frac{\tau_{af}(N)}{\sigma_{af}(N)} < 1.$$

Drugie zaproponowane kryterium jest oparte na koncepcji uśredniania uszkodzenia na wszystkich płaszczyznach przechodzących przez punkt, względem którego wykonujemy obliczenia. W kryterium tym stopień uszkodzenia określa się następująco:

$$E_{FB} = \sqrt{\frac{1}{S} \int_S E_h^2 dS} = 1, \quad (2.57)$$

gdzie S jest polem kuli o jednostkowym promieniu, a parametr E_h oblicza się z następującego wzoru:

$$E_h = \frac{1}{\sigma_{af}(N)} \left[a(N) \max_t \|\bar{\tau}_{ha}(t)\| + b(N) \max_t \sigma_{hha}(t) + c(N) \|\bar{\tau}_m\| + d(N) \sigma_m \right]. \quad (2.58)$$

Stałe $a(N)$, $b(N)$, $c(N)$, $d(N)$ są wyznaczane na podstawie trzech prostych testów zmęczeniowych

$$c(N) = 0,$$

$$b(N) = \sqrt{\frac{15 - \sqrt{\Delta(N)}}{2}},$$

$$\Delta(N) = 225 \left(1 - \frac{8 \left[\left(\frac{\sigma_{af}(N)}{\tau_{af}(N)} \right)^2 - 3 \right]^2}{25} \right),$$

$$a(N) = \sqrt{\frac{12 \left(\frac{\sigma_{af}(N)}{\tau_{af}(N)} \right)^2 - 21 + (b(N))^2}{2}},$$

$$d(N) = \frac{-(3b(N) + 2a(N)) + \sqrt{(3b(N) + 2a(N))^2 + 3 \left(60 \left(\frac{\sigma_{af}(N)}{\sigma_{af,R=0}(N)} \right)^2 - 15 \right)}}{3}. \quad (2.59)$$

Kryterium to jest ważne dla materiałów spełniających zależność

$$\frac{1}{\sqrt{3}} < \frac{\tau_{af}(N)}{\sigma_{af}(N)} < \frac{\sqrt{3}}{2}.$$

Weryfikację kryteriów przeprowadzono na próbkach rurowych wykonanych ze stali Ck45 testowanych w LBF Darmstadt. Próbki poddano kombinacji rozciągania i ciśnienia wewnętrznego, oraz rozciągania ze skręcaniem. W przypadku pierwszego kryterium (2.55) stosunek trwałości obliczeniowej do eksperymentalnej zmienia się od 0,3 do 0,7. Natomiast w przypadku kryterium (2.57) ten sam stosunek zmienia się od 0,3 do 3,9.

Ohkawa, Isobe, Misubi

W 1999 roku Ohkawa, Isobe i Misubi [86] przedstawili wyniki badań próbek cienkościennych ze stali S45C. Próbki poddano cyklicznemu rozciąganiu, skręcaniu i kombinacji rozciągania ze skręcaniem z przesunięciami fazy $\phi = 0$ i $\pi/2$ dla stosunków amplitud $\lambda_\sigma = 0,5$ i 2 z dodatnią wartością naprężenia średniego. Autorzy zaproponowali modyfikację kryterium „ćwiartki elipsy” Gougha, według którego amplitudę ekwiwalentnego naprężenia stycznego oblicza się ze wzoru:

$$\tau_{a,eq}^2 = (4\psi^2 - 1) \left[\left(\sigma_{\max,a} - \tau_{\max,a} + \beta \sqrt{\frac{\sigma_{\max,m}}{\sigma_B - \sigma_{\max,a}}} \right) - \left(\tau_{\max,a} + \alpha \sqrt{\frac{\tau_{\max,m}}{\tau_B - \tau_{\max,a}}} \right) \right]^2 + \left(\tau_{\max,a} + \alpha \sqrt{\frac{\tau_{\max,m}}{\tau_B - \tau_{\max,a}}} \right)^2, \quad (2.60)$$

gdzie:

α i β – współczynnik nachylenia linii wykresu S – N w półlogarytmicznym układzie współrzędnych odpowiednio dla skręcania ($R=-1$) i rozciągania – ściskania ($R=-1$),

σ_B, τ_B – stałe materiałowe,

ψ – stała wyznaczana ze statycznych prób rozciągania, skręcania, a także ze zmęczeniowych prób skręcania ($R=-1$) i rozciągania – ściskania ($R=-1$),

$\sigma_{\max,a}$ – maksymalna wartość amplitudy naprężenia normalnego w płaszczyźnie krytycznej,

$\tau_{\max,a}$ – maksymalna wartość amplitudy naprężenia stycznego w płaszczyźnie krytycznej,

$\sigma_{\max,m}$ – maksymalna wartość średniego naprężenia normalnego w płaszczyźnie krytycznej,

$\tau_{\max,m}$ – maksymalna wartość średniego naprężenia stycznego w płaszczyźnie krytycznej.

Autorzy tego kryterium zauważyli, że pęknięcie rozwija się w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych i normalnych niezależnie od wartości naprężenia średniego i kąta przesunięcia fazowego. Kryterium potwierdza dobrą korelację dla obciążeń z zerową wartością średnią. Natomiast w przypadku obciążeń nieproporcjonalnych z wartością średnią różną od zera niektóre wyniki trwałości są zaniżone i wychodzą poza pasmo rozrzutu o współczynniku 2.

Park, Nelson

Park i Nelson w pracy [89] przedstawili wyniki badań próbek z karbem ze stali 1%Cr-Mo-V. Próby zmęczeniowe obejmowały zginanie, skręcanie i dwie kombinacje zginania ze skręcaniem z przesunięciem fazy $\phi = 0$ i $\pi/2$ dla stałych

stosunków amplitud odkształceń $\lambda_{\varepsilon,eq} = \frac{\gamma_{a,eq}}{\varepsilon_{a,eq}}$ równych 1 i 2, które prowadzono

w temperaturze pokojowej przy częstotliwości 2,5~3,5 Hz. Wyniki badań eksperymentalnych aproksymowano za pomocą amplitudy ekwiwalentnego odkształcenia postaciowego:

$$\gamma_{a,eq} = \frac{\sqrt{3}\gamma_{a,nom}}{2(1+\nu)}, \quad (2.61)$$

gdzie: $\gamma_{a,nom}$ – amplituda odkształcenia postaciowego, $\varepsilon_{a,eq}$ – amplituda odkształcenia normalnego.

Autorzy analizowali proces inicjacji i propagacji pęknięcia. Zauważyli, że w przypadku obciążeń proporcjonalnych dla obu stosunków $\lambda_{\varepsilon,eq}$ pęknięcie inicjowało w płaszczyźnie maksymalnego zakresu naprężeń stycznych i wzrastało aż do długości 10~50 μm , po czym zakreślało, a dalsza propagacja pęknięcia następowała w płaszczyźnie maksymalnego zakresu naprężeń normalnych. W przypadku obciążeń nieproporcjonalnych mechanizm inicjacji i propagacji przebiegał odmiennie dla każdego z $\lambda_{\varepsilon,eq}$. Dla $\lambda_{\varepsilon,eq} = 1$ proces inicjacji i propagacji pęknięcia przebiegał tak samo jak dla obciążeń proporcjonalnych, natomiast dla stosunku $\lambda_{\varepsilon,eq} = 2$ pęknięcie inicjowało w płaszczyźnie maksymalnego zakresu naprężeń stycznych, a następnie propagowało w płaszczyźnie pośredniej pomiędzy płaszczyzną maksymalnego zakresu naprężeń stycznych i płaszczyzną maksymalnego zakresu naprężeń normalnych. Wyniki eksperymentu wskazują, że trwałość próbek wzrasta dla obciążeń przesuniętych w fazie.

Susmel i Petrone

Susmel i Petroni [118, 119] przeprowadzili badania cylindrycznych próbek wykonanych ze stopu aluminium 6082 T6. Próbkę poddano cyklicznemu zgina-

niu, skręcaniu i kombinacji zginania ze skręcaniem w fazie i z przesunięciem fazy dla różnych stosunków amplitud λ_σ . Na podstawie wyników eksperymentalnych weryfikowali swój algorytm szacowania trwałości. Zaproponowany przez nich algorytm bazuje na zmodyfikowanym wykresie Wöhlera i położeniu płaszczyzny inicjacji pęknięcia. Podobnie, jak Papadopoulos określili, że uszkodzenie zależy od amplitudy maksymalnego naprężenia stycznego i maksymalnego naprężenia normalnego w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych (płaszczyzna inicjacji pęknięcia).

Autorzy zdefiniowali współczynnik nachylenia zmodyfikowanego wykresu Wöhlera ρ jako iloraz maksymalnego naprężenia normalnego $\sigma_{n,\max}$ i amplitudy naprężenia stycznego τ_a w płaszczyźnie inicjacji pęknięcia:

$$\rho = \frac{\sigma_{n,\max}(\phi^*, \theta^*)}{\tau_a}, \quad (2.62)$$

ϕ^*, θ^* – kąty określające położenie płaszczyzny maksymalnych naprężeń stycznych w sferycznym układzie współrzędnych.

Modyfikacja wykresu S – N polega również na jego wykreśleniu w układzie $\tau_a(\phi^*, \theta^*) - N$. Wykres trwałości rysowany jest w układzie podwójnie logarytmicznym, a trwałość określa się za pomocą związku

$$N_f = \left[\frac{\tau_{a,R}(\rho)}{\tau_a(\phi^*, \theta^*)} \right]^{k_\tau(\rho)} N_R, \quad (2.63)$$

gdzie:

$\tau_{a,R}(\rho)$ jest amplitudą naprężenia stycznego odpowiadającą granicy zmęczenia przy N_R cyklach. Znając wykresy dla zginania ($\rho=0$) i skręcania ($\rho=1$), $\tau_{a,R}(\rho)$ można zapisać w postaci liniowego związku

$$\tau_{a,R}(\rho) = \tau_{a,R}(\rho=0) + [\tau_{a,R}(\rho=1) - \tau_{a,R}(\rho=0)]\rho. \quad (2.64)$$

Natomiast wykładnik potęgowy we wzorze (2.63) dany jest wyrażeniem:

$$k_\tau(\rho) = k_\tau(\rho=0) + [k_\tau(\rho=1) - k_\tau(\rho=0)]\rho. \quad (2.65)$$

Na podstawie porównania trwałości obliczeniowej i eksperymentalnej punkty eksperymentalne przy stosowanych obciążeniach mieszczą się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2.

2.2. BADANIA W ZAKRESIE TRWAŁOŚCI NISKOCYKLOWEJ

Badania w zakresie małej liczby cykli i dużych odkształceń rozpoczęto w latach pięćdziesiątych XX wieku. Związane to było z dynamicznie rozwijającymi się nowymi gałęziami przemysłu (budową reaktorów atomowych, turbin itp.) oraz z nowo powstałymi maszynami, które umożliwiały sterowanie odkształceniem. Pierwsze prace związane z tą tematyką ukazały się w 1949 roku i związane były z próbami jednoosiowymi. Z czasem wzrastało zapotrzebowanie na wiedzę o zachowaniu się materiału w zakresie dużych odkształceń plastycznych przy wieloosiowych obciążeniach.

Zamrik i Frishmuth

Zamrik i Frishmuth [125] wykonali badania cienkościennych próbek rurowych ze stopu aluminium 7075-T6, które poddano cyklicznemu rozciąganiu – ścisłaniu, skręcaniu oraz kombinacji nieproporcjonalnego rozciągania – ścisłania ze skręcaniem. Program badań dla obciążeń złożonych obejmował przesunięcia fazy pomiędzy obciążeniami $\phi = 0, \pi/6, \pi/4, \pi/3$ i $\pi/2$. W trakcie badań kontrolowano odkształcenia. Do opisu wyników badań autorzy zaproponowali następującą postać odkształceniowego parametru uszkodzenia:

$$\varepsilon_T = \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2}, \quad (2.66)$$

w którym ε_i – odkształcenie główne, $i = 1, 2, 3$.

Wszystkie wyniki były aproksymowane za pomocą związku:

$$\varepsilon_T^\alpha N^\alpha = C, \quad (2.67)$$

gdzie: $\varepsilon_T^\alpha = \max(\varepsilon_T)$, α – wykładnik potęgowy, N – liczba cykli do zniszczenia, C – stała wyznaczona eksperymentalnie.

W trakcie badań autorzy zauważyli, że kąt narastania pęknięcia zmęczeniowego dla obciążeń złożonych zmniejsza się od 37° dla obciążeń w fazie, aż do 0° dla maksymalnego przesunięcia fazy. Zauważono także, że w przypadku obciążeń z przesunięciem fazy kierunki główne odkształceń ulegają rotacji.

Brown, Miller i inni

Brown i Miller w 1973 roku w pracy [8] zaproponowali odkształceniowe kryterium zmęczenia dla wieloosiowych obciążeń. Autorzy na podstawie analiz wyników badań dostępnych w literaturze doszli do wniosku, że lepszym parametrem do opisu procesu zmęczenia jest odkształcenie niż naprężenie. Założyli, że

o trwałości decyduje nieliniowa funkcja stanu odkształcenia $f[\cdot]$ i odkształcenie postaciowe powiązane następującą zależnością:

$$\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2} = f\left[\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2}\right]. \quad (2.68)$$

W pracy wyróżniono dwa rodzaje pęknięć: pierwszy, kiedy pęknięcie rozwija się wzdłuż powierzchni elementu tzw. przypadek „A”, natomiast drugi, gdy pęknięcie propaguje w głąb elementu – przypadek „B”. Kryterium to można stosować zarówno dla zakresu niskocyklowego jak i wysokocyklowego.

Kanazawa, Brown i Miller [36, 37] opublikowali wyniki badań stali 1%Cr-Mo-V dla złożonego cyklicznego rozciągania ze skręcaniem z przesunięciem fazy. Badania prowadzono dla rozciągania – ściskania, skręcania oraz kombinacji rozciągania ze skręcaniem dla $\lambda_\varepsilon = 1; 1,5; 2; 4$ i przesunięcia fazy $\phi = 0, \pi/6, \pi/4, \pi/3, \pi/2, 3\pi/4, \pi$. Zauważono, że w przypadku obciążeń z przesunięciem fazy – w etapie pierwszym pęknięcia zmęczeniowe inicjują w płaszczyźnie występowania maksymalnego odkształcenia postaciowego i największej amplitudy odkształcenia normalnego. Parametrami, które kontrolują przebieg procesu zmęczenia są amplituda odkształcenia normalnego i zakres zmian odkształcenia postaciowego w płaszczyźnie maksymalnego ścinania. Eksperyment wykazał, że najmniejszą trwałość otrzymano w przypadku przesunięcia fazy o $\pi/2$, natomiast dla obciążeń proporcjonalnych uzyskano najwyższą granicę wytrzymałości. Próby opisu umocnienia materiału w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych przyczyniły się do sformułowania wyrażenia dla określenia współczynnika tego umocnienia w postaci:

$$F_{NP} = \frac{0,5\gamma_{45-\Delta\gamma_{\max}}}{\Delta\gamma_{\max}}, \quad (2.69)$$

gdzie: $0,5\gamma_{45-\Delta\gamma_{\max}}$ – odkształcenia postaciowe pod kątem 45° do maksymalnego zakresu odkształcenia postaciowego $\Delta\gamma_{\max}$.

W przypadku szczególnym, gdy zakres maksymalnego odkształcenia postaciowego jest taki sam na wszystkich płaszczyznach, tj. dla obciążeń sinusoidalnych z przesunięciem fazy $\phi=\pi/2$ i stosunku $\lambda_\varepsilon=1+\nu$, współczynnik nieproporcjonalności F_{NP} przyjmuje formę:

$$F_{NP} = \sqrt{\frac{\lambda_\varepsilon^2 + (1+\nu)^2 - \sqrt{\left((1+\nu)^2 - \lambda_\varepsilon^2\right)^2 + \left(2\lambda_\varepsilon(1+\nu)\cos\phi\right)^2}}{\lambda_\varepsilon^2 + (1+\nu)^2 + \sqrt{\left((1+\nu)^2 - \lambda_\varepsilon^2\right)^2 + \left(2\lambda_\varepsilon(1+\nu)\cos\phi\right)^2}}}. \quad (2.70)$$

Kanazawa, Brown i Miller zauważyli także, że kształt pętli histerezy ($\sigma - \varepsilon$) jest różny w przypadku obciążeń w fazie i z przesunięciem fazy.

Obserwacje poczynione na bazie doświadczeń ze stałą 1%Cr-Mo-V oraz różnych przypadków pęknięcia doprowadziły do zaproponowania przez Kandila, Browna i Millera nowego kryterium w postaci:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S\Delta\varepsilon_n = C, \quad (2.71)$$

gdzie S – stała wyznaczana eksperymentalnie.

Według autorów kryterium to dobrze opisuje wyniki badań.

Wang i Brown zauważyli, że parametr (2.71) zdefiniowany na zakresie odkształceń jest odpowiedni tylko dla obciążeń proporcjonalnych, kiedy to wierzchołki pętli histerezy występują w tym samym czasie cyklu zmęczeniowego. Natomiast w przypadku występowania różnych ścieżek obciążenia, a więc i różnego stopnia nieproporcjonalności wierzchołki pętli histerezy występować będą w różnych chwilach okresu cyklu. Dlatego w celu uwzględniania nieproporcjonalności obciążeń zaproponowali modyfikację kryterium Kandila–Browna–Millera rozdzielając kryterium na dwie części w zależności od sposobu pęknięcia. Dla dwóch przypadków pęknięcia odpowiednie kryteria mają postać:

$$\Delta\gamma_{eq,a} = \Delta\gamma_{\max} + 2S\varepsilon^* \quad \text{dla przypadku A,} \quad (2.72)$$

$$\Delta\gamma_{eq,a} = \Delta\gamma_{\max} \quad \text{dla przypadku B,} \quad (2.73)$$

gdzie: ε^* – odkształcenie normalne obliczane na płaszczyźnie maksymalnego zakresu odkształcenia postaciowego $\Delta\gamma_{\max}$.

W przypadku rozciągania ze skręcaniem płaszczyzna maksymalnego ścinania jest zorientowana prostopadle do wolnej powierzchni (tzw. przypadek A). Natomiast, kiedy maksymalne odkształcenie postaciowe występuje pod kątem 45° do wolnej powierzchni, wtedy zachodzi przypadek B, dla którego S jest równe 0.

Lohr i Ellison

Lohr i Ellison w pracy [51] sformułowali kryterium wyężenia zmęczeniowego dla zakresu małej liczby cykli do zniszczenia. Autorzy założyli, że maksymalne odkształcenie postaciowe γ_{\max} w płaszczyźnie przecinającej powierzchnię pod kątem 45° kontroluje proces inicjacji i propagacji pęknięcia. Ich kryterium przyjmuje postać:

$$\gamma_{\max} + k\varepsilon_n = C \quad (2.74)$$

ε_n – odkształcenie normalne w płaszczyźnie krytycznej,
 k – współczynnik najlepszej aproksymacji wyników.

Kryterium weryfikowano na próbkach ze stali 1Cr-Mo-V, które poddawano skręcaniu, rozciąganiu i proporcjonalnemu rozciąganiu ze skręcaniem dla $\lambda_e = 1; 2; 4$. Dla tego typu materiału uzyskano $k=0,2$.

Socie i inni

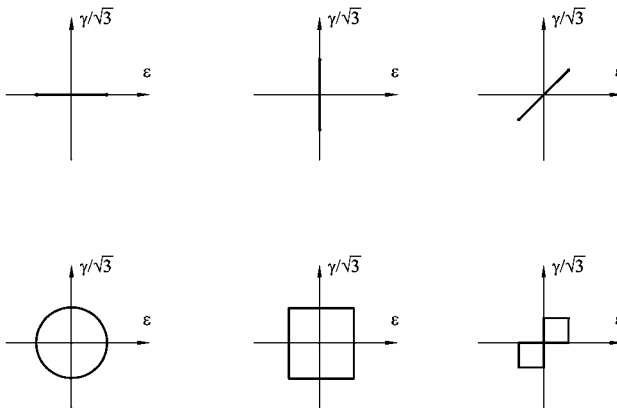
Socie i inni [19, 107, 108] zauważyli obserwując wzrost pęknięć zmęczeniowych, że duży wpływ na rozwój pęknięć ma odkształcenie normalne w płaszczyźnie maksymalnego odkształcenia postaciowego. W wyniku tych obserwacji dane eksperymentalne aproksymowano następującym równaniem:

$$\gamma_{\max,a} + \varepsilon_{an} + \frac{\sigma_{n0}}{E} = \gamma'_f (2N_f)^c + \frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^b \quad (2.75)$$

σ_{n0} – naprężenie średnie normalne w płaszczyźnie występowania maksymalnego odkształcenia postaciowego,

ε_{an} – amplituda odkształcenia normalnego w płaszczyźnie maksymalnego odkształcenia postaciowego.

Kryterium to autorzy weryfikowali na próbkach cienkościennych dla sześciu różnych ścieżek obciążenia (rys. 2.1.). Wyniki doświadczeń wykazały, że trwałość próbek maleje około dziesięciokrotnie dla obciążeń nieproporcjonalnych w porównaniu z testem rozciągania – ściskania. Spadek trwałości jest efektem powstania nieproporcjonalnego umocnienia.



Rys. 2.1. Ścieżki obciążenia zastosowane w badaniach Socie [107]

Dalsze analizy testów i kryteriów zmęczeniowych wykazały, że w modelach bazujących na odkształceniach nie występuje parametr, który uwzględniłby efekt umocnienia materiału w warunkach obciążeń nieproporcjonalnych. Aby uwzględnić ten efekt, Socie i Fatemi zmodyfikowali kryterium Millera

i Browna zastępując odkształcenie normalne w płaszczyźnie krytycznej wartością maksymalnego naprężenia normalnego:

$$\gamma_{\max} \left(1 + \frac{k\sigma_{n,\max}}{R_e} \right) = \text{const.} \quad (2.76)$$

W związku (2.76) $\sigma_{n,\max} = \sigma_{n,a} + \sigma_{n,m}$, k – jest stałą dobieraną doświadczalnie.

Nitta, Ogata i Kuwabara

Nitta, Ogata i Kuwabara [85] w swych rozważaniach do obliczeń trwałości zmęczeniowej zastosowali kryterium energetyczne oparte na parametrze gęstości energii odkształcenia uzależniając je od sposobu pęknięcia i rodzaju obciążenia. W przypadku obciążeń proporcjonalnych, dla których proces pęknięcia przebiega według sposobu I (model I) do obliczeń wykorzystali parametr gęstości energii odkształcenia normalnego w postaci:

$$\Delta W_I = \frac{\Delta\sigma_I}{2} \Delta\varepsilon_I = A_I N_f^{-\beta_I}, \quad (2.77)$$

gdzie: $\Delta\sigma_I/2$ – amplituda maksymalnego naprężenia normalnego,
 $\Delta\varepsilon_I$ – maksymalny zakres odkształcenia normalnego,
 β_I, A_I – stałe materiałowe.

Natomiast, kiedy pęknięcie rozwija się według sposobu II, zaproponowali parametr oparty na gęstości energii odkształcenia postaciowego

$$\Delta W_{II} = \Delta\tau_{II} \Delta\gamma_{13} = A_{II} N_f^{-\beta_{II}}, \quad (2.78)$$

gdzie: $\Delta\tau_{II}$ – maksymalny zakres naprężenia stycznego,
 $\Delta\gamma_{13}$ – maksymalny zakres odkształcenia postaciowego,
 β_{II}, A_{II} – stałe materiałowe.

Autorzy zauważyli, że dla obciążeń nieproporcjonalnych pęknięcia mają charakter mieszany (model I i model II) i dla obliczeń trwałości zmęczeniowej N_{NP} zaproponowali związek

$$\frac{1}{N_{NP}} = \frac{1}{N_I} + \frac{1}{N_{II}}. \quad (2.79)$$

Kryterium powstało na bazie obserwacji pęknięć stali 304 w warunkach podwyższonej temperatury (550°C) w zakresie małej liczby cykli do zniszczenia. Badania prowadzono dla obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych z przesunięciem fazy $\phi = \pi/6, \pi/4, \pi/3, \pi/2$. Wyniki opisane proponowanym modelem dobrze korelują z wynikami eksperymentalnymi.

Liu

Liu w swych rozważaniach [49, 50] zaproponował odmienne parametry energetyczne. I tak dla pierwszego sposobu pęknięcia parametr energetyczny jest sumą maksymalnej gęstości energii odkształcenia normalnego i gęstości energii odkształcenia postaciowego w płaszczyźnie maksymalnej energii odkształcenia normalnego:

$$\Delta W_I = (\Delta W_n)_{\max} + \Delta W_s = (\Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n)_{\max} + \Delta \tau_{ns} \Delta \varepsilon_{ns}. \quad (2.80)$$

Natomiast dla II sposobu pęknięcia (model II) parametr energetyczny jest sumą maksymalnej gęstości energii odkształcenia postaciowego i energii odkształcenia normalnego w płaszczyźnie maksymalnej energii odkształcenia postaciowego. Autor wyróżnia jeszcze dla II sposobu pęknięcia dwa przypadki pęknięcia materiałów, to jest przypadek A i B.

$$\Delta W_{II,A} = (\Delta W_{ns})_{\max} + \Delta W_n = (\Delta \tau_{ns} \Delta \varepsilon_{ns})_{\max} + \Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n - \text{typ A pęknięcia} \quad (2.81)$$

$$\Delta W_{II,B} = (\Delta W_{ns})_{\max} + \Delta W_n = (\Delta \tau_{ns} \Delta \varepsilon_{ns})_{\max} + \Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n - \text{typ B pęknięcia} \quad (2.82)$$

We wzorach (2.81) i (2.82) różnie wyznaczane są zakresy $\Delta \tau_{ns}$ i $\Delta \varepsilon_{ns}$.

Powyższe kryteria stosowane są do obciążeń proporcjonalnych. Dla obciążeń nieproporcjonalnych autor proponuje inną metodę obliczania energii odkształcenia. Dla cyklicznych obciążeń z przesunięciem fazy zaleca wyliczenie dwóch fikcyjnych energii dla proporcjonalnych obciążeń wzdłuż średnic koła lub elipsy, a następnie zsumowanie ich.

Bantachfine, Azari, Pluvinage

Bantachfine, Azari i Pluvinage [4, 5] przebadali próbki rurowe ze stopu magnezu i litu, poddając je rozciąganiu ze skręcaniem dla stosunku odkształceń $\lambda_\varepsilon=1,5$. Zastosowano obciążenia o trójkątnym kształcie sygnału obciążającego z przesunięciem fazy $\phi = 0, \pi/18, \pi/6, \pi/3, \pi/2, 2\pi/3, 0,83\pi, \pi$. Zauważyli, że wzrost przesunięcia fazowego od 0 do $\pi/2$ zmniejsza trwałość zmęczeniową tego materiału, a następnie od $\pi/2$ do π trwałość rośnie symetrycznie względem przesunięcia $\pi/2$, osiągając dla maksymalnego przesunięcia fazy taką samą trwałość jak dla obciążeń proporcjonalnych.

Itoh i inni

Itoh wraz z współpracownikami [30, 31, 32] przedstawili wyniki badań stali 304 i stopu aluminium 6061 dla różnych 2 zakresów odkształceń ($\Delta\varepsilon=0,5$ $\Delta\gamma=0,87$; $\Delta\varepsilon=0,8$ $\Delta\gamma=1,39$) i dla 14 różnych ścieżek obciążenia przedstawionych na rysunku 2.2.

Porównując wyniki badań stali 304 z rozciągania – ściskania dla mniejszych zakresów odkształceń z obciążeniem dla ścieżek 1 i 2 zauważono, że trwałość zmęczeniowa zmniejsza się trzykrotnie. W przypadku porównania obciążeń proporcjonalnych (ścieżka 5) z obciążeniami dla ścieżek 3, 4, 6, 8, 9 i 10 trwałość zmniejsza się około pięć razy. Trwałości dla ścieżek 5, 7 i 11 są zbliżone. Natomiast dla wyższego zakresu odkształceń najniższą trwałość otrzymano dla ścieżki obciążenia nr 10 i w porównaniu z odkształceniem proporcjonalnym trwałość jest mniejsza dziesięciokrotnie. W przypadku stopu aluminium najmniejszą trwałość otrzymano dla ścieżki numer 14.

Autorzy do opisanego wyników badań eksperymentalnych zastosowali:

(i) parametr nieproporcjonalnego zakresu odkształceń

$$\Delta \varepsilon_{NP} = (1 + \alpha f_{NP}) \Delta \varepsilon_I, \quad (2.83)$$

gdzie: α – stała materiałowa zależna od dodatkowego nieproporcjonalnego umocnienia (dla stali 304 $\alpha=0,9$; dla stopów aluminium $\alpha=0,2$),
 f_{NP} – współczynnik nieproporcjonalności w postaci:

$$f_{NP} = \frac{k}{T \varepsilon_{I \max}} \int_0^T \left(|\sin \xi(t)| \varepsilon_I(t) \right) dt, \quad (2.84)$$

$$\Delta \varepsilon_I = \max[\varepsilon_{I \max} - \cos \xi(t) \varepsilon_I(t)], \quad (2.85)$$

$\xi(t)$ – kąt pomiędzy $\varepsilon_{I \max}$ a $\varepsilon_I(t)$

k – stała, która dla przesunięcia fazy $\phi = \pi/2$ równa jest jedności,

T – czas trwania jednego cyklu obciążenia,

$$\varepsilon_I(t) = \begin{cases} |\varepsilon_1(t)| & \text{dla } |\varepsilon_1(t)| \geq |\varepsilon_3(t)| \\ |\varepsilon_3(t)| & \text{dla } |\varepsilon_3(t)| \geq |\varepsilon_1(t)| \end{cases}, \quad \varepsilon_{I \max} = \max[\varepsilon_I(t)], \quad (2.86)$$

oraz

(ii) parametr oparty na modelu COD (Crack Opening Displacement)

$$\Delta \varepsilon_{NP}^* = (1 + \alpha f_{NP}^*) \Delta \varepsilon_I^*, \quad (2.87)$$

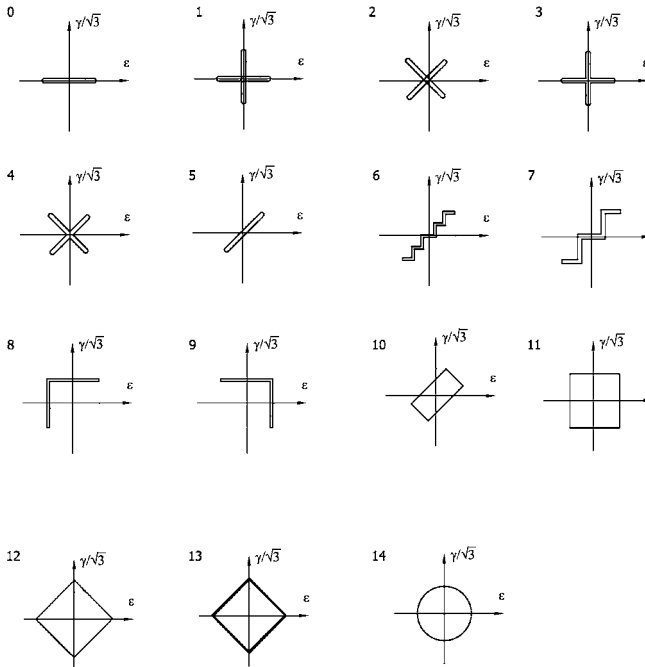
$$f_{NP}^* = \frac{k^*}{T \varepsilon_{I \max}^*} \int_0^T \left(|\sin \xi(t)| \varepsilon_I^*(t) \right) dt, \quad (2.88)$$

k^* – stała, która dla przesunięcia fazy $\phi = \pi/2$ równa jest 1,66,

$\Delta \varepsilon_I^*$ – zakres odkształceń oparty na koncepcji COD dla odkształceń nieproporcjonalnych,

$\varepsilon_I^*(t)$ – odkształcenie oparte na koncepcji COD.

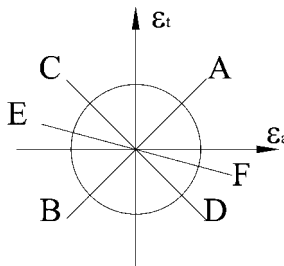
Autorzy wskazują na dobrą zgodność wyników eksperymentalnych z wynikami obliczeń według zaproponowanych modeli.



Rys. 2.2. Ścieżki obciążenia zastosowane w badaniach Itoh, przypadki 0-13 odnoszą się do stali 304, a przypadki 0-12 i 14 do stopu aluminium 6061 [30, 31]

Ellyin i inni

Ellyin i Xia [129] przedstawili wyniki badań stopu aluminium 6061 wzmocnionego tlenkiem glinu. Badania prowadzono na cienkościennych próbkach przy proporcjonalnym i nieproporcjonalnym rozciąganiu – ścisnieniu i ciśnieniu wewnętrznym. Rodzaje stosowanych obciążeń pokazano na rysunku 2.3.



Rys. 2.3. Ścieżki obciążeń w badaniach Ellyina [129]: AB – odkształcenie w fazie, CD – czyste ścinanie, EF – rozciąganie-ściskanie, okrąg – odkształcenia z przesunięciem fazy $\phi=\pi/2$

Wyniki badań wskazują, że materiał zastosowany w badaniach miał mniejszą trwałość w przypadku obciążeń nieproporcjonalnych.

Do opisu wyników eksperymentu zastosowali kryterium w postaci:

$$\psi = \frac{\Delta W^P}{\bar{\rho}} + \Delta W^{e+} = \kappa N_f^\alpha + C, \quad (2.89)$$

gdzie:

$$\Delta W^P = \int_{\text{cykle}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^P \quad \Delta W^{e+} = \int_{\text{cykle}} H(\sigma_i) H(d\varepsilon_i^e) \sigma_i d\varepsilon_{ij}^e, \quad (2.90)$$

ΔW^P – gęstość energii odkształcenia plastycznego w cyklu,

ΔW^{e+} – dodatnia część gęstości energii odkształcenia sprężystego związana z rozciąganiem,

$H(x)$ – funkcja Heavyside'a, gdzie: $H(x)=1$ dla $x>0$ i $H(x)=0$ dla $x\leq 0$,

σ_{ij} – składowe tensora naprężenia,

ε_{ij}^p – plastyczne części składowych tensora odkształcenia,

$\bar{\rho}$ – współczynnik wieloosiowych więzów,

κ, α, C – stałe materiałowe.

Powyższe kryterium można stosować dla nisko- i wysokocyklowej trwałości.

De-Guang i De-Jun

W pracy [16] zaproponowano kryterium niezależne od ścieżki obciążenia, oparte na koncepcji płaszczyzny krytycznej dla obciążeń proporcjonalnych i nieproporcjonalnych w zakresie niskocyklowego zmęczenia. Według tego kryterium parametrem odpowiedzialnym za uszkodzenie jest krytyczna wartość ekwiwalentnego odkształcenia ε_{eq}^{cr}

$$\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^{cr}}{2} = \sqrt{\left[\varepsilon_n^{*2} + \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta \gamma_{max}}{2} \right)^2 \right]}, \quad (2.91)$$

gdzie:

$$\varepsilon_n^* = \frac{\Delta \varepsilon_n}{2} [1 + \cos(\xi + n)], \quad (2.92)$$

$$\xi = \arctg \left\{ \frac{\frac{\gamma_a}{\varepsilon_a} \sin 2\alpha \sin \phi}{\left[(1 + \nu) \cos 2\alpha + (1 - \nu) + \frac{\gamma_a}{\varepsilon_a} \sin 2\alpha \cos \phi \right]} \right\}, \quad (2.93)$$

$$n = \arctg \left\{ \frac{-\frac{\gamma_a}{\varepsilon_a} \cos 2\alpha \sin \phi}{\left[\frac{\gamma_a}{\varepsilon_a} \cos 2\alpha \cos \phi - (1 + \nu) \sin 2\alpha \right]} \right\}, \quad (2.94)$$

α – kąt pomiędzy osią próbki a normalną do płaszczyzny krytycznej.

Kryterium (2.93) weryfikowano na podstawie danych z badań Socie dla trzech rodzajów materiałów, tj. stali 1045 HR, stali 304 i Inconel 718, dla sześciu różnych ścieżek obciążenia.

Porównanie trwałości obliczeniowych z eksperymentalnymi dało zadowalające wyniki, które mieściły się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2.

Chen, Xu, Huang

Chen, Xu i Huang [10, 11] zmodyfikowali kryterium Sociego wprowadzając składową gęstości energii odkształcenia postaciowego w płaszczyźnie krytycznej, którą jest płaszczyzna maksymalnego głównego odkształcenia

$$\Delta \varepsilon_1^{\max} \Delta \sigma_1 + \Delta \gamma_1 \Delta \tau_1 = 4 \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + 4 \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c}, \quad (2.95)$$

gdzie: σ_f' , ε_f' , b , c – parametry charakterystyki zmęczeniowej ($\Delta \varepsilon - N_f$) Mansona – Coffina, $\Delta \varepsilon_1^{\max}$ – maksymalny zakres głównego odkształcenia, $\Delta \sigma_1$, $\Delta \gamma_1$, $\Delta \tau_1$ – odpowiednio zakresy naprężenia normalnego, odkształcenia postaciowego i naprężenia stycznego, występujące na płaszczyźnie krytycznej w tym samym czasie co $\Delta \varepsilon_1^{\max}$.

Powyższe kryterium można zastosować dla materiałów pękających według sposobu I (model I). Jeżeli materiał pęka według sposobu II (model II) autorzy zaproponowali kryterium w postaci

$$\Delta \gamma_{\max} \Delta \tau + \Delta \varepsilon_n \Delta \sigma_n = 4 \frac{\tau_f'^2}{G} (2N_f)^{2b_t} + 4 \tau_f' \gamma_f' (2N_f)^{b_t+c_t}, \quad (2.96)$$

gdzie: τ_f' , γ_f' , b_t , c_t – parametry charakterystyki zmęczeniowej ($\Delta \gamma - N_f$) Mansona – Coffina, $\Delta \gamma_{\max}$ – maksymalny zakres odkształcenia postaciowego, $\Delta \sigma_n$, $\Delta \varepsilon_n$, $\Delta \tau$ – odpowiednio zakresy naprężenia normalnego, odkształcenia normalnego i naprężenia stycznego, występujące na płaszczyźnie krytycznej w tym samym czasie co $\Delta \gamma_{\max}$, a płaszczyzną krytyczną jest płaszczyzna maksymalnych odkształceń postaciowych.

Weryfikację powyższych kryteriów wykonano dla różnych ścieżek obciążenia: trzech okręgów o różnych zakresach odkształceń (0,33%, 0,47%, 0,60%), trzech rombów o zakresach odkształceń 0,33%, 0,47%, 0,60%, elipsy, prostokąta i obciążenia proporcjonalnego. Wyniki badań wykazały znaczne zredukowanie trwałości dla obciążeń nieproporcjonalnych z przesunięciem fazy $\phi = \pi/2$ (ścieżka obciążenia w kształcie okręgu) w stosunku do obciążeń proporcjonalnych. Porównanie trwałości eksperymentalnych z obliczonymi wykazało rozrzut wyników w paśmie o współczynniku 2.

Varvani – Farahani

Varvani – Farahani [126, 127] przeprowadził analizę wyników badań dla kilku rodzajów materiałów oraz dla różnych sposobów obciążenia. Zastosowane obciążenia podzielił na trzy grupy:

- obciążenia proporcjonalne – sinusoidalne z i bez wartości średniej,
- obciążenia nieproporcjonalne – o kształcie kwadratu i dwóch kwadratów na płaszczyźnie $\varepsilon - \gamma/\sqrt{3}$,
- obciążenie nieproporcjonalne – sinusoidalne z przesunięciem fazy $\phi = \pi/6, \pi/4$ i $\pi/2$.

Autor zaproponował parametr wieloosiowego zmęczenia, który jest sumą zakresów gęstości energii odkształcenia normalnego i gęstości energii odkształcenia postaciowego na płaszczyźnie krytycznej, w której odkształceniowe i naprężeniowe koła Mohra są największe w trakcie obciążenia i odciążenia

$$\frac{1}{\sigma'_f \varepsilon'_f} \Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n + \frac{1 + \frac{\sigma'_{n,m}}{\sigma'_f}}{\tau'_f \gamma'_f} \Delta \tau_{ns,max} \Delta \left(\frac{\gamma_{ns,max}}{2} \right) = f(N_f), \quad (2.97)$$

gdzie: $f(N_f)$ – jest funkcją liczby cykli do zniszczenia.

Zaproponowany parametr daje dobrą zgodność wyników w zakresie nisko i wysokocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej. Stosowanie tego kryterium zalecane jest dla obciążeń cyklicznych.

Xiao, Umakoshi, Sun

Xiao, Umakoshi i Sun [130] przeprowadzili badania próbek ze stopu Zr-4 (Zircaloy-4) przy sinusoidalnych odkształceniach rozciągająco – skręcających z przesunięciem fazy $\phi = 0, \pi/6, \pi/3$ i $\pi/2$ oraz różnych stosunkach odkształceń głównych $\varepsilon_3/\varepsilon_1$. Na podstawie analizy wyników zauważono, że wraz ze wzrostem przesunięcia fazy wzrasta nieproporcjonalne umocnienie, a trwałość dla maksymalnego przesunięcia fazy zmniejszyła się prawie dziesięciokrotnie

w stosunku do obciążeń proporcjonalnych. Analiza mikrostruktury wykazała równoległe i długie pasma dyslokacji dla obciążeń proporcjonalnych niezależnie od stosunku $\varepsilon_3/\varepsilon_1$, a wraz ze wzrostem przesunięcia fazy zauważano, że oprócz równoległych pasm poślizgu pojawia się więcej dyslokacji poprzecznych.

2.3. PODSUMOWANIE

Z przeglądu literatury w zakresie wieloosiowych obciążeń wynika, że najczęściej stosowanymi rodzajami obciążeń są obciążenia cykliczne i dla nich najwięcej jest proponowanych kryteriów wyęczenia zmęczeniowego. Inaczej jest, gdy obciążenia mają charakter losowy lub zmiennoamplitudowy. W tym przypadku liczba badań jest znacznie ograniczona, a liczba kryteriów bardzo mała, a przecież tego rodzaju obciążenia występują najczęściej w praktyce. Na podstawie przeglądu literatury można także wyciągnąć wniosek, że przeniesione statyczne kryteria wyęczenia na zakres obciążeń zmęczeniowych rzadko się sprawdzają i mogą być wykorzystane jedynie do najprostszego sposobu obciążenia, jakim jest cykliczne sinusoidalne obciążenie bez przesunięcia fazy. W przypadku, gdy obciążenia są nieproporcjonalne widać jak wielkie różnice powstają w szacowaniu trwałości eksperymentalnej, a to w znacznym stopniu utrudnia procesy projektowania i prowadzi do przewymiarowania konstrukcji.

Kolejnym spostrzeżeniem wynikającym z przeglądu literatury jest duża różnorodność podejść badaczy do formułowania kryteriów wyęczenia zmęczeniowego przy wieloosiowych obciążeniach. Można wyróżnić: kryteria empiryczne, kryteria bazujące na uśrednianiu obciążeń na wszystkich płaszczyznach, kryteria polegające na uśrednianiu obciążeń w pewnej objętości oraz kryteria oparte na płaszczyźnie krytycznej. Tym ostatnim poświęca się obecnie szczególną uwagę i są najczęściej stosowane. Jednak i w tym przypadku pojawiają się problemy z ustaleniem płaszczyzny krytycznej. Macha zaproponował trzy metody określania położenia płaszczyzny krytycznej: metodę wariancji, metodę funkcji wagowej i metodę kumulacji uszkodzeń [65].

Ciekawe podejście zaprezentował Dang Van, który wprowadził skalę mikroskopową do prognozowania trwałości zmęczeniowej. Morel i Papadopoulos wprowadzili do swych modeli skalę mezoskopową, w której pod uwagę bierze się kilka ziaren. Jednak w tym przypadku można postawić pytanie, ile ziaren należy wziąć pod uwagę, by kryterium było efektywne?

Osobnym problemem jest wpływ wartości średniej, gdzie z reguły przeprowadza się transformację amplitud według wzorów: Gerbera, Smitha, Goodmana itp., a nie zwraca się uwagi, że naprężenie średnie ogranicza kąty zmian kierunków głównych naprężeń.

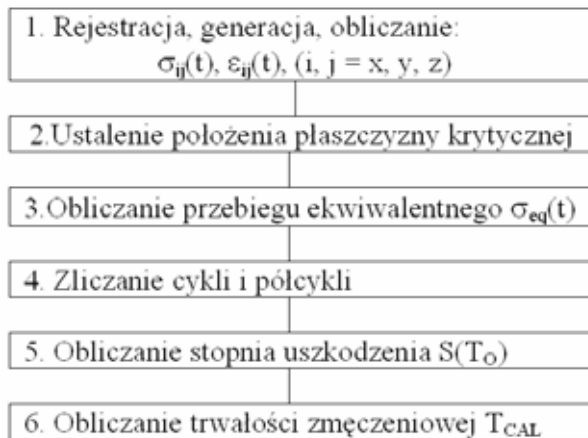
Stosowanie kryteriów wieloosiowego zmęczenia przy cyklicznych obciążeniach nieproporcjonalnych z przesunięciem fazy nadal sprawia problemy

w dokładnym oszacowaniu trwałości zmęczeniowej. Znacznie większy problem istnieje, gdy obciążenia są nieproporcjonalne i mają losowy charakter. Dlatego jednym z ważniejszych zadań, jakie należy podjąć, jest określenie wzajemnego wpływu obciążeń, czyli ich interakcji na wytrzymałość zmęczeniową. Wydaje się, że wyjaśnienie tego problemu może dać zbadanie wpływu funkcji korelacji wzajemnej naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie krytycznej na trwałość zmęczeniową.

3. ALGORYTM OCENY TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

Prawidłowe oszacowanie trwałości zmęczeniowej elementów maszyn i konstrukcji jest ważnym zagadnieniem w wielu obszarach działalności inżynierskiej. Przez wiele lat rozwijano różne kryteria i koncepcje wyęczenia materiałów (rozd. 2) po to, by obniżyć do minimum czynnik niepewności w procesie projektowania, produkcji i eksploatacji maszyn i konstrukcji. Zaproponowano wiele różnych algorytmów oceny trwałości zmęczeniowej materiałów, jednak najwięcej zwolenników ma obecnie koncepcja oparta na płaszczyźnie krytycznej. W przypadku wieloosiowych obciążeń eksploatacyjnych i kryteriów opartych na płaszczyźnie krytycznej najczęściej stosuje się algorytm w formie przedstawionej na rys. 3.1.

Poniższy algorytm przeznaczony jest do obliczania trwałości zmęczeniowej materiałów w warunkach obciążeń, w których nie występują składowe statyczne naprężenia.



Rys. 3.1. Schemat algorytmu określania trwałości zmęczeniowej materiałów przy wieloosiowych obciążeniach eksploatacyjnych

Blok 1

W bloku tym następuje pomiar, generacja lub obliczanie historii naprężeń lub odkształceń. Pomiar wykonuje się na rzeczywistych obiektach za pomocą tensometrów lub ekstensometrów, które w postaci sygnałów elektrycznych przekazują historie odkształceń do urządzeń rejestrujących.

W przypadku generacji obciążenia sygnał elektryczny kształtowany jest jako losowy szereg czasowy o wymaganych charakterystykach probabilistycznych.

W przypadku wieloosiowych obciążeń eksploatacyjnych w wybranym punkcie materiału występują zwykle losowe tensory naprężeń $\sigma_{ij}(t)$ i odkształceń $\varepsilon_{ij}(t)$, które należy wygenerować w algorytmie obliczeń trwałości zmęczeniowej

$$\sigma_{ij}(t) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}(t) & \tau_{xy}(t) & \tau_{xz}(t) \\ \tau_{yx}(t) & \sigma_{yy}(t) & \tau_{yz}(t) \\ \tau_{zx}(t) & \tau_{zy}(t) & \sigma_{zz}(t) \end{bmatrix} \text{ i } \varepsilon_{ij}(t) = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}(t) & \frac{\gamma_{xy}(t)}{2} & \frac{\gamma_{xz}(t)}{2} \\ \frac{\gamma_{yx}(t)}{2} & \varepsilon_{yy}(t) & \frac{\gamma_{yz}(t)}{2} \\ \frac{\gamma_{zx}(t)}{2} & \frac{\gamma_{zy}(t)}{2} & \varepsilon_{zz}(t) \end{bmatrix}. \quad (3.1)$$

Każdy z powyższych tensorów zawiera 9 składowych. Jednak stosując twierdzenie o wzajemności naprężeń stycznych, czyli $\tau_{ij}(t) = \tau_{ji}(t)$ i odkształceń postaciowych $\gamma_{ij}(t) = \gamma_{ji}(t)$ dla $i \neq j$ oraz przy założeniu, że materiał ma charakter izotropowy tensory (3.1) stają się symetryczne i można je przedstawić jako 6 – wymiarowe procesy stochastyczne w postaci

$$X(t) = [X_1(t), X_2(t), X_3(t), X_4(t), X_5(t), X_6(t)]. \quad (3.2)$$

Taki wektorowy proces stochastyczny, gdzie $X_i(t)$ dla $i=1, \dots, 6$, oznaczają jednowymiarowe procesy składowe tensorów przy założeniu, że są to procesy stacjonarne i ergodyczne można w ramach teorii korelacyjnej [7] opisać za pomocą:

– wektora wartości oczekiwanych

$$\bar{x} = [\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_6], \quad (3.3)$$

– i sześciowymiarowej macierzy kowariancji

$$[\mu_{ij}] = \begin{bmatrix} \mu_{11} & \mu_{12} & \mu_{13} & \mu_{14} & \mu_{15} & \mu_{16} \\ \mu_{21} & \mu_{22} & \mu_{23} & \mu_{24} & \mu_{25} & \mu_{26} \\ \mu_{31} & \mu_{32} & \mu_{33} & \mu_{34} & \mu_{35} & \mu_{36} \\ \mu_{41} & \mu_{42} & \mu_{43} & \mu_{44} & \mu_{45} & \mu_{46} \\ \mu_{51} & \mu_{52} & \mu_{53} & \mu_{54} & \mu_{55} & \mu_{56} \\ \mu_{61} & \mu_{62} & \mu_{63} & \mu_{64} & \mu_{65} & \mu_{66} \end{bmatrix}, \quad (i, j = 1, \dots, 6), \quad (3.4)$$

a w dziedzinie czasu za pomocą:

– sześciowymiarowej macierzy korelacji

$$[R_{ij}(\tau)] = \begin{bmatrix} R_{11}(\tau) & R_{12}(\tau) & R_{13}(\tau) & R_{14}(\tau) & R_{15}(\tau) & R_{16}(\tau) \\ R_{21}(\tau) & R_{22}(\tau) & R_{23}(\tau) & R_{24}(\tau) & R_{25}(\tau) & R_{26}(\tau) \\ R_{31}(\tau) & R_{32}(\tau) & R_{33}(\tau) & R_{34}(\tau) & R_{35}(\tau) & R_{36}(\tau) \\ R_{41}(\tau) & R_{42}(\tau) & R_{43}(\tau) & R_{44}(\tau) & R_{45}(\tau) & R_{46}(\tau) \\ R_{51}(\tau) & R_{52}(\tau) & R_{53}(\tau) & R_{54}(\tau) & R_{55}(\tau) & R_{56}(\tau) \\ R_{61}(\tau) & R_{62}(\tau) & R_{63}(\tau) & R_{64}(\tau) & R_{65}(\tau) & R_{66}(\tau) \end{bmatrix}, \quad (i, j = 1, \dots, 6), \quad (3.5)$$

gdzie τ – oznacza różnicę pomiędzy chwilami czasowymi ($\tau = t_2 - t_1$).

Macierz korelacji składa się z funkcji autokorelacji (korelacji własnej) $R_{ii}(\tau)$, ($i = j = 1, \dots, 6$) i funkcji korelacji wzajemnej $R_{ij}(\tau)$ ($i \neq j = 1, \dots, 6$).

Funkcja autokorelacji jest funkcją parzystą, natomiast funkcja korelacji wzajemnej jest funkcją nieparzystą i spełnia poniższe warunki:

$$|R_{ij}(\tau)|^2 \leq R_{ii}(0) \cdot R_{jj}(0), \quad (3.6)$$

$$R_{ij}(\tau) = R_{ji}(-\tau). \quad (3.7)$$

Ponadto w przypadkach wieloosiowych obciążeń losowych podaje się wartość współczynnika korelacji.

$$r_{ij} = \frac{\mu_{ij}}{\sqrt{\mu_{ii} \cdot \mu_{jj}}} \quad (3.8a)$$

lub

$$r_{ij} = \frac{R_{ij}(0)}{\sqrt{R_{ii}(0)R_{jj}(0)}}. \quad (3.8b)$$

Związki (3.8a) i (3.8b) są tożsame w przypadku, gdy nie występują wartości średnie w poszczególnych składowych procesach stochastycznych.

Równoważną charakterystyką macierzy korelacji (3.5) w dziedzinie częstotliwości ($f \geq 0$) jest macierz jednostronnych gęstości widmowych mocy składowych tensora:

$$[G_{ij}(f)] = \begin{bmatrix} G_{11}(f) & G_{12}(f) & G_{13}(f) & G_{14}(f) & G_{15}(f) & G_{16}(f) \\ G_{21}(f) & G_{22}(f) & G_{23}(f) & G_{24}(f) & G_{25}(f) & G_{26}(f) \\ G_{31}(f) & G_{32}(f) & G_{33}(f) & G_{34}(f) & G_{35}(f) & G_{36}(f) \\ G_{41}(f) & G_{42}(f) & G_{43}(f) & G_{44}(f) & G_{45}(f) & G_{46}(f) \\ G_{51}(f) & G_{52}(f) & G_{53}(f) & G_{54}(f) & G_{55}(f) & G_{56}(f) \\ G_{61}(f) & G_{62}(f) & G_{63}(f) & G_{64}(f) & G_{65}(f) & G_{66}(f) \end{bmatrix}, \quad (i, j = 1, \dots, 6). \quad (3.9)$$

Analizując wyniki badań doświadczalnych można zauważyć, że najczęściej pęknięcia powstają na powierzchni elementu, gdzie panuje płaski stan naprężenia. W tym przypadku tensor naprężenia (3.1) redukuje się do postaci

$$\sigma_{ij}(t) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}(t) & \tau_{xy}(t) & 0 \\ \tau_{yx}(t) & \sigma_{yy}(t) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (3.10)$$

a tensor odkształceń równy jest

$$\varepsilon_{ij}(t) = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}(t) & \frac{\gamma_{xy}(t)}{2} & 0 \\ \frac{\gamma_{yx}(t)}{2} & \varepsilon_{yy}(t) & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{zz}(t) \end{bmatrix}. \quad (3.11)$$

Blok 2

Położenie płaszczyzny krytycznej można określić wykorzystując jedną z trzech metod:

- metodę wariancji,
- metodę funkcji wagowych,
- metodę kumulacji uszkodzeń.

Metoda wariancji [6] polega na poszukiwaniu maksymalnej wartości wariancji naprężenia (lub innego parametru) ekwiwalentnego według wybranego kryterium wyężenia zmęczeniowego. Za płaszczyznę krytyczną uważa się tę płaszczyznę, dla której wariancja osiąga maksimum. Do obliczenia wartości wariancji naprężenia ekwiwalentnego stosuje się wzór:

$$\mu_{eq} = \sum_{k=1}^6 \sum_{l=1}^6 a_k a_l \mu_{kl}, \quad (3.12)$$

gdzie:

μ_{kl} – elementy macierzy kowariancji (3.4),

a_k, a_l – znane funkcje kosinusów kierunkowych wektorów normalnych \bar{n} i stycznych \bar{s} oraz stałych materiałowych.

Wieloosiowe badania zmęczeniowe wykazały silną zależność położenia płaszczyzny złomu zmęczeniowego [1, 34] od kierunku maksymalnego naprężenia (odkształcenia) głównego lub maksymalnego naprężenia stycznego. Ponieważ osie kierunków głównych zmieniają położenie podczas zmiany obciążenia

nia można wyznaczyć ich średnie położenie wykorzystując metodę funkcji wagowych. W metodzie tej do opisanego chwilowych położenia osi głównych naprężeń wykorzystuje się macierz (3x3) cosinusów kierunkowych

$$\begin{bmatrix} l_1 & l_2 & l_3 \\ m_1 & m_2 & m_3 \\ n_1 & n_2 & n_3 \end{bmatrix}. \quad (3.13)$$

Metoda funkcji wagowych polega na znalezieniu uśrednionych położenia kierunków osi głównych poprzez odpowiednio dobrane funkcje wagowe W_k .

$$\hat{l}_1 = \cos \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \alpha_{1k} W_k, \quad \hat{m}_2 = \cos \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \beta_{2k} W_k, \quad \hat{n}_3 = \cos \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \gamma_{3k} W_k, \quad (3.14)$$

gdzie:

$$W = \sum_{k=1}^L W_k - \text{suma wag,}$$

L – liczba uśrednień,

$\alpha_1, \beta_2, \gamma_3$ – kąty odpowiednio pomiędzy naprężeniami głównymi a osiami układu kartezjańskiego, odpowiednio (σ_1, x) , (σ_2, y) , (σ_3, z) .

Następnie względem tych uśrednionych kierunków ustala się położenie płaszczyzny krytycznej. Jednak wybór właściwych kątów do uśrednienia stwarza problemy i brak jest fizycznych przesłanek, które kąty należy uśrednić. Problem uśredniania właściwych kątów przedstawiono w pracy [9], gdzie cosinusy kierunkowe uzależniono od kątów Eulera. Tak zdefiniowaną macierz cosinusów kierunkowych przedstawiono w postaci:

$$\begin{bmatrix} \cos\phi\cos\theta\cos\psi - \sin\phi\sin\psi & -\cos\phi\cos\theta\sin\psi - \sin\phi\cos\psi & \cos\phi\sin\theta \\ \sin\phi\cos\theta\cos\psi + \cos\phi\sin\psi & -\sin\phi\cos\theta\sin\psi + \cos\phi\cos\psi & \sin\phi\sin\theta \\ -\sin\theta\cos\psi & \sin\theta\sin\psi & \cos\theta \end{bmatrix}. \quad (3.15)$$

Jednak, aby otrzymać wartości kątów Eulera należy wykonać kilka przekształceń. Pierwszym krokiem jest obliczenie wielkości:

$$\chi = \arccos \frac{1}{2}(l_1 + m_2 + n_3 - 1)$$

$$u_1 = \frac{m_3 - n_2}{2 \sin \chi}, \quad u_2 = \frac{n_1 - l_3}{2 \sin \chi}, \quad u_3 = \frac{l_2 - m_1}{2 \sin \chi}. \quad (3.16)$$

Następnie wykorzystując parametry Eulera – Rodrigueza:

$$\lambda = u_1 \sin \frac{\chi}{2}, \quad \mu = u_2 \sin \frac{\chi}{2}, \quad \nu = u_3 \sin \frac{\chi}{2}, \quad \rho = \cos \frac{\chi}{2} \quad (3.17)$$

wyznacza się wartości kątów

$$\begin{aligned} \phi &= \arctg\left(\frac{\nu}{\rho}\right) - \arctg\left(\frac{\lambda}{\mu}\right), \quad \theta = \arcsin\left(\frac{m_3}{\sin \phi}\right), \\ \psi &= \arctg\left(\frac{\nu}{\rho}\right) + \arctg\left(\frac{\lambda}{\mu}\right). \end{aligned} \quad (3.18).$$

Tak obliczone kąty Eulera ϕ , θ , ψ uśrednia się według zależności:

$$\hat{\phi} = \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \phi(k)W(k), \quad \hat{\theta} = \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \theta(k)W(k), \quad \hat{\psi} = \frac{1}{W} \sum_{k=1}^L \psi(k)W(k). \quad (3.19)$$

Jeżeli w procesie uśredniania kątów każda chwila bierze udział, to funkcja wagowa przyjmuje postać:

$$W(k) = W_1(k) = 1, \quad (3.20)$$

w innym przypadku funkcja wagowa może być wyrażona za pomocą następującego związku

$$W(k) = W_2(k) = \begin{cases} \left(\frac{\sigma_1(k)}{a\sigma_{af}}\right)^m & \text{dla } \sigma_1(k) \geq a \cdot \sigma_{af} \\ 0; & \text{dla } \sigma_1(k) < a \cdot \sigma_{af} \end{cases} \quad 0 < a \leq 1, \quad (3.21)$$

gdzie: σ_{af} , m , a są wielkościami występującymi w bloku 5.

Metoda kumulacji uszkodzeń cieszy się obecnie największym zainteresowaniem ze względu na jej bliski związek z koncepcją płaszczyzny krytycznej. Polega ona na wyszukiwaniu, według wybranego kryterium wyężenia, płaszczyzny o największym uszkodzeniu, co jest równoznaczne z najmniejszą trwałością zmęczeniową. Metoda ta jest metodą iteracyjną, co oznacza, że poszukiwanie płaszczyzny krytycznej wymaga wielokrotnego przejścia przez cały algorytm obliczeniowy.

Blok 3

W bloku 3 następuje redukcja wieloosiowego stanu naprężenia, odkształcenia lub gęstości energii odkształceń do ekwiwalentnego stanu jednoosiowego. Reduk-

cja następuje poprzez wybranie odpowiedniego parametru zmęczenia, co wiąże się z identyfikacją płaszczyzny krytycznej. Jednym z niewielu kryteriów wyęczenia zmęczeniowego dla losowych historii jest kryterium zaproponowane przez Machę (2.24), gdzie w zależności od wybranego parametru zmęczenia można uzyskać:

- kryterium maksymalnego naprężenia normalnego w płaszczyźnie krytycznej ($B=0$ i $K=1$),
- kryterium maksymalnego naprężenia stycznego w płaszczyźnie krytycznej ($B \neq 0$ i $K=0$),
- kryterium maksymalnego naprężenia normalnego i stycznego w płaszczyźnie złomu ($B \neq 0$ i $K \neq 0$).

W przypadku wyboru naprężeniowego kryterium wyęczenia zmęczeniowego w bloku tym oblicza się historię naprężenia ekwiwalentnego $\sigma_{eq}(t)$.

Blok 4

Blok ten stosuje się dla przypadków obciążeń losowych, ponieważ dla obciążeń o stałej amplitudzie znana jest wielkość amplitudy i schematyzacja przebiegu jest zbędna. Natomiast w przypadku, gdy historia obciążenia ma losowy lub zmiennoamplitudowy charakter, należy dla późniejszego obliczenia uszkodzenia w jak najdokładniejszy sposób określić parametry cykli i półcykli, tzn. ich liczbę oraz wartości amplitud i wartości średnie naprężeń.

W bloku tym następuje schematyzacja przebiegu ekwiwalentnego na cykle i półcykle. W praktyce inżynierskiej wykorzystywanych jest kilka metod schematyzacji przebiegów obciążenia [97, 117], np. metoda płynącego deszczu (Rainflow Method) zwana również metodą obwiedni, metoda pełnych cykli (Full Cycle Method), metoda par zakresów (Range – Pair Method), metoda przecięć poziomów (Level – Crossing Method), metoda zliczania pików (ekstremów), zliczanie za pomocą tzw. bieżni (Racetrack Counting).

Metoda płynącego deszczu jest najczęściej obecnie stosowaną metodą schematyzacji przebiegu obciążenia, naprężenia lub odkształcenia.

W metodzie tej schematyzację rozpoczyna się od największego pików lub od najgłębszej doliny. Następnie prowadzi się obwiednie wzdłuż przebiegu tak długo, aż napotka się pik (dolinę), który jest co najmniej równy pikowi (dolinie) od którego rozpoczęto schematyzację. W ten sposób zliczony zostaje półcykl. W obrębie półcyklu zliczane są pełne cykle. Powtarza się tę procedurę, aż do całkowitego zliczenia wszystkich półcykli i cykli.

W metodzie pełnych cykli zlicza się cykle od najmniejszych do największych. Wyszukuje się te cykle, które mają najmniejszy wpływ na trwałość zmęczeniową i usuwa się je z przebiegu. Następnie poszukuje się cykli o coraz większej amplitudzie postępując tak samo jak z małymi cyklami. W metodzie par zakresów każde dwa ekstrema przebiegu tworzą półcykl. Dwa półcykle o takich samych parametrach tworzą pełny cykl.

Metoda przecięć poziomów polega na podzieleniu historii naprężenia lub odkształcenia na określoną liczbę jednostkowych poziomów, a następnie z losowej historii zlicza się te cykle, które wywołują największe uszkodzenie. Dalej postępuje się tak samo z cyklami o coraz mniejszej amplitudzie, aż do całkowitego zliczenia wszystkich cykli.

Metoda zliczania pików polega na odnalezieniu ekstremów w historii obciążenia, a następnie jako cykl wybiera się te ekstrema, w których piki i doliny tworzą cykl o największym uszkodzeniu. Następnie postępuje się w ten sam sposób, co w metodzie przecięć poziomów, tzn. wybiera się te ekstrema, które mają coraz mniejszy wpływ na trwałość.

Metodę bieżni stosuje się do losowych historii, w której występuje dużo małych i bardzo małych cykli. Polega ona na ustaleniu zakresu „przepuszczalności” cykli, co powoduje eliminację tych cykli, które nie wpływają na trwałość elementu lub konstrukcji, a do dalszych rozważań wykorzystuje się pozostałe cykle o znacznie większych amplitudach.

Wszystkie powyżej opisane metody zliczania cykli w konsekwencji prowadzą do utworzenia histogramu amplitud cykli wielkości parametru ekwiwalentnego. Utworzone w ten sposób histogramy wykorzystywane są w następnym bloku niniejszego algorytmu.

Blok 5

W bloku 5 następuje obliczenie stopnia uszkodzenia $S(T_0)$ z historii naprężenia ekwiwalentnego w przedziale czasu o długości T_0 za pomocą wybranej liniowej lub nieliniowej hipotezy kumulacji uszkodzeń [120, 61]. Jedną z najczęściej stosowanych hipotez jest liniowa hipoteza kumulacji uszkodzenia Palmgrena – Minera

$$S_{PM}(T_0) = \begin{cases} \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_0 \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,ai}} \right)^m}; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} \geq a \cdot \sigma_{af} \\ 0; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} < a \cdot \sigma_{af} \end{cases}, \quad (3.22)$$

gdzie:

$\sigma_{eq,ai}$ – amplituda naprężenia ekwiwalentnego,

m – współczynnik nachylenia wykresu Wöhlera,

σ_{af} – granica zmęczenia materiału,

N_0 – liczba cykli odpowiadająca granicy zmęczenia σ_{af} ,

n_i – liczba cykli o amplitudzie $\sigma_{eq,ai}$,

a – współczynnik pozwalający uwzględnić amplitudy poniżej granicy zmęczenia w procesie kumulacji uszkodzenia zmęczeniowego (w pracy przyjęto $a = 0,5$),

k – liczba przedziałów histogramu amplitud.

Haibach w celu uwzględnienia amplitud poniżej granicy zmęczenia wprowadził modyfikację w hipotezie Palmgren – Minera:

$$S_H(T_0) = \begin{cases} \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_0 \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,ai}} \right)^m}; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} \geq \sigma_{af} \\ \sum_{j=1}^{k_H} \frac{n_j}{N_0 \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,aj}} \right)^{m'}}; & \text{dla } \sigma_{eq,aj} < \sigma_{af} \end{cases}, \quad (3.23)$$

gdzie: $m' = 2m - 1$,

k_H – liczba przedziałów histogramu amplitud poniżej granicy zmęczenia.

Jedną ze stosowanych nieliniowych hipotez kumulacji uszkodzenia jest hipoteza Cortena – Dolana:

$$S_{CD}(T_0) = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_1} \left(\frac{\sigma_{eq,ai}}{\sigma_{eq,a1}} \right)^q; \quad \text{dla } \sigma_{eq,ai} \leq \sigma_{eq,a1}, \quad (3.24)$$

w której:

$\sigma_{eq,a1}$ – maksymalna amplituda cyklu w czasie obserwacji T_0 ,

N_1 – liczba cykli do wystąpienia przełomu zmęczeniowego odpowiadająca maksymalnej amplitudzie naprężenia $\sigma_{eq,a1}$ w okresie obserwacji T_0 ,

q – wykładnik potęgowy wtórnej, obliczeniowej krzywej Wöhlera.

Wykładnik potęgowy q oblicza się z zależności

$$q = k_{CD} \cdot m, \quad (3.25)$$

gdzie:

k_{CD} – współczynnik określony na podstawie stosunku amplitudy naprężenia maksymalnego do granicy zmęczenia

$$k_{CD} = 0,7 - 1,0 \quad \text{dla } \frac{\sigma_{eq,a1}}{\sigma_{af}} = 1,2 \div 1,5, \quad (3.26)$$

$$k_{CD} = 1,0 - 1,6 \quad \text{dla } \frac{\sigma_{eq,a1}}{\sigma_{af}} = 2 \div 3,$$

N_1 wyznacza się na podstawie wyrażenia

$$N_1 = N_0 \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,a1}} \right)^m. \quad (3.27)$$

Inną z częściej stosowanych liniowych hipotez kumulacji uszkodzenia jest hipoteza Serensena – Kogajewa

$$S_{SK}(T_O) = \begin{cases} \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{\left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,ai}}\right)^m}; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} \geq a \cdot \sigma_{af} \\ b_{SK} N_o \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{eq,ai}}\right)^m; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} < a \cdot \sigma_{af} \\ 0; & \text{dla } \sigma_{eq,ai} < a \cdot \sigma_{af} \end{cases}, \quad (3.28)$$

gdzie b_{SK} jest współczynnikiem wypełnienia widma wyrażonym następującym wzorem

$$b_{SK} = \frac{\sum_{i=1}^k \sigma_{eq,ai} t_i - a \sigma_{af}}{\sigma_{eq,a1} - a \sigma_{af}}, \quad (3.29)$$

t_i – częstość występowania poszczególnych poziomów naprężeń $\sigma_{eq,ai}$ w realizacji T_O

$$t_i = \frac{n_i}{\sum_{i=1}^k n_i}. \quad (3.30)$$

Zależność (3.28) obowiązuje, jeśli spełnione są następujące warunki

$$b_{SK} > 0,1; \quad \frac{\sigma_{eq,a1}}{\sigma_{af}} > 1; \quad \frac{\sum_{i=1}^k \sigma_{eq,ai} t_i}{\sigma_{eq,a1}} > 0,5. \quad (3.31)$$

Powyższe hipotezy kumulacji uszkodzeń zapisano dla historii naprężeń, jednak można dostosować je do kumulacji innych parametrów, tj. odkształceń lub gęstości energii odkształceń.

Blok 6

W bloku 6 następuje obliczenie trwałości zmęczeniowej na podstawie wcześniej wyznaczonego stopnia uszkodzenia. Trwałość materiału T_{CAL} oblicza się na podstawie ilorazu czasu obserwacji T_O i stopnia uszkodzenia S_{PM} , S_H , S_{CD} , S_{SK} :

$$T_{PM} = \frac{T_O}{S_{PM}(T_O)}, \quad T_H = \frac{T_O}{S_H(T_O)}, \quad T_{CD} = \frac{T_O}{S_{CD}(T_O)}, \quad T_{SK} = \frac{T_O}{S_{SK}(T_O)}. \quad (3.32)$$

4. BADANIA EKSPERYMENTALNE WŁASNE

Badania eksperymentalne wykonano w zakresie ograniczonej i nieograniczonej trwałości zmęczeniowej na dwóch stanowiskach badawczych MZGS-200PL i MZGS-200L dla dwóch gatunków stali 18G2A i 10HNAP.

4.1. CHARAKTERYSTYKA MATERIAŁÓW

4.1.1. Stal 18G2A

Do prób zmęczeniowych wybrano stal 18G2A, którą norma PN-86/H-84018 [95] określa, jako: „stal niskostopowa o podwyższonej wytrzymałości” przeznaczona na konstrukcje spawane (kołnierze rurociągów, elementy dźwigów i suwnic itp.).

Skład chemiczny stali 18G2A przedstawiono w tabeli 4.1.

Tabela 4.1.

Skład chemiczny stali 18G2A w %

Skład chemiczny w [%]								
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Fe
0,21	1,46	0,42	0,019	0,046	0,09	0,04	0,17	Reszta

W tabeli 4.2 przedstawiono podstawowe własności wytrzymałościowe badanej stali.

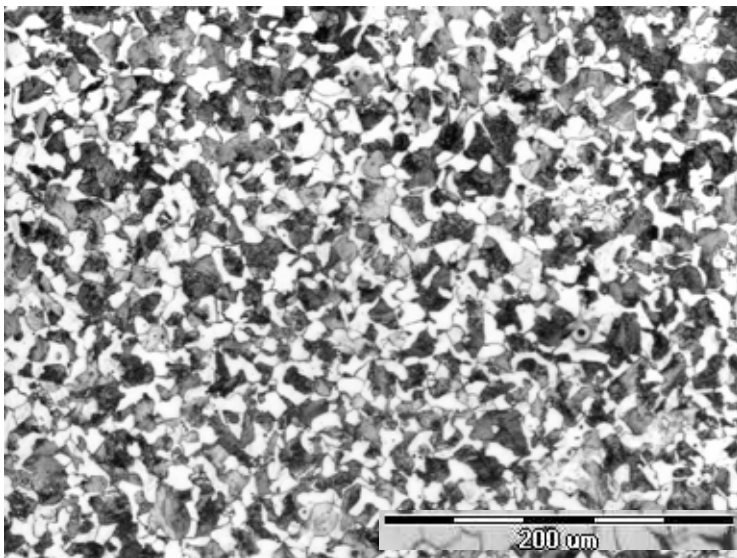
Tabela 4.2.

Podstawowe własności statyczne i zmęczeniowe stali 18G2A

R_e MPa	R_m MPa	Z_{rc} MPa	m_{rc}	Z_{go} MPa	m_G	A_{10} %	Z %	E GPa	ν
357	535	204	8,2	270	7,17	21	50	210	0,30
σ_f MPa	ϵ_f	$N_{0(rc)}$ Cykl	$N_{0(G)}$ Cykl	b	c	n	K		
782	0,693	$1,12 \cdot 10^6$	$2,375 \cdot 10^6$	-0,118	-0,41	0,287	869		

Na rys. 4.1 przedstawiono obraz struktury metalograficznej stali 18G2A.

Na podstawie normy ASTM E 112-96 [3] wykorzystując metodę Jeffriesa określono średnią średnicę ziarna około 15,9 μ m.



Rys. 4.1. Struktura metalograficzna stali 18G2A (powiększenie 200 razy)

4.1.2. Stal 10HNAP

Drugim materiałem wybranym do testów jest stal 10HNAP, którą norma PN-83/H-84017 [93] określa jako: „stal niskostopowa konstrukcyjna trudno rdzewiejąca” i należy do stali spawalnych ogólnego przeznaczenia o podwyższonej odporności na korozję atmosferyczną. Skład chemiczny przedstawiono w tabeli 4.3, a podstawowe własności wytrzymałościowe w tabeli 4.4.

Tabela 4.3.

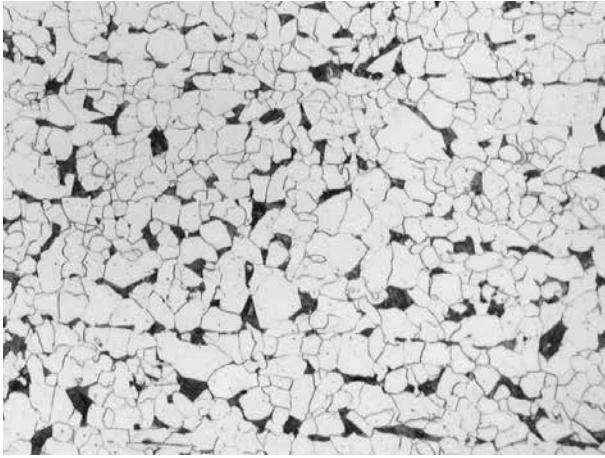
Skład chemiczny stali 10HNAP w %

Skład chemiczny w [%]								
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Fe
0,11	0,52	0,26	0,098	0,016	0,65	0,35	0,26	reszta

Tabela 4.4.

Podstawowe własności statyczne i zmęczeniowe stali 10HNAP

R_e MPa	R_m MPa	Z_{rc} MPa	m_{rc}	Z_{go} MPa	m_G	A_{10} %	Z %	E GPa	ν
σ_f MPa	ϵ_f	$N_{0(rc)}$ Cykl	$N_{0(G)}$ Cykl	b	c	n	K MPa		
418	566	252	9,82	300	9,50	30,7	36,5	215	0,29
746	0,442	$1,281 \cdot 10^6$	$3,1347 \cdot 10^6$	-0,08	-0,601	0,133	832		



Rys. 4.2. Struktura metalograficzna stali 10HNAP (powiększenie 200 razy)

Na podstawie normy ASTM E 112-96 [3] wykorzystując metodę Jeffriesa określono średnią średnicę ziarna około 22,5 μm .

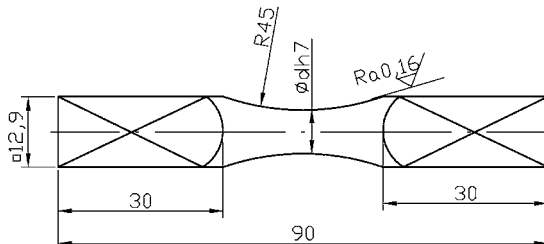
4.2. PRÓBKI DO BADAŃ

Materiał na próbki pobrano zgodnie z normą PN-84/H-04308 [94], natomiast badania zmęczeniowe przygotowano zgodnie ze wskazówkami PN-76/H-04325 [91].

Badania zmęczeniowe wykonano na próbkach cylindrycznych o zmiennym przekroju (rys. 4.3). Kształt próbek zaczerpnięto z PN-76/H-04326 [92].

Materiałem wyjściowym na próbki w przypadku stali 18G2A był pręt ciągniony o średnicy 16 mm, natomiast w drugim przypadku dla stali 10HNAP materiałem wyjściowym była blacha o grubości 16 mm, a próbki wycinano w taki sposób, aby oś podłużna próbki pokrywała się z kierunkiem walcowania.

W badaniach zastosowano próbki o dwóch średnicach $d = 8 \text{ mm}$ i $7,5 \text{ mm}$ odpowiednio dla stanowisk badawczych MZGS-200PL i MZGS-200L (średnice próbek uzależnione były od możliwości konstrukcyjnych stanowisk badawczych).



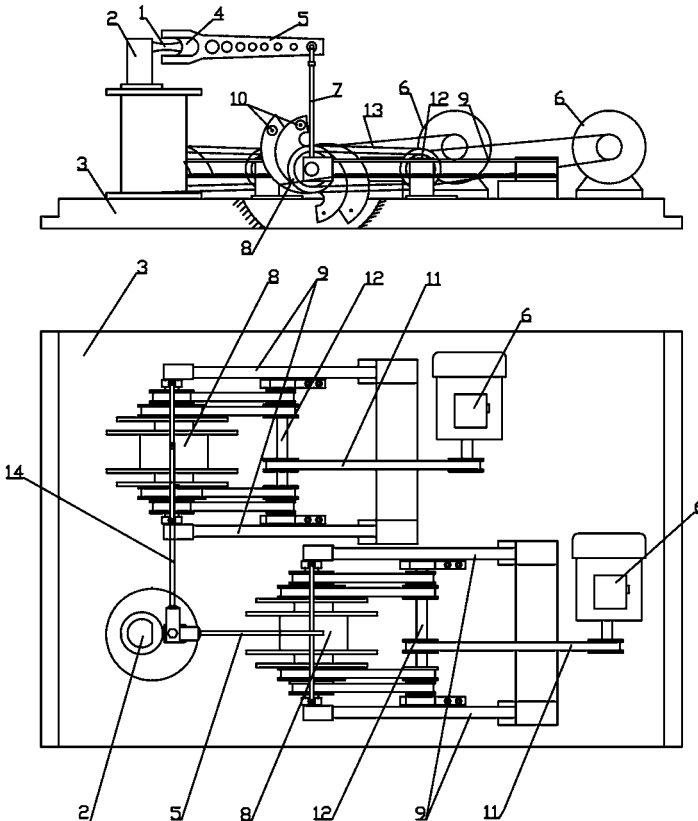
Rys. 4.3. Kształt i wymiary próbki

4.3. STANOWISKA BADAWCZE

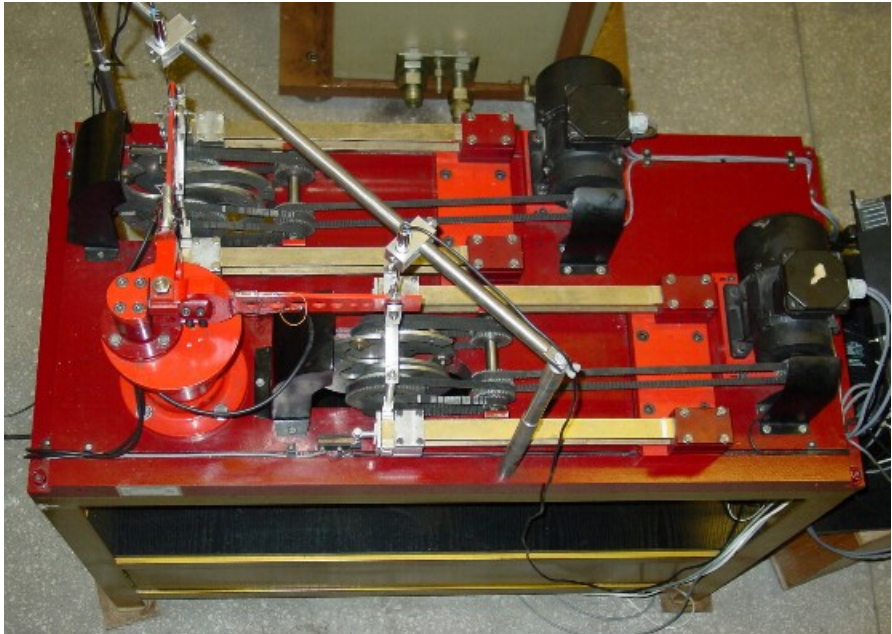
4.3.1. Stanowisko do badań zmęczeniowych MZGS-200PL

Badania wykonano na maszynie MZGS-200PL (rys. 4.4 i rys. 4.5), która umożliwia realizowanie zmiennoamplitudowych przebiegów obciążeń o poliharmonicznym widmie częstotliwości [2].

Próbka (1) zamocowana jest jednym końcem w zacisku (2), a drugim końcem w uchwycie (4), który jest połączony z dwoma wzajemnie prostopadłymi dźwigniami (5) i (14). Dźwignie łączą się z wibratorami (8) poprzez cięgna (7). Wibratory osadzone są na sprężynach (9), które są przytwierdzone do łoża maszyny (3). Na tarczach każdego z dwóch wibratorów zamocowane są ciężarki (10), które podczas ruchu obrotowego wywołują drgania sprężyn i dźwigni, przenosząc w ten sposób obciążenie na próbkę.



Rys. 4.4. Schemat maszyny zmęczeniowej MZGS-200PL, gdzie: 1 – próbka, 2 – zacisk, 3 – łożo, 4 – uchwyt, 5 – dźwignia zginająca, 6 – silnik, 7 – cięgno, 8 – wibrator 4-tarczowy, 9 – płaskie sprężyny, 10 – ciężarki, 11 – główny pasek napędzający, 12 – wałek pośredni, 13 – paski napędzające wibrator, 14 – dźwignia skręcająca [97, 98]



Rys. 4.5. Fotografia maszyny MZGS-200PL (widok z góry)



Rys. 4.6. Fotografia zespołu kontrolno-pomiarowego

Pomiar obciążenia odbywał za pomocą tensometrów połączonych w pełny mostek Wheatstone'a, które naklejone były na każdej dźwigni. Historie obciążenia wyznaczone za pomocą tensometrów zapisywano na dysku komputera przy użyciu karty pomiarowej „AMBEX” z częstotliwością próbkowania $f_{\text{prób}}=1000\text{Hz}$. Częstotliwość próbkowania dobrano w taki sposób, aby możliwie najdokładniej odwzorować historię obciążenia i w pełni wykorzystać możliwości karty pomiarowej (rys. 4.6).

4.3.2. Charakterystyka obciążenia i program badań zmęczeniowych

Program badań w warunkach poliharmonicznego zginania ze skręcaniem obejmował kilkanaście kombinacji obciążeń dla różnych stosunków maksymalnych naprężeń [43,67, 68, 69, 70] $\lambda_{\sigma}=\tau_{\text{max}}/\sigma_{\text{max}}$ (Tabela 4.5.)

Tabela 4.5.

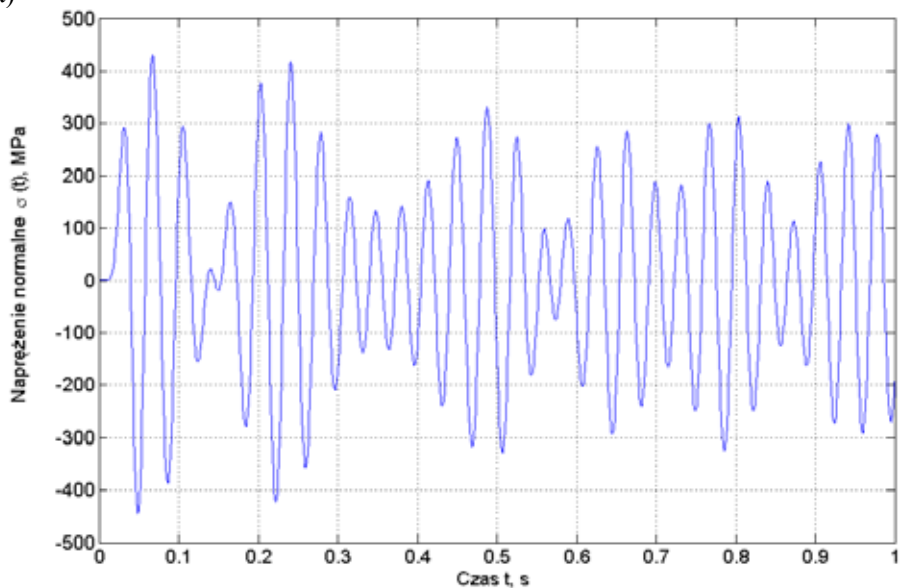
Wykaz stosunków maksymalnych wartości naprężeń nominalnych λ_{σ} dla których przeprowadzono testy zmęczeniowe

		SKRĘCANIE				
		0	$\tau_{\text{max}} = 90\text{MPa}$	$\tau_{\text{max}} = 130\text{MPa}$	$\tau_{\text{max}} = 170\text{MPa}$	$\tau_{\text{max}} = 210\text{MPa}$
ZGINANIE	0				0	0
	$\sigma_{\text{max}}=250\text{MPa}$			0,52	0,68	0,84
	$\sigma_{\text{max}}=330\text{MPa}$	∞	0,28	0,4	0,51	0,64
	$\sigma_{\text{max}}=420\text{MPa}$	∞	0,21	0,31	0,404	0,5
	$\sigma_{\text{max}}=475\text{MPa}$	∞	0,19	0,28	0,36	0,44

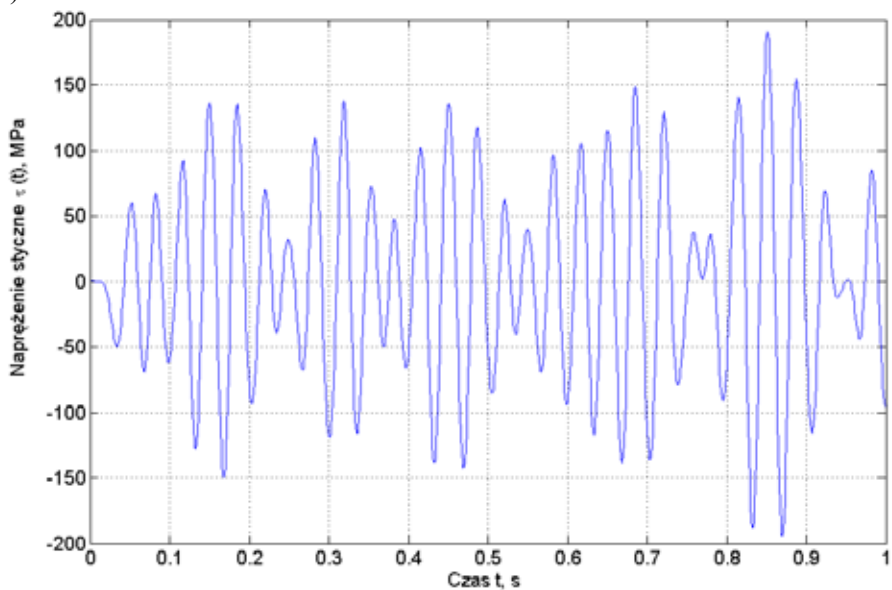
Historie obciążeń zmęczeniowych (rys. 4.7) charakteryzowały się współczynnikiem korelacji wzajemnej naprężeń $r_{\sigma\tau}=0,16$, współczynnikami nieregularności $I_{\sigma}=0,99$ dla zginania i $I_{\tau}=0,97$ dla skręcania.

Gęstość widmowa mocy każdego z obciążeń charakteryzowała się czterema prążkami (rys. 4.8). Dominująca częstotliwość naprężeń normalnych $\sigma(t)$ wynosiła 28,8 Hz [65, 97], a naprężeń stycznych $\tau(t)$ odpowiednio 30 Hz. Na rys. 4.9 pokazano funkcje korelacji naprężeń, a na rys. 4.10 ścieżkę obciążenia przykładowo wybranej próbki w czasie jednej sekundy. Rys. 4.11 przedstawia histogramy wartości chwilowych naprężeń, natomiast rys. 4.12 i rys. 4.13 przedstawiają rozkłady amplitud po schematyzacji naprężeń algorytmem rain flow. Na rys. 4.14 przedstawiono wykresy liczby przecięć poziomów naprężeń normalnych i stycznych wyznaczone algorytmem „Level Crossing”, które mają kształty właściwe dla normalnych rozkładów prawdopodobieństwa.

a)

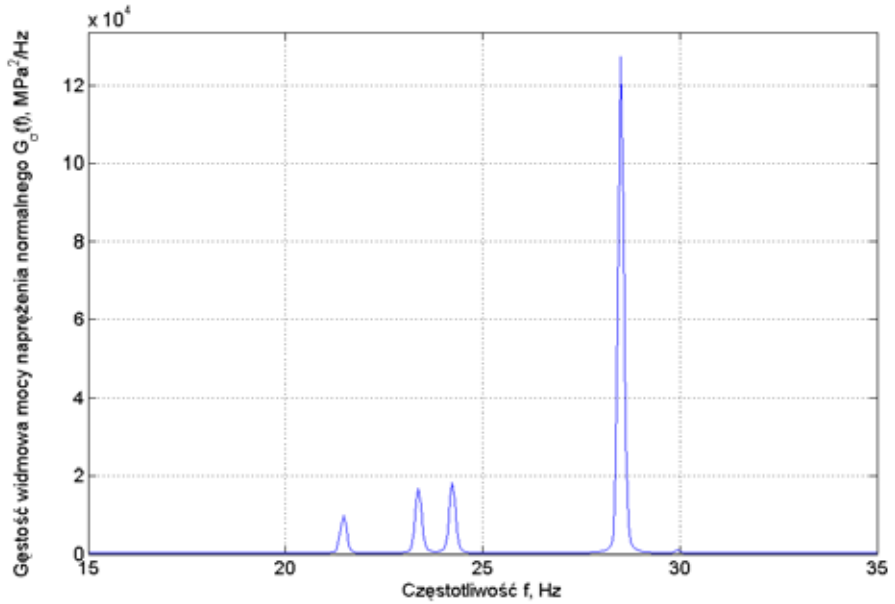


b)

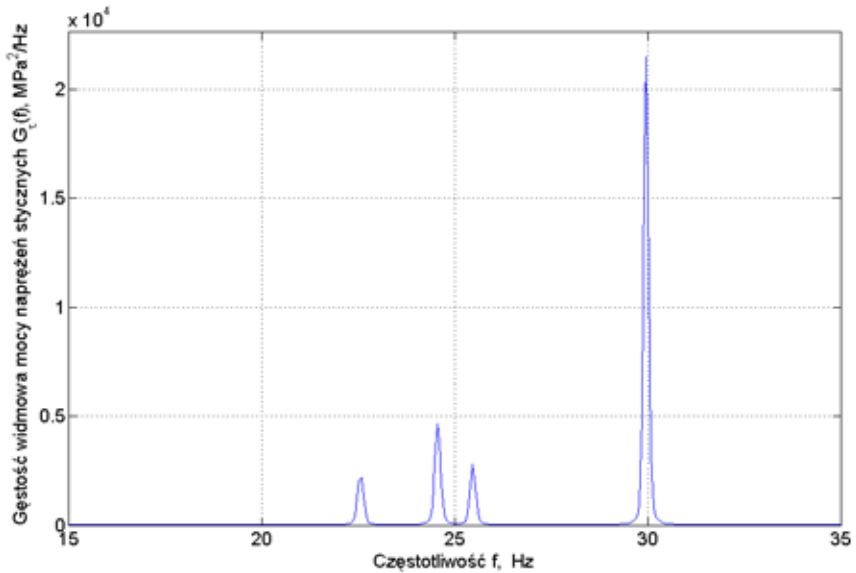


Rys. 4.7. Przykładowe poliharmoniczne historie nominalnych naprężeń:
a) normalnych od zginania $\sigma(t)$ i b) stycznych od skręcania $\tau(t)$ w próbce A100

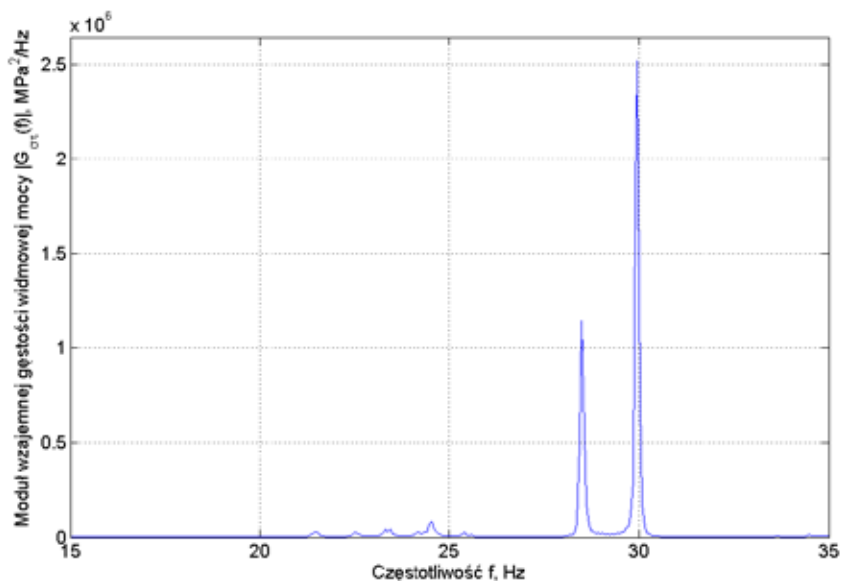
a)



b)

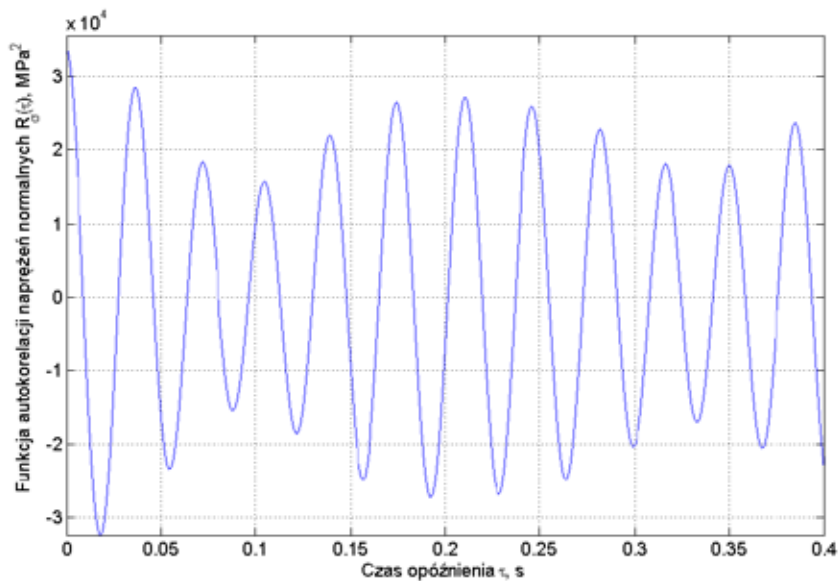


c)

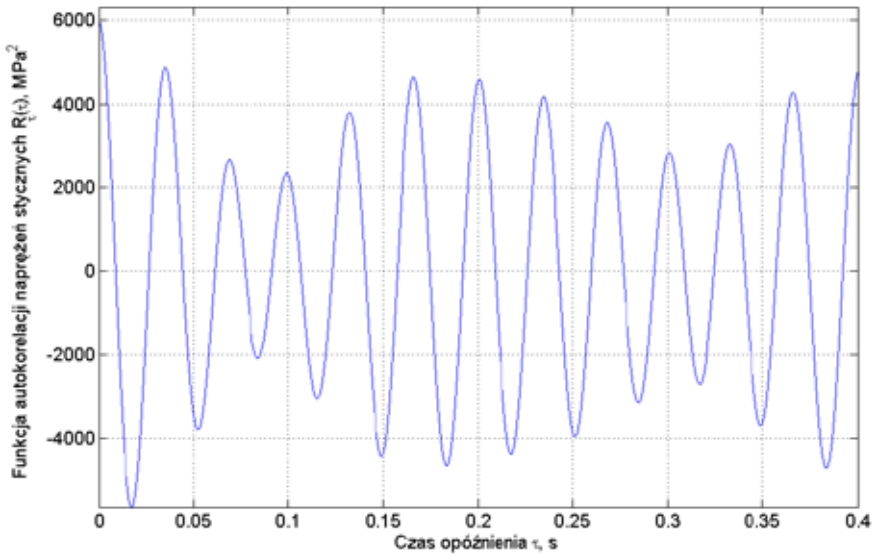


Rys. 4.8. Charakterystyki gęstości widmowych historii naprężeń a) normalnych od zginania $G_{\sigma}(f)$, b) stycznych od skręcania $G_{\tau}(f)$, oraz c) modułu $|G_{\sigma\sigma}(f)|$ gęstości widmowej mocy naprężeń normalnych i stycznych w próbce A100

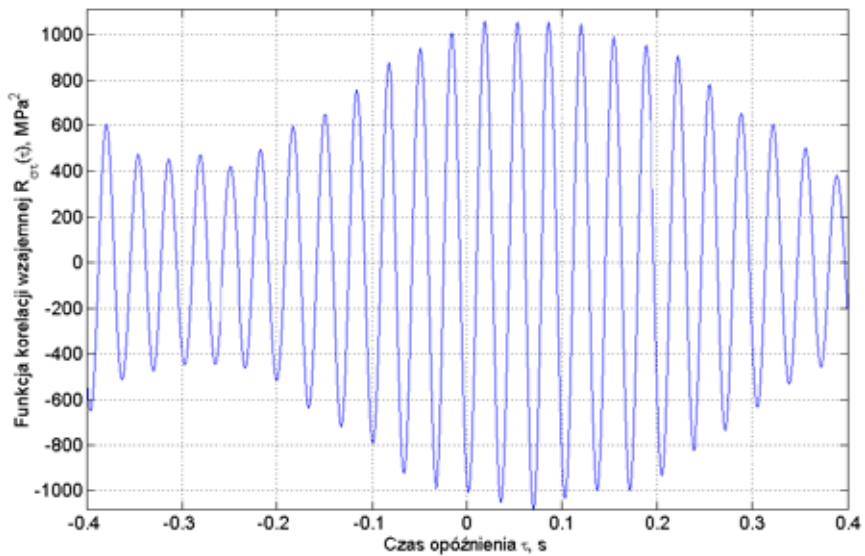
a)



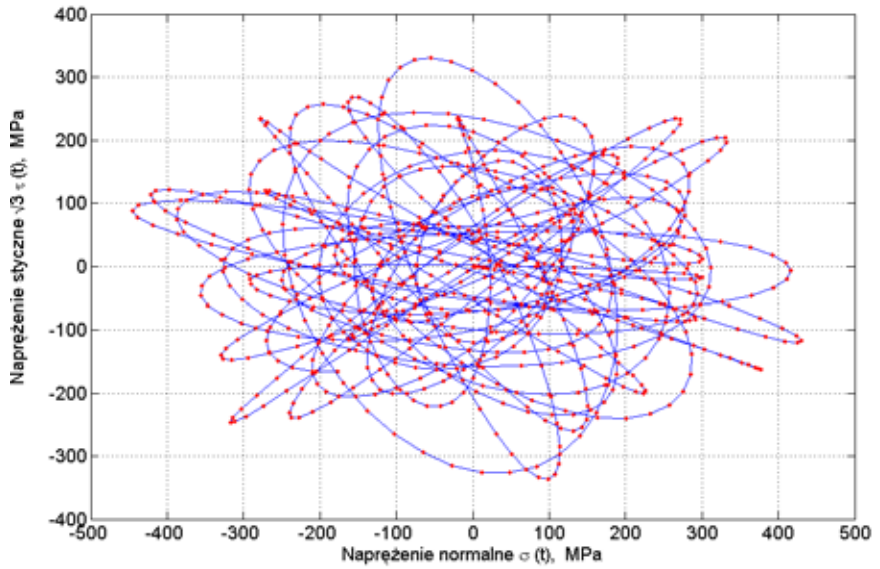
b)



c)

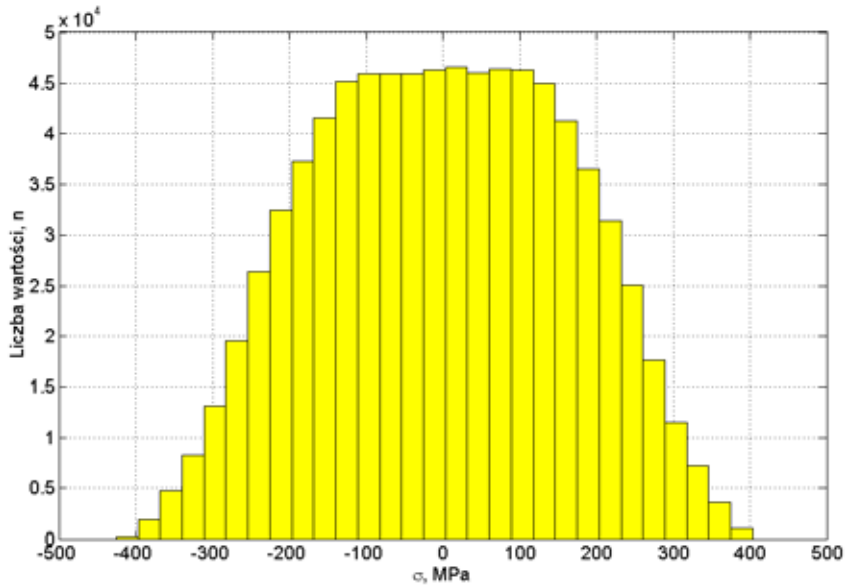


Rys. 4.9. Wykresy funkcji korelacji naprężeń w próbce A100:
 a) funkcja autokorelacji naprężenia normalnego $\sigma(t) - R_\sigma(\tau)$,
 b) funkcja autokorelacji naprężenia stycznego $\tau(t) - R_\tau(\tau)$,
 c) funkcja korelacji wzajemnej naprężeń $\sigma(t)$ i $\tau(t) - R_{\sigma\tau}(\tau)$,
 gdzie τ jest czasem opóźnienia w sekundach

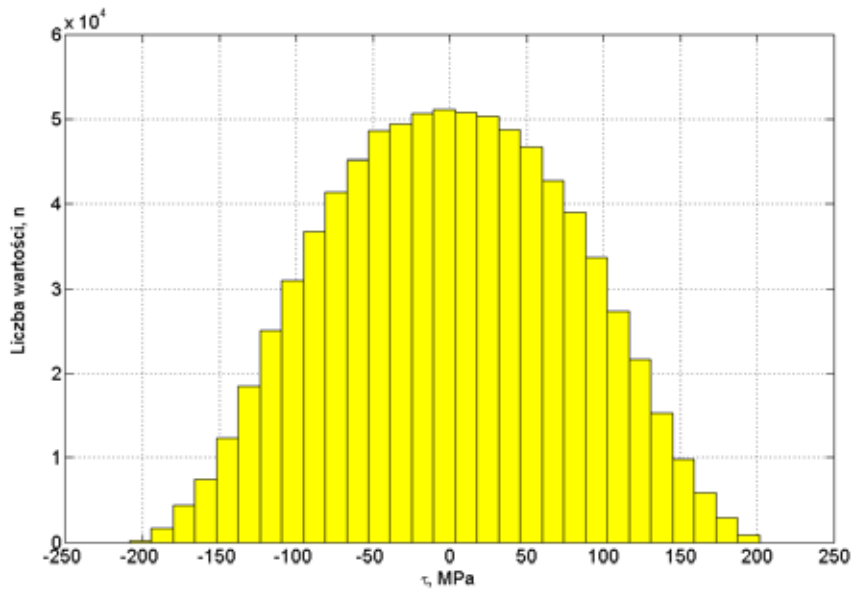


Rys. 4.10. Ścieżka obciążenia próbki A100 w czasie 1s

a)

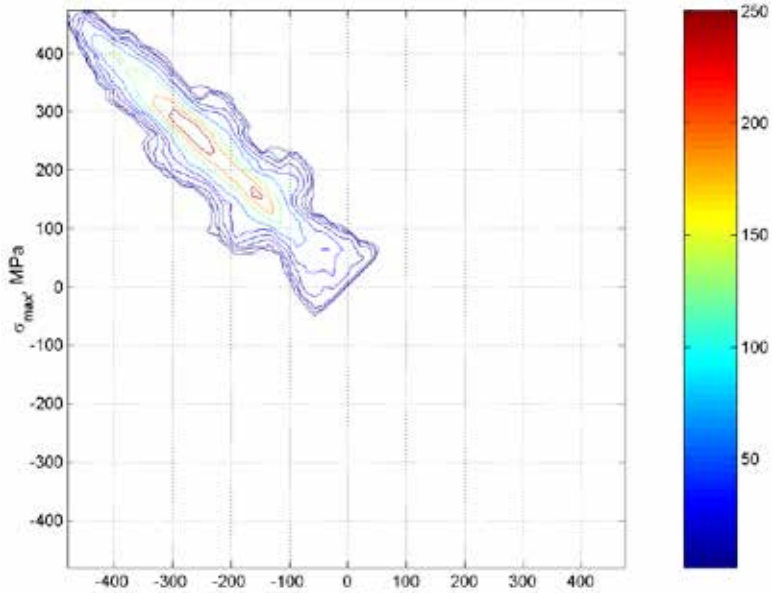


b)

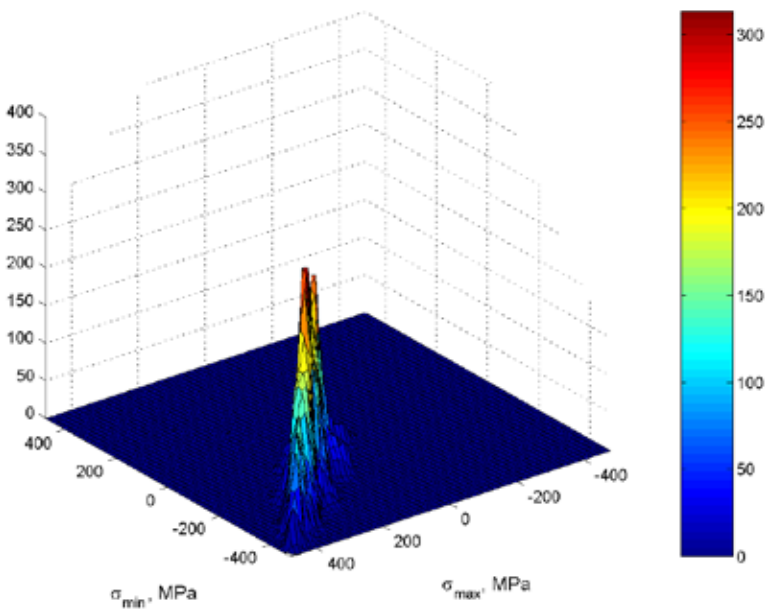


Rys. 4.11. Histogramy wartości chwilowych nominalnych naprężeń:
a) normalnych $\sigma(t)$, b) stycznych $\tau(t)$ w próbce A100

a)

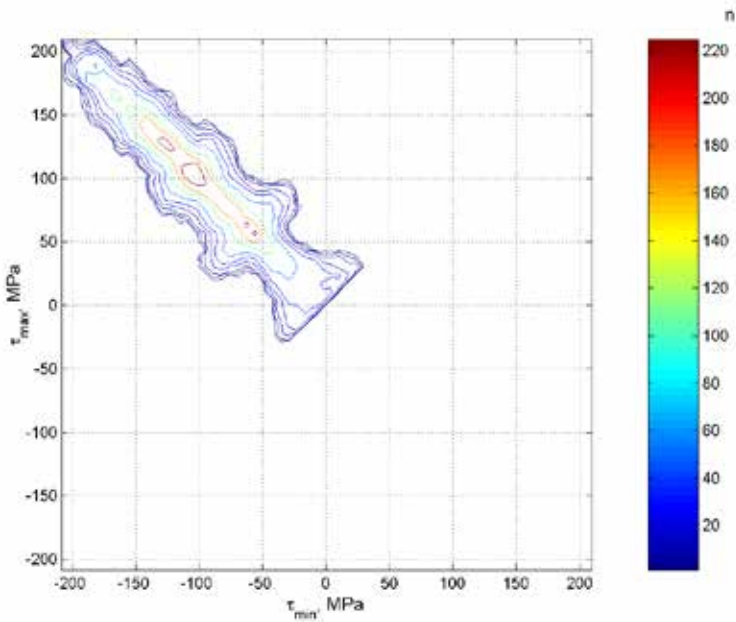


b)

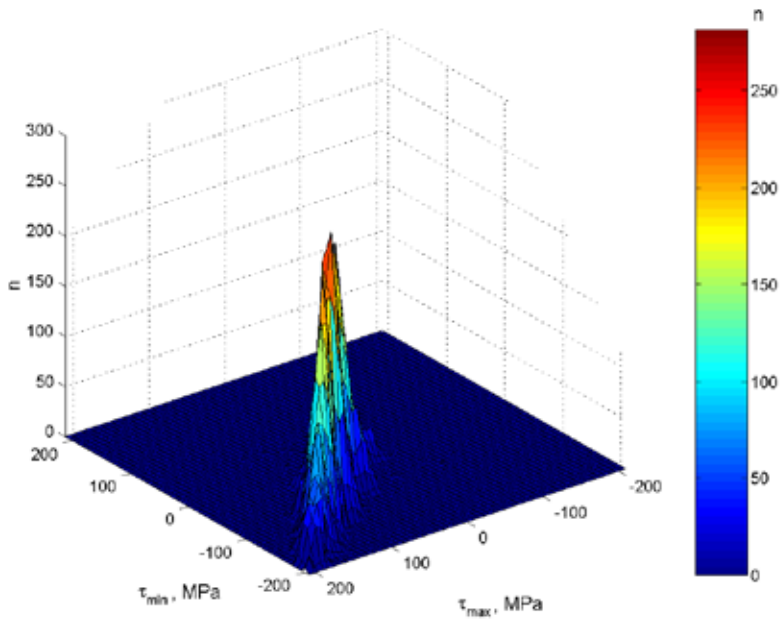


Rys. 4.12. Histogram ekstremów historii nominalnego naprężenia normalnego $\sigma(t)$ w próbce A100 po schematyzacji algorytmem płynącego deszczu (rain flow): a) izolinie b) wykres 3D

a)

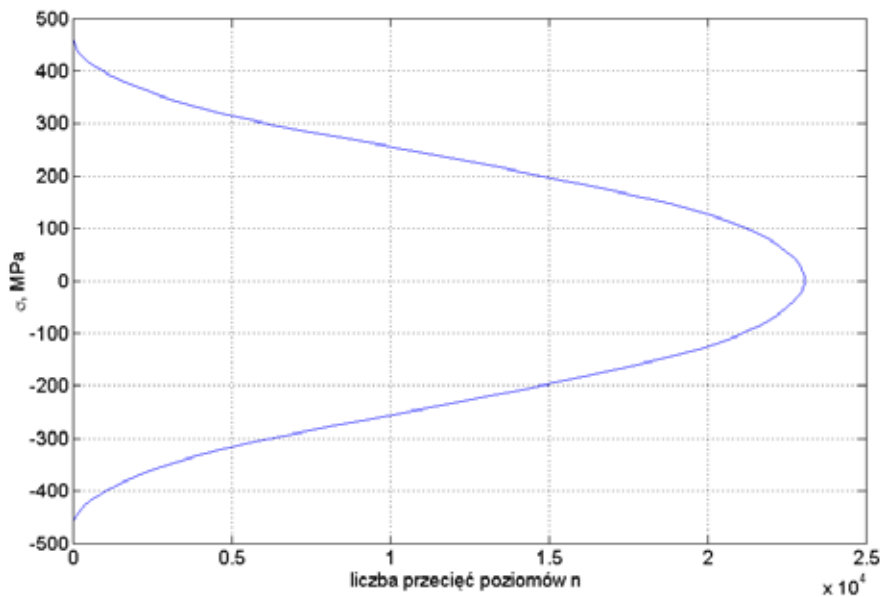


b)

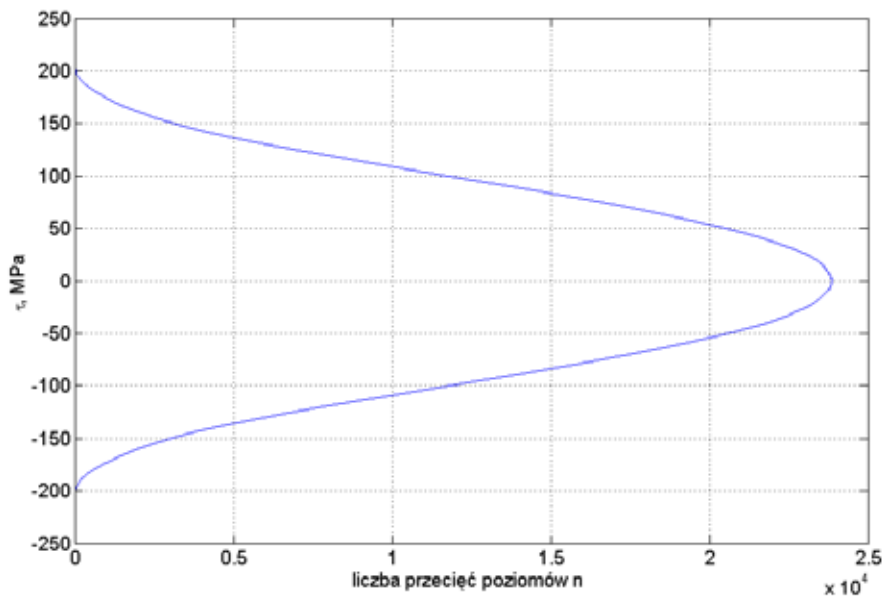


Rys. 4.13. Histogram ekstremów historii nominalnego naprężenia stycznego $\tau(t)$ w próbce A100 po schematyzacji algorytmem płynącego deszczu (rain flow): a) izolinie b) wykres 3D

a)



b)



Rys. 4.14. Wykresy liczby przecięć poziomów (Level Crossing) nominalnych naprężeń: a) normalnych $\sigma(t)$, b) stycznych $\tau(t)$ w próbce A100

4.3.3. Opis badań

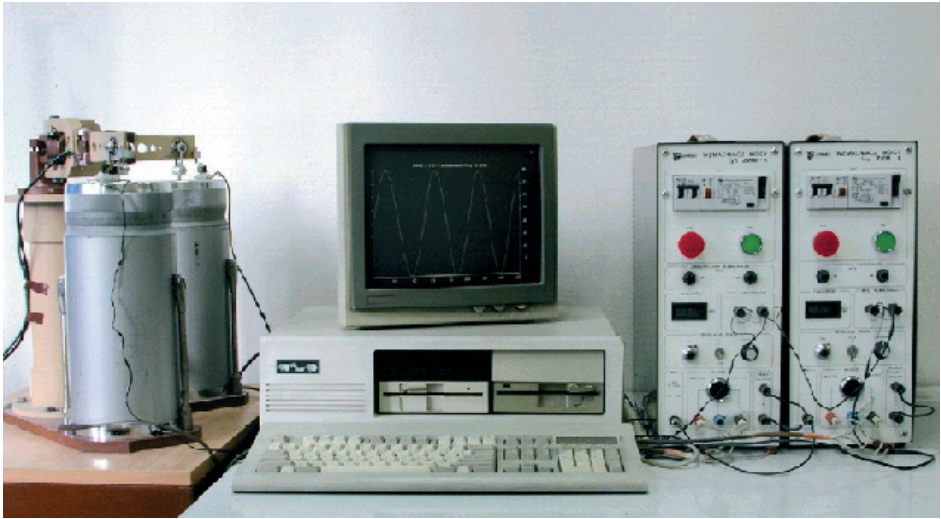
Zrealizowany program badań zmęczeniowych obejmował zmiennoamplitudowe zginanie i skręcanie oraz nieproporcjonalne zmiennoamplitudowe zginanie ze skręcaniem próbek wykonanych ze stali 18G2A i 10HNAP. Przyjęto, że za zniszczoną uznaje się próbkę, dla której wystąpi około 20% utrata sztywności układu wymuszającego obciążenie. Przyjęto, że próbka, która przetrwała 10080 minut, co odpowiada $1,2 \cdot 10^7$ cykli dla najmniejszej częstotliwości obciążenia, nie ulegnie już zniszczeniu. Takie próbki uznawano jako odpowiadające nieograniczonej trwałości.

Badania przeprowadzono w dwóch etapach. Etap I polegał na wstępnym określeniu poziomów obciążeń, w których należy prowadzić właściwe badania – dla każdego poziomu przebadano jedną próbkę. Dodatkowym powodem przeprowadzenia badań wstępnych była również konieczność przetestowania prototypowego stanowiska badawczego. W etapie II przeprowadzono zasadnicze badania w zakresie trwałości ograniczonej i nieograniczonej z pominięciem tych poziomów obciążeń, na których obserwowano odkształcenia plastyczne próbek.

Wszystkie próbki zostały ponumerowane i były losowo wybierane do badań. Bezpośrednio po zakończeniu testu zmęczeniowego i określeniu trwałości próbki były poddane dalszemu procesowi zmęczenia w celu uzyskania całkowitego przelomu zmęczeniowego, a następnie mierzono położenie płaszczyzn przelomu.

4.4. STANOWISKO DO BADAŃ ZMĘCZENIOWYCH MZGS-200L

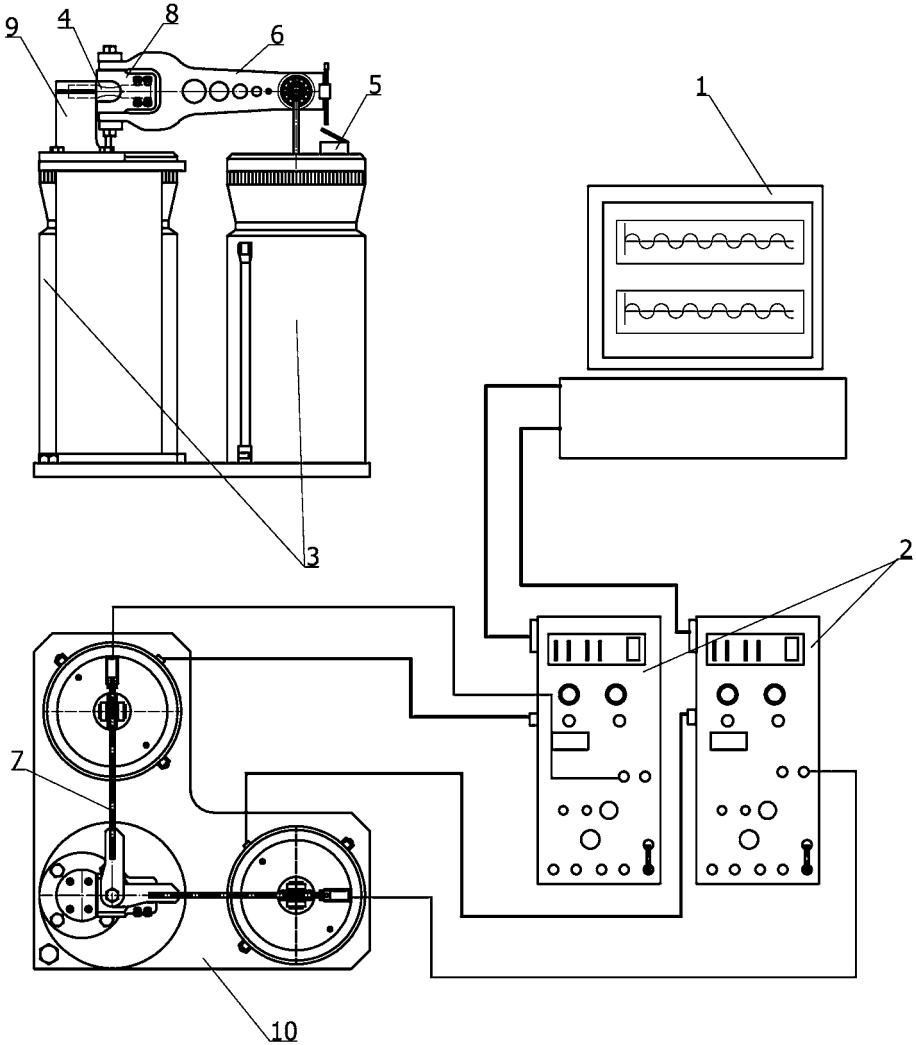
Badania zmęczeniowe wykonano na stanowisku MZGS-200L [2] (rys. 4.15 i rys. 4.16), które umożliwia realizowanie dwóch niezależnych obciążeń o dowolnych przebiegach sygnałów wygenerowanych za pomocą komputera. Stanowisko badawcze składa się z komputera (1), który generuje sygnały elektryczne $x(t)$ i $y(t)$ przekazywane do wzmacniaczy mocy (2). Wzmocnione sygnały z wzmacniaczy zostają przesłane do wzbudników elektromagnetycznych (3), w których cewki wymuszają ruch posuwisto – zwrotny rdzeni. Rdzenie wzbudników połączone są z dźwigniami (6) i (7). Za pomocą dźwigni (6) próbka (4) obciążana jest momentem gnącym $M_g(t)$ wywołującym nominalne naprężenie normalne $\sigma(t) = M_g(t) / W_x$, a za pomocą dźwigni (7), momentem skręcającym $M_s(t)$ wywołującym nominalne naprężenie styczne $\tau(t) = M_s(t) / W_o$, gdzie W_x i W_o są odpowiednio wskaźnikami wytrzymałości przekroju na zginanie i skręcanie. W chwili, gdy sztywność układu zmniejszyła się o 20% (uszkodzenie próbki) następowało wyłączenie zasilania stanowiska przez wyłącznik krańcowy (5).



Rys. 4.15. Zdjęcie stanowiska badawczego MZGS-200L

4.4.1. Program badań zmęczeniowych

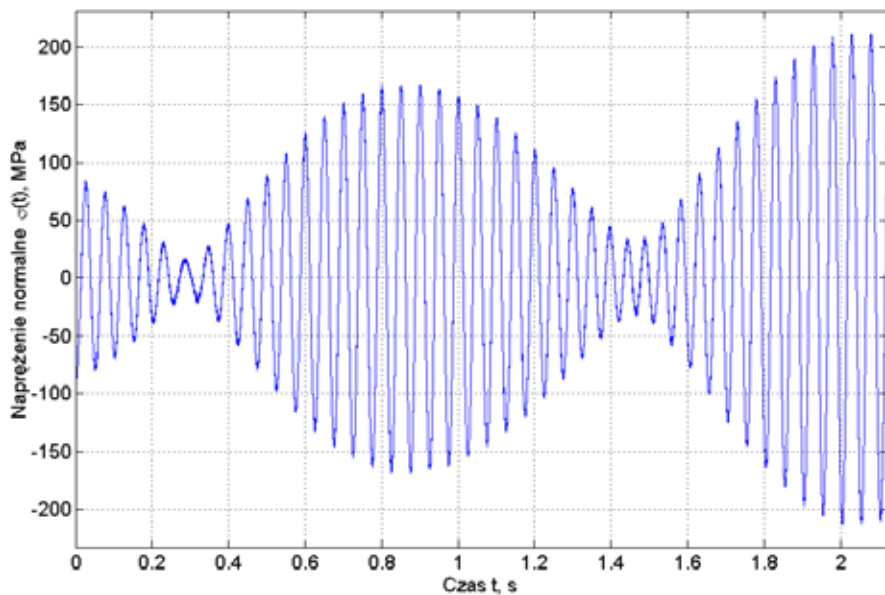
Badania eksperymentalne wykonano przy kombinacji zginania ze skręcaniem dla dwóch stosunków naprężeń nominalnych $\lambda_{\sigma} = 0,5$ i 1 oraz dla różnych współczynników korelacji (3.8) $r_{\sigma\tau} = 0; 0,5$ i 1 przy zmiennoamplitudowych przebiegach, $i_{r_{\sigma\tau}} = 0$ i 1 przy stałoamplitudowych przebiegach. Zarówno w badaniach stało, jak i zmiennoamplitudowych współczynnik nieregularności obciążeń $I=1$. Sygnały losowe wygenerowano za pomocą programu MATLAB [39, 65] dla każdego z obciążeń. Następnie sygnały zostały poddane filtracji cyfrowej filtrem wąskopasmowym w taki sposób, aby dominującą częstotliwością obciążenia było 20 Hz i znormalizowano. Okresy powtarzania obciążeń były równe 33 minutom i 20 sekundom. Na rys. 4.17 przedstawiono przykładowe historie nominalnych naprężeń normalnych i stycznych, a na rys. 4.18 ich histogramy. Z wykresów na tych rysunkach wynika, że wąskopasmowe historie naprężeń mają normalne rozkłady prawdopodobieństwa i zerowe wartości oczekiwane. Na rys. 4.19 zamieszczono wykresy funkcji autokorelacji naprężeń normalnych $R_{\sigma}(\tau)$ i stycznych $R_{\tau}(\tau)$ oraz korelacji wzajemnej tych naprężeń $R_{\sigma\tau}(\tau)$, gdzie τ jest czasem opóźnienia. Wykresy własnych gęstości widmowych mocy naprężeń normalnych $G_{\sigma}(f)$ i stycznych $G_{\tau}(f)$ oraz modułu $|G_{\sigma\tau}(f)|$ wzajemnej gęstości widmowej mocy naprężeń normalnych i stycznych przedstawiono na rys. 4.20.



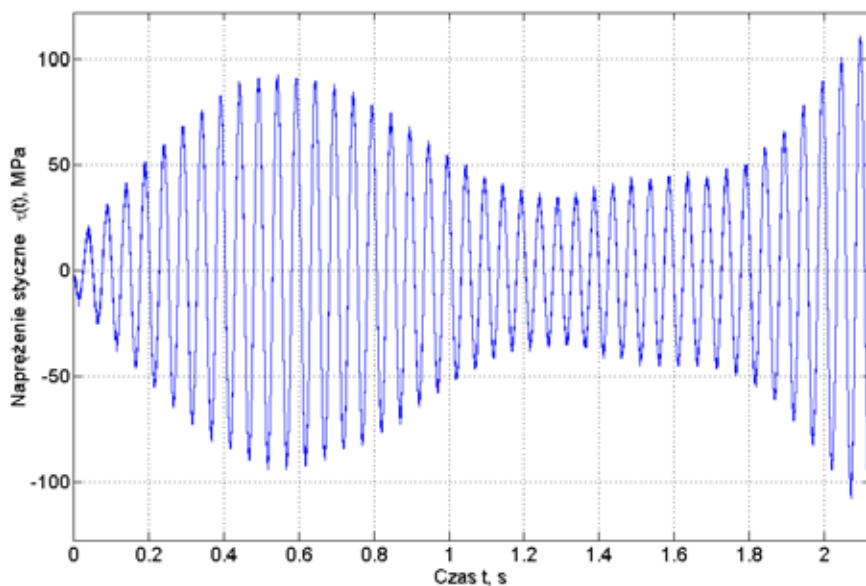
Rys. 4.16. Schemat stanowiska MZGS-200L do badań zmęczeniowych materiałów przy niezależnym zginaniu ze skręcaniem: 1 – komputerowy generator sygnałów elektrycznych, 2 – wzmacniacz mocy, 3 – wzбудniki elektromagnetyczne, 4 – próbka, 5 – wyłącznik krańcowy, 6 – dźwignia gnąca, 7 – dźwignia skręcająca, 8 – uchwyt, 9 – zacisk, 10 – podstawa

Rys. 4.21 przedstawia wykresy liczby przecięć poziomów znormalizowanych naprężeń normalnych i stycznych wyznaczone algorytmem „level crossing”. Kształt tych wykresów jest właściwy dla normalnych rozkładów prawdopodobieństwa.

a)

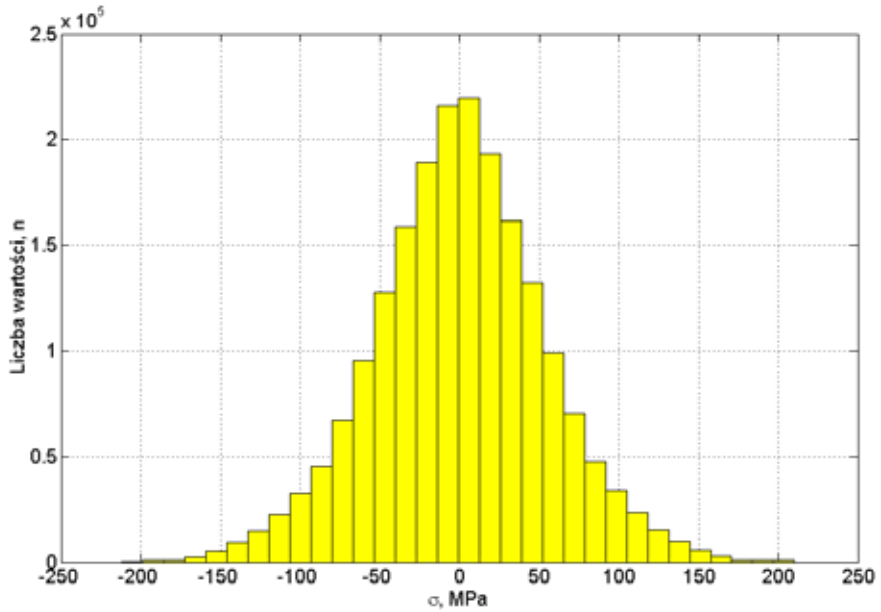


b)

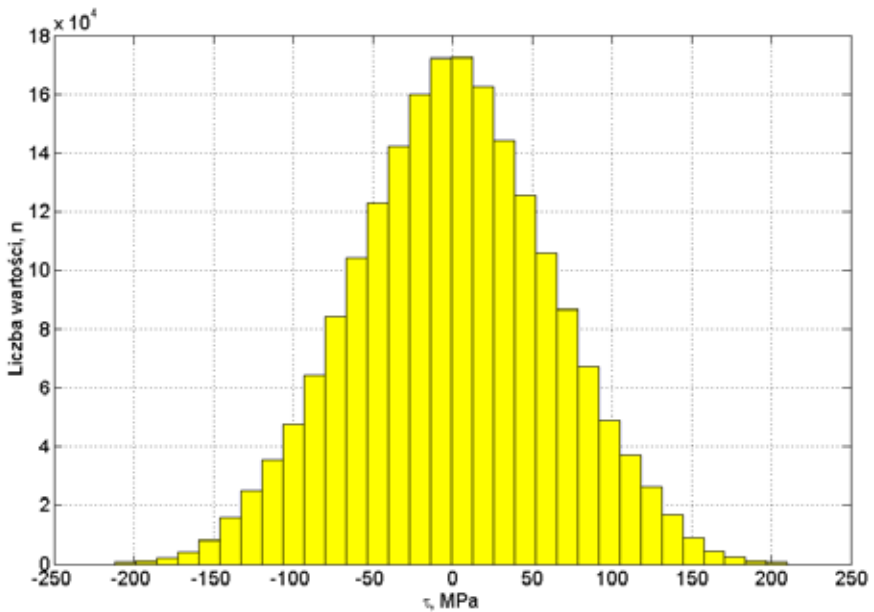


Rys. 4.17. Przykładowe zmiennoamplitudowe historie nominalnych naprężeń: a) normalnych od zginania $\sigma(t)$ i b) stycznych od skręcania $\tau(t)$ dla stosunku naprężeń $\lambda_{\sigma}=1$

a)

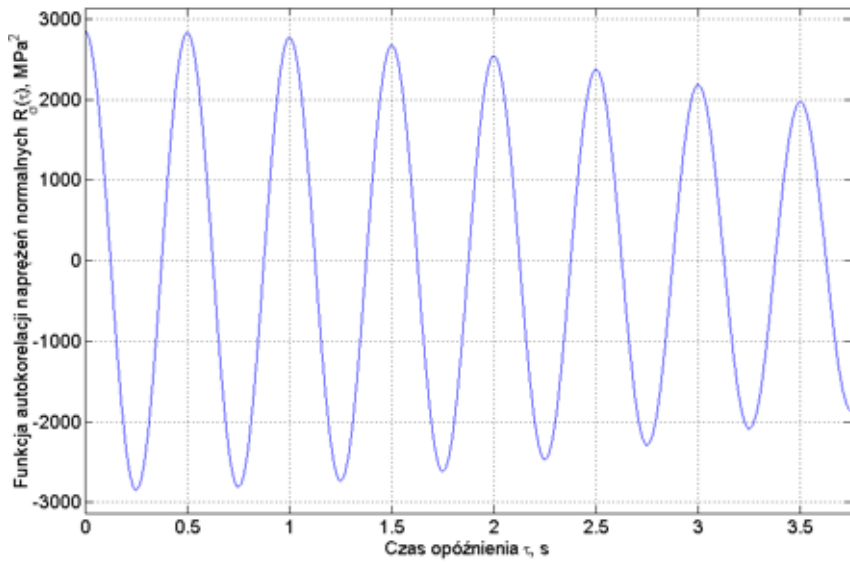


b)

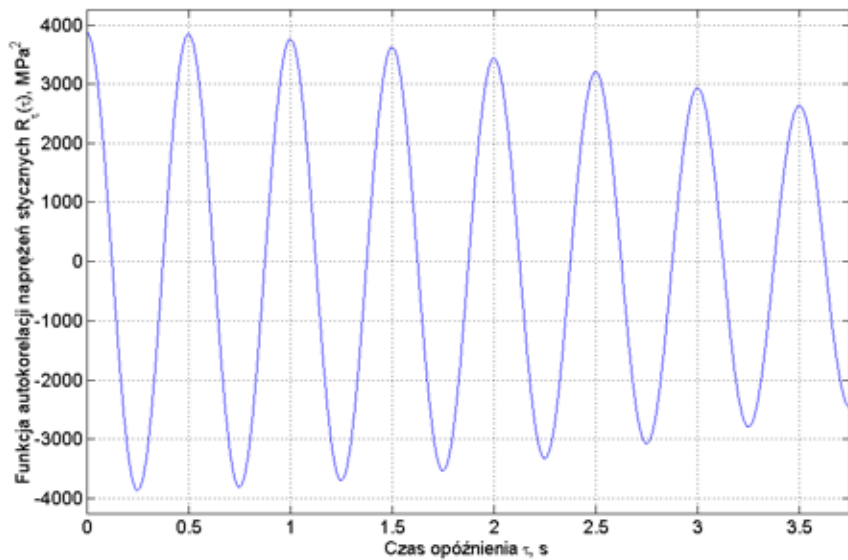


Rys. 4.18. Histogramy wartości chwilowych nominalnych naprężeń: a) normalnych $\sigma(t)$ i b) stycznych $\tau(t)$ dla stosunku naprężeń $\lambda_{\sigma}=1$

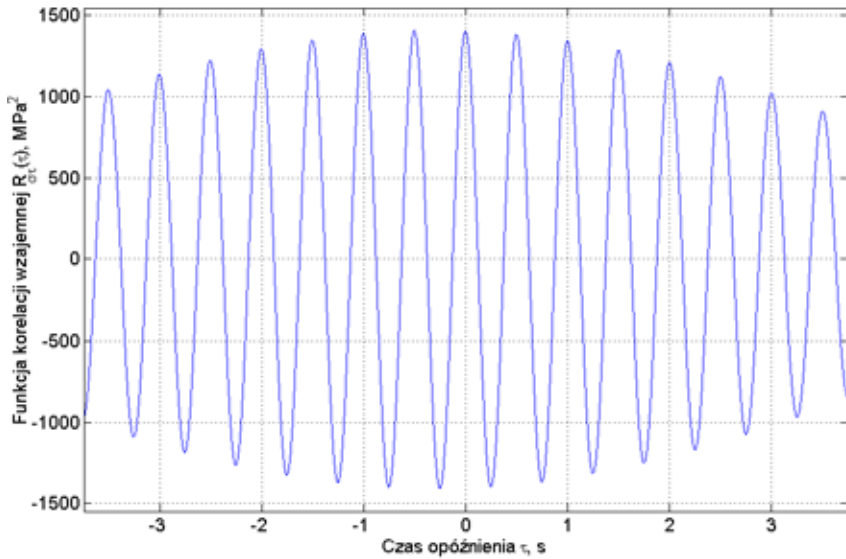
a)



b)

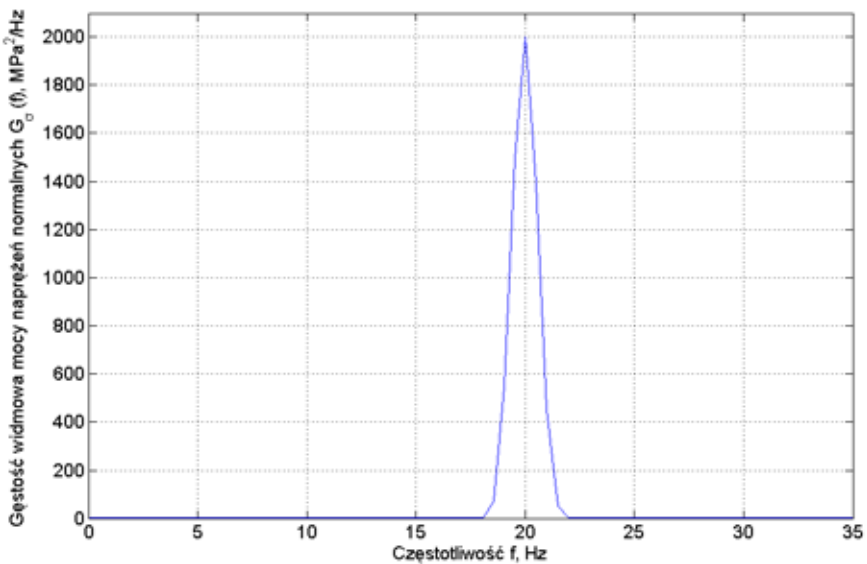


c)

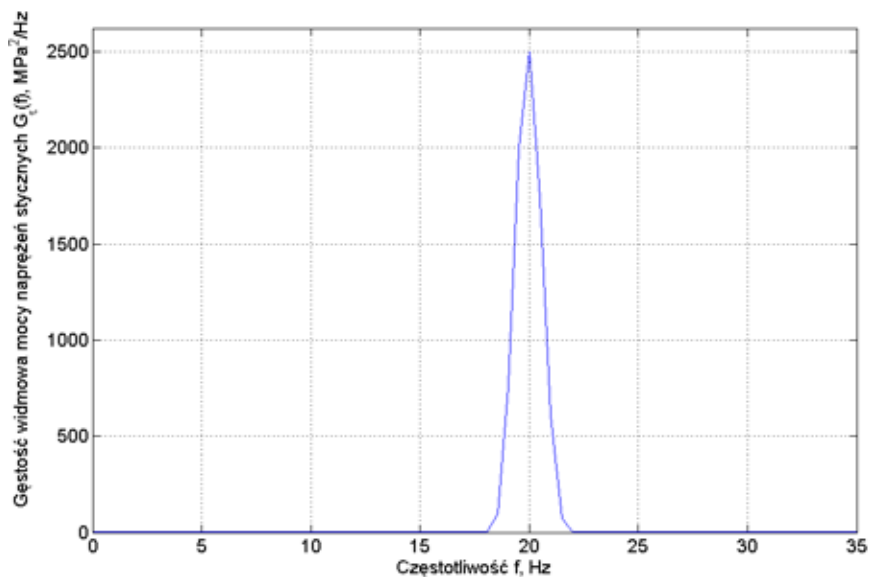


Rys. 4.19. Przykładowe funkcje: a) autokorelacji nominalnych naprężeń normalnych od zginania $R_{\sigma}(\tau)$, b) autokorelacji nominalnych naprężeń stycznych od skręcania $R_{\tau}(\tau)$ oraz c) korelacji wzajemnej nominalnych naprężeń normalnych i stycznych $R_{\sigma\tau}(\tau)$ dla stosunku naprężeń $\lambda_{\sigma}=1$

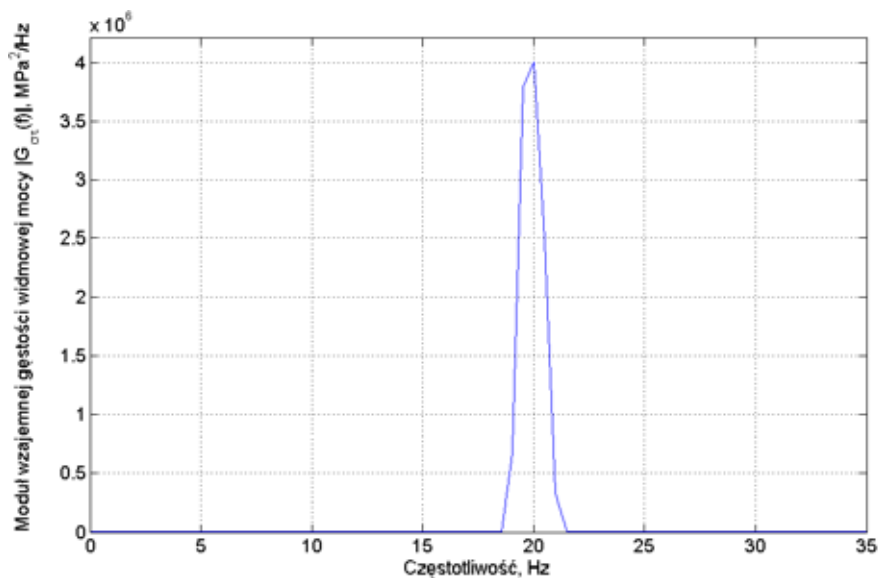
a)



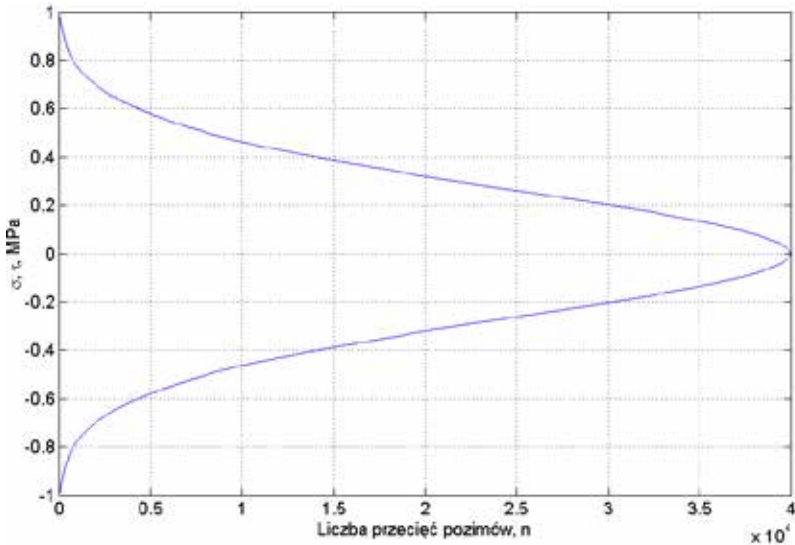
b)



c)



Rys. 4.20. Przykładowe wykresy własnych gęstości widmowych mocy nominalnych naprężeń: a) normalnych od zginania $G_{\sigma}(f)$, b) stycznych od skręcania $G_{\tau}(f)$ dla stosunku naprężeń $\lambda_{\sigma}=1$ oraz c) modułu $|G_{\sigma\tau}(f)|$ wzajemnej gęstości widmowej mocy naprężeń normalnych i stycznych



Rys. 4.21. Wykresy liczby przecięć poziomów (level crossing) znormalizowanych nominalnych naprężeń normalnych $\sigma(t)$ i stycznych $\tau(t)$

4.4.2. Uwagi do zakresu badań eksperymentalnych

Badania eksperymentalne prowadzono głównie przy obciążeniach nieproporcjonalnych, zmiennoamplitudowych i poliharmonicznych, gdyż obciążenia o tym charakterze są bliższe obciążeniom występującym w eksploatowanych maszynach i konstrukcjach. Zastosowanie dwóch różnych stanowisk badawczych umożliwiło sprawdzenie wpływu widma obciążenia na trwałość zmęczeniową.

Badania przeprowadzono na 195 próbkach w dwóch etapach. Etap I polegał na określeniu możliwych wartości obciążeń dla zakresu wysocyklowej trwałości zmęczeniowej. Etap II obejmował badania właściwe.

W dalszych analizach pominięto te próbki, który nie uległy uszkodzeniu.

5. WYNIKI BADAŃ EKSPERYMENTALNYCH

W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki badań zmęczeniowych próbek gładkich ze stali 18G2A i 10HNAP przy proporcjonalnym i nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem o przebiegach stało- i zmiennaamplitudowych oraz poliharmonicznych. Badania przeprowadzono na stanowiskach MZGS – 200PL i MZGS – 200L. Pewnym ograniczeniem zakresu badań na stanowisku MZGS – 200PL był brak możliwości swobodnego regulowania współczynnika korelacji wzajemnej naprężeń normalnych i stycznych, który był stały we wszystkich testach i wynosił $r_{\sigma\tau}\approx 0,16$. Także stałe były współczynniki nieregularności naprężeń normalnych $I_{\sigma} = 0,99$ i naprężeń stycznych $I_{\tau} = 0,97$. Natomiast na stanowisku MZGS-200L głównymi ograniczeniami były małe siły wzbudników elektromagnetycznych (0 – 200N). Wyniki badań zamieszczono w tabelach i przedstawiono graficznie na rysunkach. Celem badań było uzyskanie danych eksperymentalnych przedstawiających wpływ różnych wartości naprężeń normalnych i stycznych oraz ich związku korelacyjnego na trwałość zmęczeniową wybranych materiałów konstrukcyjnych.

5.1. WYNIKI BADAŃ STALI 18G2A

5.1.1. Badania zmęczeniowe przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

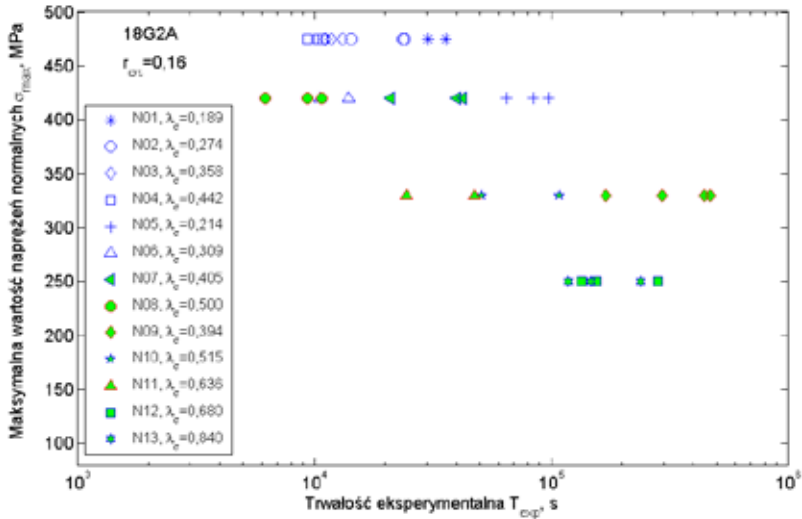
Badania zmęczeniowe próbek (rys. 4.3.) o średnicy 8 mm przeprowadzono na stanowisku MZGS-200PL przy 13 kombinacjach nieproporcjonalnych obciążeń o różnych stosunkach maksymalnych naprężeń stycznych i normalnych w przedziale $\lambda_{\sigma}=(0,189 - 0,840)$, o odchyleniach standardowych naprężeń normalnych $\sqrt{\mu_{\sigma}}=(89,40 - 189,14)$ MPa i odpowiednio naprężeń stycznych $\sqrt{\mu_{\tau}}=(31,58 - 84,31)$ MPa oraz przy stałym współczynnikiem korelacji $r_{\sigma\tau}\approx 0,16$. Uzyskane wyniki trwałości eksperymentalnych T_{exp} oraz ich wartości średnie \bar{T}_{exp} dla poszczególnych kombinacji obciążeń N1-N13 zamieszczono w tabeli 5.1 i przedstawiono na rys. 5.1 -5.4.

Tabela 5.1.

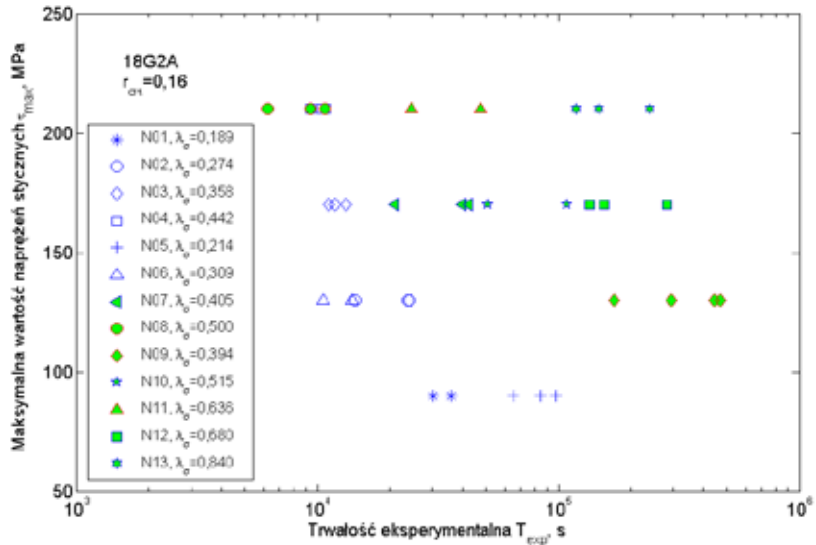
Wyniki badań zmęczeniowych stali 18G2A przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) uzyskane na stanowisku MZGS-200PL

Kombinacja obciążeń	σ_{\max} MPa	τ_{\max} MPa	$\lambda_{\sigma} = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_{\max}}$	Odchylenie standardowe $\sqrt{\mu_{\sigma}}$ MPa	Odchylenie standardowe $\sqrt{\mu_{\tau}}$ MPa	Trwałość T_{\exp} s	Wartość średnia \bar{T}_{\exp} s
1	2	3	4	5	6	7	8
N01	475	90	0,189	188,85	31,89	30180	34020
						35940	
						35940	
N02	475	130	0,274	186,48	47,99	23700	20720
						14400	
						24060	
N03	475	170	0,358	185,31	63,55	11100	12040
						11880	
						13140	
N04	475	210	0,442	184,00	77,53	10860	10200
						9360	
						10380	
N05	420	90	0,214	170,81	34,27	97860	82460
						65280	
						84240	
N06	420	130	0,309	157,51	48,36	42660	45300
						49260	
						43980	
N07	420	170	0,405	163,36	65,19	30960	34560
						40140	
						42600	
N08	420	210	0,5	157,54	81,59	9360	8780
						6240	
						10740	
N09	330	130	0,394	127,95	48,40	471420	345645
						444780	
						171120	
						295260	
N10	330	170	0,515	126,47	67,20	108240	79560
						50880	
N11	330	210	0,636	121,74	84,30	24660	36180
						47700	
N12	250	170	0,68	96,25	65,63	154420	190630
						282540	
						134940	
N13	250	210	0,84	90,42	80,33	118740	168110
						238800	
						146800	

a)

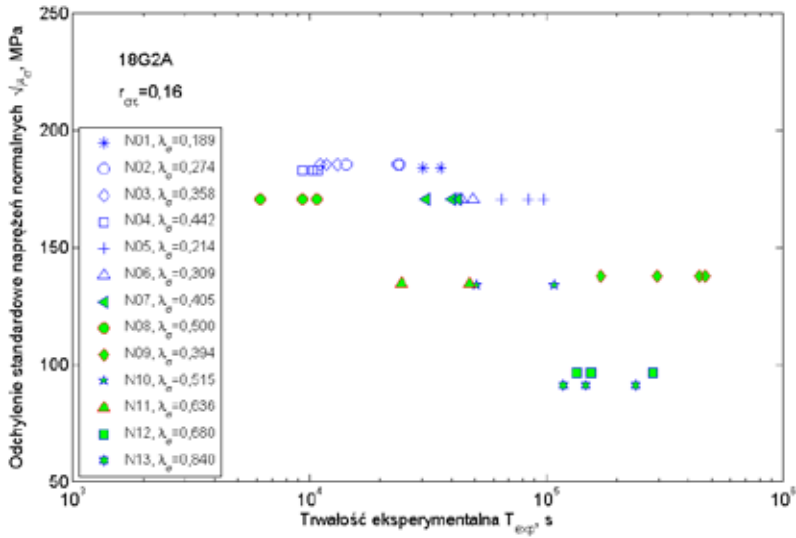


b)

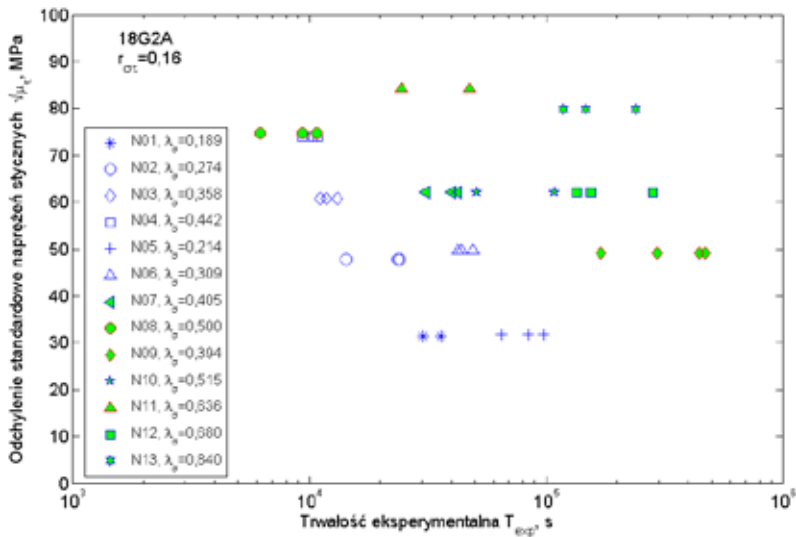


Rys. 5.1. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od maksymalnych wartości historii naprężeń: a) normalnych σ_{max} i b) stycznych τ_{max} przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma_1} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

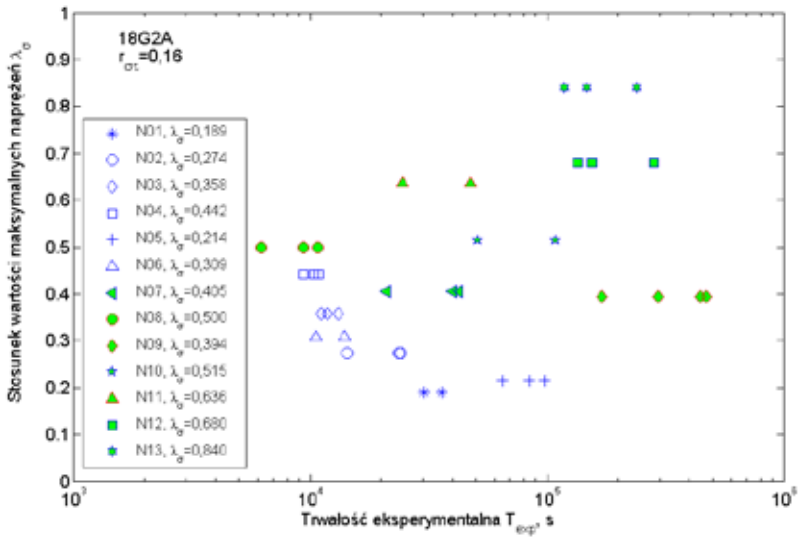
a)



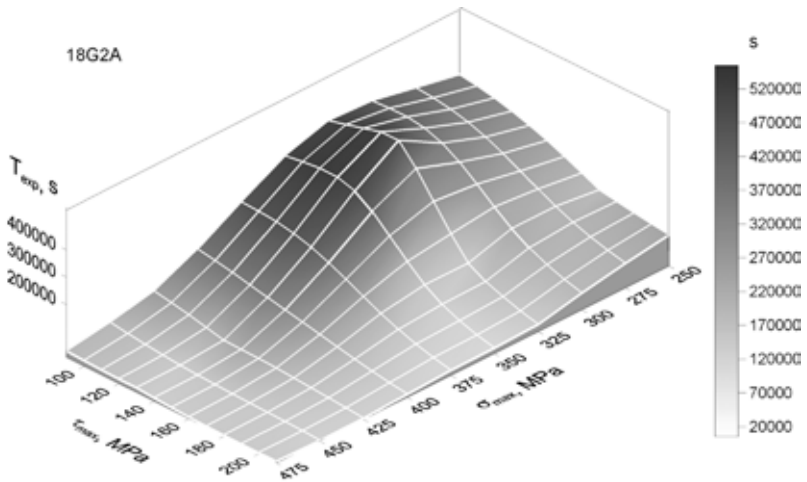
b)



Rys. 5.2. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od odchyżeń standardowych historii naprężeń: a) normalnych $\sqrt{\mu_{\sigma}}$ b) stycznych $\sqrt{\mu_{\tau}}$, przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.3. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od stosunku wartości maksymalnych naprężeń λ_{σ} przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.4. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od maksymalnych wartości naprężeń normalnych i stycznych przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

5.1.2. Badania zmęczeniowe przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

Badania zmęczeniowe próbek (rys. 4.3) o średnicy 7,5 mm przeprowadzono na stanowisku MZGS-200L przy pięciu kombinacjach obciążeń o współczynniku nieregularności naprężeń normalnych $I_\sigma = 1,0$ i odpowiednio naprężeń stycznych $I_\tau = 1,0$. Przyjęto dwa stosunki maksymalnych naprężeń $\lambda_\sigma = 1,0$ i $0,5$ oraz dwa współczynniki korelacji wzajemnej naprężeń normalnych i stycznych $r_{\sigma\tau} = 1,0$ (obciążenia proporcjonalne) i 0 (obciążenia nieproporcjonalne). Wyniki trwałości eksperymentalnych T_{exp} dla poszczególnych kombinacji obciążeń NWL1 – NWL5 zestawiono w tabeli 5.2 i przedstawiono na rys. 5.5 -5.9.

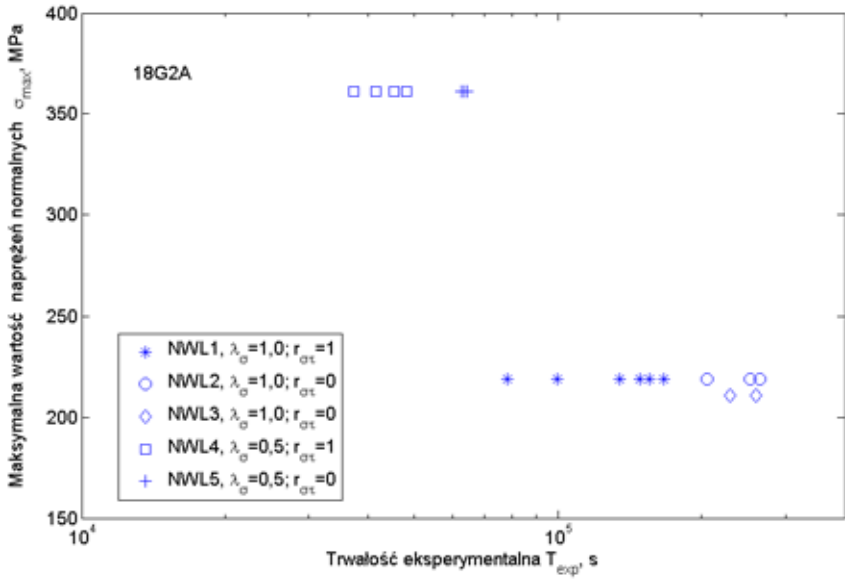
Na podstawie łącznych danych eksperymentalnych uzyskanych przy zmiennoamplitudowych obciążeniach na rys. 5.9 pokazano jak zależy trwałość zmęczeniowa T_{exp} od współczynnika korelacji $r_{\sigma\tau}$, stosunku naprężeń λ_σ i maksymalnych naprężeń normalnych σ_{max} .

Tabela 5.2.

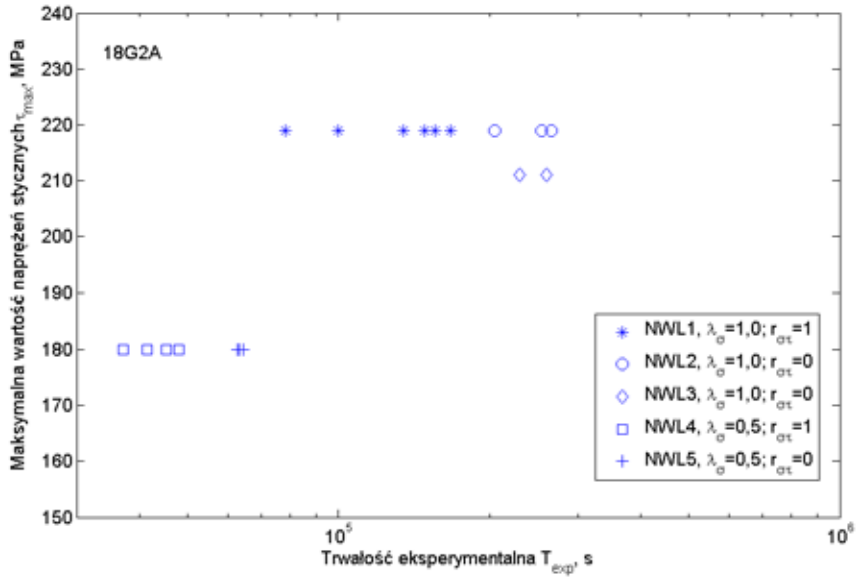
Wyniki badań zmęczeniowych stali 18G2A wykonanych na stanowisku MZGS-200L

Kombinacja obciążeń	σ_{max} MPa	τ_{max} MPa	$\lambda_\sigma = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{max}}$	Współczynnik korelacji $r_{\sigma\tau}$	Odchylenie standardowe		Trwałość T_{exp} s	Wartość średnia \bar{T}_{exp} s
					$\sqrt{\mu_\sigma}$ MPa	$\sqrt{\mu_\tau}$ MPa		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
NWL1	219	219	1,0	1	55,19	55,19	134700	130630
							155520	
							99600	
							78240	
							148720	
NWL2	219	219	1,0	0	55,19	55,19	205260	241620
							265800	
							253800	
NWL3	211	211	1,0	0	53,18	53,18	260220	245040
							229860	
NWL4	360	180	0,5	1	90,98	45,36	48060	42975
							41400	
							45240	
							37200	
NWL5	360	180	0,5	0	90,98	45,36	490800	439620
							403500	
							424560	

a)

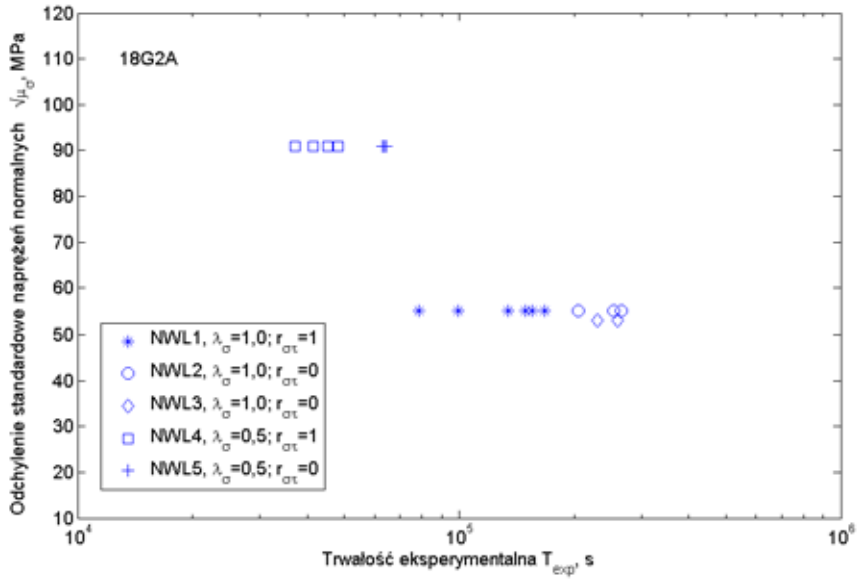


b)

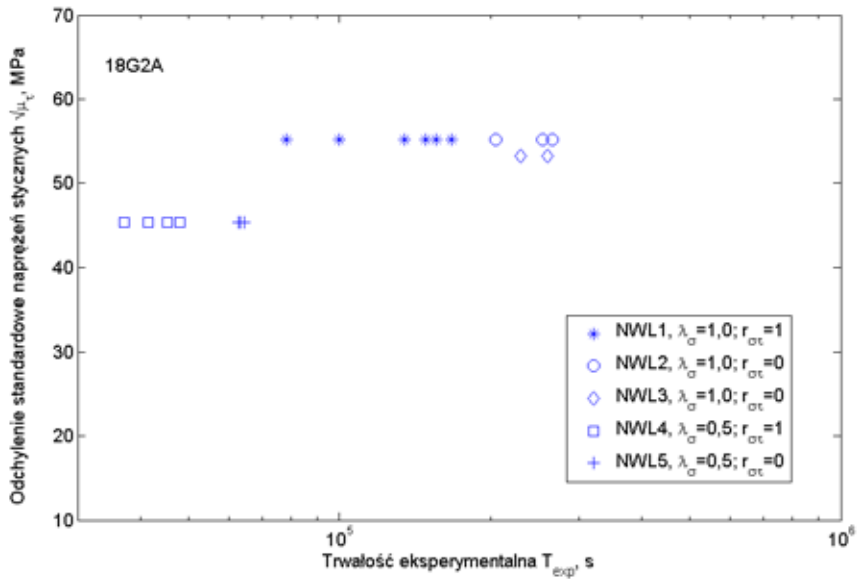


Rys. 5.5. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od maksymalnych wartości historii naprężeń: a) normalnych σ_{\max} i b) stycznych τ_{\max} przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

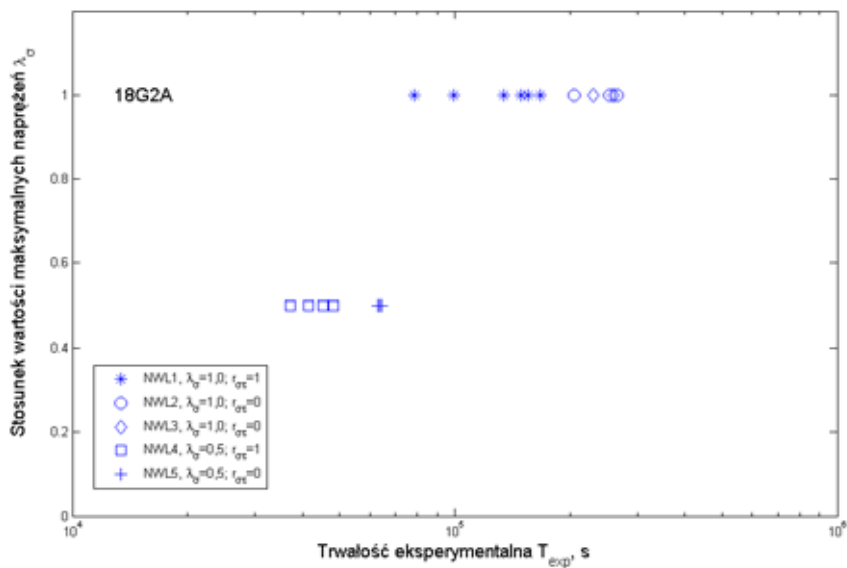
a)



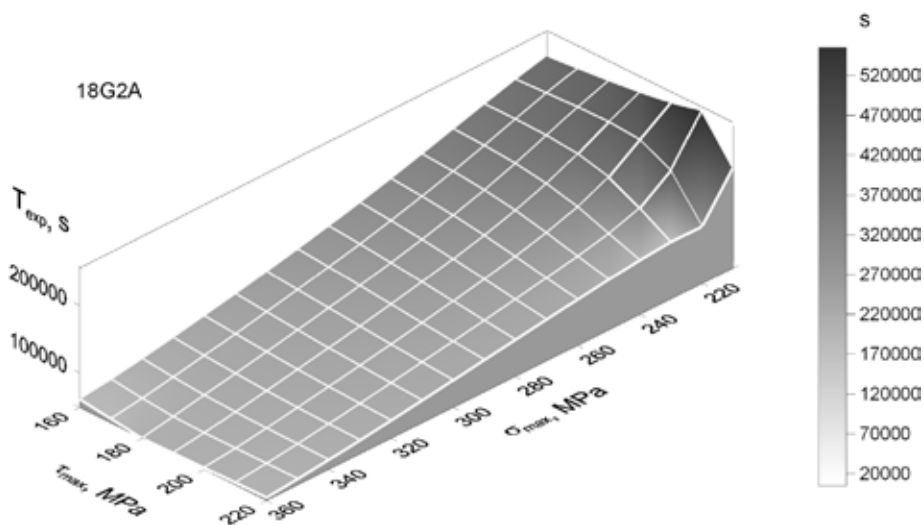
b)



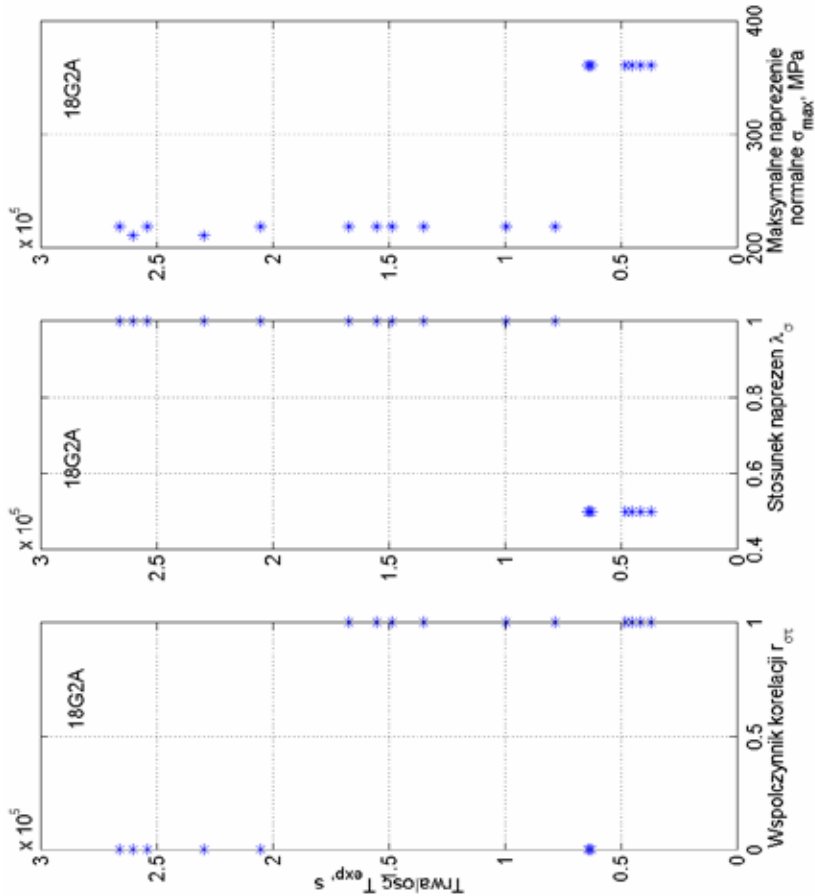
Rys. 5.6. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od odchyłek standardowych historii naprężeń: a) normalnych $\sqrt{\mu_{\sigma}}$; b) stycznych $\sqrt{\mu_{\tau}}$, przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.7. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od stosunku wartości maksymalnych naprężeń λ_σ od przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.8. Zależności trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 18G2A od maksymalnych wartości naprężeń normalnych i stycznych przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.9. Trwałości eksperymentalne stali 18G2A dla zmiennoaamplitudowego zginania ze skręcaniem w zależności od współczynnika korelacji $r_{\sigma\tau}$, stosunku naprężeń λ_{σ} i amplitudy naprężenia normalnego σ_{max}

5.2. BADANIA STALI 10HNAP

5.2.1. Badania zmęczeniowe przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

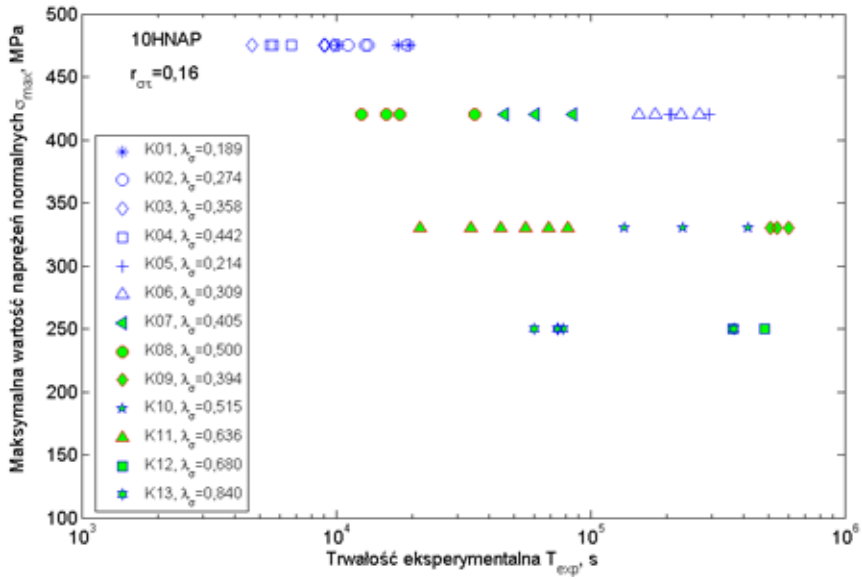
Podobnie jak w punkcie 5.1.1 wykonano badania eksperymentalne dla 13 kombinacji zginania ze skręcaniem, a wyniki przedstawiono w tabeli 5.3 oraz na rys. 5.10-5.13.

Tabela 5.3.

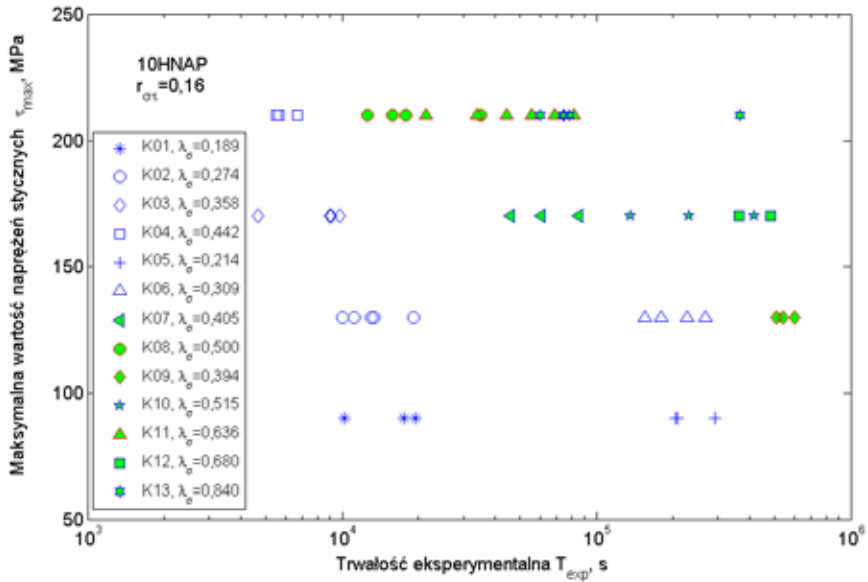
Wyniki badań zmęczeniowych stali 10HNAP przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem uzyskane na stanowisku MZGS-200PL

Kombinacja obciążeń	σ_{\max} MPa	τ_{\max} MPa	$\lambda_{\sigma} = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_{\max}}$	Odchylenie standardowe		Trwałość T_{\exp} s	Wartość średnia $\bar{T}_{\exp, S}$
				$\sqrt{\mu_{\sigma}}$ MPa	$\sqrt{\mu_{\tau}}$ MPa		
K01	475	90	0,189	183,76	31,41	17460	16155
						10200	
						19440	
						17520	
K02	475	130	0,274	185,32	47,74	13380	13356
						11100	
						13080	
						10080	
						19140	
K03	475	170	0,358	183,81	60,85	8940	8625
						6720	
						9780	
						9060	
K04	475	210	0,442	182,51	74,04	5520	5940
						5640	
						6660	
K05	420	90	0,214	170,38	31,85	293280	235420
						204360	
						208620	
K06	420	130	0,309	159,20	49,65	226740	207360
						154740	
						267540	
						180420	
K07	420	170	0,405	170,38	62,14	45780	63840
						85020	
						60720	
K08	420	210	0,500	168,25	82,08	17820	15380
						15780	
						12540	
K09	330	130	0,394	137,52	49,23	509820	550940
						543900	
						599100	
K10	330	170	0,515	133,96	62,14	135720	261480
						230460	
						418260	
K11	330	210	0,636	134,62	83,17	31560	52550
						33780	
						68580	
						55500	
						44220	
						81660	
K12	250	170	0,68	96,25	57,55	362220	423000
						483780	
K13	250	210	0,84	91,00	79,83	74880	71730
						77760	
						74160	
						60120	

a)

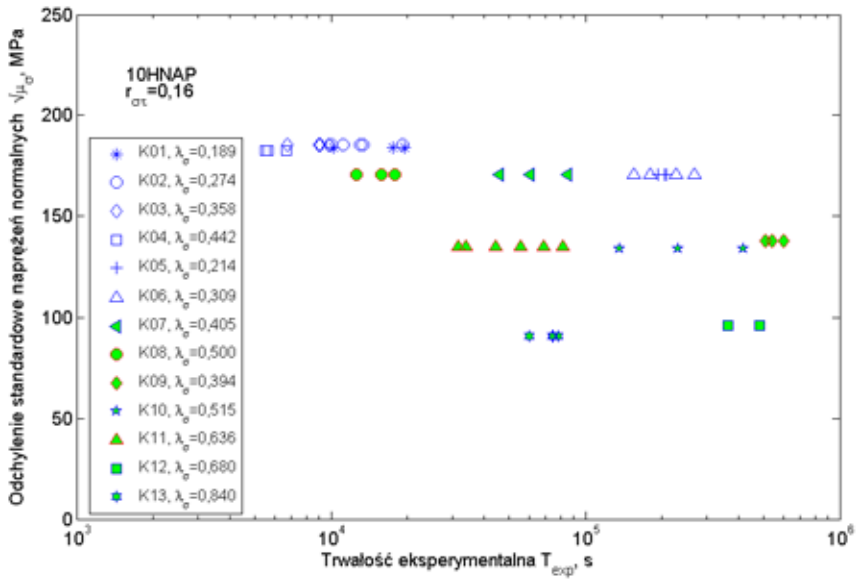


b)

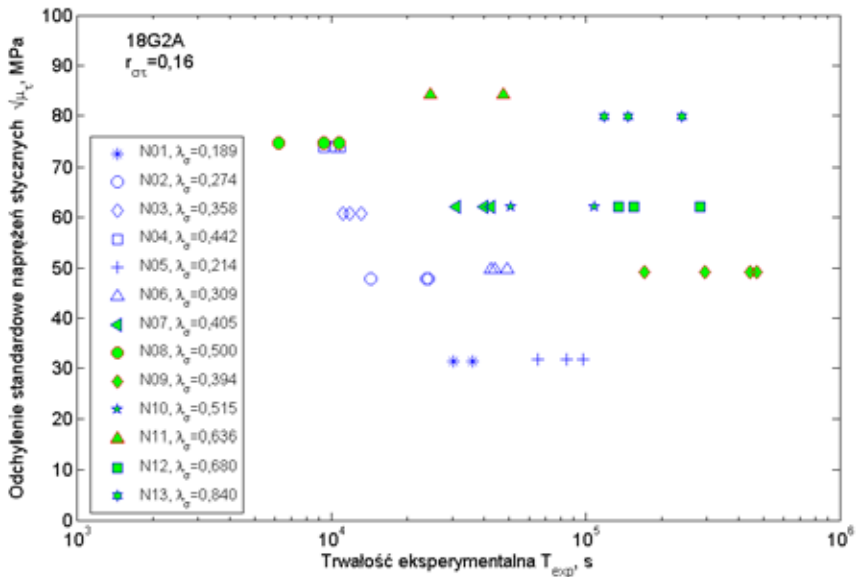


Rys. 5.10. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od maksymalnych wartości historii naprężeń: a) normalnych σ_{max} i b) stycznych τ_{max} przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

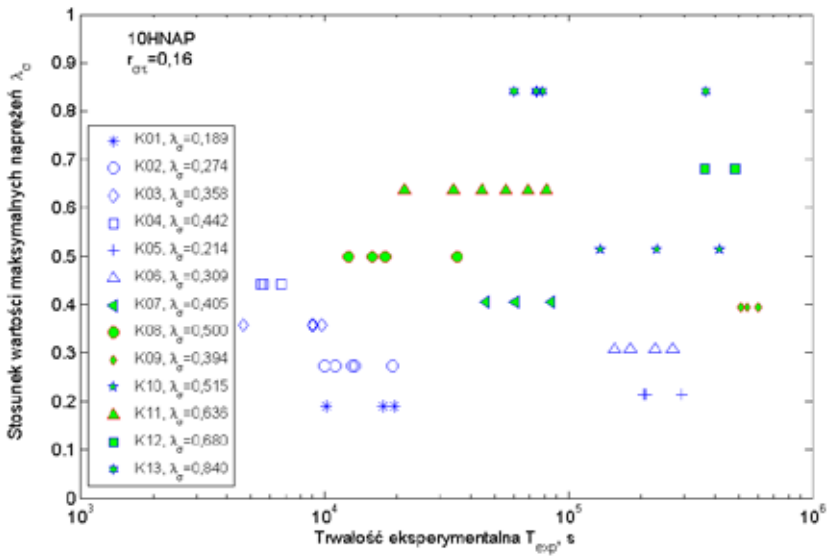
a)



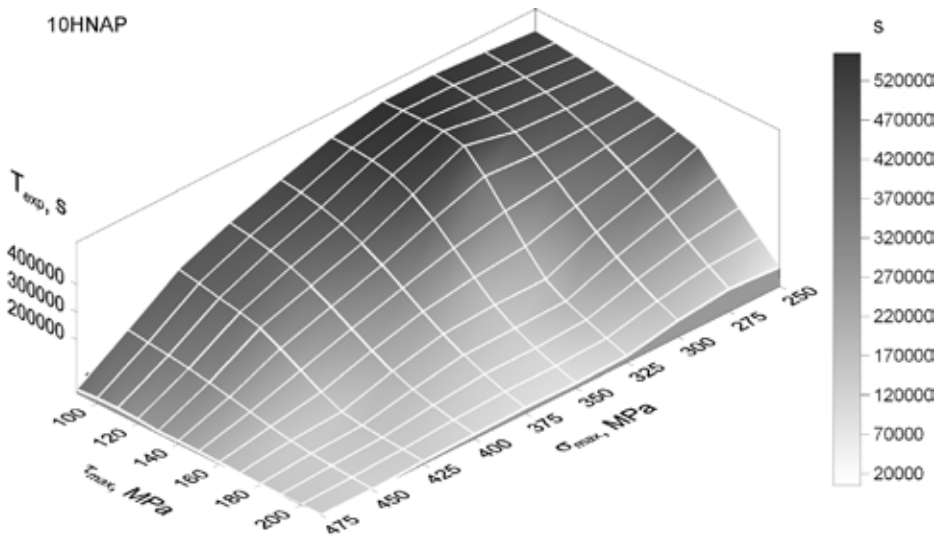
b)



Rys. 5.11. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od odchyżeń standardowych historii naprężeń: a) normalnych $\sqrt{\mu_{\sigma}}$, b) stycznych $\sqrt{\mu_{\tau}}$ przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma\tau} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.12. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od stosunku wartości maksymalnych naprężeń λ_{σ} przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.13. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od maksymalnych wartości naprężeń normalnych i stycznych przy nieproporcjonalnym ($r_{\sigma} \approx 0,16$) poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem

5.2.2. Badania zmęczeniowe przy stało- i zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

Badania eksperymentalne na stanowisku badawczym MZGS-200L wykonano dla 4 kombinacji stałoamplitudowych (tab. 5.4) i 10 rodzajów zmiennoamplitudowych historii naprężeń (tab. 5.5). Wyniki tych badań przedstawiono w tabelach 5.4 i 5.5 oraz na rys. 5.14-5.19

Tabela 5.4.

Wyniki badań zmęczeniowych stali 10HNAP przy stałoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem z przesunięciem fazy $\phi_{\sigma\tau} = 0$ i $\pi/2$ uzyskane na stanowisku MZGS-200L

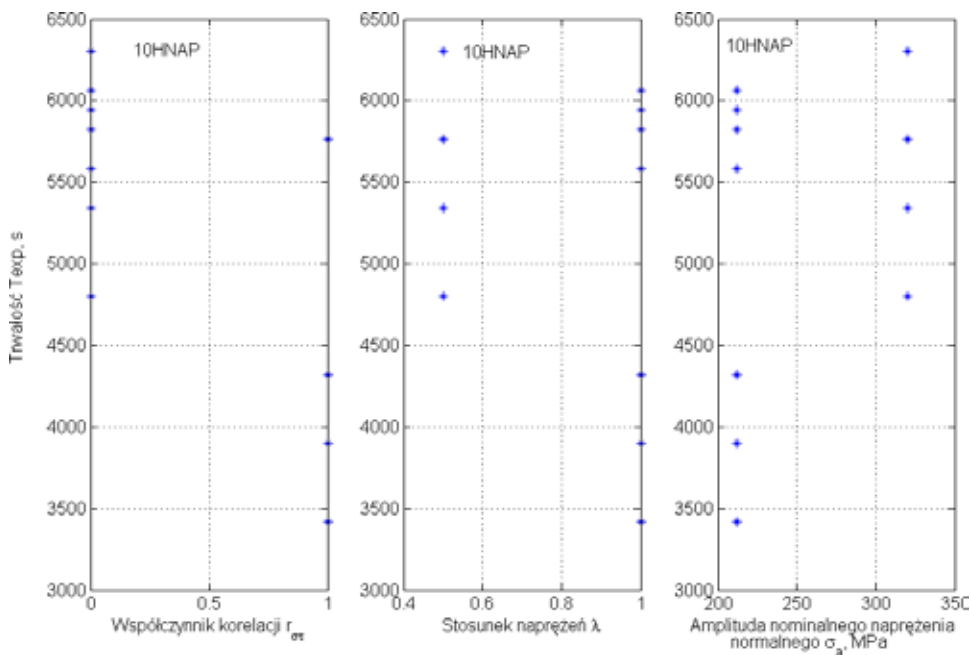
Kombinacja obciążeń	σ_a MPa	τ_a MPa	$\phi_{\sigma\tau}$ rad	Współczynnik korelacji $r_{\sigma\tau}$	λ_{σ}	Trwałość T_{exp}, s	Wartość średnia $\bar{T}_{exp,s}$
1	2	3	4	5	6	7	8
KWC1	320	160	$\pi/2$	0	0,5	6300	5480
						5340	
						4800	
KWC2	212	212	$\pi/2$	0	1	3960	4307
						4440	
						4520	
KWC3	212	212	0	1	1	1980	2180
						2100	
						2460	
KWC4	320	160	0	1	0,5	3300	3030
						2760	

Tabela 5.5.

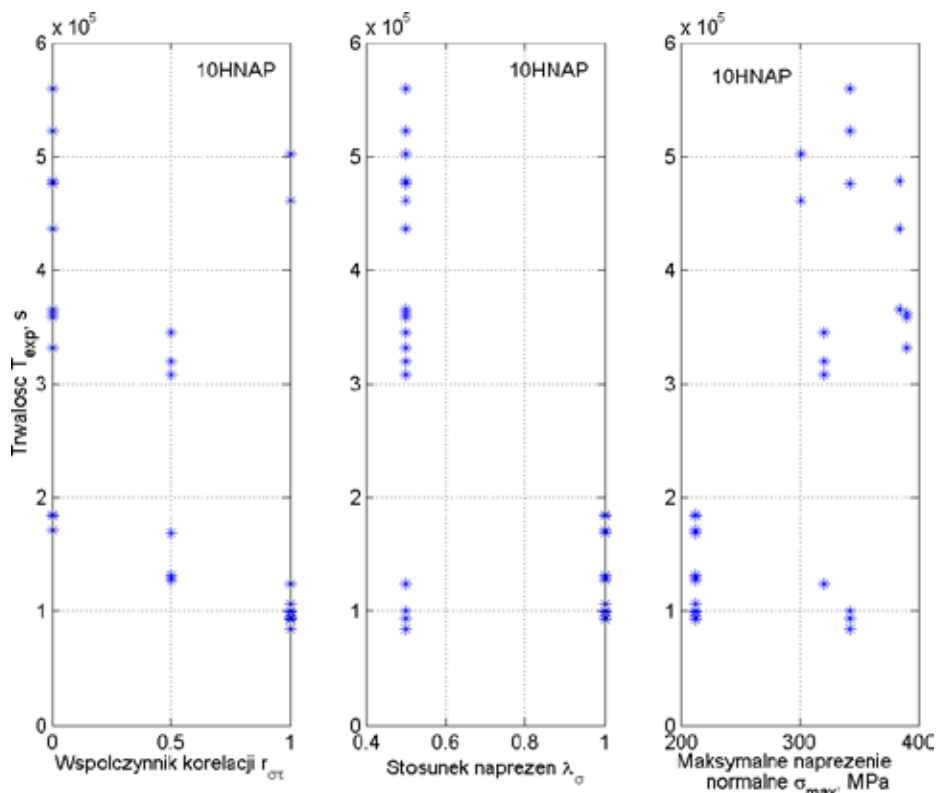
Wyniki badań zmęczeniowych stali 10HNAP przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem uzyskane na stanowisku MZGS-200L

Kombinacja obciążeń	σ_{max} MPa	τ_{max} MPa	$\lambda_{\sigma} = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{max}}$	Współczynnik korelacji $r_{\sigma\tau}$	Odchylenie standardowe		Trwałość T_{exp} s	Wartość średnia \bar{T}_{exp} s
					$\sqrt{\mu_{\sigma}}$ M Pa	$\sqrt{\mu_{\tau}}$ MPa		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
KWL1	212	212	1	0	53,43	53,43	185100	180060
							171180	
							183900	
KWL2	212	212	1	1	53,43	53,43	100560	98948
							95520	
							106420	
							92940	
KWL3	301	150	0,5	1	75,86	37,80	461520	481740
							501960	

KWL4	342	171	0,5	0	86,19	43,09	476100	519260
							559440	
							522240	
KWL5	342	171	0,5	1	86,19	43,09	84600	90705
							99900	
							93900	
							84420	
KWL6	212	212	1	0,5	53,43	53,43	127320	139695
							169260	
							129900	
							132300	
KWL7	320	160	0,5	0,5	80,65	40,32	319980	324360
							308460	
							344640	
KWL8	384	192	0,5	0	109,75	55,24	365500	426970
							436940	
							478460	
KWL9	320	160	0,5	1	80,65	40,32	123660	123660
KWL10	390	195	0,5	0	111,47	56,10	358800	351000
							362400	
							331800	

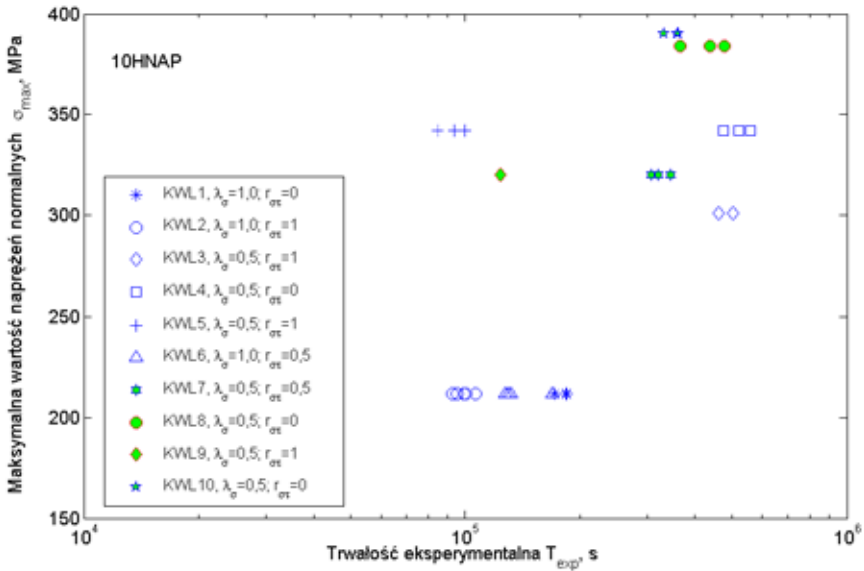


Rys. 5.14. Trwałości eksperymentalne stali 10HNAP dla stałoamplitudowego zginania ze skręcaniem w zależności od współczynnika korelacji r_{σ} , stosunku naprężeń λ_{σ} i amplitudy naprężenia normalnego σ_a

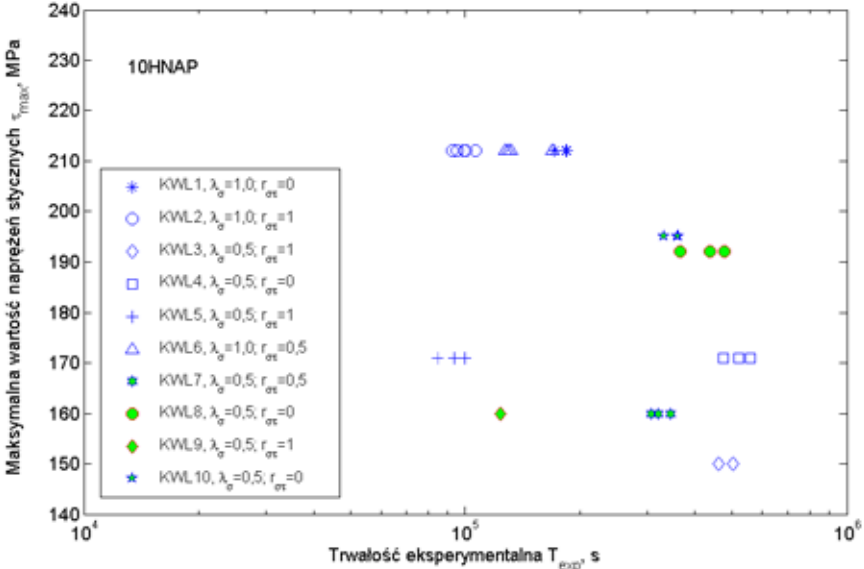


Rys. 5.15. Trwałości eksperymentalne stali 10HNAP dla zmiennoaamplitudowego zginania ze skręcaniem w zależności od współczynnika korelacji $r_{\sigma\tau}$, stosunku naprężeń λ_{σ} i amplitudy naprężenia normalnego σ_{max}

a)

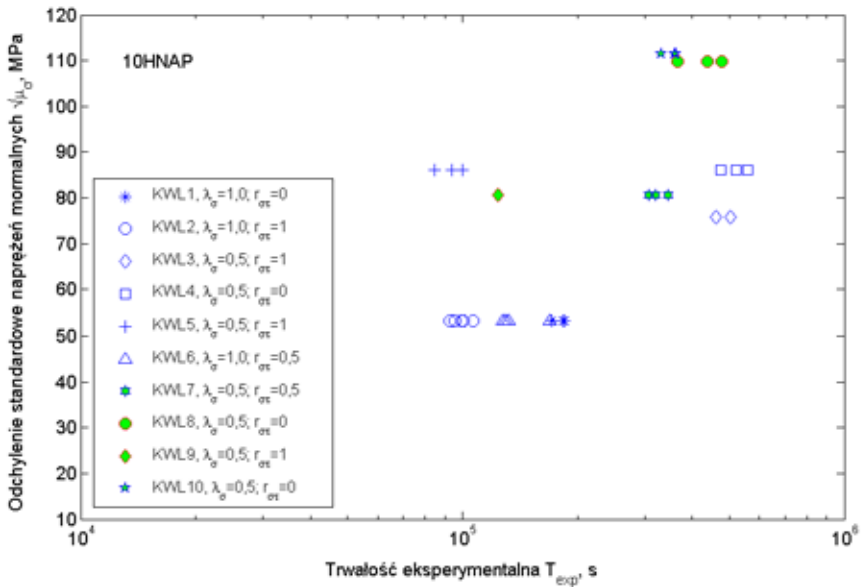


b)

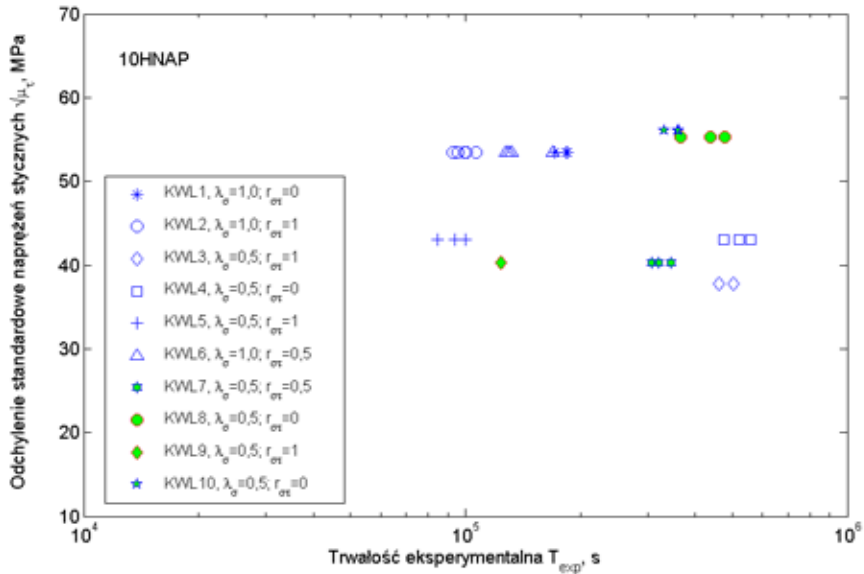


Rys. 5.16. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od maksymalnych wartości historii naprężeń: a) normalnych σ_{\max} i b) stycznych τ_{\max} przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

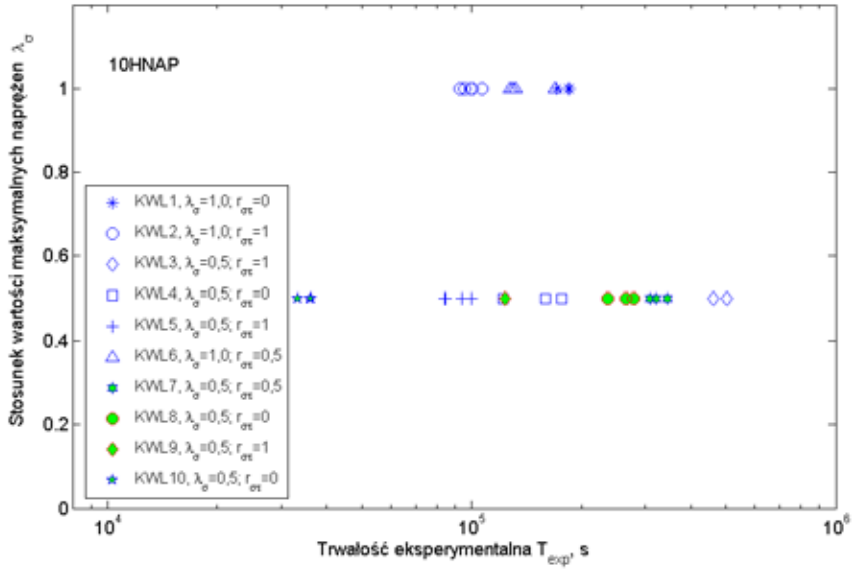
a)



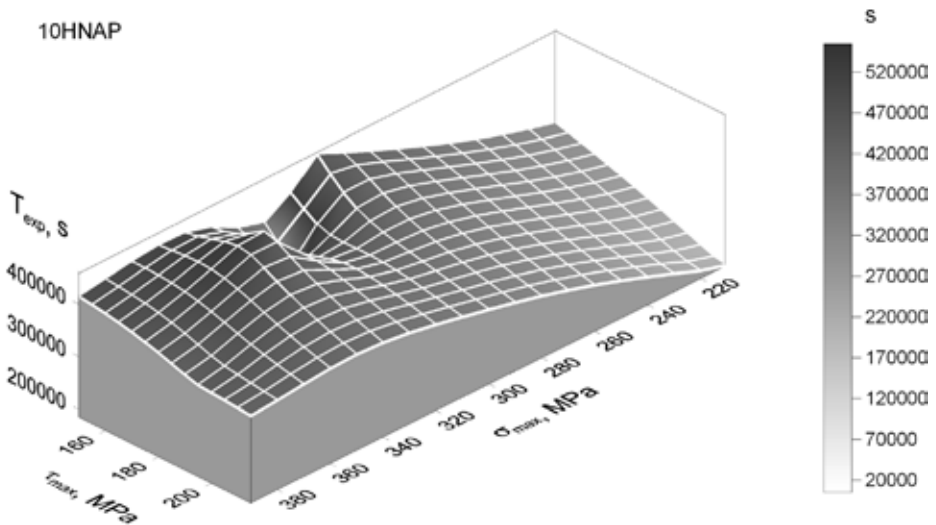
b)



Rys. 5.17. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od odchyłek standardowych historii napiężeń: a) normalnych $\sqrt{\mu_{\sigma}}$, b) stycznych $\sqrt{\mu_{\tau}}$, przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.18. Zależność trwałości eksperymentalnych stali 10HNAP od stosunku amplitud naprężeń λ_0 dla zmiennoamplitudowego zginania ze skręcaniem



Rys. 5.19. Zależność trwałości eksperymentalnej T_{exp} stali 10HNAP od maksymalnych wartości naprężeń normalnych i stycznych dla zmiennoamplitudowego zginania ze skręcaniem

5.3. ANALIZA WPŁYWU STOPNIA NIEPROPORCJONALNOŚCI NAPRĘŻEŃ NA TRWAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWĄ

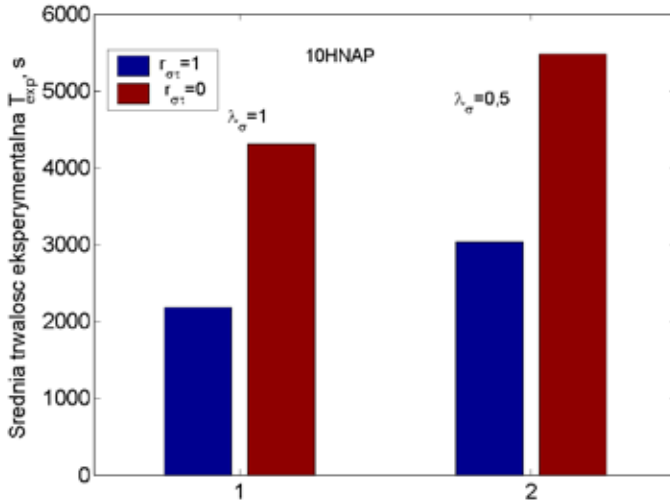
Analizując wyniki eksperymentalne zauważa się duży wpływ współczynnika korelacji $r_{\sigma\tau}$, wielkości naprężeń σ_{\max} i stosunku naprężeń λ_{σ} na trwałość zmęczeniową. W przypadku badań cyklicznych stali 10HNAP dla stosunku amplitud $\lambda_{\sigma}=0,5$ i wartości amplitud naprężeń normalnych $\sigma_a = 360$ MPa, przy różnych współczynnikach korelacji $r_{\sigma\tau} = 0$ i 1, trwałość zmęczeniowa wzrasta około 1,8 razy dla naprężeń nieproporcjonalnych ($r_{\sigma\tau} = 0$) w stosunku do trwałości przy proporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem ($r_{\sigma\tau} = 1$). Natomiast w przypadku, gdy $\lambda_{\sigma} = 1$ i wartości amplitud naprężeń $\sigma_a = \tau_a = 212$ MPa trwałość zmęczeniowa przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem (T_N) wzrasta blisko dwukrotnie w stosunku do trwałości zmęczeniowej dla naprężeń proporcjonalnych (T_P). Graficzne przedstawienie tych zależności zamieszczono na rys. 5.20.

Analizując badania stali 18G2A wykonane przez Karolczuka i Niestonego [38, 39, 83] (rys. 5.21) zauważono, że dla $\lambda_{\sigma} = 0,72$ trwałość zmęczeniowa dla nieproporcjonalnego zginania ze skręcaniem jest 1,3 razy większa niż dla obciążeń proporcjonalnych, pomimo tego, że wartości naprężeń pochodzących od zginania są wyższe dla przypadku $r_{\sigma\tau} = 0$ o około 10 MPa.

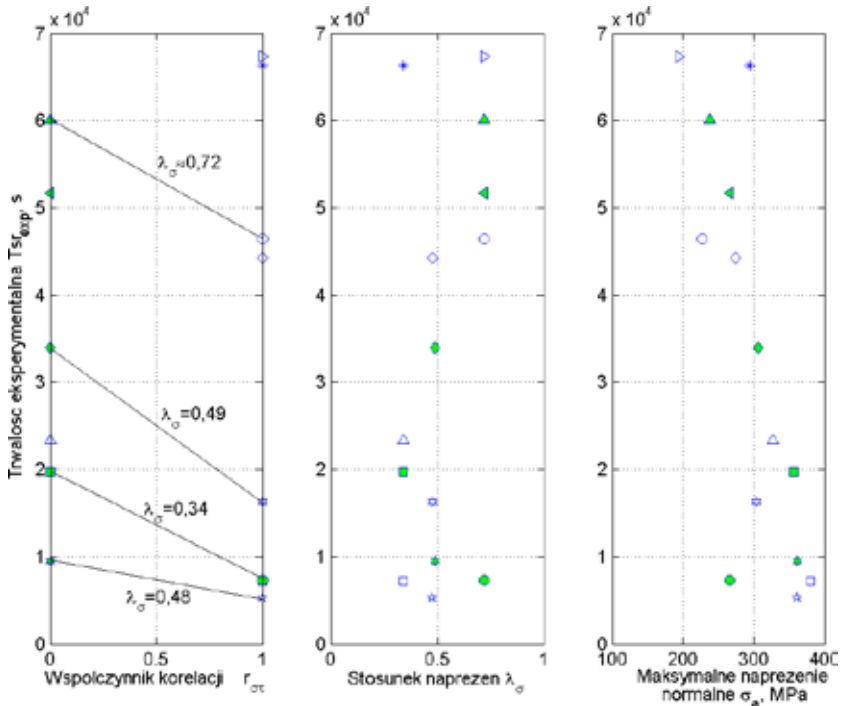
W przypadku, gdy $\lambda_{\sigma} = 0,49$, a wartości amplitud σ_a i τ_a są na granicy zmęczenia, stosunek trwałości $T_N/T_P = 2,08$. Natomiast, gdy stosunek $\lambda_{\sigma} = 0,48$, czyli zbliżony do przypadku poprzedniego, lecz obie wartości amplitud naprężeń są powyżej granicy zmęczenia stosunek trwałości $T_N/T_P = 1,8$.

W przypadku własnych badań zmiennoamplitudowych stali 18G2A [65, 68, 70] (rys. 5.22) średnia trwałość eksperymentalna jest większa dla naprężeń nieproporcjonalnych ($r_{\sigma\tau} = 0$) około 10 razy dla $\lambda_{\sigma} = 0,5$ i blisko 1,8 razy dla $\lambda_{\sigma} = 1$ w stosunku do tych samych naprężeń przy korelacji $r_{\sigma\tau} = 1$.

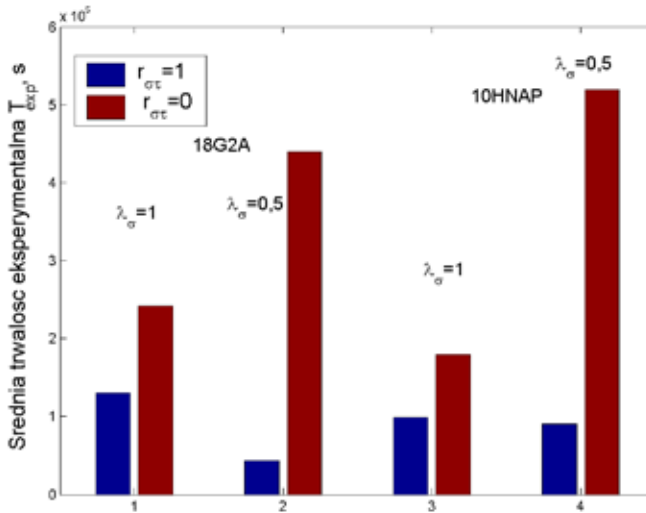
Zmiennoamplitudowe badania stali 10HNAP przy naprężeniach nieproporcjonalnych (rys. 5.22) wykazują, że dla $\lambda_{\sigma} = 1$ średnia trwałość eksperymentalna jest około 1,8 razy większa w stosunku do naprężeń proporcjonalnych, natomiast dla badań przy $\lambda_{\sigma} = 0,5$ iloraz T_N/T_P wzrasta do około 5,2 razy.



Rys. 5.20. Wpływ współczynnika korelacji naprężeń na trwałość zmęczeniową stali 10HNAP przy stałoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem



Rys. 5.21. Wpływ współczynnika korelacji naprężeń na trwałość zmęczeniową stali 18G2A przy stałoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem (badania Karolczuka i Niestonego – Załącznik 1 tab. Z1 i Z2)



Rys. 5.22. Wpływ współczynnika korelacji naprężeń na trwałość zmęczeniową stali 18G2A i 10HNAP przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

5.4. PODSUMOWANIE

Badania zmęczeniowe przeprowadzono na 195 próbkach wykonanych z dwóch gatunków stali 18G2A i 10HNAP na 2 stanowiskach badawczych MZGS-200PL i MZGS-200L głównie w zakresie obciążeń nieproporcjonalnych, zmiennoamplitudowych i poliharmonicznych. Zastosowanie dwóch różnych stanowisk badawczych umożliwiło sprawdzenie wpływu różnych widm obciążeń na trwałość zmęczeniową.

W przypadku badań na stanowisku MZGS-200PL dla każdej stali wykonano testy przy 13 kombinacjach zginania ze skręcaniem. Badania na stanowisku MZGS-200L przeprowadzono przy zginaniu ze skręcaniem o różnych współczynnikach korelacji i różnych wartościach λ_{σ} . Dla próbek ze stali 10HNAP badania wykonano przy 10 kombinacjach zmiennoamplitudowego i 4 kombinacjach cyklicznego zginania ze skręcaniem, natomiast dla próbek ze stali 18G2A przy 5 kombinacjach zmiennoamplitudowego zginania ze skręcaniem.

Zauważono, że w przypadku badań wykonanych na stanowisku badawczym MZGS-200L, gdzie historie naprężeń generowane były przy użyciu komputera, dla współczynnika korelacji naprężeń $r_{\sigma\tau}=1$ trwałości eksperymentalne próbek były mniejsze niż przy takiej samej kombinacji naprężeń i współczynnika korelacji $r_{\sigma\tau}=0$.

6. PORÓWNANIE TRWAŁOŚCI OBLICZENIOWEJ Z EKSPERYMENTALNĄ

W rozdziale przedstawiono rezultaty obliczeń z wykorzystaniem omówionego w rozdziale czwartym algorytmu oceny trwałości zmęczeniowej. Trwałości zmęczeniowe obliczone za pomocą kilku wybranych kryteriów wyęczenia zmęczeniowego porównano z trwałościami eksperymentalnymi. Do obliczeń wykorzystano przebiegi momentów zginających i skręcających próbki, zarejestrowane w trakcie badań eksperymentalnych. Przy wyznaczeniu składowych tensora naprężenia wykorzystano model sprężysty materiału. W celu pominięcia wpływu gradientu naprężeń w próbkach z rys. 4.3 kumulowanie uszkodzeń zmęczeniowych przeprowadzono na bazie wykresu Wöhlera dla zginania. Symulacje pozwoliły ocenić, które z proponowanych wariantów algorytmu dają najlepsze oszacowanie trwałości zmęczeniowej.

6.1. PORÓWNANIE TRWAŁOŚCI OBLICZENIOWYCH Z EKSPERYMENTALNYMI PRZY POLIHARMONICZNYM, STAŁO- I ZMIENNOAMPLITUDOWYM ZGINANIU ZE SKRĘCANIEM

Obliczenia historii naprężenia ekwiwalentnego $\sigma_{eq}(t)$ przeprowadzono według następujących kryteriów:

- kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej (2.24) [33, 65]

$$\sigma_{eq}(t) = \sigma_x(t) \cdot \sin(2\alpha) + 2\tau_{xy}(t) \cdot \cos(2\alpha), \quad (6.1)$$

gdzie α – kąt określający położenie płaszczyzny krytycznej,

- kryterium maksymalnych naprężeń normalnych w płaszczyźnie krytycznej

$$\sigma_{eq}(t) = \sigma_x(t) \cdot \cos^2(\alpha) - \tau_{xy}(t) \sin(2\alpha), \quad (6.2)$$

- kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania [52]

$$\sigma_{eq}(t) = (2 - B)(\sigma_x(t) \cdot \cos^2(\alpha) - \tau_{xy}(t) \sin(2\alpha)) + B \left(-\frac{1}{2} \sigma_x(t) \sin(2\alpha) + \tau_{xy}(t) \cos(2\alpha) \right), \quad (6.3)$$

gdzie:

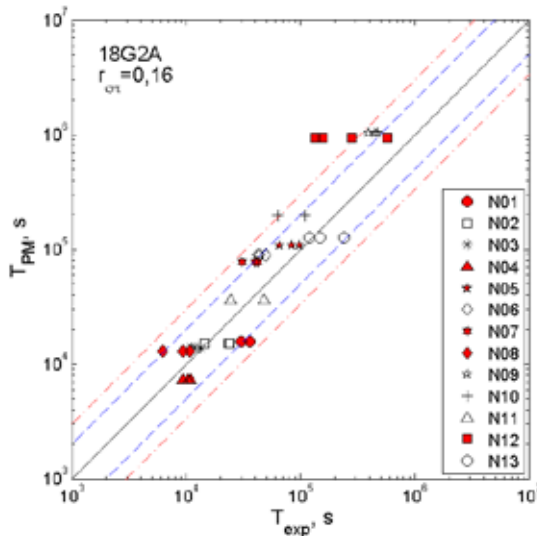
$$B = \frac{\sigma_{af}(N_f)}{\tau_{af}(N_f)} \quad (6.4)$$

dla liczby cykli $N_f=10^5$ przyjętej według Sanetry [107].

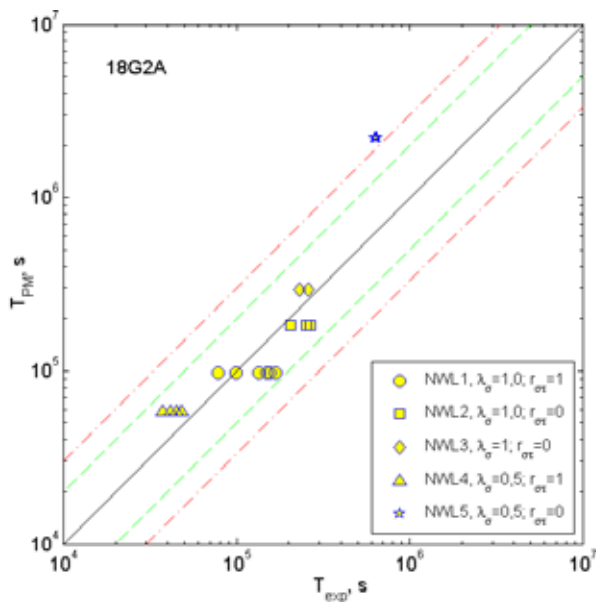
Uszkodzenie obliczono za pomocą hipotezy Palmgren – Minera (3.22) uwzględniając wpływ cykli powyżej połowy granicy zmęczenia ($a = 0,5$) oraz bez wyraźnego powodzenia za pomocą pozostałych trzech hipotez: Haibacha (3.23), Cortena – Dolana (3.24) i Serensena – Kogajewa (3.25). W obliczeniach zastosowano algorytm przedstawiony w rozdziale 4 (rys. 4.1.). Położenie płaszczyzny krytycznej ustalono metodą kumulacji uszkodzeń z wykorzystaniem algorytmu zliczania cykli „rain flow”.

Na rys. 6.1 i 6.2 porównano wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej T_{PM} według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej (6.1) z trwałościami eksperymentalnymi T_{exp} dla stali 18G2A, a na rys. 6.3 – 6.5 odpowiednio dla stali 10HNAP. Analogiczne porównania wyników według kryteriów maksymalnych naprężeń normalnych w płaszczyźnie krytycznej (6.2) zamieszczono na rys. 6.6 – 6.10, a według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania (6.3) na rys. 6.11 – 6.15.

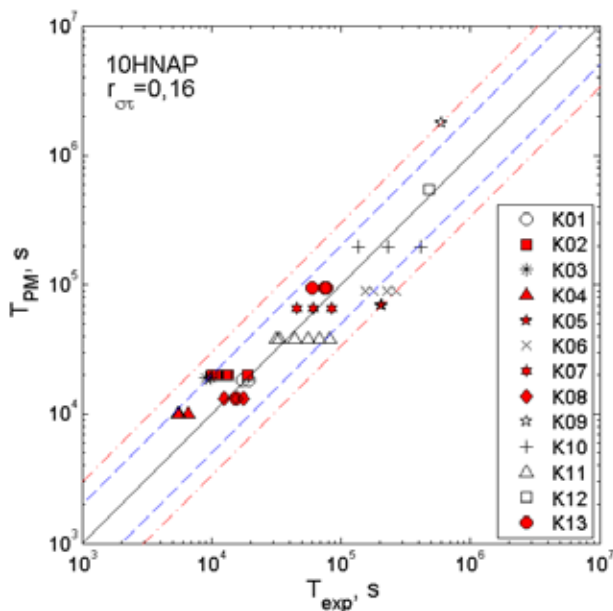
Na rys. 6.1 – 6.19 linia ciągła oznacza idealną zgodność między trwałościami eksperymentalnymi a obliczeniowymi. Pasma rozrzutu o współczynniku 2 oznaczono liniami kreskowanymi (--), natomiast pasmo rozrzutu o współczynniku 3 liniami kropkowanymi (---).



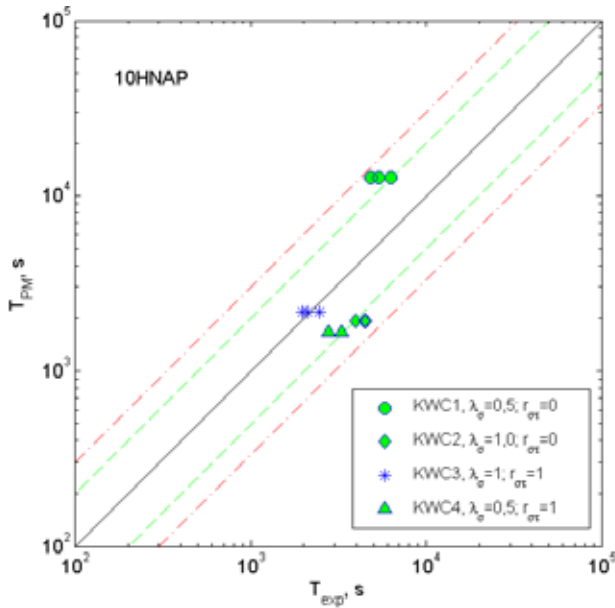
Rys. 6.1. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.1) według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



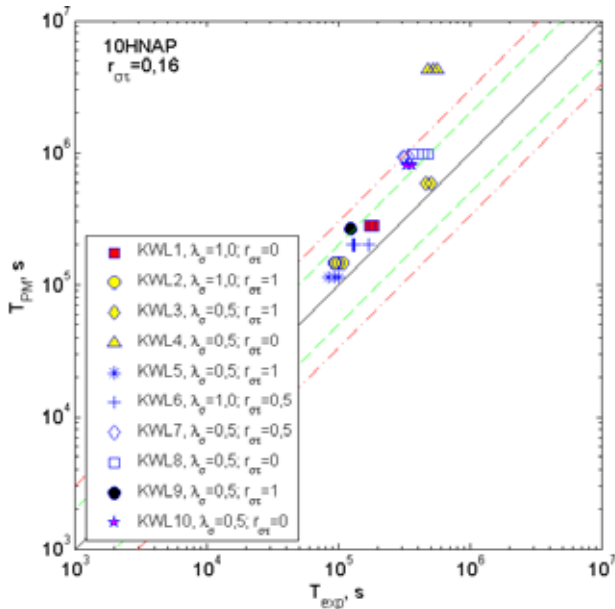
Rys. 6.2. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń zmiennoamplitudowych (tab. 5.2) według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



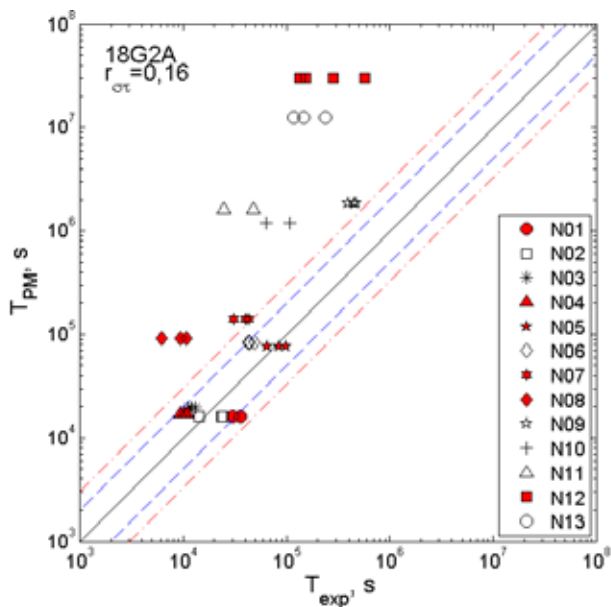
Rys. 6.3. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.3) według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



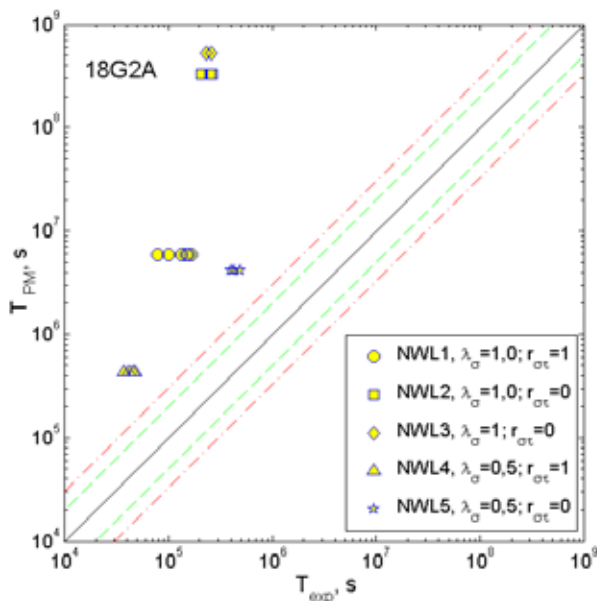
Rys. 6.4. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



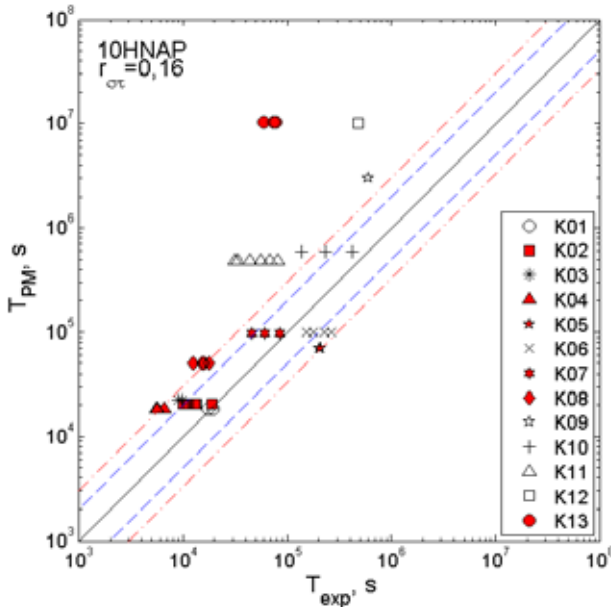
Rys. 6.5. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń zmiennoamplitudowych (tab. 5.5) według kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



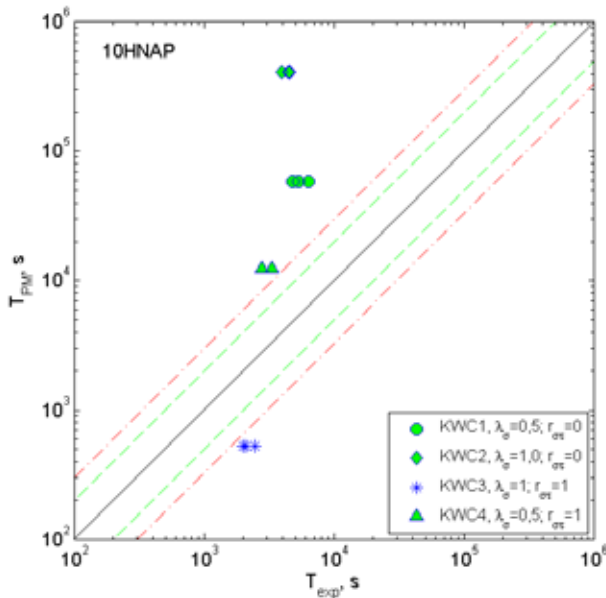
Rys. 6.6. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.1) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



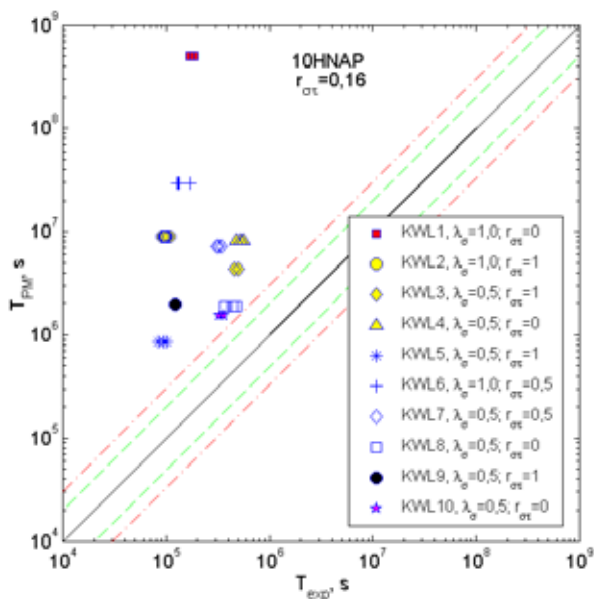
Rys. 6.7. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń zmiennoamplitudowych (tab. 5.2) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



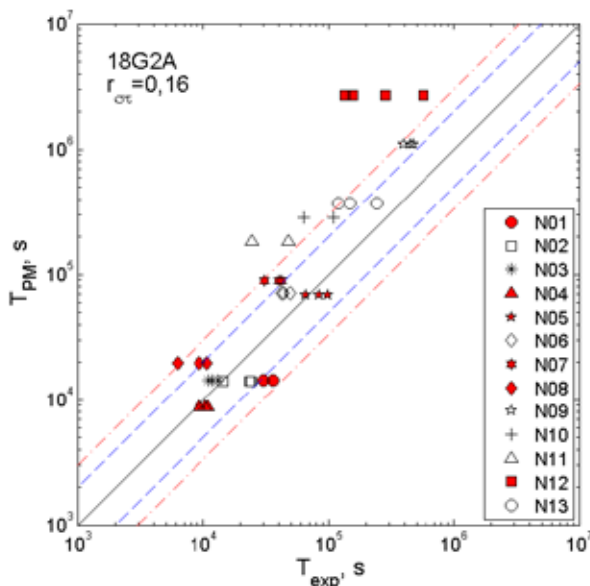
Rys. 6.8. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.3) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



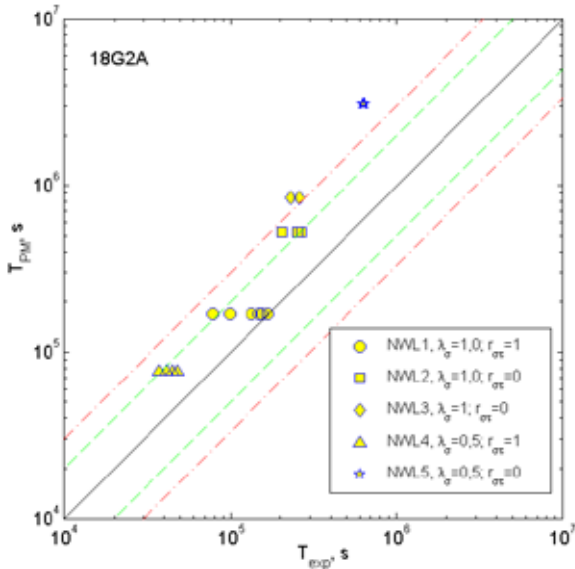
Rys. 6.9. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



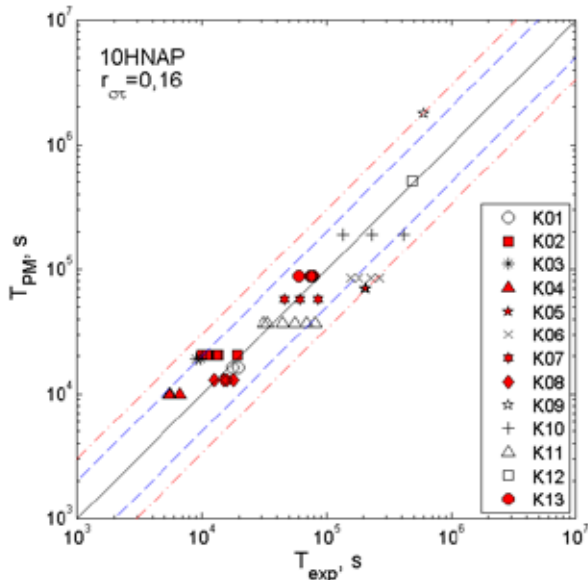
Rys. 6.10. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń zmiennoamplitudowych (tab. 5.5) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



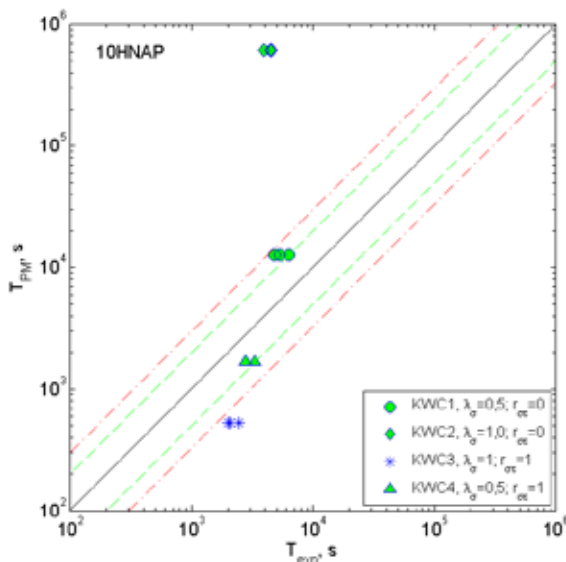
Rys. 6.11. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.1) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania z wykorzystaniem hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera



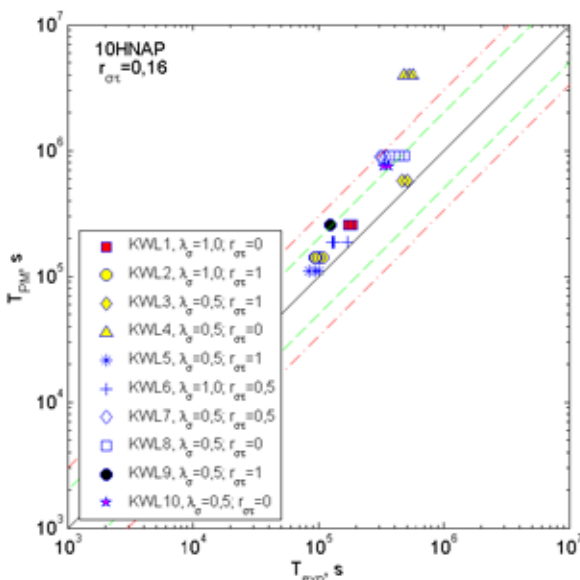
Rys. 6.12. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 18G2A w warunkach obciążeń zmiennoamplitudowych (tab. 5.2) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgręna – Minera



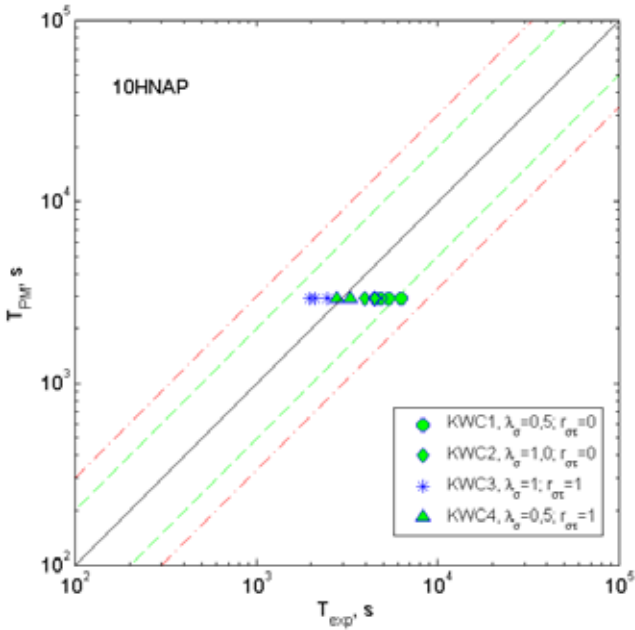
Rys. 6.13. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń poliharmonicznych (tab. 5.3) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgręna – Minera



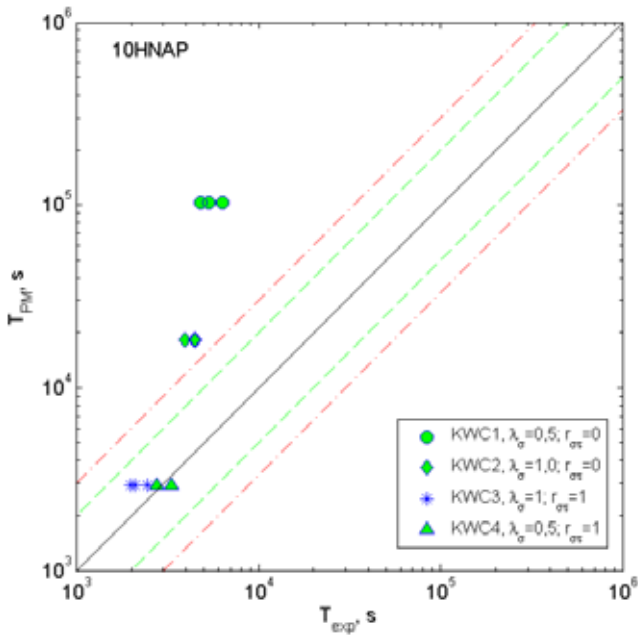
Rys. 6.14. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



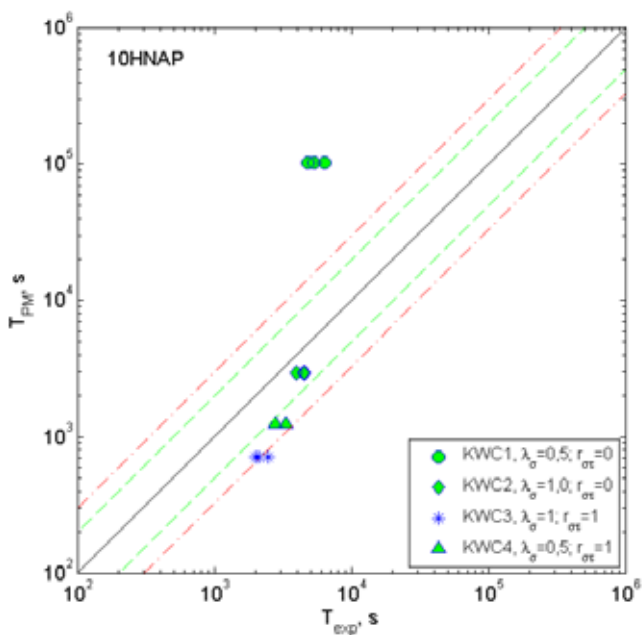
Rys. 6.15. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń zmiennaamplitudowych (tab. 5.5) według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgren – Minera



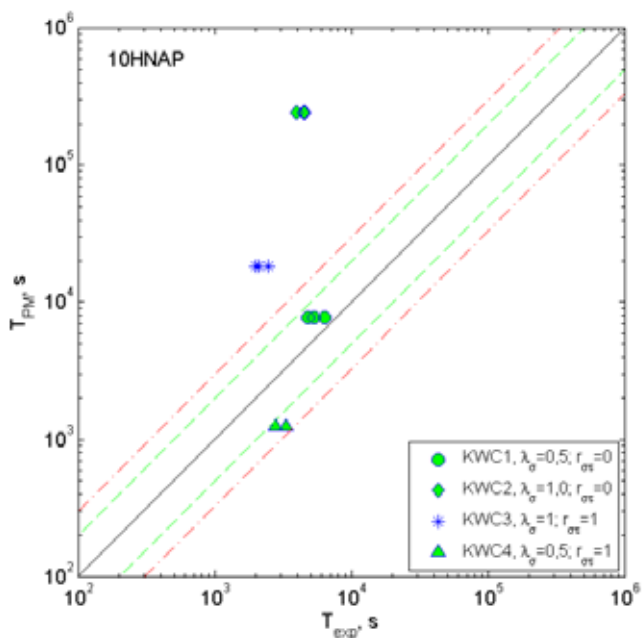
Rys. 6.16. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium Hubera – Misesa (6.5)



Rys. 6.17. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium SEQA (2.33b)



Rys. 6.18. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium SALT (2.33a)



Rys. 6.19. Porównanie trwałości obliczeniowych T_{PM} z eksperymentalnymi T_{exp} stali 10HNAP w warunkach obciążeń stałoaamplitudowych (tab. 5.4) według kryterium Sonsino (2.35)

Dodatkowo dla stałoaamplitudowego zginania ze skręcaniem przeprowadzono obliczenia według:

- kryterium Hubera – Misesa

$$\sigma_{a,eq_H-M} = \sqrt{\sigma_a^2 + 3\tau_a^2}, \quad (6.5)$$

- zmodyfikowanego kryterium Hubera – Misesa uwzględniającego wpływ kąta przesunięcia fazowego SEQA stosowanego w normach ASME Boiler and Pressure Vessel Code (2.33b),
- zmodyfikowanego kryterium Tresca uwzględniającego wpływ kąta przesunięcia fazowego SALT stosowanego w normach ASME Boiler and Pressure Vessel Code (2.33a),
- kryterium Sonsino (2.35).

6.2. DYSKUSJA WYNIKÓW BADAŃ

Analizując rys. 6.1-6.5 można zauważyć, że zastosowanie kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej (6.1):

1. przy poliharmonicznych historiach naprężeń:

- dla stali 18G2A 68% wyników obliczeń trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu wyników o współczynniku 2, natomiast 90% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3,
- dla stali 10HNAP 73% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 97% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.

2. przy zmiennaamplitudowych historiach naprężeń:

- dla stali 18G2A 83% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w pasmach rozrzutu o współczynnikach 2 i 88% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3,
- dla stali 10HNAP 64% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 90% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.

3. przy stałoaamplitudowych historiach naprężeń dla stali 10HNAP 45,4% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2 i 100% dla pasma rozrzutu o współczynniku 3.

Na uwagę zasługuje fakt, że wyniki obliczeń (rys. 6.1 – 6.5), które nie mieszczą się w paśmie rozrzutu o współczynniku 3 dotyczą tych próbek, których trwałości eksperymentalne były powyżej 10^5 sekund. Dla nich zwykle obserwuje się też większy rozrzut trwałości eksperymentalnej.

Analizując rys. 6.6-6.10 można stwierdzić, że zastosowane kryterium maksymalnych naprężeń normalnych w płaszczyźnie krytycznej skutkuje tym, że (6.2):

1. przy poliharmonicznych historiach naprężeń:
 - dla stali 18G2A 38% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 46% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3,
 - dla stali 10HNAP 39% wyników oszacowania trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 61% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.
2. przy zmiennoamplitudowych historiach naprężeń zarówno dla stali 18G2A, jak i 10HNAP trwałości obliczeniowe są znacznie zawyżone i żaden z wyników nie mieści się w paśmie rozrzutu o współczynnikach 2 i 3.
3. przy stałoamplitudowych historiach naprężeń dla stali 10HNAP trwałości obliczeniowe są znacznie zawyżone i nie mieszczą się w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.

Podsumowując spostrzeżenia dotyczące zastosowanego kryterium maksymalnych naprężeń normalnych w płaszczyźnie krytycznej do przewidywania trwałości zmęczeniowej obu stali należy stwierdzić, że to kryterium nie jest właściwe.

Analizując rys. 6.11-6.15 można zauważyć, że przyjęcie kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ściskania (6.3) prowadzi do następujących rezultatów:

1. przy poliharmonicznych historiach naprężeń:
 - dla stali 18G2A, gdy przyjęto $B=1,76$ ($N_f=10^5$), 46% wyników szacowanej trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 72% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3. W tym przypadku występuje tendencja do zawyżania trwałości obliczeniowych,
 - dla stali 10HNAP, gdy przyjęto $B=1,76$ ($N_f=10^5$), 73% wyników szacowanej trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 97% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.
2. przy zmiennoamplitudowych przebiegach naprężeń:
 - dla stali 18G2A 61% wyników szacowanej trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 77% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3,
 - dla stali 10HNAP w 64% wyników szacowanej trwałości zmęczeniowej mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2, natomiast 90% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.
3. przy stałoamplitudowych historiach naprężeń stali 10HNAP 27,3% wyników mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2 i 45,4% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3

Dodatkowo wykonano oszacowanie trwałości dla najczęściej stosowanych kryteriów wieloosiowego cyklicznego (stałoamplitudowego) zmęczenia. Na podstawie otrzymanych porównań dobre oszacowanie trwałości uzyskano według kryterium Hubera – Misesa, gdyż 90,9% wyników mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2 i 100% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3 po-

mimo tego, że kryterium to nie uwzględnia wpływu przesunięcia fazowego pomiędzy naprężeniami. Oszacowanie trwałości według kryterium (2.33b) daje 45,4% wyników w pasmach rozrzutu o współczynnikach 2 i 3. W przypadku kryterium (2.33a) 27,3% wyników mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2 i 63,7% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3. Według kryterium zaproponowanego przez Sonsino 27,3% wyników mieści się w paśmie rozrzutu o współczynniku 2 i 45,4% w paśmie rozrzutu o współczynniku 3.

W tabeli 6.1 podsumowano wyniki obliczeń symulacyjnych dla obciążeń zmiennoamplitudowych i poliharmonicznych, natomiast w tabeli 6.2 podsumowano wyniki obliczeń dla obciążeń stałoaamplitudowych.

Tabela 6.1.

Porównanie zgodności oszacowania trwałości dla zastosowanych kryteriów wieloosiowego zmęczenia stali 18G2A i 10HNAP

Kryterium wieloosiowego zmęczenia	18G2A				10HNAP			
	Obciążenia poliharmoniczne		Obciążenia zmiennoamplitudowe		Obciążenia poliharmoniczne		Obciążenia zmiennoamplitudowe	
	Pasma rozrzutu wyników							
	2	3	2	3	2	3	2	3
	Procent zgodności trwałości obliczeniowych T_{PM} z trwałościami eksperymentalnymi T_{exp} w%							
1	2	3	4	5	6	7	8	9
6.1	68	90	83	88	73	97	64	90
6.2	38	46	0	0	39	61	0	0
6.3	46	72	61	77	73	97	64	90

Tabela 6.2.

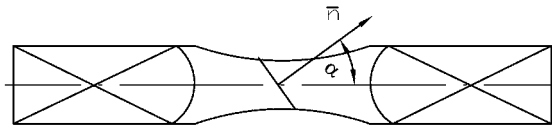
Porównanie zgodności oszacowania trwałości dla zastosowanych kryteriów wieloosiowego zmęczenia w przypadku obciążeń stałoaamplitudowych stali 10HNAP

Kryterium wieloosiowego zmęczenia	10HNAP	
	Pasma rozrzutu wyników	
	2	3
	Procent zgodności trwałości obliczeniowych T_{PM} z trwałościami eksperymentalnymi T_{exp} w%	
1	2	3
(6.1)	45,4	100
(6.2)	0	0
(6.3)	27,3	45,4
(6.5)	90,9	100
(2.33b)	45,4	45,4
(2.33a)	27,3	63,7
(2.35)	27,3	45,4

Z tabel tych wynika, że najlepsze oszacowanie trwałości otrzymano, stosując kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej (6.1) dla obu gatunków stali zarówno dla poliharmonicznych i zmiennoaamplitudowych obciążeń. Drugim kryterium pod względem zgodności jest kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie maksymalnego ścinania (6.3). Jest ono jednak w dużym stopniu zależne od przyjmowanych granicznych liczb cykli, bowiem przyjęty współczynnik $B=1,76$ w przypadku stali 18G2A i $B=1,91$ dla stali 10HNAP oznaczają zgodności oszacowanych trwałości na poziomie odpowiednio 72% i 97% przy poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem (dla pasma rozrzutu o współczynniku 3) oraz 77% i 90% przy zmiennoaamplitudowym zginaniu ze skręcaniem. Najśłabsze, nie do przyjęcia oszacowanie trwałości otrzymano według kryterium maksymalnych naprężeń normalnych (6.2).

7. ANALIZA WPŁYWU OBCIĄŻEŃ NA POŁOŻENIE PŁASZCZYZN KRYTYCZNYCH

Położenie płaszczyzny krytycznej dla danego materiału jest zależne od wartości obciążeń, współczynnika korelacji wzajemnej naprężeń oraz od stosunku wartości maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych. Wykorzystując matematyczne zależności w obliczeniach otrzymuje się nie zawsze tylko jedną wartość położenia płaszczyzny krytycznej. Ponadto materiał nigdy nie jest idealny i uszkodzenie może pojawić się w miejscu występowania niejednorodności jego powierzchni i struktury, stanu warstwy wierzchniej.

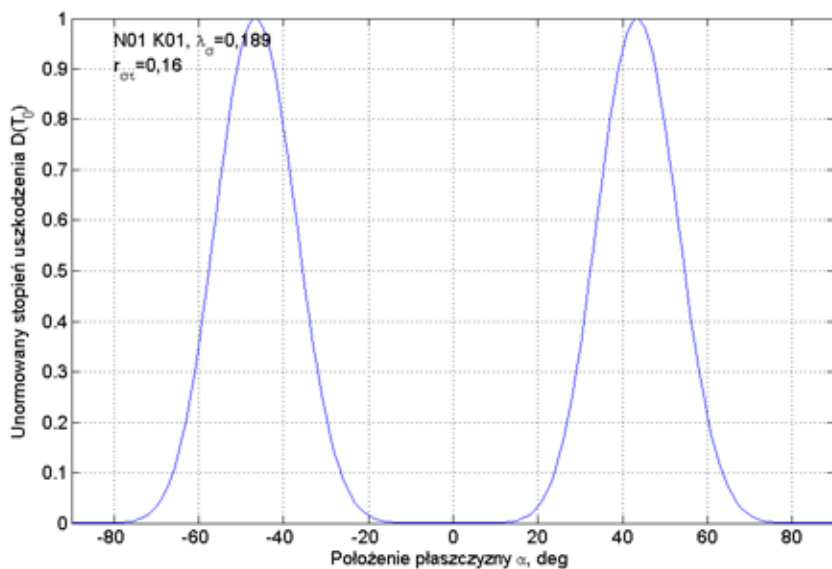


Rys. 7.1. Definicja położenia płaszczyzny krytycznej

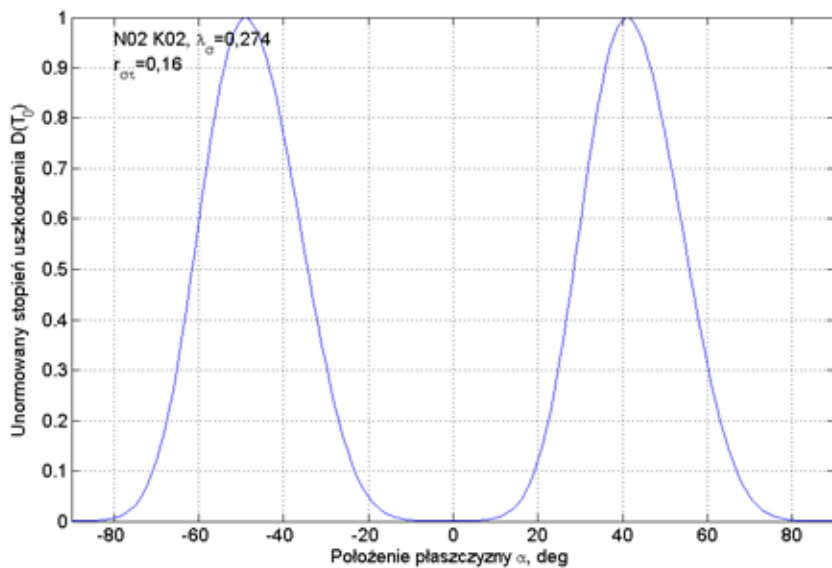
7.1. POŁOŻENIE PŁASZCZYZN WEDŁUG KRYTERIUM MAKSYMALNEGO NAPRĘŻENIA STYCZNEGO

W poprzednim rozdziale wykazano, że najlepsze oszacowanie trwałości zmęczeniowej uzyskuje się według kryterium maksymalnego naprężenia stycznego (6.1), dlatego też zgodnie z tym kryterium wytrzymałościowym analizowane są położenia płaszczyzn krytycznych przy poszczególnych kombinacjach obciążeń. Na rys. 7.2 – 7.14 przedstawiono zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia od położenia płaszczyzny krytycznej dla poliharmonicznych badań zmęczeniowych przy współczynniku korelacji między naprężeniami normalnymi i stycznymi $r_{\sigma\tau}=0,16$ i różnych stosunkach maksymalnych naprężeń λ_{σ} .

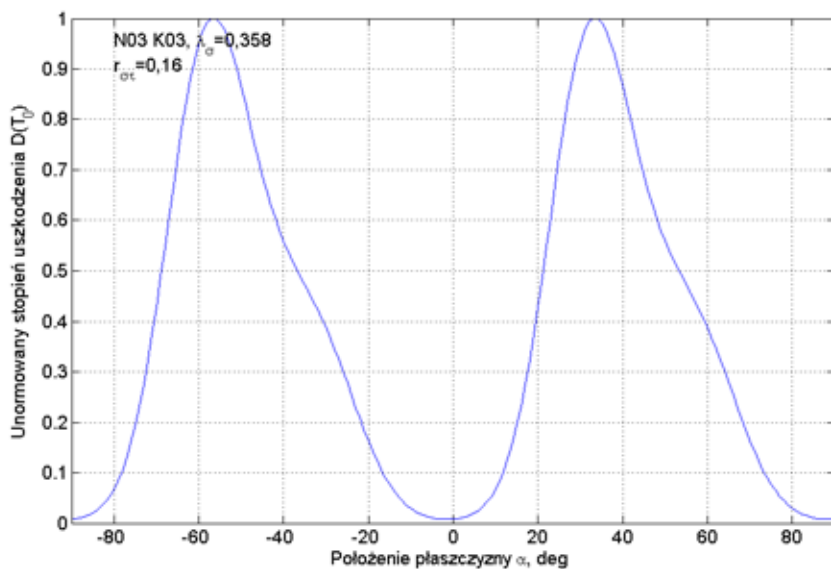
Zgodnie z hipotezą kumulacji uszkodzeń o położeniu płaszczyzny krytycznej decyduje maksymalna wartość uszkodzenia. Jak wynika z wykresów na rys. 7.2-7.14 stopień uszkodzenia zmęczeniowego $D(T_0)$ jest ciągłą funkcją kąta położenia płaszczyzny krytycznej α o kilku wartościach maksymalnych. Biorąc pod uwagę pewną losowość struktury materiału i zakładając, że położenie płaszczyzny krytycznej może występować przy 5% odchyleniu od wartości maksymalnej stopnia uszkodzenia można wyróżnić zakresy zmian kąta α dla poszczególnych przypadków obciążeń (tab. 7.1) wyszczególnionych w tab. 5.1 i tab. 5.3.



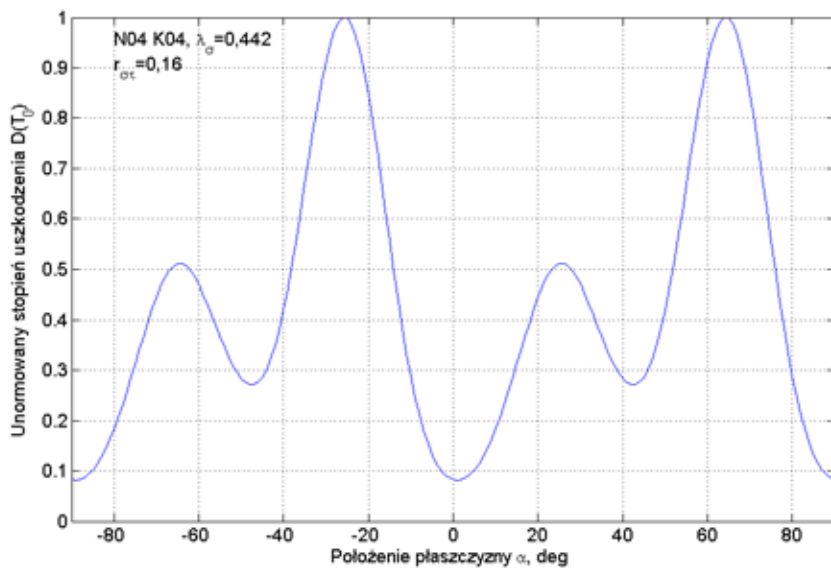
Rys. 7.2. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N01 i K01 – $\lambda_\sigma = 0,189$



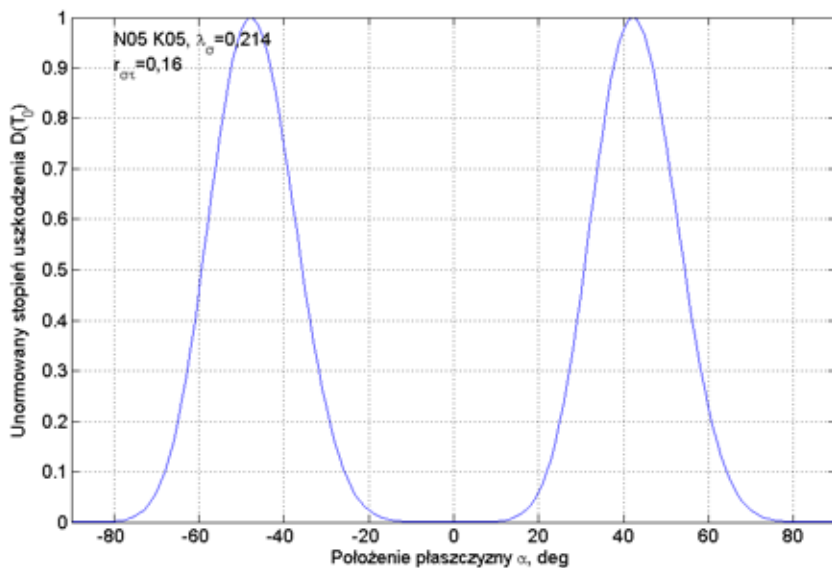
Rys. 7.3. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N02 i K02 – $\lambda_\sigma = 0,274$



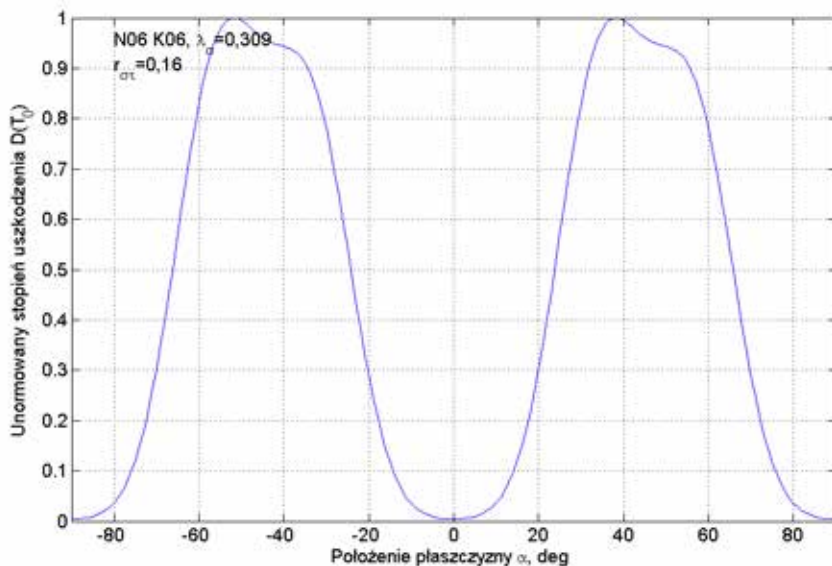
Rys. 7.4. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N03 i K03 – $\lambda_\sigma = 0,358$



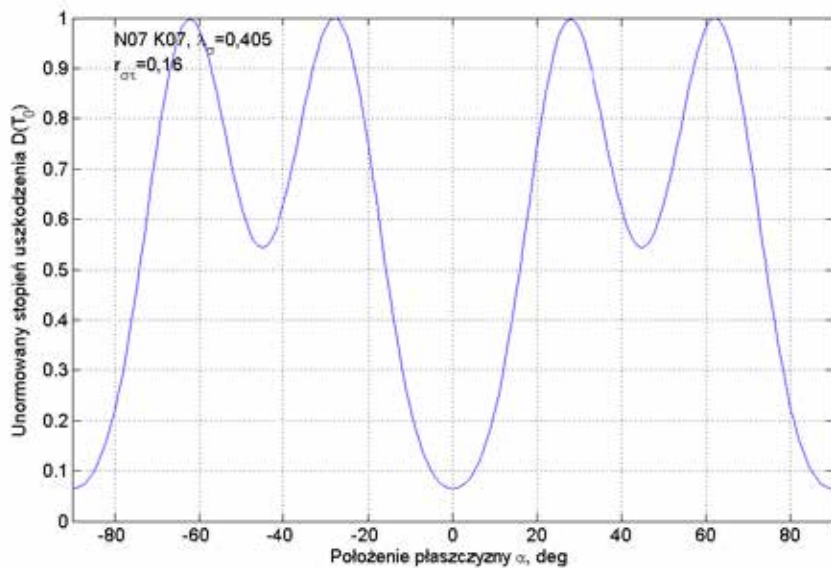
Rys. 7.5. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N04 i K04 – $\lambda_\sigma = 0,442$



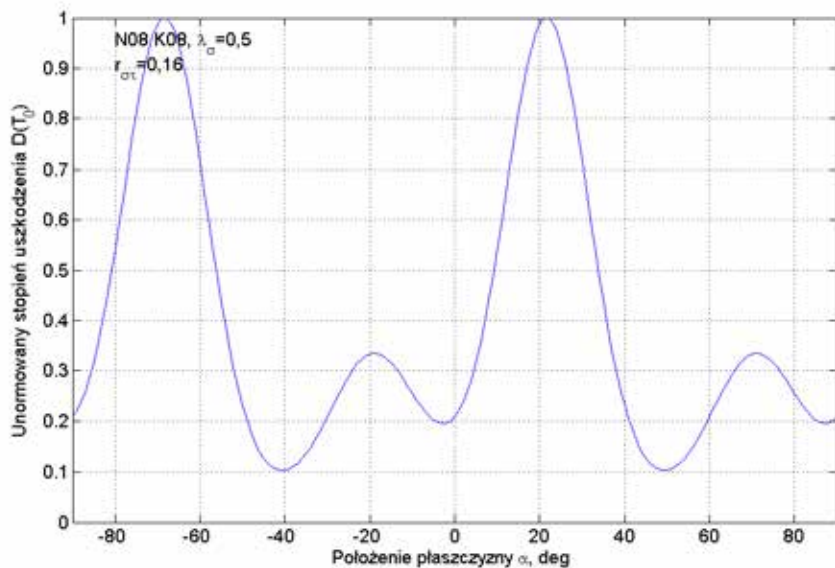
Rys. 7.6. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N05 i K06 – $\lambda_\sigma = 0,214$



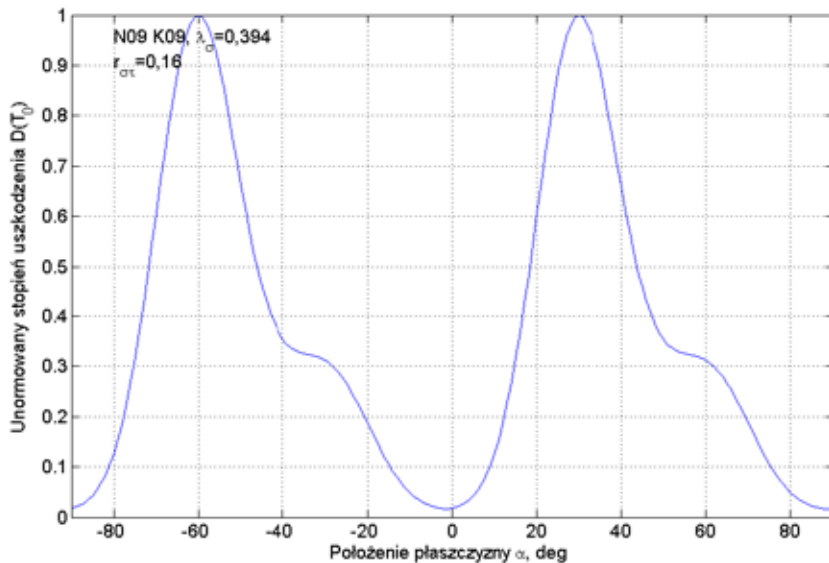
Rys. 7.7. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N06 i K06 – $\lambda_\sigma = 0,309$



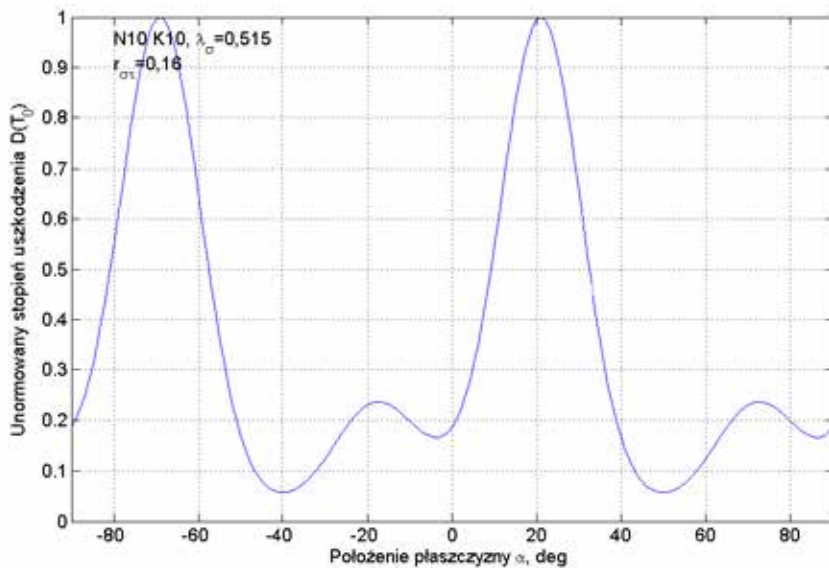
Rys. 7.8. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N07 i K07 – $\lambda_\sigma = 0,405$



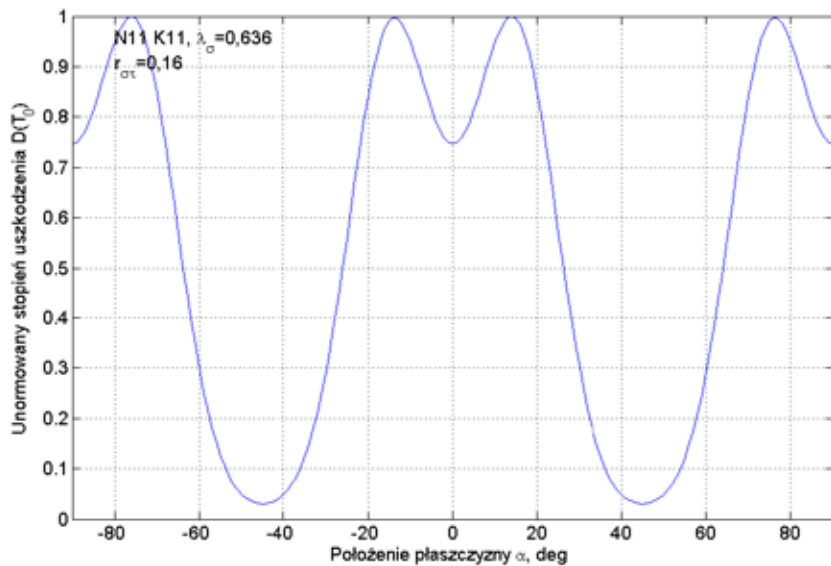
Rys. 7.9. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N08 i K08 – $\lambda_\sigma = 0,5$



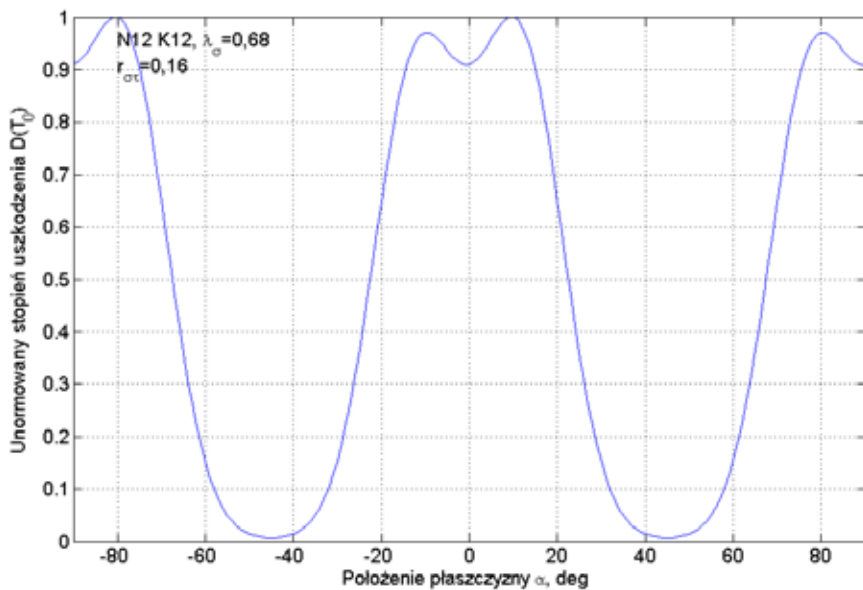
Rys. 7.10. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N09 i K09 – $\lambda_{\sigma} = 0,394$



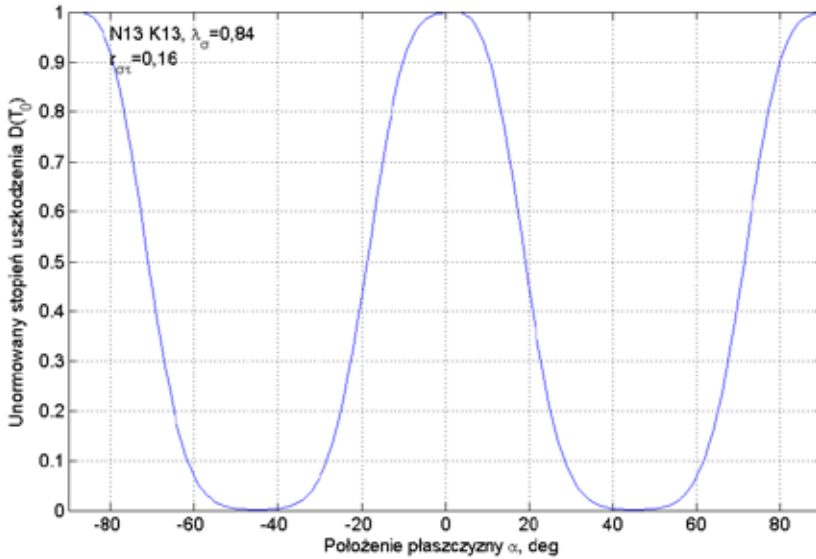
Rys. 7.11. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N10 i K10 – $\lambda_{\sigma} = 0,515$



Rys. 7.12. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N11 i K11 - $\lambda_\sigma = 0,636$



Rys. 7.13. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N12 i K12 - $\lambda_\sigma = 0,68$



Rys. 7.14. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń N13 i K13 – $\lambda_\sigma = 0,84$

Tabela 7.1.

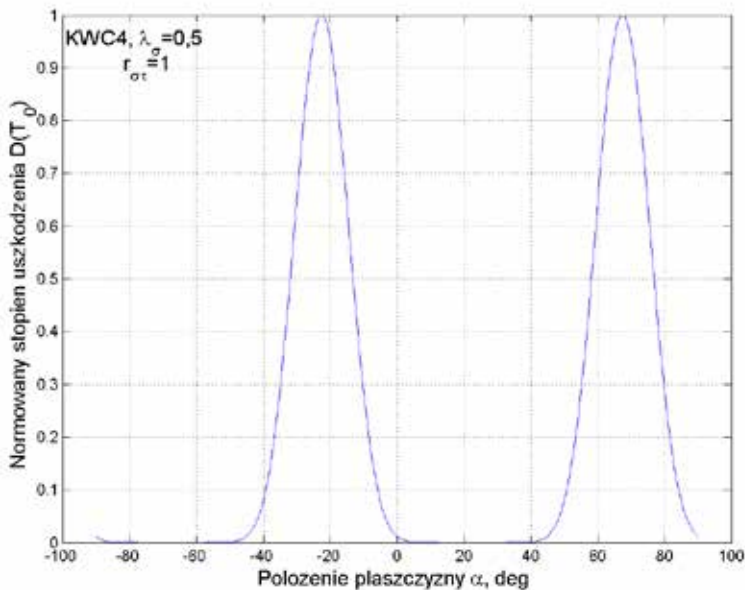
Zakres zmiany kąta położenia płaszczyzny krytycznej w stopniach dla kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i obciążeń poliharmonicznych

Kombinacja obciążeń $r_\sigma \approx 0,16$	Stosunek naprężeń maksymalnych λ_σ	Zakres zmiany kąta położenia płaszczyzny krytycznej w stopniach
N01, K01	0,189	-49,7 ÷ -43,6 i 40,3 ÷ 46,4
N02, K02	0,274	-52,6 ÷ -45,1 i 37,4 ÷ 44,8
N03, K03	0,358	-60,0 ÷ -52,7 i 30,0 ÷ 37,2
N04, K04	0,442	-28,8 ÷ -22,55 i 61,1 ÷ 65,4
N05, K05	0,214	-51,0 ÷ -44,55 i 38,9 ÷ 44,4
N06, K06	0,309	-56,5 ÷ -42,7 i 33,5 ÷ 47,3
N07, K07	0,405	-65,4 ÷ -58,85 i -31,4 ÷ -24,55, 24,55 ÷ 31,4 i 58,85 ÷ 65,4
N08, K08	0,5	-71,65 ÷ -65,15 i 18,35 ÷ 24,85
N09, K09	0,394	-63,25 ÷ -56,7 i 26,75 ÷ 33,3
N10, K10	0,515	-72,2 ÷ -66,0 i 17,8 ÷ 24,0
N11, K11	0,636	-80,0 ÷ -72,7 i -17,1 ÷ -10,0, 10,0 ÷ 17,3 i 72,80 ÷ 80,0
N12, K12	0,68	-85,7 ÷ -76,5 i -12,4 ÷ -6,3, 4,28 ÷ 13,5 i 77,6 ÷ 83,7
N13, K13	0,84	-90,0 ÷ -81,3 i -7,9 ÷ 8,7 i 82,0 ÷ 90,0

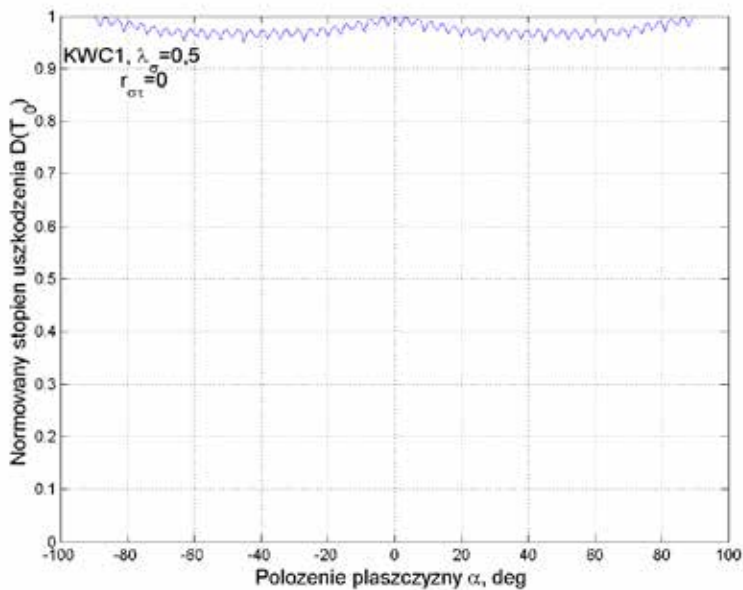
Można zauważyć, że dla kombinacji obciążeń N02(K02) i N05(K05) wartości zakresów zmiany kątów α są prawie takie same. Podobne cechy wykazują również takie kombinacje, jak: N08(K08) i N10(K10), N09(K09) i N07(K07) oraz N11(K11) i N12(K12). Podobieństwa te wynikają ze zbliżonych wartości λ_σ . Ponadto kombinacje N11(K11) i N12(K12) charakteryzują się dodatkowo czterema zakresami kątów położenia płaszczyzny krytycznej.

Na rys. 7.15 – 7.18 przedstawiono zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia od kąta położenia płaszczyzn krytycznej α dla cyklicznych (stałoamplitudowych) warunków badań zmęczeniowych przy różnych λ_σ i współczynnikach korelacji naprężeń $r_{\sigma\tau}$ podanych w tab. 5.4.

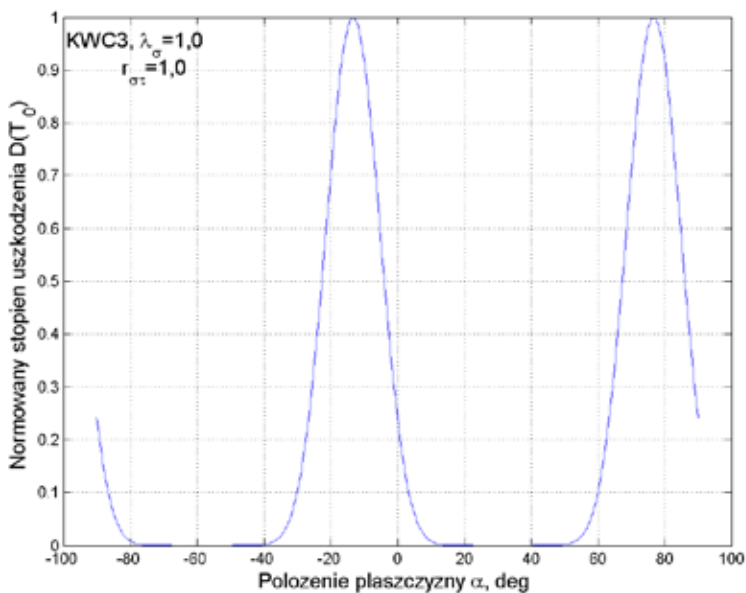
Wykresy położenia płaszczyzn krytycznych dla cyklicznych (stałoamplitudowych) obciążeń pokazują, że dla kombinacji KWC4, dla której $\lambda_\sigma = 0,5$ i $r_{\sigma\tau} = 1$, płaszczyzna krytyczna może zmieniać swe położenie w zakresach $-25,1 \div -19,1$ i $64,9 \div 70,1$ stopnia. Dla kombinacji KWC1 ($\lambda_\sigma = 0,5$ i $r_{\sigma\tau} = 0$) w całym zakresie zmienności kąta α może pojawić się płaszczyzna krytyczna. Natomiast dla kombinacji KWC3 ($\lambda_\sigma = 1,0$ i $r_{\sigma\tau} = 1$) zmiana kąta położenia płaszczyzny krytycznej występuje w zakresach $-15,84 \div -10,7$ i $74,1 \div 79,25$ stopnia. Dla KWC2 ($\lambda_\sigma = 1,0$ i $r_{\sigma\tau} = 0$) pojawiają się trzy zakresy zmienności kąta, tj. $-90,0 \div -87,45$ i $-2,5 \div 2,2$ oraz $87,5 \div 90,0$ stopni.



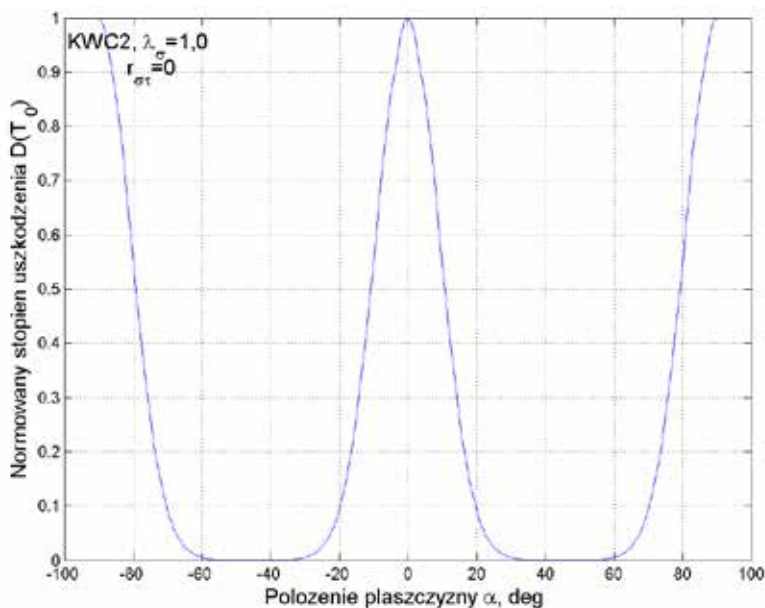
Rys. 7.15. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWC4 – $\lambda_\sigma=0,5$ i $r_{\sigma\tau}=1$



Rys. 7.16. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWC1 – $\lambda_{\sigma}=0,5$ i $r_{\sigma\tau}=0$

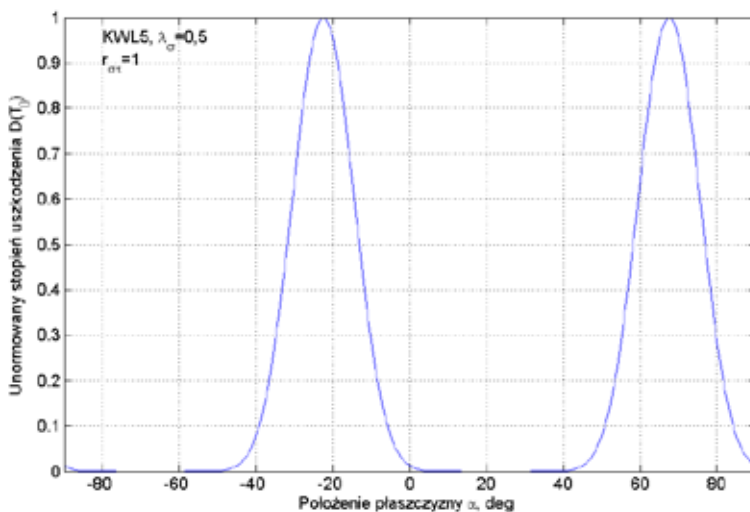


Rys. 7.17. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWC3 – $\lambda_{\sigma}=1,0$ i $r_{\sigma\tau}=1,0$

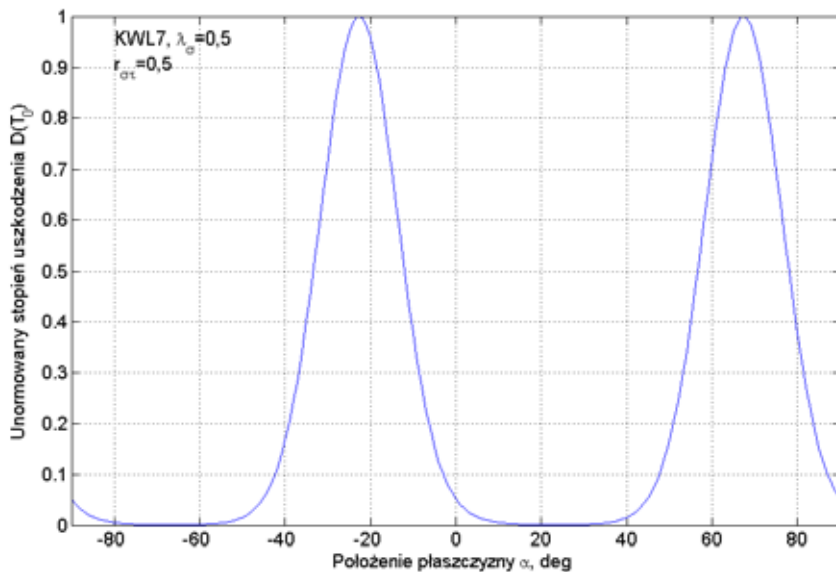


Rys. 7.18. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWC2 – $\lambda_\sigma=1,0$ i $r_{\sigma\tau}=0$

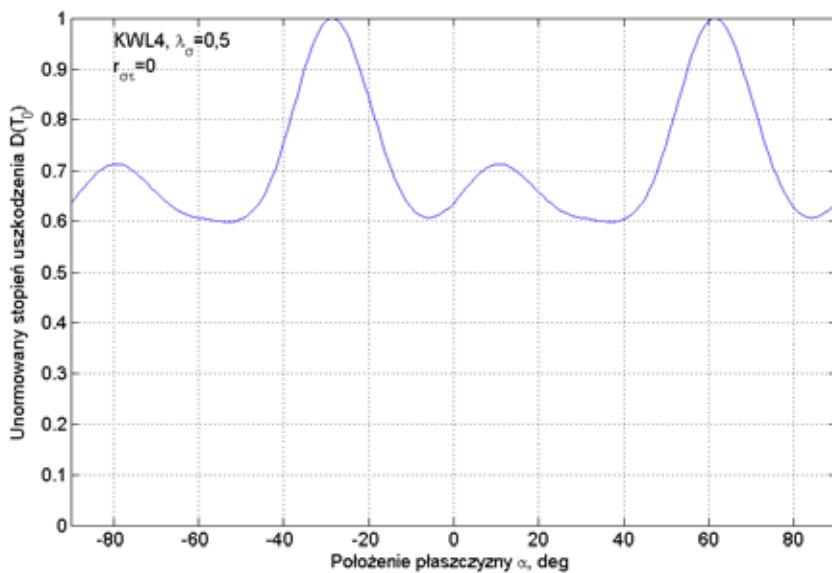
Na rys. 7.19 – 7.24 przedstawiono zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzn α dla zmiennoamplitudowych badań zmęczeniowych wyszczególnionych w tab. 5.5.



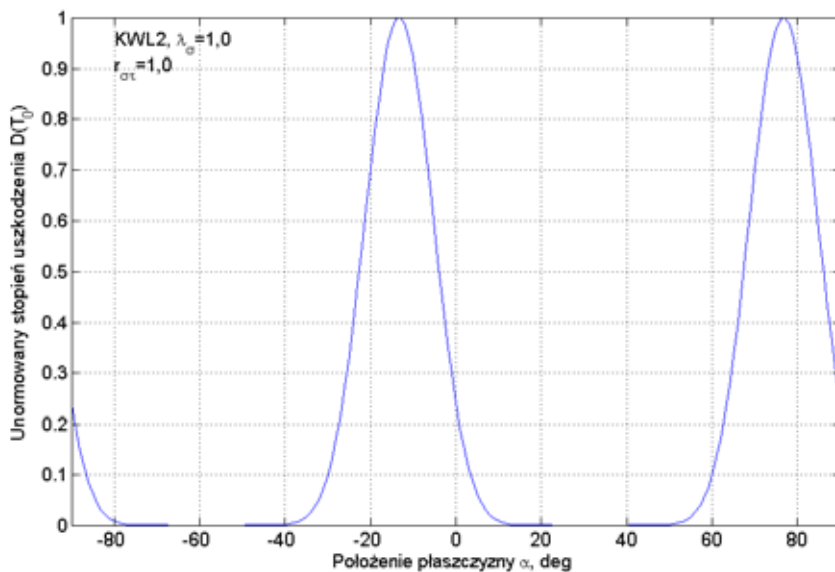
Rys. 7.19. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL5 – $\lambda_\sigma=0,5$ i $r_{\sigma\tau}=1$



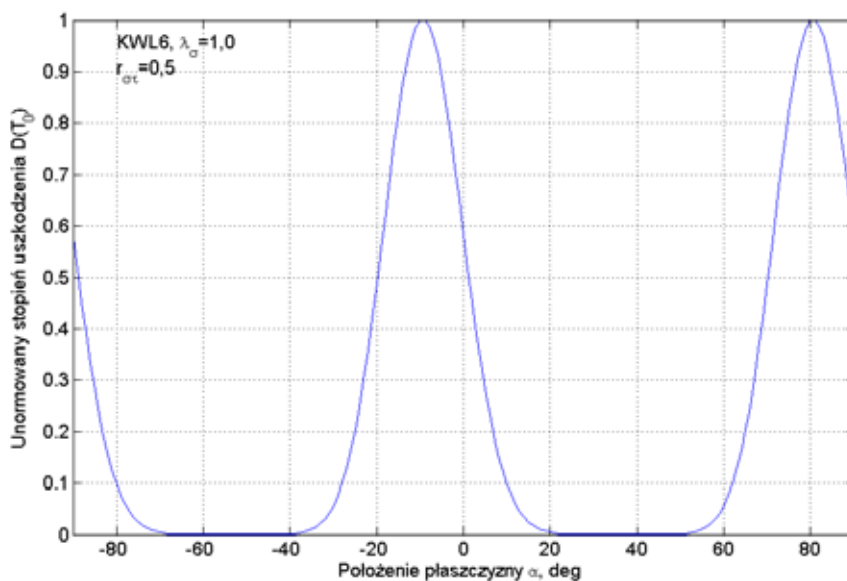
Rys. 7.20. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL7 – $\lambda_\sigma=0,5$ i $r_{\sigma_t}=0,5$



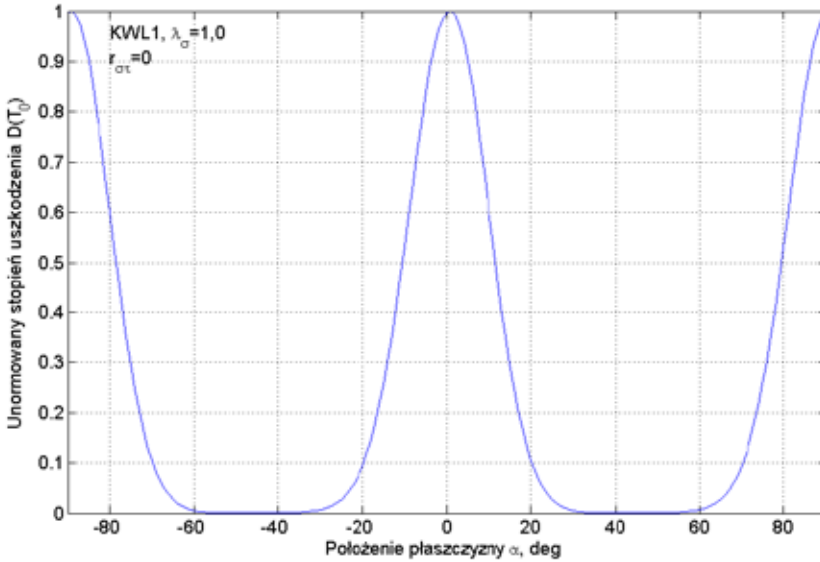
Rys. 7.21. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL4 – $\lambda_\sigma=0,5$ i $r_{\sigma_t}=0$



Rys. 7.22. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL2 – $\lambda_\sigma = 1,0$ i $r_{\sigma\tau} = 1,0$



Rys. 7.23. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL6 – $\lambda_\sigma = 1,0$ i $r_{\sigma\tau} = 0,5$



Rys. 7.24. Zależność unormowanej wartości stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny krytycznej α dla kombinacji obciążeń KWL1 – $\lambda_\sigma = 1,0$ i $r_{\sigma\tau} = 0$

Wykresy zależności stopnia uszkodzenia $D(T_0)$ od kąta położenia płaszczyzny α dla zmiennoaamplitudowych obciążeń przedstawione są w tab. 7.2.

Tabela 7.2.

Zakres zmiany kąta położenia płaszczyzny krytycznej w stopniach dla kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i obciążeń zmiennoaamplitudowych

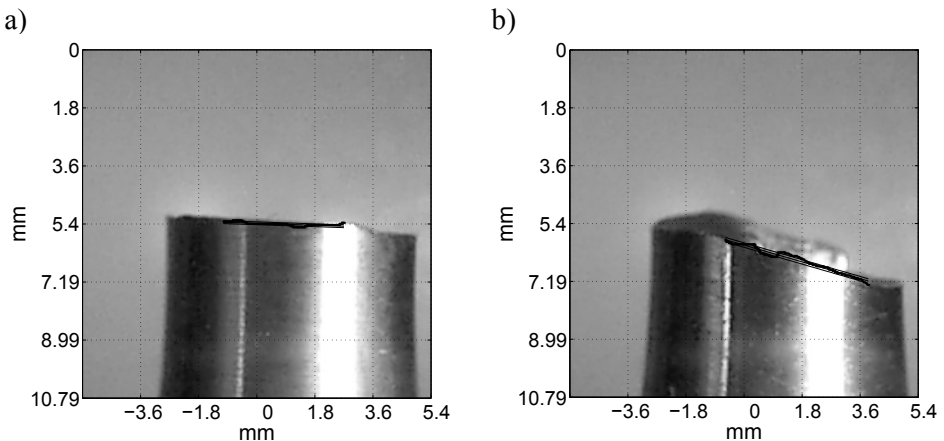
Kombinacja obciążeń $r_{\sigma\tau} \approx 0,16$	Współczynnik korelacji $r_{\sigma\tau}$	Stosunek naprężeń maksymalnych λ_σ	Zakres zmiany kąta położenia płaszczyzny krytycznej w stopniach
KWL1	0	1	-90,0 ÷ -86,5 i -2,4 ÷ 3,7
KWL2	1	1	-15,9 ÷ -10,7 i 74,1 ÷ 79,2
KWL4	0	0,5	-33,1 ÷ -24,2 i 56,9 ÷ 65,8
KWL5	1	0,5	-25,1 ÷ -19,9 i 64,9 ÷ 70,1
KWL6	0,5	1	-12,5 ÷ -6,5 i 77,7 ÷ 83,5
KWL7	0,5	0,5	-25,6 ÷ -19,8 i 64,5 ÷ 70,2

Warto także zauważyć, że minimalne uszkodzenie dla kombinacji KWL4 wynosi 0,6.

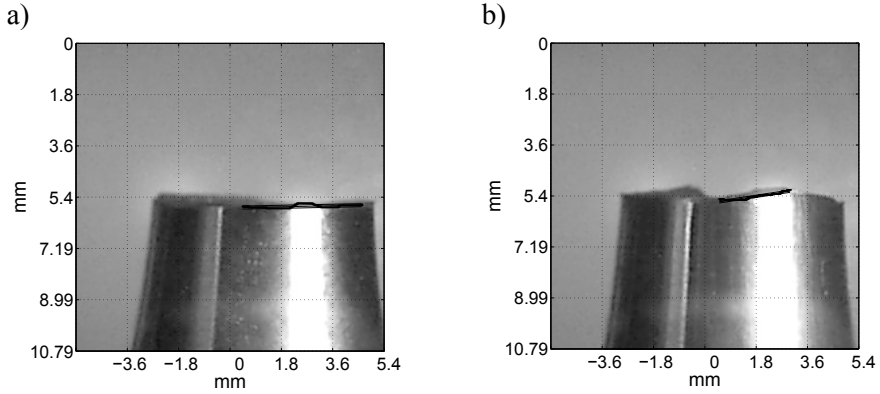
Przedstawione wykresy na rys. 7.2 – 7.24 pozwalają stwierdzić, że przy dopuszczalnym 5% odchyleniu od maksymalnej wartości stopnia uszkodzenia zmienność położenia płaszczyzny krytycznej jest różna. Wartości zmienności kątów wynoszą od 3,5 do 16 stopni (N13). Według kryterium maksymalnego naprężenia stycznego i przyjętego 5% odchylenia położenia płaszczyzny krytycznej występują co najmniej dwa zakresy kątów, w których zlokalizowana jest płaszczyzna krytyczna, jednak są przypadki kombinacji obciążeń, przy których płaszczyzna krytyczna pojawia się w trzech lub czterech zakresach kąta α . Szczególnym przypadkiem jest kombinacja obciążenia KWC1, gdzie $\lambda_\sigma=0,5$ i $r_{\sigma\tau}=0$, dla którego w każdym położeniu płaszczyzny występuje takie samo uszkodzenie.

7.2. EKSPERYMENTALNE POŁOŻENIA PŁASZCZYZN PRZEŁOMU

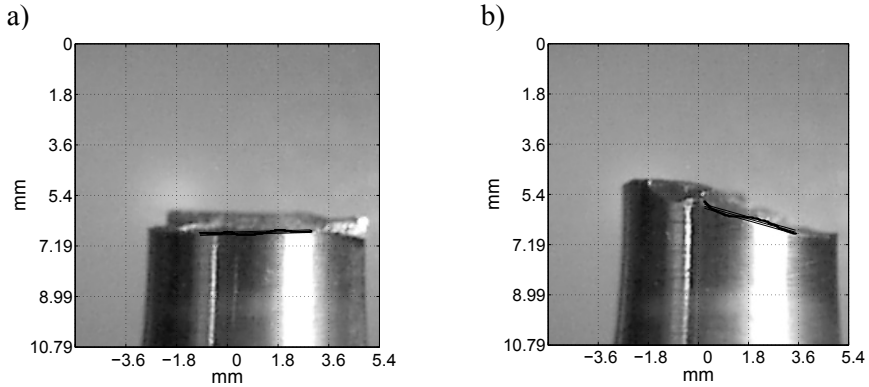
W niniejszym podrozdziale przedstawiono przykładowe zdjęcia próbek z eksperymentów przy różnych rodzajach obciążeń (rys. 7.25 – 7.37. obciążenia poliharmoniczne, rys.7.38 – 7.41 obciążenia stałoaamplitudowe, rys. 7.42. – 7.47 obciążenia zmiennoamplitudowe) i wyznaczone kąty α_{exp} określające położenie płaszczyzn przełomu. Powierzchnie przełomów zmęczeniowych aproksymowano płaszczyznami dla porównania ich z obliczonymi płaszczyznami krytycznymi.



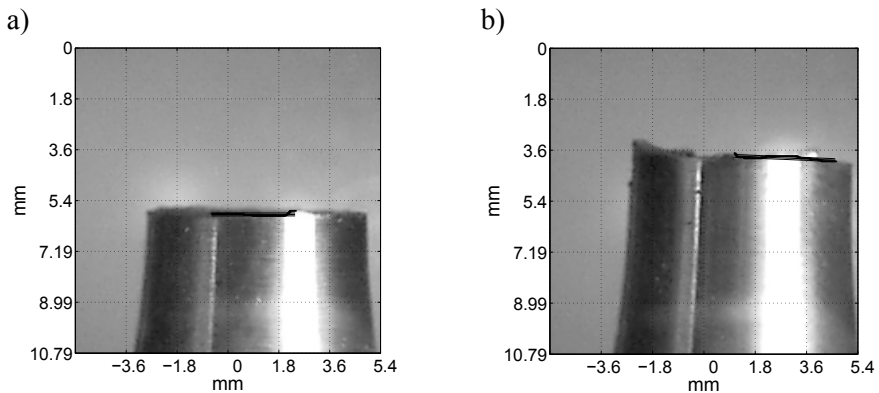
Rys. 7.25. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{exp} = 3^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{exp} = 16^\circ$ przy kombinacji obciążeń N01 i K01



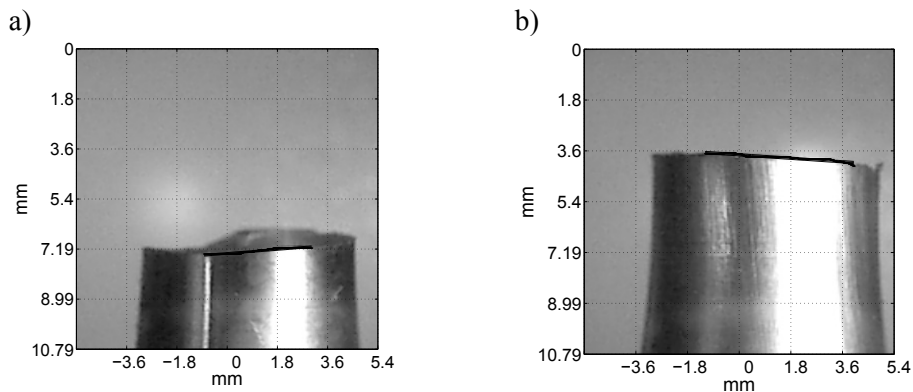
Rys. 7.26. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 1^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 9^\circ$ przy kombinacji obciążeń N02 i K02



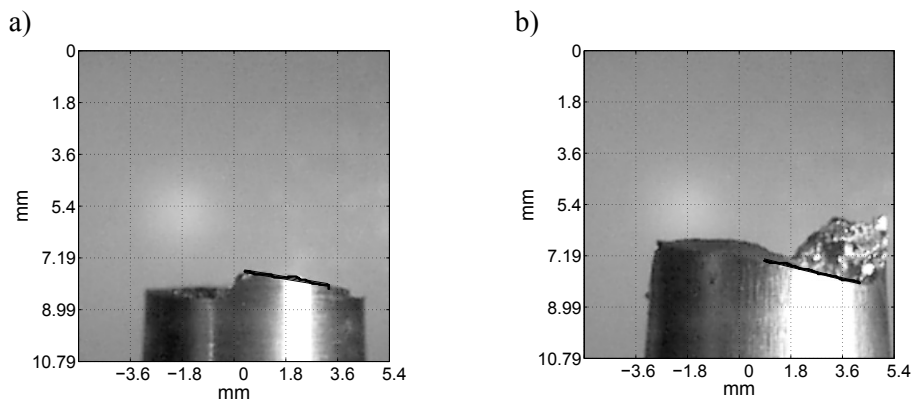
Rys. 7.27. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 2^\circ$ i b) stali 10HNAP
 $\alpha_{\text{exp}} = 15^\circ$ przy kombinacji obciążeń N03 i K03



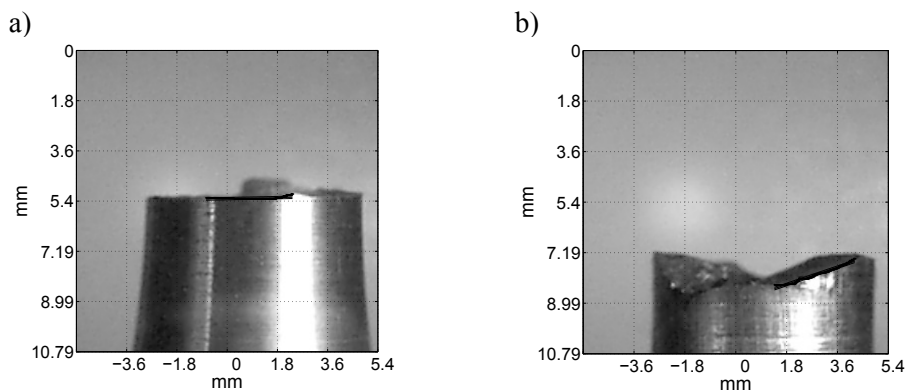
Rys. 7.28. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 0^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 2^\circ$ przy kombinacji obciążeń N04 i K04



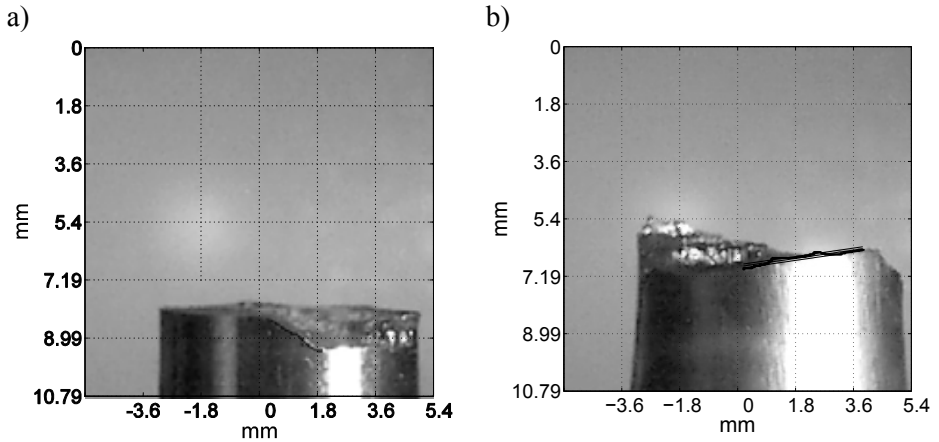
Rys. 7.29. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 5^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 4^\circ$ przy kombinacji obciążeń N05 i K05



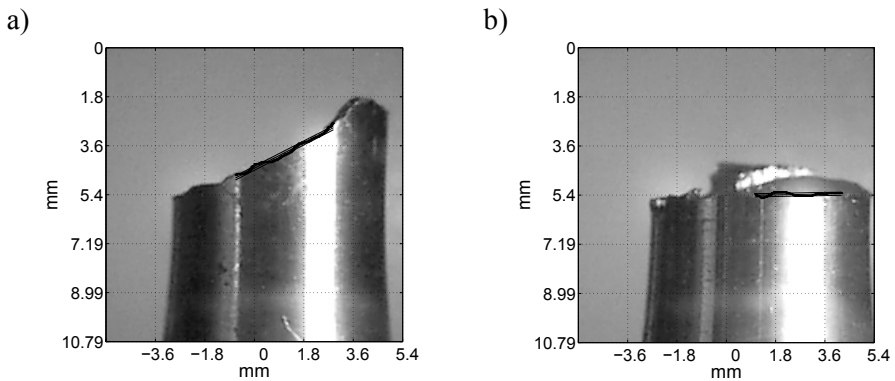
Rys. 7.30. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 9^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 13^\circ$ przy kombinacji obciążeń N06 i K06



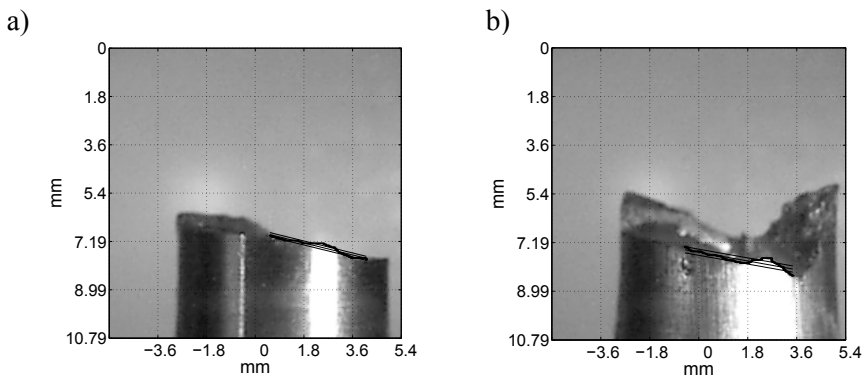
Rys. 7.31. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 1^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 18^\circ$ przy kombinacji obciążeń N07 i K07



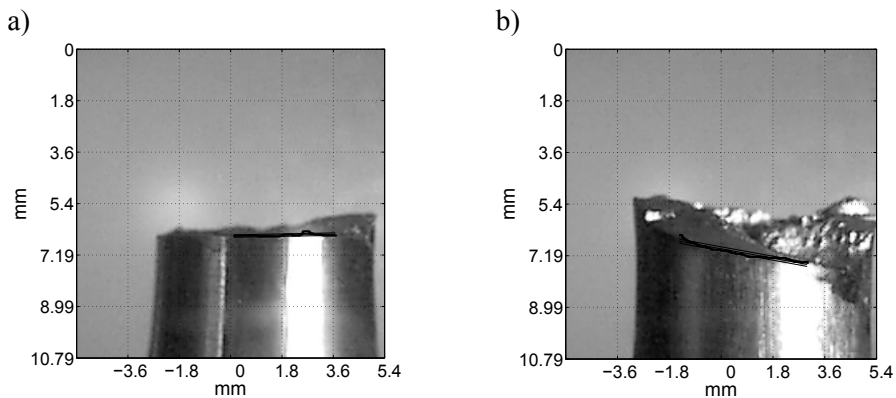
Rys. 7.32. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 26^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 8^\circ$ przy kombinacji obciążeń N08 i K08



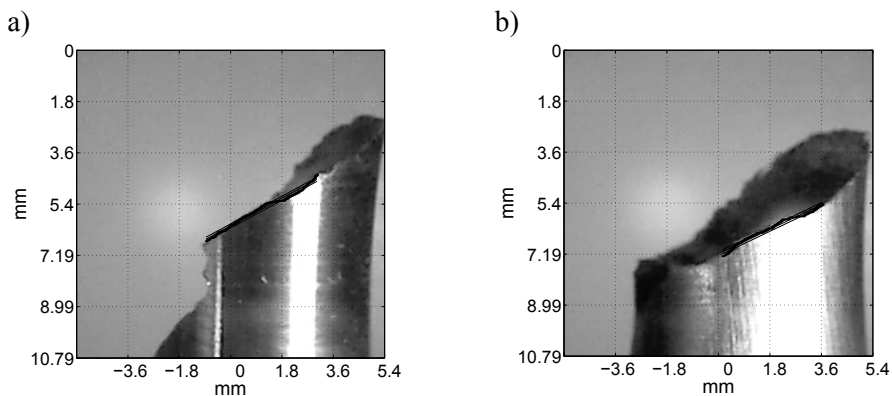
Rys. 7.33. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 27^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 1^\circ$ przy kombinacji obciążeń N09 i K09



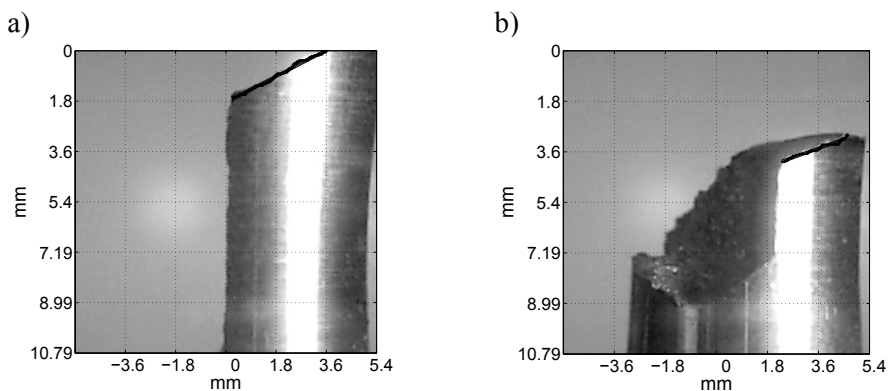
Rys. 7.34. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 13^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 8^\circ$ przy kombinacji obciążeń N10 i K10



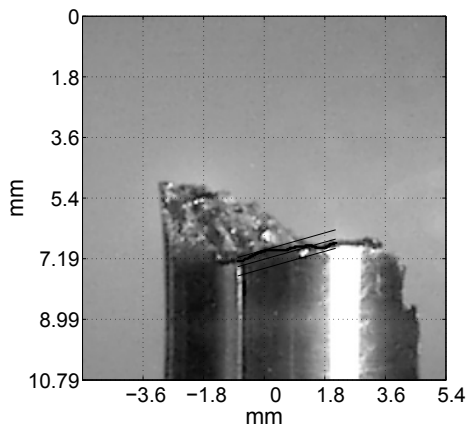
Rys. 7.35. Położenie płaszczyzny przełomu u dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 1^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 10^\circ$ przy kombinacji obciążeń N11 i K11



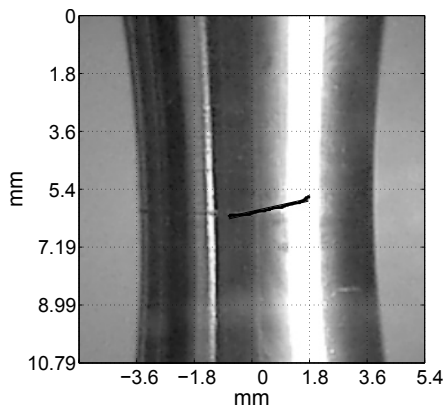
Rys. 7.36. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 26^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 25^\circ$ przy kombinacji obciążeń N12 i K12



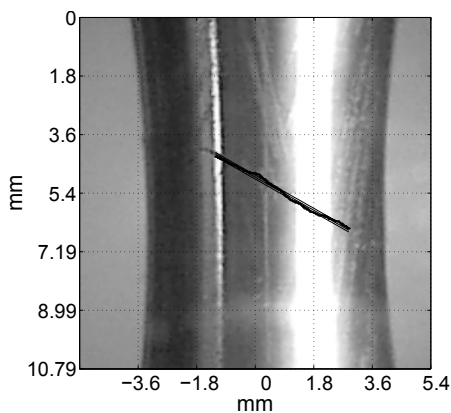
Rys. 7.37. Położenie płaszczyzny przełomu dla a) stali 18G2A $\alpha_{\text{exp}} = 27^\circ$
i b) stali 10HNAP $\alpha_{\text{exp}} = 20^\circ$ przy kombinacji obciążeń N13 i K13



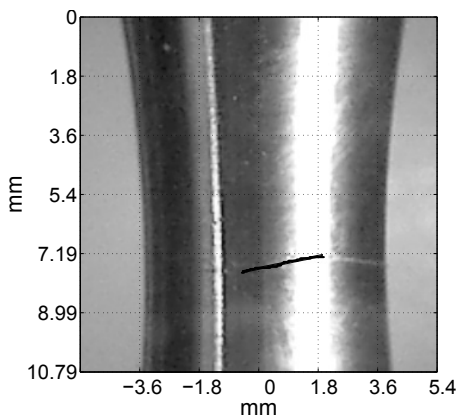
Rys. 7.38. Położenie płaszczyzny przelomu $\alpha_{\text{exp}} = 15^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWC 4



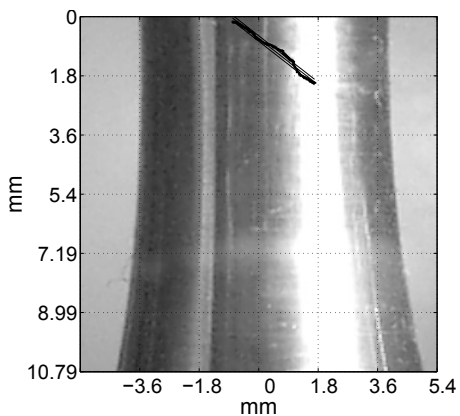
Rys. 7.39. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 12^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWC 1



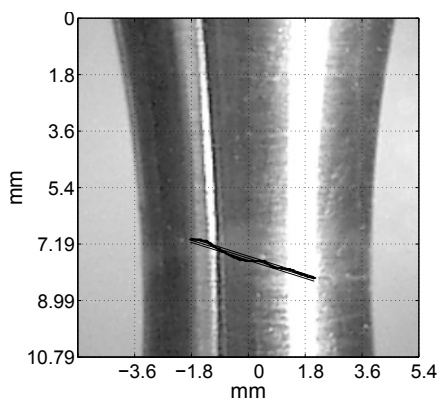
Rys. 7.40. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 29^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWC 3



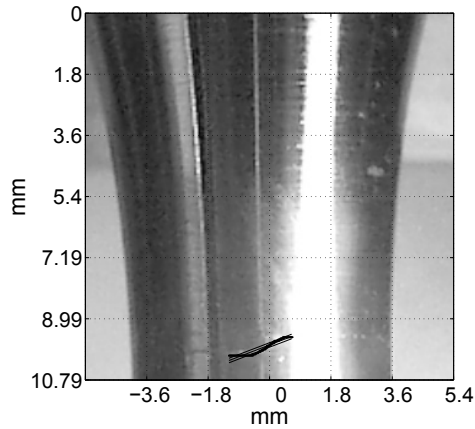
Rys. 7.41. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 11^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWC 2



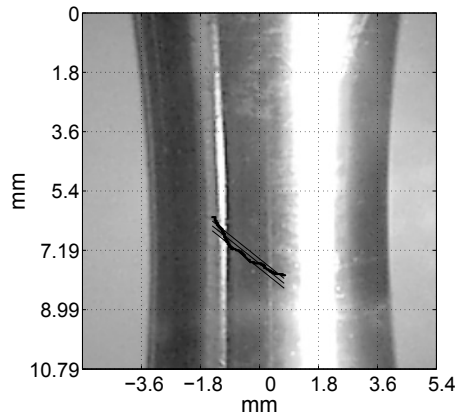
Rys. 7.42. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 38^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL 5



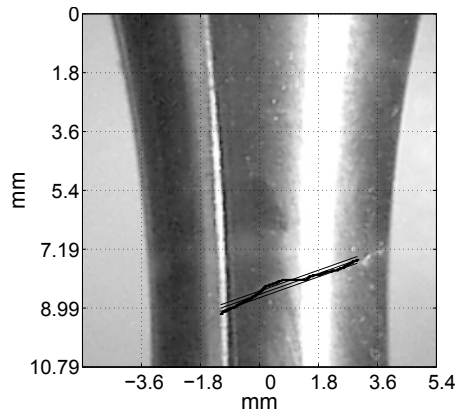
Rys. 7.43. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 17^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL 7



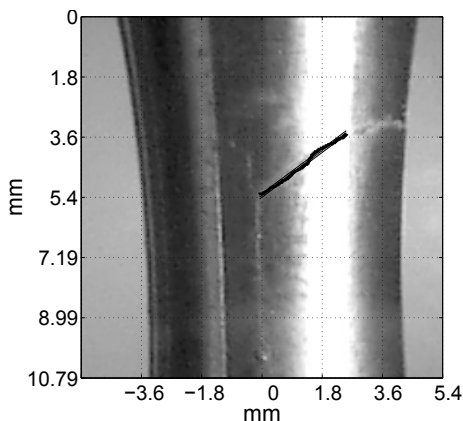
Rys. 7.44. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 21^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL 4



Rys. 7.45. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 38^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL 2



Rys. 7.46. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 19^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL 6



Rys. 7.47. Położenie płaszczyzny pęknięcia $\alpha_{\text{exp}} = 36^\circ$ przy kombinacji obciążeń KWL1

7.3. PODSUMOWANIE

Porównanie obliczonych w punkcie 7.1 położen płaszczyzn krytycznych z położeniami płaszczyzn przelomu otrzymanych z eksperymentu (pkt. 7.2) przedstawiono w tabeli 7.3 i 7.4.

Tabela 7.3.

Porównanie położen płaszczyzn krytycznych obliczonych i eksperymentalnych uzyskanych przy obciążeniach poliharmonicznych

Kombinacja obciążenia	Położenie płaszczyzny krytycznej z obliczeń	Położenie płaszczyzny przelomu z eksperymentu	
		18G2A	10HNAP
N01, K01	40°	3°	16°
N02, K02	40°	1°	9°
N03, K03	35°	2°	15°
N04, K04	30°	0°	2°
N05, K05	40°	5°	4°
N06, K06	40°	9°	13°
N07, K07	25°	1°	18°
N08, K08	20°	26°	8°
N09, K09	30°	27°	1°
N10, K10	20°	13°	8°
N11, K11	15°	1°	10°
N12, K12	10°	26°	15°
N13, K13	0°	27°	20°

Tabela 7.4.

Porównanie położenia płaszczyzn krytycznych obliczonych i eksperymentalnych uzyskanych przy stało- i zmiennioamplitudowych obciążeniach

Kombinacja obciążenia	Położenie płaszczyzny krytycznej z obliczeń	Położenie płaszczyzny przelomu z eksperymentu
KWC4	28°	15°
KWC1	35°	12°
KWC2	-90°÷90°	29°
KWC3	12°	11°
KWL5	25°	38°
KWL7	25°	17°
KWL4	30°	21°
KWL2	18°	38°
KWL6	10°	19°
KWL1	40°	36°

Z powyższych porównań położenia płaszczyzn krytycznych obliczonych przy użyciu kryterium maksymalnych naprężeń stycznych i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera wynika, że nie zawsze pokrywają się one z położeniami płaszczyzn przelomu otrzymanymi w eksperymentach. Powyższe wyniki pokazują, że kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w połączeniu z zastosowaną tu hipotezą kumulacji uszkodzeń nie zawsze wskazują płaszczyzny krytyczne pokrywające się z płaszczyznami powierzchni pęknięcia elementu.

8. WNIOSKI

1. Z przeglądu stanu badań nad wieloosiowym zmęczeniem materiałów wynika, że mimo znacznej liczby proponowanych w literaturze kryteriów wyężenia, żadne z nich nie spotkało się dotąd z powszechną akceptacją i szerokim zastosowaniem, choć każde było weryfikowane za pomocą testów laboratoryjnych i w określonych warunkach obciążeń, rodzaju materiału i kształtu próbek wykazywało zadowalającą zgodność z wynikami eksperymentów.
2. Stosowanie kryteriów wyężenia zmęczeniowego w obliczeniach wytrzymałościowych elementów maszyn i konstrukcji z materiałów, które nie były testowane dotąd przy występujących w eksploatacji obciążeniach, wymaga przeprowadzenia odpowiednich badań eksperymentalnych dla uzyskania danych pozwalających na bezpieczne prognozowanie ich trwałości.
3. Na podstawie przeprowadzonych analiz wyników badań stali konstrukcyjnych 18G2A i 10HNAP poddanych poliharmonicznemu, stało- i zmiennopłaszczyznowemu zginaniu ze skręcaniem przy różnych stosunkach naprężeń stycznych do normalnych oraz różnych współczynnikach korelacji między naprężeniami wykazano, że trwałość zmęczeniową prętów wykonanych z tych stali można efektywnie wyznaczyć za pomocą kryterium wyężeniowego maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej (6.1) i hipotezy kumulacji uszkodzeń Palmgrena – Minera (3.22).
4. Analiza uzyskanych danych eksperymentalnych wskazuje, że przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem trwałość zmęczeniowa badanych stali wyraźnie zależy od współczynnika korelacji wzajemnej naprężeń normalnych i stycznych $r_{\sigma\tau}$ i spada kilkakrotnie, gdy współczynnik ten rośnie w przedziale od zera do jedności, czyli gdy maleje stopień nieproporcjonalności obciążeń.
5. Wpływ stosunku naprężeń stycznych do normalnych λ_{σ} na trwałość zmęczeniową badanych stali jest również istotny, ale niejednoznaczny, ponieważ jest zdominowany przez wartości maksymalne poszczególnych naprężeń.
6. W przyszłości należy rozszerzyć zakres badań eksperymentalnych na inne sposoby obciążeń z uwzględnieniem wartości średnich naprężeń oraz koncentratorów naprężeń, a także na inne materiały konstrukcyjne stosowane w budowie maszyn.

9. BIBLIOGRAFIA

- [1] ACHELNIK H., JAKUBOWSKA I., MACHA E.: Actual and estimated directions of fatigue fracture plane in Z1 250 grey cast iron under combined alternating bending and torsion, *Studia Geotechnica et Mechanica*, No. 2, 1983, pp. 9-30
- [2] ACHELNIK H.: Ogólne założenia metodyki badań trwałości zmęczeniowej tworzyw konstrukcyjnych w szerokim zakresie temperatur, Raport nr 18/89 WSI Opole, 1989
- [3] ASTM E 112-96 Standard Test Methods for Determining Average Grain Size, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, West Conshohocken, 2003, pp. 256-279
- [4] BANTACHFINE S., AZARI Z., PLUVINAGE G.: Influence of out-of-phase loading on multiaxial low cycle fatigue, 4th Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, ESIS, Society Française de Metallurgie et de Matériaux, Vol I, France, Paris, 1994, pp. 3-18
- [5] BANTACHFINE S., AZARI Z., PLUVINAGE G., TOTH L.: Biaxial low cycle fatigue under non-proportional loading of a magnesium – lithium alloy, *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 54, No. 4, 1996, pp. 513-522
- [6] BĘDKOWSKI W., MACHA E.: Oczekiwane płaszczyzny złomu zmęczeniowego według kryterium maksymalnego naprężenia normalnego w warunkach losowego trójosiowego stanu naprężenia, Raport 7/86, WSI, Opole, 1986, s. 41
- [7] BENDAT J.S., PIERSOL A.G.: Metody analizy i pomiarów sygnałów losowych, PWN Warszawa 1976, s. 490
- [8] BROWN M.W., MILLER K. J.: A theory for fatigue failure under multiaxial stress – strain condition, *Proc. Inst. Mech. Engrs.* Vol. 187, No. 65, 1973, pp. 745-755
- [9] CARPINTERI A., MACHA E., BRIGHENTI R., SPAGNOLI A.: Expected principal stress directions under multiaxial random loading. Part I: theoretical aspects of weight function method, *Inter. Journal of Fatigue* Vol. 21, 1999, pp. 83-88
- [10] CHEN X., XU S., HUANG D.: A critical plane –strain energy density criterion for multiaxial low-cycle fatigue under non-proportional loading, *Fatigue Fract. Engng Mater. Stuct.* 22, 1999, pp. 679-686
- [11] CHEN X., XU S., HUANG D.: Critical plane –strain energy density criterion of multiaxial low-cycle fatigue life, 7th Int. Fatigue Congress, Fatigue'99, EMAS, Eds X. R. Wu and Z.G. Wang, Pekin 1999, pp. 959-964
- [12] CROSSLAND B.: Effect of large hydrostatic pressures on torsional fatigue strength of an alloy steel, *The Institution of Mechanical Engineers Proceedings, International Conference on Fatigue of Metals*, London, England, September 1956, pp. 138-149
- [13] DANG Van K., CAILLETAUD G., FLAVENOT J.F., Le DOUARON A., LIEURADE H.P.: Criterion for high cycle fatigue failure under multiaxial loading, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 459-478
- [14] DANG Van K., GRIVEAU B., MESSAGE O.: On new multiaxial fatigue limit criterion: theory and application, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 479-496
- [15] DANG Van K.: Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue, *Advances in Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 1191, Eds D.L. McDowell and J.R. Ellis, American Society for Testing and Materials, Philadelphia 1993, pp. 120-130
- [16] DE-GUANG S., DE-JUN W.: A new multiaxial fatigue damage model based on the critical plane approach, *Int. J. Fatigue* Vol. 20, No. 3, 1998, pp. 241-245

- [17] EL-MAGD E., MIELKE S.: Dauerfestigkeit bei überlagerter zweiachsiger statischer Beanspruchung, *Konstruktion* 29, 1977, SS. 253-257
- [18] EL-MAGD E., MIELKIE S.: Fatigue strength of metals under multiaxial stress state, Proc. First Cairo University Conference on Mechanical Design Production, Cairo, 1979, p. 9
- [19] FATEMI A., SOCIE D.F.: A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading, *Fatigue Engng Mater. Structural*, Vol. 11, No. 3, 1988, pp. 149-165
- [20] FINDLEY W.N., COLEMAN J.J., HANLEY B.C.: Theory for combined bending and torsion fatigue with date for SAE 4340 steel, The Institution of Mechanical Engineers Proceedings, Inter. Conf. on Fatigue of Metals, London, England, September 1956, pp. 150-157
- [21] FINDLEY W.N.: A theory for the effect of mean stress on fatigue of metals under combined torsion and axial load or bending, *Journal of Engineering for Industry*, November 1959, pp. 301-306
- [22] FINDLEY W.N.: Combined-Stress Fatigue Strength of 76S-T61 Aluminium Alloy with Superimposed Mean Stresses and Corrections for Yielding, NACA, 1953, p. 90
- [23] FROUSTEY C., LASSERRE S.: Multiaxial fatigue endurance of 30NCD16 steel, *Int. Journal of Fatigue* 11, No. 3, 1989, pp. 169-175,
- [24] FROUSTEY C., LASSERRE S.: Multiaxial fatigue of steel – testing out of phase and in blocks: validity and applicability of some criteria, *Int. Journal of Fatigue* 14, No. 2, 1992, pp. 113-120
- [25] GOUGH H.J.: Engineering steel under combined cyclic and static stresses, *The Engineer*, 1949, Oct. 28, pp. 497-500, 1949, Nov. 4, pp. 510-514, 1949 Nov. 11, pp. 540-543, 1949, Nov. 18, pp. 570-573
- [26] GOUGH H.J., POLLARD H.V.: The effect of specimen form on the resistance of metals to combined alternating stresses, *Proc. of the Institution of Mechanical Engineers*, Vol. 135, 1935, pp. 549-573
- [27] GRUBISIC V., SIMBÜRGER A.: Fatigue under combined out-of-phase multiaxial stresses, Inter. Conference on Fatigue, Testing and Design. Society of Environmental Engineers, London, 1976, 27:1-27, p. 8
- [28] HEIDENREICH R., RICHTER I., ZENNER H.: Schubspannungsintensitätshypothese – weitere experimentelle und theoretische Untersuchungen, *Konstruktion* Vol. 36, 1984, SS. 99-104
- [29] HOFFMAN M., AMSTUTZ H., SEEGER T.: Local strain approach in non-proportional loading, *Fatigue Under Biaxial and Multiaxial Loading*, ESIS10, Eds K.Kussmaul, D. McDiarmid and D. Socie, Mechanical Engineering Publications, London 1991, pp. 357-376
- [30] ITOH T., NAKATA T., SAKANE M., OHNAMI M.: Nonproportional low cycle fatigue of 6061 aluminium alloy under 14 strain paths, 5th Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Cracow, Eds E. Macha and Z. Mróz, Vol. I, Technical University of Opole, Opole 1997, pp.173-188
- [31] ITOH T., SAKANE M., OHNAMI M., SOCIE D.: Dislocation structure and non – proportional hardening of type 304 stainless steel, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 20, No. 10, 1997, pp. 1375 – 1386
- [32] ITOH T., SAKANE M., OHNAMI M., SOCIE D.: Nonproportional low cycle fatigue criterion for type 304 stainless steel, *J. of Engineering Materials and Technology*, Vol. 117, July 1995, pp. 285-292
- [33] JAKUBOWICZ A., ORŁOŚ Z.: Wytrzymałość materiałów, WNT Warszawa 1972, s. 627
- [34] JAKUBOWSKA I., MACHA E.: Prediction of the orientation of the fatigue fracture plane under complex state of stress by digital simulation method, 8th Congress on Material Testing, Budapest 28 Sept. – 1 Oct. 1982, Lectures, Vol. II OMIKK – TECHNOINFORM Budapest 1982, pp. 1153 – 1157

- [35] KAKUNO H., KAWADA Y.: A new criterion of fatigue strength of a round bar subjected to combined static and repeated bending and torsion, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 2, 1979, pp. 229-236
- [36] KANAZAWA K., MILLER K.J., BROWN M.W.: Cyclic deformation of 1%Cr-Mo-V steel under out-of-phase loads, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 2, 1979, pp. 217-222
- [37] KANAZAWA K., MILLER K. J., BROWN M. W.: Low-cycle fatigue under out-of-phase loading conditions, *Transactions of the ASME*, July 1977, pp. 222-228
- [38] KAROLCZUK A., MACHA E.: Płaszczyzny krytyczne w modelach zmęczenia materiałów przy wieloosiowych obciążeniach losowych, *Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część VI*, z. 161, Politechnika Opolska, Opole 2004, s. 253
- [39] KAROLCZUK A., MACHA E.: Położenie płaszczyzn złomu zmęczeniowego stali 18G2A i ich estymacja metodą funkcji wagowych, *II Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji*, Politechnika Białostocka 2003, ss. 147-151
- [40] KAROLCZUK A.: Płaszczyzny krytyczne w modelach zmęczenia materiałów przy wieloosiowych obciążeniach losowych, *Rozprawa Doktorska*, Wydział Mechaniczny, Politechnika Opolska, Opole, 2003
- [41] KOCANĀDA S.: Zmęczeniowe pękanie metali, *WNT*, Warszawa, 1985, s. 441
- [42] LACHOWICZ C. T., MACHA E., MARCINIAK Z.: Trwałość zmęczeniowa stali konstrukcyjnych przy nieproporcjonalnym, poliharmonicznym zginaniu ze skręcaniem, *10th Conference on Fracture Mechanics*, *Mechanika* nr 305, z. 83, Politechnika Opolska, Opole 2005, ss. 115-124
- [43] LACHOWICZ C.T., ROZUMEK D., MARCINIAK Z.: Badania próbek gładkich i z karbem przy zginaniu stało oraz zmiennoamplitudowym. *II Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji*, Politechnika Białostocka, Augustów, 2003, s. 199-202
- [44] LANZA G.: Strength of shafting subjected to both twisting and bending, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 8, 1886, pp. 130-144
- [45] LEE S.B.: A criterion for fully reversed out-of-phase torsion and bending, *Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 853, American Society for Testing and Materials, Philadelphia 1985, pp. 553 – 568
- [46] LEE S.B.: Out-of-phase, combined bending and torsion fatigue of steels, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 621-634
- [47] LIU J., ZENNER H.: The fatigue limit of ductile metals under multiaxial loading, *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, ESIS 31, Eds A. Carpintieri, M. de Freitas and A. Spagnoli, Elsevier, London 2003, pp. 147-164
- [48] LIU J., ZENNER H.: The fatigue limit under multiaxial loading, *Proc. 6th Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Ed. M. de Freitas, Instituto Superior Técnico, Vol. 1, Portugal, Lisboa 2001, pp. 285-295
- [49] LIU K.C.: A method based on virtual strain-energy parameters for multiaxial fatigue life prediction, *Advances in Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 1191, Eds D.L. McDowell and R. Ellis, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 67-84
- [50] LIU K.C., WANG J.A.: An energy method for predicting fatigue life, crack orientation, and crack growth under multiaxial loading conditions, *Int. J. Fatigue* 23, 2001, pp. S129-S134
- [51] LOHR R.D., ELLISON E.G.: A simply theory for low cycle multiaxial fatigue, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 3, 1980, pp. 1-17
- [52] ŁAGODA T., OGONOWSKI P.: Kryteria wieloosiowego zmęczenia losowego oparte na naprężeniowych, odkształceniowych i energetycznych parametrach uszkodzenia, *Przegląd Mechaniczny* nr 7-8, 2004, ss. 32-40
- [53] ŁAGODA T., MACHA E., MOREL F., NIEŚLONY A.: The energy approach to fatigue life of high strength steel under variable-amplitude tension with torsion, *6th Inter. Confer-*

- ence on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Ed. M. de Freitas, Instituto Superior Técnico, Lisboa 2001, pp. 233-240
- [54] ŁAGODA T., MACHA E., NIEŚLONY A., MOREL F.: Estymowanie trwałości zmęczeniowej stali 35NCD16 przy kombinacji rozciągania ze skręcaniem za pomocą parametru energetycznego, XVIII Sympozjum Zmęczenia Materiałów i Konstrukcji, Zmęczenie i Mechanika Pękania, Bydgoszcz – Piecызyska, ATR Bydgoszcz, 2000, ss. 289-296
- [55] ŁAGODA T., MACHA E.: Fatigue life of steel under synchronous and asynchronous combined bending and torsion with variable amplitudes according to criteria of biaxial random fatigue, *Mechanika Teoretyczna i Stosowana* 1, 32, 1994, ss. 129-139
- [56] ŁAGODA T., MACHA E.: Przewidywanie trwałości zmęczeniowej stali 30CrNiMo8 w warunkach zmiennoamplitudowego zgodnego i niezgodnego w fazie zginania ze skręcaniem, *Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część II*, *Studia i Monografie z. 76*, WSI Opole, Opole 1995, ss. 9-37
- [57] ŁAGODA T., MACHA E.: Simulation of cross correlation effect on biaxial random fatigue, *Proc. V Int. Conf. Fatigue 93*, Montreal, Quebec, Eds J.-P. Bailon and J.I. Dickson, EMAS (UK), Vol. III, 1993, pp. 1539-1544
- [58] ŁAGODA T., MACHA E.: Trwałość stali w warunkach synchronicznego i asynchronicznego zginania ze skręcaniem o zmiennych amplitudach według kryteriów dwuosowego zmęczenia losowego, *Zeszyty Naukowe Politechniki Świętokrzyskiej, Mechanika* 50, Kielce 1993, ss. 291-298
- [59] ŁAGODA T., MACHA E.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji – cz. III, *Studia i Monografie z. 104*, Politechnika Opolska, Opole 1998, s. 196
- [60] ŁAGODA T.: Energetyczne modele oceny trwałości zmęczeniowej materiałów konstrukcyjnych w warunkach jednoosiowych i wieloosiowych obciążeń losowych, *Studia i Monografie z. 121*, Politechnika Opolska, Opole 2001, s. 148
- [61] MACHA E.: Generalization of fatigue fracture criteria for multiaxial sinusoidal loadings in the range of random loadings, *Biaxial and Multiaxial Fatigue, EGF 3*, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 425-436
- [62] MACHA E.: Generalized strain fatigue fracture criterion for materials under multiaxial random loading, *Fatigue Under Biaxial and Multiaxial Loading, ESIS 10*, Eds K. Kusmaul, D. McDiarmid and D. Socie, Mechanical Engineering Publications, London 1991, pp. 65-85
- [63] MACHA E.: Modele matematyczne trwałości zmęczeniowej materiałów w warunkach losowego złożonego stanu naprężenia, *Prace Naukowe Instytutu Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej, Monografie 13*, Wrocław 1979, s. 99
- [64] MACHA E.: Uogólnienie odkształceniowych kryteriów wieloosiowego zmęczenia cyklicznego na zakres obciążeń losowych, *Wyższa Szkoła Inżynierska, Studia i Monografie z. 23*, Opole 1988, s. 89
- [65] MARCINIAK Z.: Trwałość zmęczeniowa stali konstrukcyjnych przy nieproporcjonalnym zginaniu ze skręcaniem, *Rozprawa doktorska*, Politechnika Opolska, Opole 2005, s. 149
- [66] MARCINIAK Z., LACHOWICZ C.T., ROZUMEK D. & MACHA E.: The strain energy density in the description of fatigue lives under non-proportional bending and torsion. *Proc. of the 8th International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture (ICMFF8-2007)*, Sheffield Hallam University, Sheffield, UK, 2007, pp. 88-89 and CD, ps 9
- [67] MARCINIAK Z., MACHA E.: Trwałość zmęczeniowa stali konstrukcyjnych przy zmiennoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem, XXI Sympozjum „Zmęczenie i Mechanika Pękania”, Bydgoszcz – Piecызyska, 2006, Wyd. ATR, Bydgoszcz 2006, ss. 265-272
- [68] MARCINIAK Z., ROZUMEK D., MACHA E.: Fatigue lives of 18G2A and 10HNAP steels under variable amplitude and random non-proportional bending with torsion loading, *Inter. Journal of Fatigue* Vol. 30, 2008, pp. 800-813
- [69] MARCINIAK Z., ROZUMEK D., MACHA E.: Comparison of the calculated and experimental fatigue lives under non-proportional bending with torsion of 10HNAP steel,

- XIII International Colloquium "Mechanical Fatigue of Metals", Ternopil State Technical University, Ternopil (Ukraine) 2006, pp. 283-289
- [70] MARCINIAK Z., ROZUMEK D.: Porównanie trwałości materiałów konstrukcyjnych przy obciążeniach proporcjonalnych i nieproporcjonalnych, XXII Sympozjum Mechaniki Eksperymentalnej Ciała Stałego, Jachranka, Politechnika Warszawska, Warszawa 2006, ss. 327-332
- [71] MARCINIAK Z., ROZUMEK D., LACHOWICZ C.T.: The energy approach in the calculation of lives for high cycle fatigue. Proc. of the 36th Solid Mechanics Conference, Gdańsk, Poland, Eds. Z. Kotulski et al., IPPT PAN 2/2008, pp. 152-153
- [72] MATAKE T.: An explanation on fatigue limit under combined stress, Bulletin of JSME, Vol. 20, No. 141, March 1977, pp. 257-263
- [73] McDIARMID D. L.: Failure Criteria and Cumulative Damage in Fatigue under Multi-axial Stress Conditions, Ph. Thesis, The City University, London 1972
- [74] McDIARMID D. L.: Fatigue behaviour under out-of-phase bending and torsion, The Aeronautical Journal of the Royal Aeronautical Society, March 1981, pp. 118-122
- [75] McDIARMID D. L.: Fatigue under out-of-phase bending and torsion, Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. Vol. 9, No. 6, 1987, pp. 457-475
- [76] McDIARMID D. L.: Mean stress effect in biaxial fatigue where the stresses are out-of-phase and at different frequencies, Fatigue Under Biaxial and Multiaxial Loading, ESIS 10, Eds K.Kusmaul, D. McDiarmid and D. Socie, Mechanical Engineering Publications, London 1991, pp. 321-335
- [77] McDIARMID D. L.: Multiaxial fatigue life prediction using a shear stress based critical plane failure criterion, VTT Symposium 130, Eds J. Solin, G. Marquis, A. Siljander, S. Sipilä, Fatigue Design Vol. 2, 1992, pp. 21-34
- [78] McDIARMID D. L.: The effect of mean stress and stress concentration on fatigue under combined bending and twisting, Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. Vol. 8, No. 1, 1985, pp. 1-12
- [79] McDIARMID D. L.: 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, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 605-619
- [80] MOREL F.: A critical plane approach for life prediction of high cycle fatigue under multi-axial variable amplitude loading, Inter. Journal of Fatigue Vol. 22, 2000, pp. 101-119
- [81] MOREL F.: Fatigue Multiaxiale Sous Chargement D'Amplitude Variable, These Docteur De L'Universite De Poitiers, 1996, p. 288
- [82] MÜLLER A.: Zum Festigkeitsverhalten von mehrachsiger stochastisch beanspruchtem Gusseisen mit Kugelgraphit und Temperguss, Fraunhofer – Institut für Betriebsfestigkeit Darmstadt, Bericht Nr. FB-203, Darmstadt, 1994, S. 104
- [83] NIEŚŁONY A., MACHA E.: Wieloosiowe zmęczenie losowe elementów maszyn i konstrukcji, część V, Metoda Spektralna, z. 160, Politechnika Opolska, Opole 2004, s. 164
- [84] NISHIHARA T., KAWAMOTO M.: The Strength of Metals under Combined Alternating Bending and Torsion with Phase Difference, Memoirs of the College of Engineering, Kyoto Imperial University, Vol. XI, No. 5, 1945, pp. 85-112
- [85] NITTA A., OGATA T., KUWABARA K.: Fracture mechanisms and life assessment under high – strain biaxial cyclic loading of type 304 stainless steel, Fatigue Fract. Engng Mater. Struct., Vol. 12, No. 2, 1989, pp. 77-92
- [86] OHKAWA J., ISOBE M., MISUBI M.: Effect of mean stress on fatigue under out-of-phase axial and torsional loading, 7th Inter. Fatigue Congress, Fatigue'99, EMAS, Eds X.R. Wu and Z.G. Wang, Pekin, 1999, pp. 905-910
- [87] OHLOSON N. G.: Biaxial fatigue of aluminium alloy, Swedish Symposium on Classical Fatigue, Ed. N. G Ohlson, Royal Institute of Technology, Sweden 1985, pp. 210-221

- [88] PAPAIOPOULOS I.V.: A new criterion of fatigue strength for out-of-phase bending and torsion of hard metals, *Int. J. Fatigue*, Vol. 16, 1994, pp. 377-384
- [89] PARK J., NELSON D.V.: In-Phase and out-of-phase combined bending-torsion fatigue of a notched specimen, *Multiaxial Fatigue and Deformation: Testing and Prediction*, ASTM STP 1387, Eds Kalluri S. and Bonacuse P.J., American Society for Testing and Materials, PA, 2000, pp. 246-265
- [90] PAWLICZEK R.: Badanie wpływu parametrów obciążenia i geometrii karbu na trwałość przy zmiennym zginaniu i skręcaniu, Raport 1/2001, rozprawa doktorska, Opole 2001, s. 160
- [91] PN-76/H-04325 „Badania metali na zmęczenie: Pojęcia podstawowe i ogólne wytyczne przygotowania próbek oraz przeprowadzenia prób”
- [92] PN-76/H-04326 „Badanie metali na zmęczenie – Próba zginania”
- [93] PN-83/H-84017 „Stal niskostopowa konstrukcyjna trudno rdzewiejąca”
- [94] PN-84/H-04308 „Pobieranie próbek do badań własności mechanicznych”
- [95] PN-86/H-84018 „Stal niskostopowa o podwyższonej wytrzymałości”
- [96] Poradnik inżyniera. Matematyka, tom 1, WNT Warszawa, 1986, s. 722
- [97] ROZUMEK D., MARCINIAK Z.: Control system of the fatigue stand for material tests under combined bending with torsion loading and experimental results, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol. 22, 2008, pp. 1289-1296
- [98] ROZUMEK D., MARCINIAK Z.: Computer control system of the tests stand for non-proportional bending with torsion, 2nd International Conference Mechatronic Systems and Materials (MSM 2006) (Abstract), Opole University of Technology, Opole (Poland), 2006, pp. 78-79
- [99] SAE Fatigue Design Handbook, Third Edition AE -22, Society of Automotive Engineers, Inc. Warrendale, Pa, 1997, ps 470
- [100] SANETRA C., ZENNER H.: Multiaxial fatigue under constant and variable amplitude loading, *Fatigue Under Biaxial and Multiaxial Fatigue Loading*, ESIS10, Eds K. Kussmaul, D. McDiarmid and D. Socie, Mechanical Engineering Publications, London 1991, pp. 151-159
- [101] SANETRA C.: Untersuchungen zum Festigkeitsverhalten bei mehrachsiger Randombeanspruchung unter Biegung und Torsion, Dissertation, Technischen Universität Claushal, Claushal, 1991, S. 151
- [102] SCHÜTZ W.: A history of fatigue, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 54, No. 2, 1996, pp. 263-300
- [103] SEMPRUCH J.: Kryterium wytrzymałości zmęczeniowej stali konstrukcyjnej 25CrMo4 w warunkach złożonego stanu naprężenia, ATR Bydgoszcz, Rozprawa nr 51, Bydgoszcz, 1992, s. 74
- [104] SIMBÜRGER A.: Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen phasenverschoben schwingbeanspruchung mit körperfesten und Veranderlichen Hauptspannungsrichtungen, Bericht No FB-121, Darmstadt 1975
- [105] SINES G., WAISMAN J. L.: Zmęczenie metali, WNT, Warszawa 1962, s. 379
- [106] SINES G.: Failure of Materials under Combined Repeated Stresses with Superimposed Static Stresses, NACA Technical Note 3495, Nov. 1955
- [107] SOCIE D.: Critical plane approaches for multiaxial fatigue damage assessment, *Advances in Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 1191, Eds D.L. McDowell and J.R. Ellis, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 7-36
- [108] SOCIE D.F., WAILL L.A.: DITTMER D.F.: Biaxial fatigue of Inconel 718 including mean stress effects, *Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 853, Eds K.J. Miller and M.W. Brown, American Society for Testing and Materials, Philadelphia 1985, pp. 463-481
- [109] SONSINO C.M., GRUBISIC V.: Multiaxial fatigue behaviour of sintered steels under combined in and out-of-phase bending and torsion, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3, Eds M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, London 1989, pp. 335-353

- [110] SONSINO C.M., GRUBISIC V.: Multiaxial fatigue behaviour of sintered steels under combined in and out-of-phase bending and torsion, *Werkstofftech.* Vol. 18, 1987, pp. 55-70
- [111] SONSINO C.M., KÜPPERS M.: Critical plane approach for the assessment of the fatigue behaviour of welded aluminium under multiaxial spectrum loading, 6th Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Ed. M. de Freitas, Instituto Superior Técnico, Portugal, Lisboa, pp. 373-380
- [112] SONSINO C.M., KÜPPERS M.: Fatigue behaviour of welded aluminium under multiaxial loading, 6th Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Ed. M. de Freitas, Instituto Superior Técnico, Vol. I, Portugal, Lisboa, 2001, pp. 57-64
- [113] SONSINO C.M., PFOHL R.: Multiaxial fatigue of welded – shaft flange connection of stirrers under random non-proportional torsion and bending, *Fatigue Under Biaxial and Multiaxial Loading*, ESIS10, Eds K.Kusmaul, D. McDiarmid and D. Socie, Mechanical Engineering Publications, London, 1991, pp. 465 – 475
- [114] SONSINO C.M., PFOHL R.: Multiaxial fatigue of welded shaft flange connection of stirrers under random non-proportional torsion and bending, *Int. J. Fatigue* Vol. 12, 1990, pp. 425-435
- [115] SONSINO C.M.: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses, Fourth Inter. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, St. Germain en Laye, Society Française de Metallurgie et da Materiaux, France, Paris, 1994, pp. 527-541
- [116] SONSINO C.M.: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses, *Int. J. Fatigue* Vol. 17, 1995, pp. 55-70
- [117] STEPHENS R.I., FATEMI A., STEPHENS R.R., FUCHS H.O.: *Metal Fatigue in Engineering*, Second Edition, John Wiley & Sons, Inc., 2001, ps 472
- [118] SUSMEL L., PETRONE N.: Fatigue life estimations for 6082-T6 cylindrical specimens under in-phase and out-of-phase biaxial loadings, *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture ESIS 31*, Eds A. Carpintieri, M. de Freitas and A. Spagnoli, Elsevier, London 2003, pp. 83-104
- [119] SUSMEL L., PETRONE N.: Fatigue life prediction for 6082-T6 cylindrical specimens subjected to in-phase and out-of-phase bending/torsion loadings, 6th Int. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Ed. M. de Freitas, Instituto Superior Técnico, Vol. I, Lisboa 2001, pp. 125-132
- [120] SZALA J.: Hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych, *Wydawnictwo Uczelniane ATR Bydgoszcz* 1998, s. 175
- [121] THUM A., KIRMSEER W.: Überlagerte Wechselbeanspruchungen, ihre Erzeugung und ihr Einfluss die Dauerhaltbarkeit und Spannungsausbildung guergetbohrter Wellen, *VDI – Forschungsheft* 419, 14, 1943
- [122] TROOST A., EI-MAGD E.: Allgemeine quadratische Versagensbedingungen für metallische Werkstoffe bei mehrachsiger schwingender Beanspruchung, *Metall* Vol. 31, H.9, 1977, SS. 759-764
- [123] TROOST A., EI-MAGD E.: Anisotropes Ermüdungsverhalten isotroper metallischer Werkstoffe, *Metall* Vol.28,1974, SS. 49-55
- [124] TROOST A., EI-MAGD E.: Beurteilung der Schwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung auf der Grundlage kritischer Schubspannungen, *Metall* Vol. 30, H.1, 1979, SS. 37-41
- [125] TROOST A., EI-MAGD E.: Neue Auffassung der Normalspannungshypothese bei schwingender Beanspruchung, *Metall* Vol. 28, 1974, SS. 339-345
- [126] VARVANI – FARAHANI A.: A new energy – critical plane parameter for fatigue life assessment of various metallic materials subjected to in-phase and out-of-phase multiaxial fatigue loading conditions, *Int. J. Fatigue* 22, 2000, pp. 295-305
- [127] VARVANI – FARAHANI A., TOPPER T.H.: A new multiaxial fatigue life and crack growth rate for various in-phase and out-of-phase strain paths, *Multiaxial Fatigue Defor-*

- mation: Testing and Prediction, ASTM STP 1387, Eds S. Kalluri and P.J. Bonacuse, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000, pp. 305-322
- [128] VIDAL E., KENMEUGE B., ROBERT J.L., BAHUAUD J.: Fatigue life prediction of components using multiaxial criteria, *Multiaxial Fatigue and Design*, ESIS21, Eds A. Pineau, G. Cailletteud and T.C. Lindley, Mechanical Engineering Publications, London 1996, pp. 365-378
- [129] XIA Z., ELLYIN F.: Multiaxial fatigue of an alumina particle reinforced aluminium alloy, *Int. J. Fatigue*, Vol. 20, No. 1, 1998, pp. 51-56
- [130] XIAO L., UMAKOSHI Y., SUN J.: Biaxial low cycle properties and dislocation substructures of zircaloy-4 under in – phase and out – of –pase loading, *Materials Science and Engineering A292*, 2000, pp. 40-48
- [131] ZAMRIK S.Y., FRISHMUTH R.E.: The effects of out-of-phase biaxial-strain cycling on low-cycle fatigue, *Experimental Mechanics*, 1973, pp. 204-208
- [132] ZENNER H., HEIDENREICH R., RICHTER I.: Bewertung von Festigkeitshypothesen für kombinierte statische und schwingende sowie synchrone schwingende Beanspruchung, *Z. Werkstofftech.* 14, 1983, SS. 391-406
- [133] ZENNER H., RICHTER I.: Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen, *Konstruktion* Vol. 29, 1977, ss. 11-18
- [134] ZENNER H., SIMBÜRGER A., LIU J.: On fatigue limit of ductile metals under complex multiaxial loading, *Inter. Journal of Fatigue* 22, 2000, pp. 137-145
- [135] ZENNER H., Neue Vorschläge zur Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung, *Konstruktion* Vol. 35, 1983, SS. 313-318

ZAŁĄCZNIK I

Tabela Z.1.

Wyniki eksperymentalne trwałości N_f stali 18G2A przy proporcjonalnym stałoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

Nr	Nr próbki	λ_σ	σ_a	$N_f 10^3$
1	006	0,34	295	1335,6
2	066	0,34	295	1317,6
3	037	0,34	305	3134
4	005	0,34	371	144
5	007	0,34	380	116,4
6	008	0,34	380	176,4
7	009	0,34	380	140,4
8	011	0,48	236	1065,6
9	020	0,48	275	504
10	048	0,48	275	1266
11	010	0,48	304	248,4
12	012	0,48	304	300
13	013	0,48	304	174
14	014	0,48	304	254,4
15	003	0,48	362	126
16	004	0,72	362	86,4
17	050	0,72	228	684
18	041	0,72	228	889,2
19	062	0,72	228	1212
20	021	0,72	267	157,2
21	022	0,72	267	174
22	025	0,72	267	108
23	023	0,72	195	1135,2
24	068	0,72	195	1560

Tabela Z.2.

Wyniki eksperymentalne trwałości N_f stali 18G2A przy nieproporcjonalnym stałoamplitudowym zginaniu ze skręcaniem

Nr	Nr próbki	λ_σ	σ_a	$N_f 10^3$
1	074	0,34	328	1359,6
2	076	0,34	328	348
3	078	0,34	328	584,4
4	051	0,34	343	327,6
5	047	0,34	343	3349,2
6	077	0,34	357	628,8
7	046	0,34	357	159,6
8	032	0,34	380	103,2
9	029	0,49	306	735,6
10	039	0,49	306	751,2
11	031	0,49	306	987,6
12	064	0,49	306	434,4
13	024	0,49	306	484,8
14	069	0,49	306	687,6
15	075	0,71	267	229,2
16	038	0,71	267	152,4
17	055	0,71	238	1760,4
18	057	0,71	238	308,4
19	073	0,71	238	631,2
20	070	0,71	238	1892,4
21	065	0,71	238	1084,8

TRWAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWA STALI KONSTRUKCYJNYCH PRZY NIEPROPORCJONALNYM ZGINANIU ZE SKRĘCANIEM

CZĘŚĆ XIV

WIELOOSIOWE ZMĘCZENIE LOSOWE ELEMENTÓW MASZYN I KONSTRUKCJI

Streszczenie

W pracy zamieszczono obszerny przegląd najczęściej cytowanych i weryfikowanych eksperymentalnie naprężeniowych, odkształceniowych i energetycznych kryteriów wyęczenia zmęczeniowego materiałów pozostających pod wpływem kombinacji rozciągania ze skręcaniem oraz zginania ze skręcaniem. Szczególną uwagę poświęcono obciążeniom nieproporcjonalnym. Dla scharakteryzowania stopnia nieproporcjonalności naprężeń od zginania $\sigma(t)$ i skręcania $\tau(t)$ przy obciążeniach cyklicznych przyjęto kąt przesunięcia fazowego ϕ , a przy obciążeniach poliharmonicznych (pseudolosowych) – współczynnik korelacji $r_{\sigma\tau}$ naprężeń. Przeprowadzono badania eksperymentalne 195 próbek o przekroju kołowym z dwóch gatunków stali 18G2A i 10HNAP na własnej konstrukcji stanowiskach do testów zmęczeniowych typu MZGS-200PL i MZGS-200L. Próbkę poddano obciążeniom stałoamplitudowym, zmiennoamplitudowym i poliharmonicznym o współczynniku korelacji $r_{\sigma\tau} = 0; 0,16; 0,5$ i 1 oraz o różnych stosunkach maksymalnych naprężeń $\lambda_{\sigma} = \tau_{\max}/\sigma_{\max}$ w zakresie od $0,189$ do 1 . Wyniki badań zmęczeniowych zamieszczono w tabelach i na licznych wykresach. Przedstawiono przykładowe zdjęcia pęknięć i płaszczyzn przelomów próbek. W analizie wyników skoncentrowano się na porównaniu trwałości eksperymentalnej z obliczeniową. Stosowano algorytm obliczania trwałości zmęczeniowej, w którym dwuosiowy stan naprężenia zredukowano do ekwiwalentnego stanu jednoosiowego za pomocą trzech kryteriów wyęczenia w płaszczyźnie krytycznej wyznaczonej metodą kumulacji uszkodzeń: (i) kryterium maksymalnych naprężeń normalnych w płaszczyźnie krytycznej, (ii) kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej i (iii) kryterium maksymalnych naprężeń normalnych i stycznych w płaszczyźnie krytycznej. Historie naprężeń ekwiwalentnych schematyzowano algorytmem „płynącego deszczu” (ang. rain flow), a uszkodzenia sumowano zgodnie z hipotezą Palmgren – Minera. Z dyskusji otrzymanych wyników badań wynika, że na trwałość zmęczeniową duży wpływ mają zarówno współczynnik korelacji naprężeń $r_{\sigma\tau}$, jak i stosunek maksymalnych wartości naprężeń λ_{σ} . Przedstawione porównania wyników trwałości wskazują, że kryterium maksymalnych naprężeń stycznych w płaszczyźnie krytycznej zastosowane w algorytmie obliczeniowym najlepiej opisuje wyniki badań eksperymentalnych.

FATIGUE LIFE OF CONSTRUCTIONAL STEELS UNDER NON-PROPORTIONAL BENDING WITH TORSION

PART XIV

MULTIAXIAL RANDOM FATIGUE OF MACHINES AND STRUCTURES

Summary

The paper contains a review of the most often cited and verified stress, strain and energy fatigue criteria related to the materials under combined tension with torsion and bending with torsion. Special attention was paid to non-proportional loadings. In order to describe a non-proportionality degree of stresses from bending $\sigma(t)$ and torsion $\tau(t)$ under cyclic loadings, the authors assumed the phase displacement angle ϕ , and for polyharmonic (pseudorandom) loadings the stress correlation coefficient $r_{\sigma\tau}$ was assumed. 195 specimens of the circular section and made of 18G2A and 10HNAP steels were tested at the fatigue test stands MZGS-200PL and MZGS-200L, designed at the Department of Mechanics and Machine Design, Opole University of Technology. The specimens were subjected to constant-amplitude, variable-amplitude and polyharmonic loadings with the correlation coefficients $r_{\sigma\tau} = 0; 0.16; 0.5$ and 1 and different ratios of maximum stresses $\lambda_{\sigma} = \tau_{\max}/\sigma_{\max}$ in the range from 0.189 to 1 . The obtained results of fatigue tests were presented in tables and numerous figures. Exemplary pictures of the cracks and fracture planes were included. Analysis of the results was concentrated on comparison of calculated and experimental fatigue lives. In the applied algorithm of fatigue life calculations, the biaxial stress state was reduced to the equivalent uniaxial state with three fatigue criteria on the critical plane determined with the damage accumulation method: (i) criterion of the maximum normal stresses on the critical planes, (ii) criterion of the maximum shear stresses on the critical plane, and (iii) criterion of the maximum normal and shear stresses on the critical plane. Histories of the equivalent stresses were schematized with the rain flow algorithm, and damages were calculated according to the Palmgren-Miner hypothesis. From analysis of the obtained results it appears that fatigue life is strongly influenced by both the stress correlation coefficient $r_{\sigma\tau}$, and the ratio of maximum stresses λ_{σ} . From comparison of the results it also appears that the criterion of maximum shear stresses on the critical plane applied in the algorithm seems to be best for description of test results.