



**POLITECHNIKA
BYDGOSKA**
im. Jana i Jędrzeja Śniadeckich

**RADA NAUKOWA DYSCYPLINY INŻYNIERIA
MECHANICZNA**

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Dominika Płaczek

**ANALIZA POŁĄCZEŃ SPAWANYCH RÓŻNOIMIENNYCH
MATERIAŁÓW Z ZASTOSOWANIEM CIENKOŚCIENNYCH
ŁĄCZNIKÓW ZGRZEWANYCH WYBUCHOWO AL/FE**

*Analysis of welded joints of dissimilar materials using
thin walled Al/Fe explosive welded transition joint*

DZIEDZINA: NAUK INŻYNIERYJNO - TECHNICZNYCH
DYSCYPLINA: INŻYNIERIA MECHANICZNA

PROMOTOR PRACY

PROF. DR HAB. INŻ. DARIUSZ BOROŃSKI

POLITECHNIKA BYDGOSKA

PROMOTOR POMOCNICZY

DR INŻ. PAWEŁ MAĆKOWIAK

POLITECHNIKA BYDGOSKA

Bydgoszcz, 2024

Podziękowanie

Składam serdeczne podziękowanie Promotorom - prof. dr hab. inż. Dariuszowi Borońskiemu i dr inż. Pawłowi Maćkowiakowi za inspirację do podjęcia tematu niniejszej rozprawy doktorskiej, wsparcie merytoryczne podczas jej realizacji i okazaną życzliwość.

Dziękuję moim Najbliższym za wiarę w podejmowane przeze mnie działania, wyrozumiałość oraz obecność, które są dla mnie nieocenionym źródłem siły i motywacji.

SPIS TREŚCI

1. Wstęp.....	9
1.1. Wprowadzenie i geneza pracy.....	9
1.2. Teza pracy.....	10
1.3. Cele pracy.....	10
1.4. Zakres pracy.....	11
2. Analiza stanu problemu.....	12
2.1. Spajanie różnoimiennych materiałów.....	12
2.2. Zastosowanie zgrzewanych wybuchowo łączników w połączeniach spawanych Al/Fe.....	17
2.3. Proces spawania połączeń Al/Fe z użyciem łączników zgrzewanych wybuchowo.....	21
2.4. Właściwości mechaniczne łączników zgrzewanych wybuchowo Al/Fe i połączeń spawanych z ich wykorzystaniem.....	23
2.5. Modelowanie połączeń spawanych poddanym obciążeniom zmęczeniowym.....	26
2.5.1. Metoda naprężeń nominalnych.....	27
2.5.2. Metoda naprężeń strukturalnych (hot spot).....	29
2.5.3. Metoda efektywnego naprężenia karbu.....	31
2.5.4. Inne metody oceny trwałości zmęczeniowej.....	33
2.6. Wnioski do badań własnych.....	34
3. Program badań własnych.....	36
4. Obiekty badań.....	37
4.1. Materiały bazowe.....	37
4.1.1. Stop aluminium AA5083 H321.....	38
4.1.2. Stop aluminium AA1050 H24.....	38
4.1.3. Stal S355J2+N.....	39
4.1.4. Próbki do badań materiałów bazowych.....	39
4.2. Cienkościenny materiał warstwowy zgrzewany wybuchowo.....	41
4.2.1. Laminat AA5083/AA1050/S355J2+N (L_Al/Fe).....	41
4.2.2. Technologia wykonania L_Al/Fe.....	41
4.2.3. Próbki do badań laminatu L_Al/Fe.....	44
4.3. Krzyżowe połączenia spawane Al/Fe.....	44
4.3.1. Charakterystyka złącza W_Al/Fe.....	44
4.3.2. Technologia spawania złączy W_Al/Fe.....	46
4.3.3. Próbki do badań złączy W_Al/Fe.....	47
5. Metody i stanowiska badawcze.....	51
5.1. Rozkład temperatury podczas spawania.....	51
5.2. Makrostruktura i mikrostruktura.....	51
5.3. Mikrotwardość.....	52
5.4. Właściwości statyczne (globalne i lokalne).....	53
5.5. Właściwości zmęczeniowe (globalne i lokalne).....	55
5.6. Rozkłady odkształceń w złączy.....	58

5.7. Fraktografia i spektroskopia dyspersyjna energii	60
5.8. Analiza numeryczna	60
5.8.1. Rozkład temperatury podczas procesu spawania	60
5.8.2. Rozkład naprężeń i odkształceń połączenia spawanego Al/Fe w badaniach statycznych	66
5.8.3. Rozkład naprężeń i odkształceń połączenia spawanego Al/Fe w badaniach zmęczeniowych	68
5.9. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej	69
5.9.1. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody efektywnego naprężenia karbu i krzywych projektowych FAT ...	69
5.9.2. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody hot spot i krzywych projektowych FAT	70
6. Wyniki badań i ich analiza	73
6.1. Numeryczna i eksperymentalna analiza rozkładów temperatury w połączeniu spawanym	73
6.1.1. Metoda elementów skończonych	73
6.1.2. Termografia	77
6.2. Makro i mikrostruktura	78
6.3. Rozkłady mikrotwardości	81
6.4. Właściwości statyczne	83
6.4.1. Materiały bazowe	83
6.4.2. Laminat zgrzewany wybuchowo	85
6.4.3. Złącza spawane	86
6.5. Właściwości zmęczeniowe	89
6.5.1. Lokalne cykliczne właściwości materiału w wybranych strefach połączenia spawanego	89
6.5.2. Trwałość zmęczeniowa materiału bazowego	94
6.5.3. Trwałość zmęczeniowa złączy spawanych	98
6.5.4. Trwałość zmęczeniowa spoiny w strefach złączy	101
6.6. Fraktografia przelomów	105
6.6.1. Próby statyczne	105
6.6.2. Próby zmęczeniowe	106
6.7. Rozkłady naprężeń i odkształceń w złączu	109
6.7.1. Analiza naprężeń i odkształceń metodą elementów skończonych (MES)	109
6.7.2. Analiza odkształceń metodą cyfrowej korelacji obrazu (DIC)	114
6.8. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej	121
6.8.1. Wykresy trwałości zmęczeniowej wyznaczone na podstawie efektywnego naprężenia karbu i krzywych projektowych FAT	121
6.8.2. Wykresy trwałości zmęczeniowej wyznaczone na podstawie naprężeń strukturalnych obliczonych metodą hot spot i krzywych projektowych FAT	124
7. Analiza wyników badań	129

7.1. Analiza wpływu energii spawania na właściwości łącznika w strefie interfejsu.....	129
7.2. Analiza statycznych i zmęczeniowych właściwości wytrzymałościowych	134
7.2.1. Analiza wyników badań z prób statycznych.....	134
7.2.2. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych materiału spoiny oraz materiału bazowego AA5083.....	137
7.2.3. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 z połączeniem spawanym Al/Fe	140
7.2.4. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych spoin materiału bazowego AA5083 i połączenia spawanego Al/Fe	142
7.3. Zastosowanie lokalnych właściwości materiałowych w modelowaniu odkształceń w opracowanym połączeniu spawanym	144
7.3.1. Analiza rozkładów odkształceń w połączeniu spawanym Al/Fe w warunkach obciążeń statycznych.....	144
7.3.2. Analiza rozkładów odkształceń w połączeniu spawanym Al/Fe w warunkach obciążeń zmęczeniowych.....	147
7.3.3. Analiza porównawcza obliczeniowej i eksperymentalnej trwałości zmęczeniowej złączy spawanych	150
8. Wnioski.....	156
8.1. Wnioski do badań.....	156
8.2. Wnioski do dalszych badań	158
LITERATURA.....	160

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH SYMBOLI I OZNACZEŃ

symbol	jednostka	opis
A	%	wydłużenie materiału przy zerwaniu
E	MPa	wartość modułu Younga
F	N	siła obciążająca
m	-	współczynnik kierunkowy nachylenia krzywej funkcji
R	-	współczynnik asymetrii cyklu
R _{0,2}	MPa	umowna granica plastyczności materiału
R _e	MPa	granica plastyczności materiału
R _m	MPa	granica wytrzymałości materiału
r _{ref}	mm	promień zastępczy
t	mm	grubość blachy spawanej
δ	mm	przemieszczenie materiału
δ _y	mm	przemieszczenie kierunkowe materiału
Δε%	mm/mm	różnica procentowa odkształcenia
Δσ	MPa	zakres naprężeń
Δσ%	%	różnica procentowa naprężeń
ε	mm/mm	odkształcenie materiału
ε _{ap}	mm/mm	amplituda odkształceń plastycznych
ε _y	mm/mm	odkształcenie kierunkowe materiału
η	-	współczynnik sprawności cieplnej
σ _a	MPa	amplituda naprężeń
σ _{HMH}	MPa	naprężenia zredukowane wg. hipotezy Hubera-Misesa-Hencky'ego
σ _{max}	MPa	naprężenie maksymalne w cyklu
σ _{min}	MPa	naprężenie minimalne w cyklu
σ _{mng}	MPa	naprężenie zredukowane według hipotezy maksymalnego naprężenia głównego
σ _n	MPa	naprężenie normalne
σ _{nom}	MPa	naprężenie nominalne
σ _{nom·max}	MPa	naprężenia nominalne maksymalne w cyklu
σ _{nom·min}	MPa	naprężenia nominalne minimalne w cyklu
σ _t	MPa	naprężenie rzeczywiste

oznaczenia	opis
AA_BS_S	próbka materiału AA5083 do badań statycznych
AA_BS_Z	próbka materiału AA5083 do badań zmęczeniowych
AA1050_Ł_Al/Fe_S	próbka z ŁZW przed spawaniem do badań statycznych
AA1050_Ł_Al/Fe_S_po	próbka z ŁZW połączenia spawanego Al/Fe po spawaniu przeznaczona do badań statycznych
AA5083_W_Al/Fe_Z	próbka materiału AA5083 pobrana z połączenia spawanego Al/Fe przeznaczona do badań zmęczeniowych
AA5083S_W_Al/Fe_Z	próbka spoiny AA5083 pobrana z połączenia spawanego Al/Fe przeznaczona do badań zmęczeniowych
Al/Fe	połączenie stopu aluminium ze stałą
BS	blacha spawana
DIC	metoda cyfrowej korelacji obrazu
L_Al/Fe	laminat zgrzewany wybuchowo Al/Fe
ŁZW	łącznik zgrzewany wybuchowo
MES	metoda elementów skończonych
root	oznaczenie z j. angielskiego, najgłębiej położony punkt spoiny, w którym materiał spoiny styka się z materiałem bazowym
S_BS_S	próbka materiału S355J2+N do badań statycznych
S355J2+N_W_Al/Fe_Z	próbka materiału S355J2+N pobrana z połączenia spawanego Al/Fe przeznaczona do badań zmęczeniowych
SWC	strefa wpływu ciepła
toe	oznaczenie z j. angielskiego, punkt w którym powierzchnia zewnętrzna spoiny (lico) styka się z materiałem bazowym
W_Al/Fe_S	próbka połączenia spawanego Al/Fe do badań statycznych
W_Al/Fe_Z	próbka połączenia spawanego Al/Fe do badań zmęczeniowych

1. WSTĘP

1.1. WPROWADZENIE I GENEZA PRACY

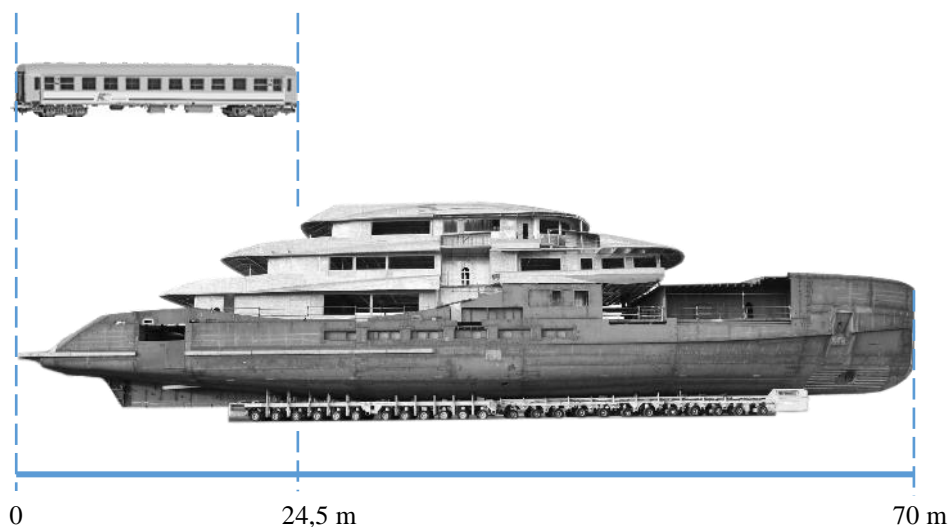
Łączenie elementów odgrywa znaczącą rolę w mechanice i budowie maszyn zapewniając integralność oraz funkcjonalność urządzeń i konstrukcji. Oprócz fizycznego zespolenia ze sobą poszczególnych części, kluczową rolę odgrywa także spełnienie wymagań wytrzymałościowych, trwałościowych oraz dynamicznych. Wynika to z potrzeby uzyskiwania pożądanych właściwości konstrukcji pod względem m.in. kosztów, wagi, produktywności, korozji, zmęczenia materiałów, wibracji czy tłumienia dźwięku. Wybór odpowiednich metod łączenia elementów jest jedną z podstawowych umiejętności inżynierskich w celu sprostania specyfikacjom technicznym, normom bezpieczeństwa oraz oczekiwaniom użytkowników.

Wychodząc naprzeciw wymaganiom stawianym nowoczesnym konstrukcjom dużą popularność zyskało łączenie różnoimiennych materiałów wykonanych z różnych stopów metali. Materiały o odmiennych właściwościach fizycznych i chemicznych umożliwiają tworzenie zaawansowanych struktur łączących zalety dwóch lub więcej materiałów co pozwala na wykorzystanie ich pełnego potencjału [1]. Popularnie używane połączenia mechaniczne takie jak skręcanie lub nitowanie obarczone są obecnością zarówno szczelinowych jak i galwanicznych różnic potencjałów, które mają tendencję do powodowania korozji po stosunkowo niedługim okresie użytkowania. Wymagają one wiercenia otworów, specjalnych izolatorów oraz regularnej kontroli. W konstrukcjach z zastosowaniem tego typu połączeń występują również ograniczenia związane ze szczelnością [2,3].

Częściowym sposobem uniknięcia problemów związanych z łączeniem różnoimiennych materiałów jest zastosowanie spawania. Kluczową rolę odgrywa możliwość bezpośredniego lub pośredniego łączenia materiałów o różnych właściwościach metalurgicznych. Zapotrzebowanie na tego typu struktury nieustannie rośnie, ponieważ jeden materiał może zapewnić tylko niewielkie spektrum wymaganych właściwości chemicznych, fizycznych i mechanicznych. Z tych powodów badacze i producenci stale oceniają zastosowanie tradycyjnych i hybrydowych procesów łączenia w celu optymalizacji konstrukcji. Jednym z rozwiązań w tym zakresie jest stosowanie łączników zgrzewanych wybuchowo, szczególnie łączników stalowo-aluminiowych. Pozwalają na uzyskanie wytrzymałego i trwałego połączenia [4,5].

Spawanie stali ze stopami aluminium poprzez łączniki zgrzewane wybuchowo znane jest od kilkudziesięciu lat i powszechnie stosowane w przemyśle stoczniowym m.in. do łączenia stalowego kadłuba z nadbudową wykonaną ze stopu aluminium. W zależności od konstruowanej jednostki wodnej grubość łączników zgrzewanych wybuchowo oscyluje w granicach 19-35 milimetrów [6]. W przypadku chęci stosowania takiego rozwiązania dla

pojazdów o mniejszych gabarytach istotne pozostaje skupienie uwagi na zmniejszeniu gabarytów wspomnianych łączników adekwatnie do projektowanej konstrukcji. Skalę porównawczą jachtu w którym stosowane są połączenia Al/Fe z wagonem pojazdu szynowego, gdzie łączniki zgrzewane wybuchowo o zredukowanych wymiarach mogłyby znaleźć potencjalne zastosowanie, przedstawiono na rysunku 1.1.



Rys. 1.1. Porównanie skali wagonu pojazdu szynowego (zdjęcie własne) z jachtem Benetti Superyacht FB273 [7]

1.2. TEZA PRACY

Istnieje możliwość zastosowania cienkościennych łączników zgrzewanych wybuchowo do łączenia stali ze stopami aluminium w strukturach poddanych obciążeniom statycznym i zmiennym. Uzyskane w ten sposób połączenia spełniają podstawowe kryteria wytrzymałościowe stawiane połączeniom spawanym.

1.3. CELE PRACY

Weryfikacja przyjętej tezy pracy wymagała przeprowadzenia szeregu badań, których głównym celem było:

1. Opracowanie i weryfikacja technologii spawania i analiza jego wpływu na właściwości cienkościennego łącznika zgrzewanego wybuchowo w strefie przejściowej.

2. Analiza statycznych i zmęczeniowych właściwości wytrzymałościowych opracowanych połączeń spawanych z użyciem cienkościennego ŁZW.
3. Zastosowanie lokalnych właściwości materiałowych w modelowaniu odkształceń w opracowanym połączeniu spawanym.

1.4. ZAKRES PRACY

Rozprawa doktorska podzielona jest na 8 rozdziałów. W pierwszym rozdziale przedstawiono krótki wstęp wprowadzający do podjętego tematu, tezę oraz cele pracy. Każdy kolejny rozdział poprzedzony jest krótkim wstępem oraz opisem jego zakresu. Rozdział drugi obejmuje analizę literatury i stanu problemu, którego zwieńczeniem są wnioski do badań własnych. Na tej podstawie opracowano program badań. W rozdziale czwartym opisano obiekty badań z opisem technologii ich wytwarzania. Kolejny rozdział obejmuje przedstawienie stanowisk badawczych oraz użytych metod do badań i analiz. W rozdziale szóstym zestawiono wyniki badań, a w kolejnym przedstawiono ich analizę. Ostatnim rozdziałem są wnioski do badań wraz z przedstawieniem dalszych kierunków ich prowadzenia.

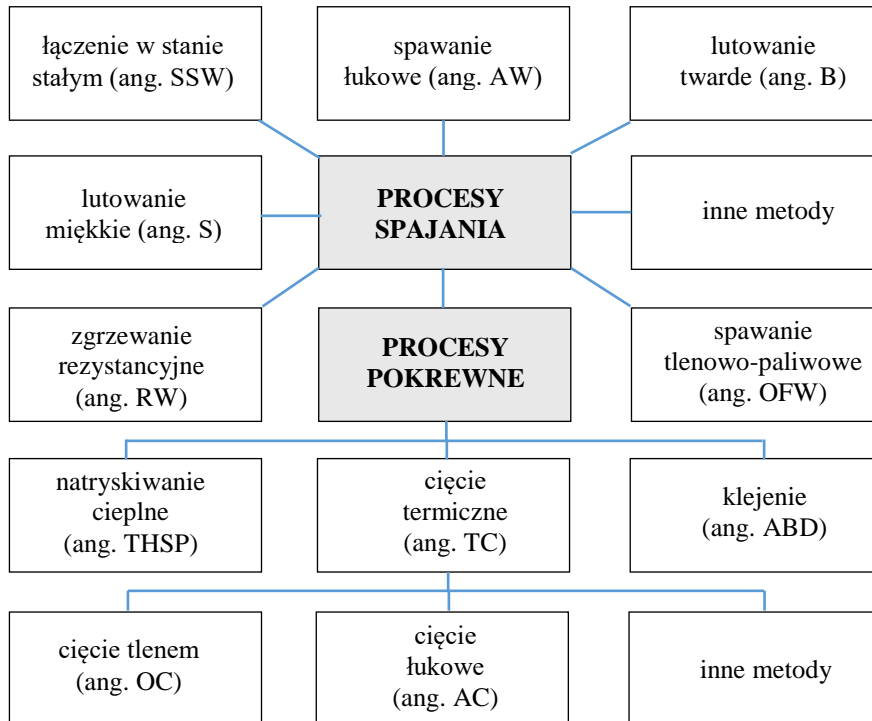
2. ANALIZA STANU PROBLEMU

Analiza stanu problemu obejmuje wprowadzenie do tematyki łączenia materiałów scharakteryzowanych jako procesy spawania oraz pokrewne. Przedstawiono metody spajania różnoimiennych materiałów w szczególności omawiając proces zgrzewania wybuchowego będącego zasadniczą częścią pracy doktorskiej. Przybliżono zastosowanie łączników zgrzewanych wybuchowo w połączeniach spawanych. Zwrócono szczególną uwagę na stosowane grubości ŁZW. Wskazano na problem technologiczny związany z odmiennymi właściwościami materiałów podczas spawania różnoimiennych materiałów. Analiza obejmuje również opis własności mechanicznych laminatów zgrzewanych wybuchowo Al/Fe oraz połączeń spawanych z ich zastosowaniem. Osobny podrozdział poświęcono na charakterystykę modelowania połączeń spawanych poddawanych obciążeniom zmęczeniowym. Rozdział zakończono wnioskami do badań własnych.

2.1. SPAJANIE RÓŻNOIMIENNYCH MATERIAŁÓW

W inżynierii mechanicznej tworzenie mocnych, trwałych, lekkich i ekonomicznych konstrukcji jest kluczowe z uwagi na nieustanne dążenie do redukcji masy. Szczególnie istotne jest to w sektorze środków transportu lądowego, wodnego i powietrznego. Istnieje szereg metod umożliwiających łączenie ze sobą materiałów o tych samych lub odmiennych właściwościach mechanicznych. Pomimo powszechnego stosowania nitów czy połączeń śrubowych, dodają one ciężaru i tworzą koncentracje naprężeń. Wysokiej jakości spoiny mogą być bardziej wydajne, potencjalnie oszczędzając znaczną masę.

Spajanie to proces, który obejmuje łączenie dwóch materiałów poprzez zastosowanie ciśnienia lub ciepła przy częstym udziale dodatkowego materiału (spoiwa). Jakość spoiny zależy od sposobu, w jaki dwie powierzchnie są ze sobą łączone [8]. Procesy spajania oraz procesy pokrewne skasyfikowane przez Amerykańskie Towarzystwo Spawalnicze (ang. AWS) przedstawiono na rysunku 2.1.



Rys. 2.1. Schemat spawania i procesów pokrewnych według AWS

Z punktu widzenia materiałów różnoimiennych i ich odmiennych właściwości dedykowanym procesem jest ich łączenie w stanie stałym (ang. SSW – Solid State Welding). Znamioną cechą jest fakt, że ciepło powstałe w trakcie procesu jest niższe od temperatury topnienia materiałów bazowych. Dzięki temu zapobiega się przejściu materiału do fazy ciekłej podczas łączenia. Połączenia wytwarzane w procesach w stanie stałym są zazwyczaj wolne od różnych wad krzepnięcia, takich jak: porowatość gazowa, pęknięcie na gorąco i wtrącenia niemetaliczne. Podczas procesu łączenia w stanie stałym nie są wymagane żadne spoiwa, topniki ani gazy osłonowe. Właściwości mechaniczne łączonych elementów są zbliżone, a w niektórych przypadkach wyższe od właściwości metali macierzystych ze względu na brak wad i strefy wpływu ciepła w większości tych procesów [9].

Łączenie w stanie stałym jest klasyfikowane w zależności od źródła energii, które może być elektryczne, chemiczne lub mechaniczne. Te z kolei podzielone są na źródła ciepła. Procesami zaliczanymi do łączenia w stanie stałym są:

- a) Łączenie koekstruzyjne (ang. CEW) – proces w stanie stałym w którym dwa lub więcej materiałów jest podgrzewanych do określonej temperatury i wytłaczanych przez matrycę. Matryca nadaje im odpowiedni kształt i wymusza wzajemne przyleganie na powierzchni styku łączonych materiałów [10].

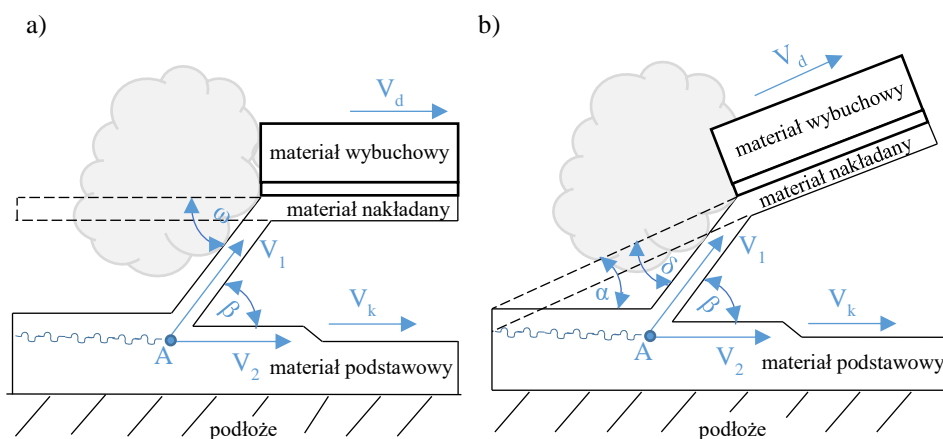
- b) Łączenie na zimno (ang. CW) – łączenie dwóch lub więcej powierzchni metalowych bez wprowadzania ciepła. Do procesu stosowane jest oddziaływanie wysokiego ciśnienia w celu stworzenia silnych wiązań metalurgicznych pomiędzy czystymi, płaskimi powierzchniami metalowymi [11].
- c) Spajanie dyfuzyjne (ang. DFW lub DB) – proces związany jest z oddziaływaniem niedużego ciśnienia, ale stosunkowo wysokimi temperaturami dla metod łączenia w stanie stałym. W procesie tym materiały są ustalane względem siebie i podgrzewane do osiągnięcia pożądanej temperatury łączenia. Po jej osiągnięciu materiały są do siebie dociskane i utrzymywane na stałym poziomie przez określony czas. Spajanie dyfuzyjne nie wymaga żadnych materiałów wypełniających, a w przypadku łączenia podobnych materiałów jest ono całkowicie samoistne. Podczas spajania dyfuzyjnego różnoimiennych materiałów dopuszcza się stosowanie warstw pośrednich [12,13].
- d) Łączenie kowalskie (ang. FOW) – w pierwszym etapie elementy nagrzewane są do temperatury umożliwiającej obróbkę plastyczną po czym następują uderzenia narzędziem w celu spowodowania trwałych odkształceń i wiązań na powierzchni styku materiałów łączonych [14].
- e) Łączenie walcowe (ang. ROW) – metoda w której arkusze blach (dwóch lub więcej) układane są na sobie i walcowane przez układ rolek. Proces realizowany jest do momentu uzyskania trwałego odkształcenia powodującego związanie powierzchni łączonych materiałów [15].
- f) Łączenie na gorąco pod ciśnieniem (ang. HPW lub GPW) – proces wykorzystujący użycie ciepła oraz ciśnienia do połączenia materiałów ze sobą. W pierwszym etapie następuje rozgrzanie łączonych elementów po czym dociśnięcie ich do siebie [16].
- g) Spajanie ultradźwiękowe (ang. USW) – jest procesem łączenia dwóch elementów z użyciem drgań ultradźwiękowych o wysokiej częstotliwości. W procesie tym następuje zamiana energii elektrycznej w ciepło. Oddziaływanie drgań oraz nacisku powoduje szybkie połączenie materiałów bez konieczności wprowadzania dużej ilości ciepła [17].
- h) Zgrzewanie tarciove (ang. FRW) – proces w stanie stałym, w którym ciepło wytwarzane jest poprzez ruch powierzchni interfejsów łączonych materiałów. Inną odmianą tej metody łączenia jest zgrzewanie tarciove z przemieszczeniem obrotowego narzędzia (ang. FSW). W procesie tym tarcie i przemieszczenie materiału plastycznego następuje w wyniku obrotu narzędzia przechodzącego przez krawędzie łączonych materiałów [18,19].
- i) Zgrzewanie wybuchowe (ang. EXW) - to proces łączenia metali w którym wykorzystuje się detonację ładunku wybuchowego w celu wytworzenia metalurgicznego wiązania pomiędzy materiałami.

Każda metoda łączenia ma swój unikalny zestaw zalet i wad, a wybór konkretnej jest determinowany przez specyficzne potrzeby zastosowania. Do późniejszego spawania materiałów różnoimiennych powszechnie stosowaną metodą są półprodukty uzyskane w procesie zgrzewania wybuchowego. Metodę tę po raz pierwszy rozpoznano w 1944 r., kiedy spawanie w stanie stałym nastąpiło między dwoma metalowymi materiałami, które miały kontakt z detonatorem. Zjawisko było nieoczekiwanym odkryciem podczas II wojny światowej kiedy odłamki jednego materiału zostały zgrzane do drugiego w wyniku wybuchu [8]. Dopiero w latach 60 proces ten został wykorzystany komercyjnie na całym świecie, głównie stosowany do platerowania dużych powierzchni jednego metalu na drugim [20]. Zjawisko zgrzewania wybuchowego zostało opatentowane [21]. Pierwsze badania połączeń zgrzewanych wybuchowo wykonali McKenney i Banker [22]. Posłużyły one m.in. do opracowania specyfikacji wojskowych, w szczególności MIL-J-24459A do stosowania w budowie statków morskich [23], które nadal pozostają aktualne [24]. Proces zgrzewania wybuchowego sklasyfikowano w normach EN 14610, EN ISO 4063 i Amerykańskie Towarzystwo Spawalnicze.

Zgrzewanie wybuchowe płyt warstwowych to jeden ze sposobów uzyskiwania nowych, hybrydowych materiałów konstrukcyjnych łączących cechy materiałów bazowych. Przykładem takiego rozwiązania jest łączenie stali niskowęglowej podatnej na korozję z materiałami takimi jak stopy aluminium, tytan, stal nierdzewna odpornymi na jej działanie. Proces umożliwia uzyskanie dużych arkuszy blach oraz łączenie materiałów w różnych kombinacjach [25,26]. Dzięki zgrzewaniu wybuchowemu można łączyć ze sobą materiały z tych samych grup na przykład: stale ze stalami, stopy aluminium ze stopami aluminium [27–30] lub materiały różniące się od siebie, na przykład: stal z tytanem [31–33], miedź ze stalą [33], [34], stal ze stopem aluminium [34–36], miedź z tytanem i stalą [37–40], żelazo z miedzią [41], aluminium z miedzią [42–44] jak również szkła metaliczne [45,46].

Połączenie zgrzewane wybuchowo powstaje w wyniku zderzenia łączonych płyt metalowych z dużą prędkością. Wynika ona z detonacji ładunku wybuchowego umieszczonego na wierzchniej warstwie górnej blachy. Istotnym elementem wpływającym na jakość utworzonego połączenia zgrzewanego wybuchowo jest odpowiedni dobór łączonych materiałów oraz parametrów procesu. Odległość pomiędzy materiałami zgrzewanymi oraz od podłoża powinna być prawidłowo obliczona w celu zapewnienia odpowiedniej prędkości uderzenia materiału nakładanego podczas detonacji ładunku wybuchowego [47], [48,49]. Materiał wybuchowy powinien dostarczyć wystarczającej energii do przyspieszenia blachy nakładanej do wymaganej prędkości uderzenia niezbędnej do utworzenia prawidłowego wiązania. Należy zwrócić uwagę, aby prędkość ta nie była zbyt wysoka ponieważ może to doprowadzić do powstania odprysków i uszkodzenia materiałów łączonych. Zalecana prędkość detonacji powinna być mniejsza niż 120% prędkości rozchodzenia się dźwięku w materiałach poddawanych zgrzewaniu [50,51].

Rozróżnia się dwie konfiguracje zgrzewania wybuchowego: równoległą i pod kątem (rys. 2.2). W pierwszym układzie płyty ustawione są równoległe do siebie z określonym odstępem między sobą. W konfiguracji tej prędkość punktu zderzenia (A) jest równa prędkości detonacji (V_d), ponieważ obie płyty i warstwa wybuchowa są ustawione równoległe względem siebie. Konfiguracja pod kątem obejmuje przechylenie płyty nakładanej pod określonym kątem początkowym (α), umożliwiając użycie materiałów wybuchowych o dużej prędkości detonacji, przewyższającej prędkość dźwięku [52].



Rys. 2.2. Schematy zgrzewania wybuchowego, układ: a) równoległy; b) pod kątem

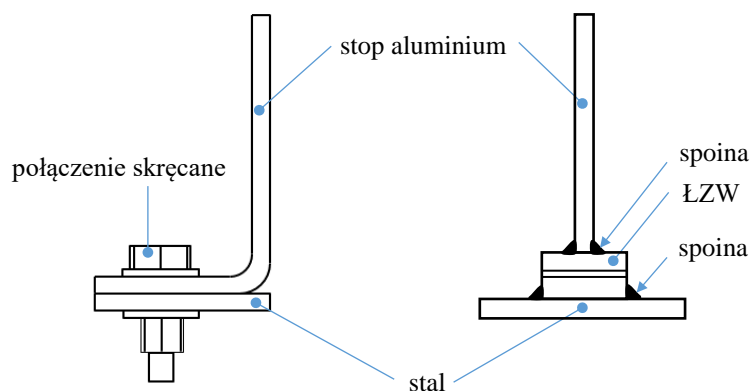
Zgrzewanie wybuchowe charakteryzuje się następującymi parametrami [53]:

- V_1, V_2 – prędkość punktu zderzenia A względem zgrzewanych płyt,
- β – kąt zderzenia,
- ω – kąt odrzutu,
- α – kąt ustawienia płyt na wstępie,
- V_k – prędkość strumienia odwrotnego,
- V_d – prędkość detonacji materiału wybuchowego.

Proces ten generuje wysokie oddziaływanie na powierzchnię styku zgrzewanych materiałów co prowadzi do zjawiska określanego strumieniowaniem. Eliminuje to występowanie zanieczyszczeń na powierzchni łączonych materiałów oraz skutecznie usuwa warstwy tlenków utrudniających tworzenie wiązań metalurgicznych [54]. Pomimo pozytywnego działania opisanego zjawiska należy jednak zwrócić uwagę na przygotowanie powierzchni materiałów przed zgrzewaniem wybuchowym. Powierzchnie metalowe oprócz warstw tlenków zawierają m.in. azotki czy uwięzione gazy takie jak wodór, uniemożliwiając utworzenie wiązania międzycząsteczkowego. Proces przygotowania obejmuje szlifowanie lub polerowanie powierzchni płyt [55].

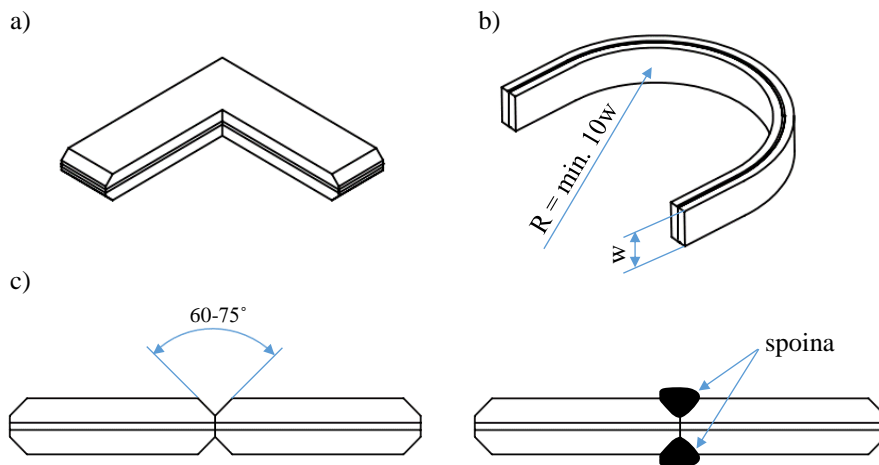
2.2. ZASTOSOWANIE ZGRZEWANYCH WYBUCHOWO ŁĄCZNIKÓW W POŁĄCZENIACH SPAWANYCH AL/FE

Blachy zgrzewane wybuchowo znajdują zastosowanie w wielu sektorach przemysłu. W poniższym podrozdziale skupiono się na połączeniach spawanych z użyciem ŁZW. Umożliwiają one łączenie materiałów, które są trudne lub niemożliwe do spawania ze sobą w sposób bezpośredni. Dzięki zastosowaniu łącznika zgrzewanego wybuchowo istnieje możliwość uzyskania trwałego połączenia konstrukcyjnego będącego alternatywą dla innych metod (rys. 2.3).



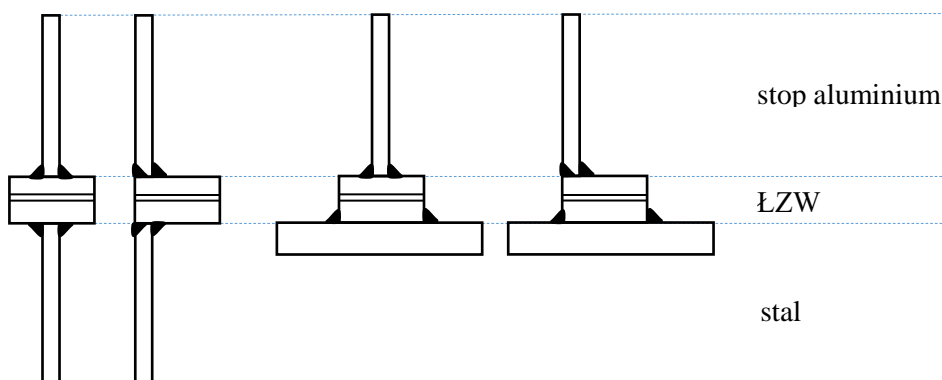
Rys. 2.3. Przykładowe porównanie metod łączenia różnoimiennych materiałów

W zależności od zapotrzebowania, istnieje pełna dowolność tego jaki kształt przyjmie ŁZW. Przykładem jest cięcie blachy zgrzewanej wybuchowo np. do postaci kątowników (rys. 2.4a). ŁZW można poddać także procesowi gięcia. Istotne jest zachowanie odpowiednich parametrów procesu. Dla przykładu producent Triclad zaleca minimalny promień gięcia równy 10-cio krotności szerokości łącznika zgrzewanego wybuchowo dla gięcia na zimno [56,57]. Schemat giętego łącznika zgrzewanego wybuchowo przedstawiono na rysunku 2.4b. Istnieje możliwość spawania łączników zgrzewanych wybuchowo, gdy konieczne jest uzyskanie dłuższych odcinków niż dostępne wymiary blachy. Przykład ich spawania przedstawiono na rysunku 2.4c. W celu uzyskania trwałego połączenia spawanego łączników zgrzewanych wybuchowo stosowana jest spoina czołowa z uprzednio wykonanym fazowaniem w zakresie 60-75° [58].



Rys. 2.4. Wybrane przykłady łączników zgrzewanych wybuchowo: a) ciętych do dowolnych kształtów; b) giętych; c) spawanych

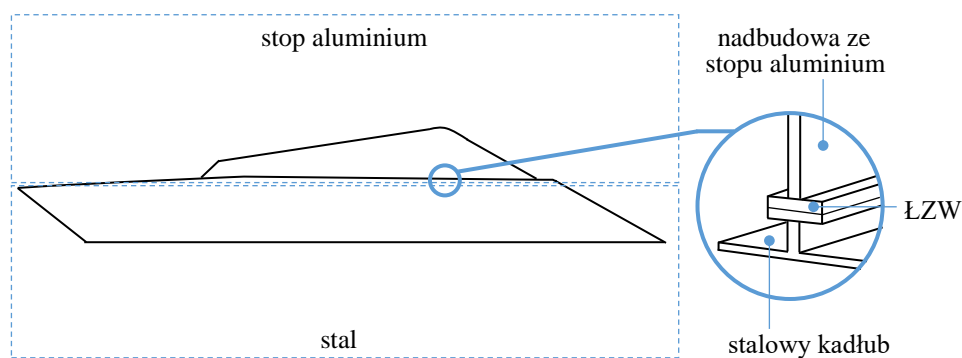
W zależności od miejsca zastosowania połączenia spawanego Al/Fe z użyciem łącznika zgrzewanego wybuchowo możliwe jest ich łączenie w różnych konfiguracjach. Przykładowe z nich przedstawiono na rysunku 2.5.



Rys. 2.5. Przykłady konfiguracji spawania stali ze stopem aluminium z użyciem łączników zgrzewanych wybuchowo

Połączenia spawane z zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo są szeroko rozpowszechnione w przemyśle stoczniowym. W nowoczesnych jednostkach wodnych, w szczególności w lekkich promach pasażerskich oraz luksusowych jachtach poszukiwanie rozwiązań zmniejszających masę obiektu przy jednoczesnym zachowaniu wymagań wytrzymałościowych jest bardzo pożądane [59]. Takie działanie przekłada się również na jednoczesne obniżenie środka ciężkości oraz zwiększenie osiągow. Przykładem takiego rozwiązania jest

łączenie stalowego kadłuba z aluminiową nadbudową [60,61]. Schemat zastosowania przedstawiono na rysunku 2.6.



Rys. 2.6. Ogólna klasyfikacja materiałów użytych w konstrukcji wybranych statków i jachtów

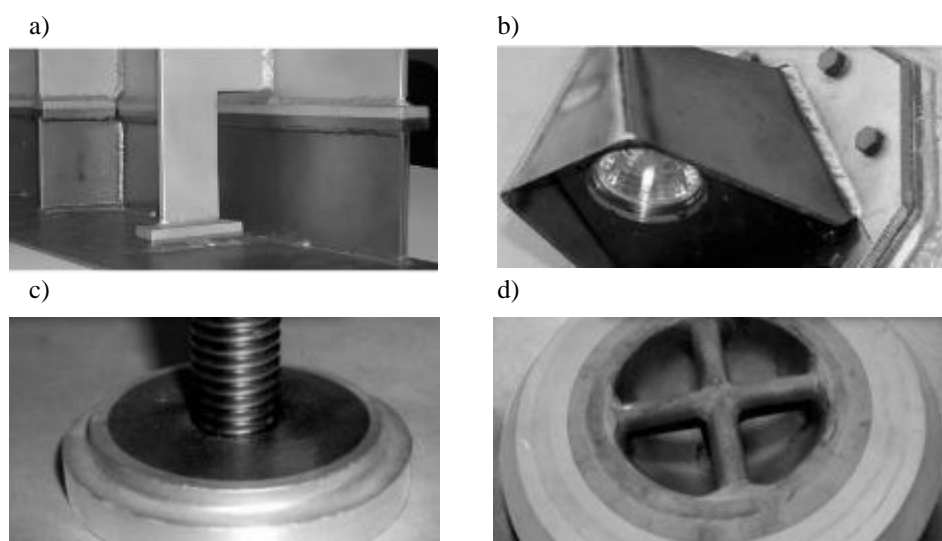
Budowa tego typu jednostki polega na osobnym spawaniu nadbudowy ze stopu aluminium oraz stalowego kadłuba. Łączenie obu struktur następuje poprzez nałożenie nadbudowy na kadłub (rys. 2.7) oraz ich spawanie dzięki zastosowaniu łączników zgrzewanych wybuchowo pomiędzy nimi.



Rys. 2.7. Nakładanie nadbudowy ze stopu aluminium na stalowy kadłub, Benetti Superjacht FB273 [60]

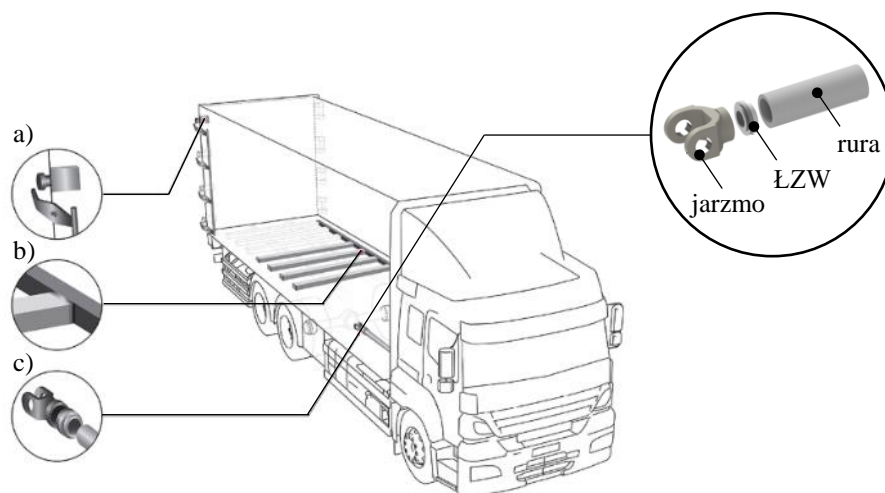
Innymi przykładami zastosowań ŁZW w przemyśle stoczniowym są wsporniki dla poszycia grodzi, ramy i usztywnienia (rys. 2.8a). Łączenie elementów tytanowych modułu oświetleniowego z częścią pokładu wykonanego

ze stopu aluminium przedstawiono na rysunku 2.8b. Łącznik Al/Ti z tytanowym kołkiem przedstawiono na rysunku 2.8c. Stalowo-aluminiowe łączniki wykorzystywane są również jako punkty mocowania łańcuchów spawane do kadłuba lub pokładu (rys. 2.8d). Z uwagi na duże gabaryty jednostek pływających w których stosowane są łączniki zgrzewane wybuchowo, ich minimalna grubość wynosi kilkanaście milimetrów. Zastosowanie łączników zgrzewanych wybuchowo w przemyśle stoczniowym o grubości 19-35 mm opisano w pracach [58,62–64].



Rys. 2.8. Zastosowanie ŁZW w przemyśle stoczniowym: a) złącza Al/Fe w grodziach, ramach i usztywnieniach, b) łącznik Al/Ti w mocowanie zespołu świateł na pokładzie, c) mocowanie kołków tytanowych, d) punkt mocowania do kadłuba lub pokładu [65]

Połączenia bimetaliczne stosowane są także w przyczepach samochodów ciężarowych. Ulepszenie w ten sposób projektowanych konstrukcji pojazdów prowadzi do oszczędności kosztów w całym, późniejszym okresie eksploatacji. Użycie lżejszych materiałów do wytworzenia mniej obciążonych elementów podobnie jak w przemyśle stoczniowym, doprowadza do redukcji masy pojazdów. Hybrydowe złącza stosowane są m.in. jako aluminiowe poprzecznice mocowane do stalowej ramy przyczepy (rys. 2.9b). Innym zastosowaniem są stalowe okucia mocowane poprzez ŁZW do górnej części naczepy wykonanej ze stopu aluminium (rys. 2.9a). Dzięki temu otrzymuje się wysokiej wytrzymałości mocowanie. W przypadku elementów współpracujących ze sobą, na przykład zatrzasków i zawiasów, odporniejszych również na ścieranie. Łączniki zgrzewane wybuchowo używane są także w wałach napędowych (rys. 2.9c). Jarzmo wykonywane jest ze stali, a rura wału ze stopu aluminium [66]. W literaturze brakuje informacji o grubościach stosowanych łączników zgrzewanych wybuchowo oraz wymiarach poszczególnych warstw materiałów.



Rys. 2.9. Zastosowanie łączników zgrzewanych wybuchowo w pojazdach ciężarowych: a) okucia; b) poprzecznice; c) wały napędowe

Producenci materiałów zgrzewanych wybuchowo wskazują na zastosowanie tego typu rozwiązania również w kolejnictwie [67]. Między innymi w pracy [24] zbadano stalowo-aluminiowy profil o przekroju H wykorzystany do późniejszego łączenia stalowych elementów konstrukcji pojazdu z częściami wykonanymi ze stopu aluminium. W tym celu użyto materiału warstwowego RailClad (nazwa własna producenta Nobelclad) o grubości warstw 18+3+18 mm dla materiałów S355 + AA1050 + AA5754. Rozwiązanie to przyczyniło się do obniżenia podłóg w pojazdach szynowych o 20-30 cm w porównaniu do poprzedniej generacji, gdzie stosowano połączenia nitowane [68].

Innym zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo Al/Fe jest spawanie rur ze stali nierdzewnej z rurami ze stopu aluminium stosowanych w kriogenice. Łącznik zgrzewany wybuchowo w kształcie pierścienia znalazł zastosowanie w rurociągach i przyłączeniach do zbiorników z ciekłym gazem [69]. Przykładem jest pięciowarstwowy laminat zgrzewany wybuchowo o łącznej grubości 85,5 mm. Poszczególne warstwy to: stop aluminium 1, stop aluminium 2, tytan, nikiel, stal austenityczna [70].

2.3. PROCES SPAWANIA POŁĄCZEŃ AL/FE Z UŻYCIEM ŁĄCZNIKÓW ZGRZEWANYCH WYBUCHOWO

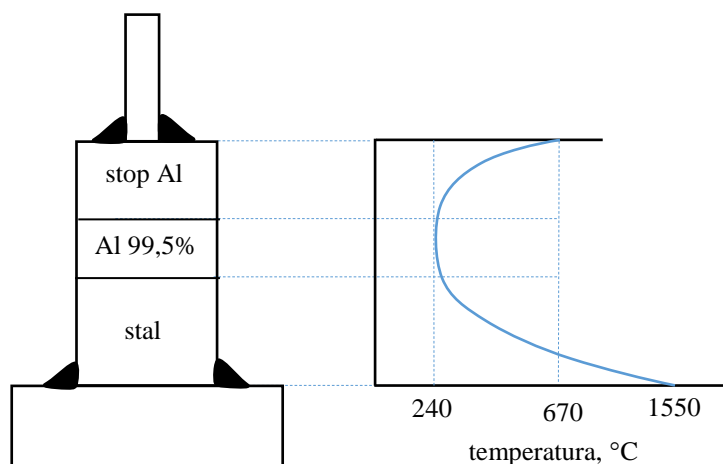
Bezpośrednie spawanie stali ze stopami aluminium jest niemożliwe ze względu na różne właściwości obu materiałów. Stopy aluminium rozpraszają ciepło znacznie skuteczniej niż stal oraz posiadają niższą temperaturę topnienia (tab. 2.1). Pod uwagę należy również wziąć skurcz spowodowany

wprowadzonym ciepłem. Obydwa materiały nagrzewają się i stygną w różnych odstępach czasu.

Tab. 2.1. Porównanie właściwości fizycznych stopu aluminium ze stalą [71]

właściwości	jednostka	materiał	
		stop aluminium	stal
temperatura topnienia	°C	660	1536
przewodność cieplna	W/(m ² ·K)	237	80

Przy projektowaniu połączeń Al/Fe z wykorzystaniem łączników zgrzewanych wybuchowo konieczne jest takie dobranie jego wymiarów, aby w trakcie spawania nie doszło do przegrzania strefy przejściowej. Według danych publikowanych przez producentów blach zgrzewanych wybuchowo, temperatura ta nie powinna przekraczać 315°C. W wyniku oddziaływania zbyt wysokiej temperatury następuje spadek wytrzymałości łącznika. Jest to spowodowane wydzielaniem się kruchych związków międzymetalicznych Al/Fe₃ w strefie przejściowej po oddziaływaniu podwyższonej temperatury. Na rysunku 2.10 przedstawiono przykładowe połączenie oraz gradient maksymalnej temperatury zmierzony termoparami podczas spawania. Jak pokazano na rysunku, temperatura w strefie przejściowej Al 99,5% łącznika zgrzewanego wybuchowo wyniosła 240 °C [56,57].



Rys. 2.10. Gradient temperatury łącznika zgrzewanego wybuchowo podczas spawania (opracowane na podstawie [56,57])

Weryfikacje temperatury podczas procesu spawania stali ze stopem aluminium z wykorzystaniem ŁZW przeprowadzono także w pracy [72]. Do badań przyjęto łącznik o grubości 35 mm w którym umieszczono termopary w strefie przejściowej ŁZW. Dla porównania przeprowadzono również analizę

MES obrazującą rozkład temperatury podczas procesu spawania dla różnych odstępów czasu. W obu przypadkach maksymalna temperatura interfejsu łącznika zgrzewanego wybuchowo wynosiła mniej niż 200°C.

2.4. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE ŁĄCZNIKÓW ZGRZEWANYCH WYBUCHOWO AL/FE I POŁĄCZEŃ SPAWANYCH Z ICH WYKORZYSTANIEM

W podrozdziale przedstawiono przegląd prac dotyczących własności mechanicznych stalowo-aluminiowych łączników zgrzewanych wybuchowo. W dalszej części analizy literatury omówiono również własności połączeń spawanych z ich zastosowaniem. W opisie poszczególnych prac zwrócono uwagę na grubość materiałów zgrzewanych wybuchowo oraz główne wyniki i wnioski.

Corigliano i inni [5] przeprowadzili statyczne i zmęczeniowe testy zginania laminatu zgrzewanego wybuchowo stali ASTM A516 Gr55 ze stopem aluminium AA5086. Warstwę pośredniczącą pomiędzy materiałami stanowił stop aluminium AA1050. Grubość laminatu wynosiła 34,5 mm. Podczas trójpunktowego zginania dodatkowo zastosowano dwie metody pomiaru: cyfrowej korelacji obrazu i termografii. Dzięki cyfrowej korelacji obrazu określono rozkłady przemieszczeń i odkształceń. Wykazano, że większe odkształcenia występują po stronie stopu aluminium. Badania termograficzne pozwoliły na zbadanie tendencji zmian temperatury powierzchni próbki oraz określenie granicy zmęczenia. Zarówno w testach statycznych, jak i zmęczeniowych uszkodzenie następowało po stronie stopu aluminium.

Becker i inni [24] poddali analizie laminat zgrzewany wybuchowo wykonany ze stali S355 i stopu aluminium AA5754 z warstwą pośredniczącą AA1050. Całkowita grubość materiału platerowanego to 39 mm. Badania ujęte w pracy obejmowały analizę laminatu zgrzewanego wybuchowo przeznaczonego do późniejszego spawania. Do przeprowadzenia badań zmęczeniowych autorzy opracowali własny kształt próbek umożliwiający ich obciążenie prostopadle do płaszczyzny interfejsu laminatu powstałego w wyniku zgrzewania wybuchowego. Badania zmęczeniowe przeprowadzono dla trzech różnych współczynników asymetrii cyklu $R = 0,5; 0,1$ i -1 . W większości przypadków uszkodzenie następowało pomiędzy materiałami S355 a AA1050. W pracy opisano również badania w próbie cyklicznego skręcania z użyciem próbek o geometrii opracowanych przez autorów pracy. Współczynnik asymetrii cyklu wynosił $R = 0,3$ i $0,5$. W tym przypadku zniszczenie próbek ulegało pomiędzy warstwami AA5757 a A1050. Z przeprowadzonych w pracy badań wynika, że wpływ stosunku obciążeń zmęczeniowych rozciągająco/ściskających jest zgodny z zaleceniami Międzynarodowego Instytutu Spawalnictwa. Zaleceniom odpowiadają również wyniki badań zmęczeniowych w próbie skręcania. Obliczenia metodą elementów skończonych pozwoliły autorom stwierdzić, że wytrzymałość zmęczeniowa złącza zgrzewanego wybuchowo jest równoważna wytrzymałości tradycyjnego złącza spawanego doczołowo.

Kaya w swojej pracy [73] przeprowadził badania ścinające w próbie rozciągania, zginanie próbek o kąt 180° , próbę skręcania o kąt 360° oraz badanie udarności laminatu zgrzewanego wybuchowo o grubości 7 mm. W pracy porównano różne parametry zgrzewania stali okrętowej z płytą ze stopu aluminium. Nie podano jednoznacznie nazw użytych materiałów do wytworzenia dwuwarstwowego laminatu, a jedynie ich skład chemiczny. Wyniki badań wytrzymałości na ścinanie wykazały, że wytrzymałość materiału warstwowego jest wyższa o 10% dla wyższych współczynników wybuchowości stosowanych podczas wytwarzania laminatu. Uszkodzenie próbek nie następowało pomiędzy warstwami laminatu zgrzewanego wybuchowo a w płycie wykonanej ze stopu aluminium. Wynik ten potwierdził uzyskanie prawidłowego połączenia pomiędzy warstwami laminatu. Większy współczynnik wybuchowości wpływa jednak negatywnie na udarność materiału warstwowego, co autor wykazał w teście Charpy'ego. W próbie zginania laminatów zgrzewanych wybuchowo nie zaobserwowano widocznych pęknięć, ani rozwarstwień pomiędzy warstwami materiałów. Skręcanie laminatu zgrzewanego wybuchowo również nie wpłynęło na rozdzielanie się warstw pomimo uzyskania wysokiego umocnienia odkształceniowego.

Carvalho i inni [74] przeprowadzili badania laminatu zgrzewanego wybuchowo stali węglowej DC06 ze stopem aluminium AA6082 i stali nierdzewnej AISI304 ze stopem AA6082. W obu przypadkach warstwę pośredniczącą stanowił stop aluminium AA1050. Łączna grubość plateru w obu przypadkach wynosiła 7 mm. Wytrzymałość połączeń zweryfikowano poprzez ścinanie interfejsu AA1050 w próbie rozciągania co uzyskano poprzez odpowiedni kształt próbki. Lokalne pola odkształceń badanych próbek uzyskano dzięki zastosowaniu metody cyfrowej korelacji obrazu. Zarówno w laminacie zgrzewanym wybuchowo ze stalą węglową jak i stalą nierdzewną uszkodzenie następowało w warstwie AA1050. Fakt ten uznaje się za korzystny i świadczy o tym, że wytrzymałość materiału platerowanego jest uwarunkowana wytrzymałością najslabszego materiału (w tym przypadku AA1050), a nie miejscem zgrzania poszczególnych warstw laminatu.

Böhm i Kowalski w swojej pracy [75] zaprezentowali ocenę trwałości zmęczeniowej połączeń spawanych stali klasy D ze stopem aluminium AA5083 z wykorzystaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo o grubości 12,5 mm. Warstwy pośredniczące stanowił stop aluminium AA1050 i tytan klasy 1. Wyniki badań przedstawione w pracy dotyczyły badań zmęczeniowych połączeń spawanych ze współczynnikiem asymetrii cyklu równym $R = -1$ zestawionych z obliczeniami teoretycznymi. Autorzy przeprowadzili również analizę oceny naprężeń szczytowych ŁZW po procesie spawania z użyciem metody elementów skończonych (MES). Z przeprowadzonych badań eksperymentalnych wynika, że próbki ulegały uszkodzeniu po stronie słabszego materiału – stopu aluminium. Tylko w dwóch przypadkach uszkodzenie próbek uległo pomiędzy warstwami zgrzanych wybuchowo materiałów tytanu i stali, co uargumentowano jako wadę produkcyjną wynikającą z nowych warunków wytwarzania materiału

platerowanego. Uzyskane wyniki w sposób eksperymentalny i teoretyczny są do siebie zbliżone.

Kowalski i inni [76] przeprowadzili badania zmęczeniowe krzyżowych połączeń spawanych stopu aluminium i stali z zastosowaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo o grubości 13,5 mm. Poszczególne warstwy laminatu to kolejno stal klasy D, tytan klasy 1, stop aluminium AA1050 i stop aluminium AA5083. Pęknięcia zmęczeniowe w większości przypadków następowały po stronie stopu aluminium AA5083, co jak podano we wnioskach jest zgodne z pokazanym w pracy rozkładem naprężeń i typowym mechanizmem uszkodzenia zmęczeniowego w prawidłowo wykonanych pachwinowych połączeniach spawanych. Trwałość zmęczeniową badanych połączeń spawanych odniesiono do zaleceń ABS (American Bureau of Shipping) i stwierdzono, że nie spełniają narzuconych kryteriów. Według autorów, dopracowanie technologii spawania tego typu połączeń powinno przyczynić się do poprawy ich trwałości zmęczeniowej.

Liu i inni [72] zbadali wytrzymałość połączeń spawanych stali ze stopem aluminium z wykorzystaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo o grubości 34,5 mm. Poszczególne warstwy plateru to stal ASTM A516 Grade 55, stop aluminium AA5456 oraz warstwa pośrednicząca AA1100. Parametry spawania dobrano w taki sposób aby nie przekroczyć temperatury 315°C stosując się do zaleceń producenta materiału zgrzewanego wybuchowo. Spawane połączenia krzyżowe poddano rozciąganiu uzyskując wytrzymałość na poziomie 220 MPa. Uszkodzenie próbek następowało w strefie wpływu ciepła po stronie stopu aluminium. Wyniki odniesiono do badań materiału bazowego spawanej blachy ze stopu aluminium do łącznika zgrzewanego wybuchowo. Wytrzymałość na rozciąganie próbek spawanych stanowi 73% wytrzymałości stopu aluminium.

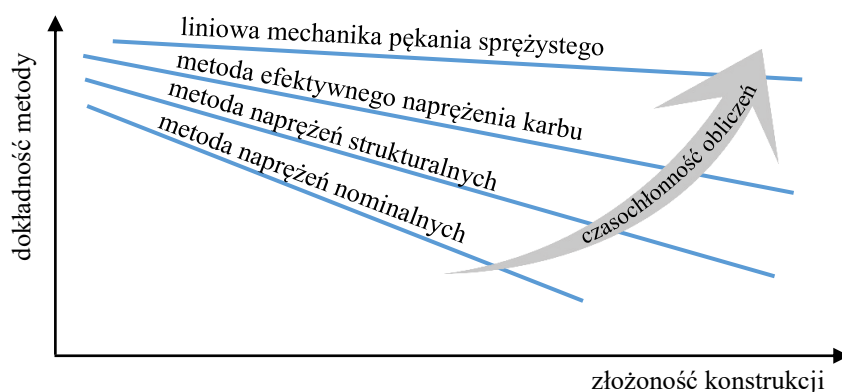
Atabaki i inni [77] przeprowadzili badania wytrzymałościowe krzyżowych połączeń spawanych stali ze stopem aluminium z wykorzystaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo o grubości 34,5 mm. W wyniku zgrzewania wybuchowego połączono stal ASTM A516 ze stopem aluminium AA5456 z warstwą pośredniczącą AA1100. Temperaturę warstwy AA1100 podczas procesu spawania monitorowano poprzez termopary. Rzeczywista temperatura w żadnej z termopar nie przekroczyła dopuszczalnej, maksymalnej temperatury zalecanej przez producentów materiałów platerowanych. W wyniku rozciągania próbek uległy one zniszczeniu w obszarze strefy wpływu ciepła po stronie stopu aluminium. Wytrzymałość na rozciąganie próbek spawanych wynosiła 215 MPa co odpowiadało 75% wytrzymałości materiału bazowego.

Matteis i inni [78] przedstawili badania wytrzymałości na rozciąganie połączeń spawanych stali ze stopem aluminium poprzez łącznik zgrzewany wybuchowo. Poszczególne warstwy laminatu zgrzewanego wybuchowo to kolejno: stal AISI 1008, tytan klasy 1 i stop aluminium AA3003. Łączna grubość poszczególnych warstw laminatu wynosiła 51 mm. W odróżnieniu do poprzednich prac dotyczących połączeń spawanych Al/Fe poprzez ŁZW, w tym przypadku wykonano połączenie doczołowe. W tym celu użyto ŁZW o grubości

51 i szerokości jedynie 2,8 mm. Temperatura podczas spawania nie wpłynęła negatywnie na interfejs ŁZW wykonanego z tytanu do czego odniesiono się również we wnioskach. Autorzy zauważyli, że grubość łącznika była większa niż było to konieczne i w przyszłych pracach można by zoptymalizować jego wymiar. Zbadana w pracy wytrzymałość na rozciąganie badanych złączy spawanych stanowiła ok. 70% wytrzymałości bazowego stopu aluminium. Połączenia przebadano również po oddziaływaniu wody morskiej, co nie wpłynęło istotnie na ich wytrzymałość. Uszkodzenie w połączeniach spawanych następowało w strefie wpływu ciepła w warstwie AA3003 łącznika zgrzewanego wybuchowo.

2.5. MODELOWANIE POŁĄCZEŃ SPAWANYCH PODDANYM OBCIĄŻENIOM ZMĘCZENIOWYM

Metody obliczeniowe stosowane do szacowania wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej połączeń spawanych można podzielić na metody globalne oraz metody lokalne. Metoda globalna stosuje naprężenia nominalne do określenia trwałości zmęczeniowej. W podejściu lokalnym najpowszechniejszymi metodami są metody oparte o: naprężenia strukturalne, naprężenia efektywne w karbie oraz liniową mechanikę pękania sprężystego (LEFM) [79]. Metody różnią się precyzją uzyskanych wyników, która jest dodatnio skorelowana z ich poziomem skomplikowania i czasochłonnością wykonywania obliczeń (rys. 2.11). Analizę w tym zakresie wykonali Byggnevi [80] i Petterson [81] porównując cztery metody.

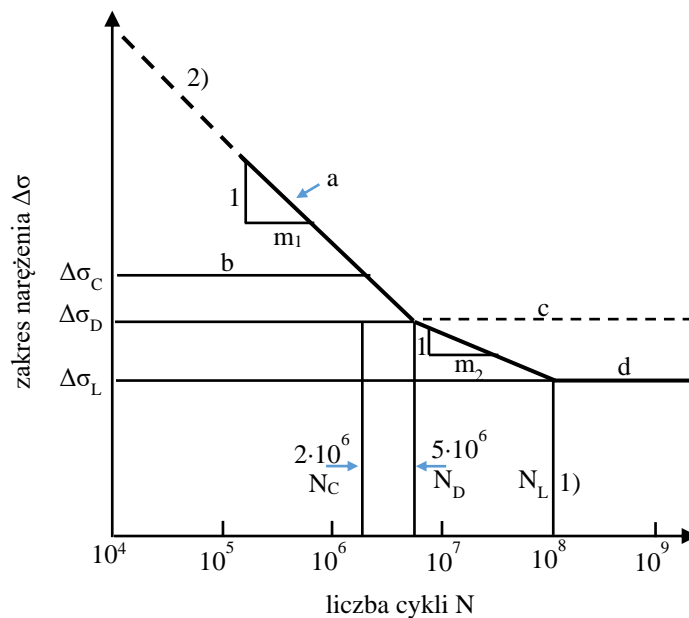


Rys. 2.11. Skuteczność metod do określenia naprężeń w połączeniach spawanych w zależności od stopnia skomplikowania konstrukcji

2.5.1. Metoda naprężeń nominalnych

Najprostszą i w praktyce inżynierskiej najpowszechniej stosowaną do szacowania trwałości zmęczeniowej metodą globalną jest analiza oparta o naprężenia nominalne. Metoda ta opracowana przez Hobbochera opiera się o krzywe trwałości zmęczeniowej σ -N. Krzywe te odzwierciedlają dolny poziom predykcji określonej na poziomie 95%. Jest to równoznaczne z 97,5% poziomem ufności oznaczającym, że zaprojektowany element obciążony naprężeniem poniżej krzywej nie ulegnie uszkodzeniu. Naprężenia, które przyjmuje się do obliczeń wyznacza się zazwyczaj jako zakres naprężenia nominalnego dla przekroju elementu przed spoiną, dzieląc zakres siły oddziałującej na element przez powierzchnię jego przekroju poprzecznego [82].

Każda krzywa charakteryzuje się stałymi nachylenia m oraz naprężeniem dla którego trwałość zmęczeniowa wynosi $2 \cdot 10^6$ cykli. Wartość tego naprężenia nazywana jest klasą FAT. Stałe nachylenia przyjmują zazwyczaj dwie wartości, co skutkuje występowaniem miejsca przełamania krzywej. Dla wytycznych IIW oraz wytycznych niemieckiego towarzystwa klasyfikacyjnego Germanischer Lloyd miejsce przełamania odpowiada trwałości 10^7 cykli. Dla normy EN 1999-1-3:2011 podaje się dwa miejsca przełamania krzywej dla $5 \cdot 10^6$ oraz 10^8 cykli, przy czym ostatnia część krzywej jest funkcją stałą [83]. Krzywą dla normy EN 1999-1-3 przedstawiono na rysunku 2.12. Wartości współczynników nachylenia krzywych różnią się w zależności od przytaczanego źródła. Dla wytycznych IIW oraz towarzystwa klasyfikacyjnego Germanischer Lloyd współczynnik nachylenia krzywej m dla połączeń spawanych przed przełamaniem wynosi $m_1=3$ natomiast dla wyższych trwałości $m_2=22$. Współczynniki te nie zależą od geometrii połączenia [82,84].



Rys. 2.12. Krzywa wytrzymałości zmęczeniowej $\log\Delta\sigma\text{-}\log N$ gdzie a - krzywa zmęczeniowa; b – referencyjna wytrzymałość zmęczeniowa; c – stała amplituda zmęczenia; d – nieograniczona trwałość zmęczeniowa

Od geometrii połączenia są zależne klasy trwałości zmęczeniowej FAT. Wartości te są podawane oddzielnie dla stali i stopów aluminium, ale bez podziału na stopy czy stany obróbki. Do wyliczenia krzywej wykorzystywany jest wzór:

$$\log(N_i) = 7 + m_i \cdot Q \quad (2.1)$$

$$Q = \log\left(\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_i}\right) - \frac{0,69897}{m_1} \quad (2.2)$$

gdzie:

- N_i – trwałość dla danego zakresu naprężenia $\Delta\sigma_i$
- $\Delta\sigma_R$ – klasa trwałości zmęczeniowej (naprężenie dla trwałości $N = 2 \cdot 10^6$)
- $\Delta\sigma_i$ – zakres naprężeń
- m_i – współczynnik nachylenia krzywej dla danego zakresu trwałości (m_1 lub m_2)
- m_1 – współczynnik nachylenia krzywej dla trwałości do 10^7 cykli

W odróżnieniu od dwóch wcześniej opisanych źródeł, dla normy EN1999-1-3:2011 współczynniki kierunkowe są zależne od geometrii połączenia podobnie jak klasy trwałości zmęczeniowej. Wartości te przyjmują tę samą wartość dla

wszystkich łączonych stopów aluminium oraz stanów ich obróbki. Do wyliczenia krzywej w zakresie trwałości od 10^5 do $5 \cdot 10^6$ wykorzystywany jest wzór:

$$N_i = 2 \cdot 10^6 \left(\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_i} \right)^{m_1} \quad (2.3)$$

Natomiast dla trwałości od $5 \cdot 10^6$ do 10^8 do wyznaczenia krzywej wykorzystuje się wzór:

$$N_i = 5 \cdot 10^6 \left(\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta\sigma_i} \right)^{m_2} \cdot \left(\frac{2}{5} \right)^{\frac{m_2}{m_1}} \quad (2.4)$$

gdzie:

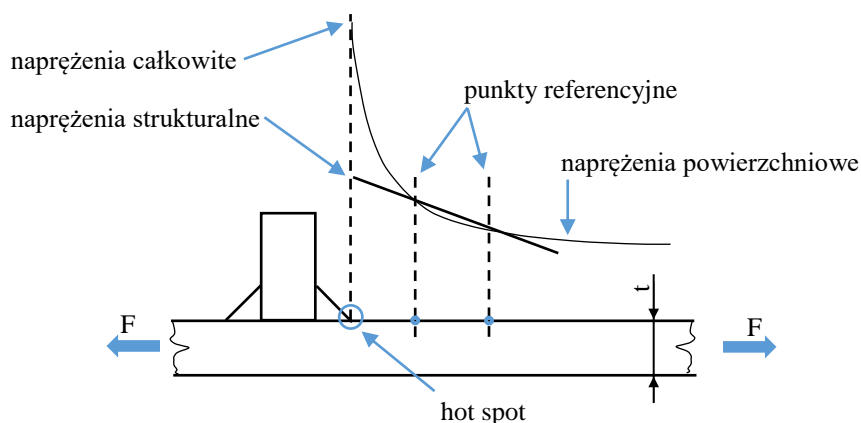
- m_1 – współczynnik nachylenia krzywej dla trwałości do $5 \cdot 10^6$ cykli
- m_2 – współczynnik nachylenia krzywej dla trwałości od $5 \cdot 10^6$ do 10^8 cykli

Dla połączeń krzyżowych z pełną penetracją dla stopów aluminium przyjmuje się klasę FAT40 a dla stali FAT100. Dla połączeń krzyżowych bez pełnej penetracji dla stopów aluminium przyjmuje się klasę FAT36 a dla stali FAT90 według wytycznych IIW [85]. Zakres naprężeń nominalnych nie powinien przekraczać zakresu naprężeń sprężystych materiału. W normie EN1999-1-3:2011 dla połączenia krzyżowego z pełną penetracją przyjmuje się na klasę FAT36 a dla niepełnej penetracji klasę FAT25. Wartość współczynników kierunkowych wynosi: $m_1 = 3,4$; $m_2 = 5,4$ [83].

2.5.2. Metoda naprężeń strukturalnych (hot-spot)

Pierwszą z metod w ujęciu lokalnym są naprężenia strukturalne w punktach nazywanych hot spot. Nieliniowy wzrost naprężeń jest spowodowany karbami, które wynikają z kształtu spoiny. Naprężenia występujące w punkcie hot spot można określić poprzez ekstrapolację liniową naprężeń występujących w punktach odniesienia leżących w pewnej odległości od spoiny. Metoda ta w szczególności jest wykorzystywana do wyznaczania naprężeń w miejscach ulegających potencjalnie uszkodzeniu typu toe. W celu uniknięcia nieliniowego wpływu karbu na poziom wyznaczonych naprężeń, pierwszy punkt odniesienia nie powinien znajdować się zbyt blisko obszaru toe spoiny. Zazwyczaj najbliższy punkt odniesienia powinien leżeć w odległości stanowiącej $0,4t$, gdzie t oznacza grubość spawanej płyty. Drugi punkt referencyjny często jest przyjmowany w odległości $1,0t$, tj. równej grubości spawanej płyty, od toe spoiny [82,86]. W celu określenia naprężeń wykorzystywana jest liniowo-sprężysta analiza metodą elementów skończonych. Pod uwagę przyjmuje się naprężenia głównie prostopadłe do kierunku spoiny [87]. Rozmiar zastosowanych elementów musi

umożliwić odczytanie naprężeń z węzłów. W ten sposób pierwszy węzeł musi znajdować się w odległości 0,4 grubości spawanego elementu a kolejny w odległości 0,6 tej grubości od poprzedniego węzła. Opisuje to wzór 2.5. Takie zagęszczenie siatki może być problematyczne dla obliczeń konstrukcji wielkogabarytowych, stąd niektóre Towarzystwa Klasyfikacyjne Statków stosują ekstrapolację z punktów odległych o 0,5t oraz 1,5t od spoiny. Dla niektórych spoin stosuje się niezależną od grubości łączonych elementów lokalizację punktów odniesienia. Metoda przedstawiona przez Niemiego i Tanskanena polega na zastosowaniu ekstrapolacji kwadratowej naprężeń z 3 punktów odniesienia oddalonych od punktu hot spot o 4 mm, 8 mm oraz 12 mm [88] opisanych wzorem 2.6. Ekstrapolację liniową dla naprężeń z punktów oddalonych o 5 mm i 10 mm od hot spot została zaproponowana przez Fricke i Bogdana [89]. Inną metodą wyznaczania naprężeń jest metoda naprężenia geometrycznego. W tej metodzie oblicza się naprężenia w odległości 1 mm pod powierzchnią wzdłuż potencjalnego kierunku rozwoju pęknięcia [90], [91]. Naprężenia wyznaczone metodą hot spot nie można odnosić do krzywych σ -N stosowanych przy obliczeniach opartych o naprężenia nominalne [92]. Dla połączeń krzyżowych z pełną penetracją dla stopów aluminium przyjmuje się klasę FAT40 a dla stali FAT100. Dla połączeń krzyżowych bez pełnej penetracji dla stopów aluminium przyjmuje się klasę FAT36 a dla stali FAT90 [85]. Współczynnik nachylenia krzywej oraz punkt jej przełamania przyjmuje się jak w metodzie naprężeń nominalnych. Zakres naprężeń projektowych nie powinien przekraczać 1,5 krotności granicy plastyczności materiału bazowego. Schemat naprężeń strukturalnych w punktach hot spot przedstawiono na rysunku 2.13.



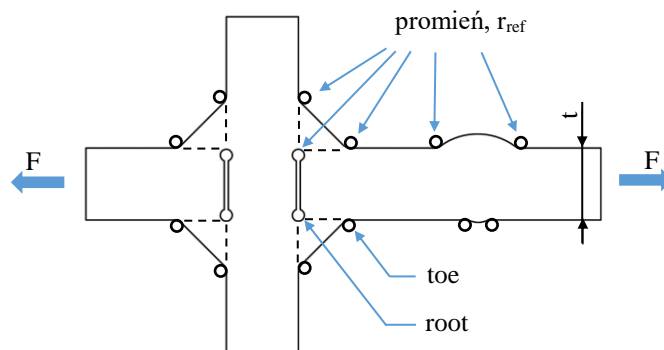
Rys. 2.13. Naprężenia strukturalne w punktach (hot spot)

$$\sigma_{hs} = 1,67 \cdot \sigma_{0,4t} - 0,67 \cdot \sigma_{1,0t} \quad (2.5)$$

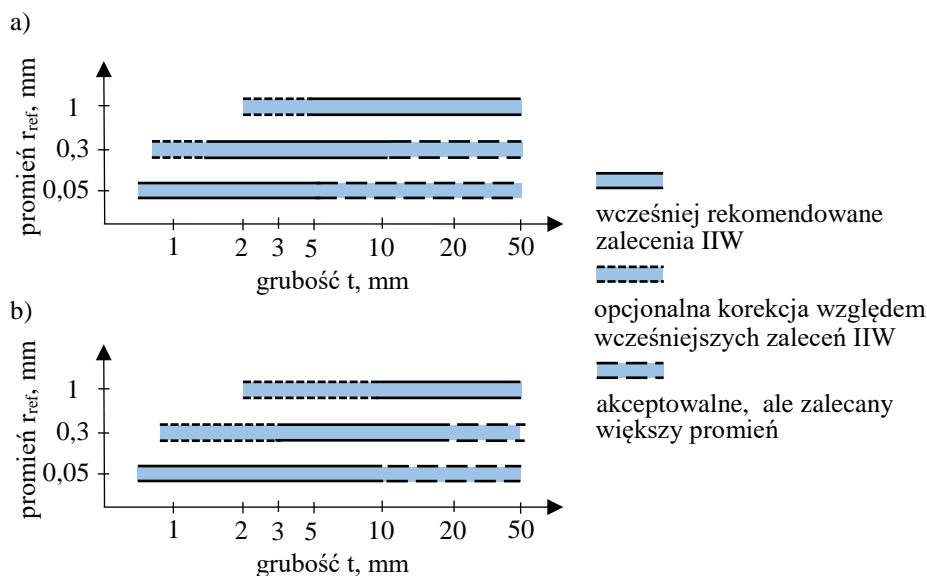
$$\sigma_{hs,q} = 3\sigma_4 - 3\sigma_8 + 3\sigma_{12} \quad (2.6)$$

2.5.3. Metoda efektywnego naprężenia karbu

Kolejną stosowaną metodą w ujęciu lokalnym jest metoda efektywnego naprężenia karbu, nazywana również metodą naprężenia zastępczego. Metoda ta polega na zastąpieniu w modelowanym połączeniu promienia rzeczywistego przez promień zastępczy (referencyjny). Podobnie jak w metodzie naprężeń strukturalnych rozpatruje się naprężenia główne obliczone metodą elementów skończonych. Dla elementów konstrukcyjnych o grubości większej niż 5 mm według zaleceń Międzynarodowego Instytutu Spawalnictwa promień zaokrąglenia stosowany w obliczeniach wynosi 1 mm [93,94]. Dla cieńszych elementów przyjmuje się mniejsze promienie zastępcze. Nowe wytyczne IIW zalecają trzy rodzaje promieni zastępczych 1 mm, 0,3 mm i 0,05 mm. Zakres ich stosowania zależy nie tylko od grubości łączonych elementów ale również od miejsca uszkodzenia: weld toe i weld root [95,96]. Schemat połączenia spawanego z oznaczonymi promieniami zastępczymi oraz miejscami uszkodzenia root i toe przedstawiono na rysunku 2.14. Zależność promienia zastępczego od grubości blachy i miejsca uszkodzenia przedstawiono na rysunku 2.15.



Rys. 2.14. Połączenie spawane z oznaczeniem promieni zastępczych i miejsc uszkodzenia root i toe

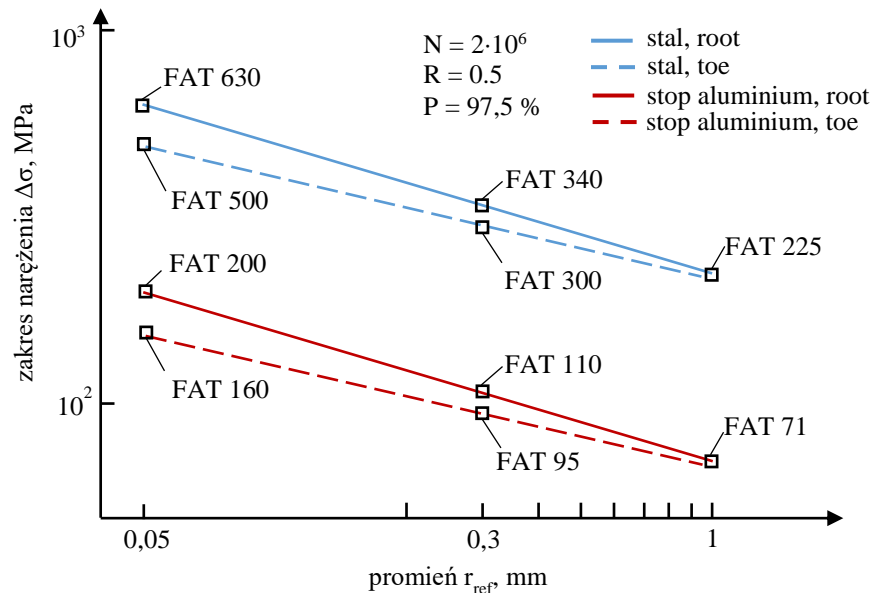


Rys. 2.15. Dobór promienia zastępczego w zależności od grubości blachy i miejsca uszkodzenia połączenia: a) toe; b) root (opracowane na podstawie [95])

Dla przyjętego promienia zastępczego dla połączeń stopów aluminium przyjmuje się klasę FAT71, dla połączeń stali FAT225 [85]. W rekomendacjach IIW dla promieni 0,3 mm i 0,05 mm nie ma określonych klas FAT. Sonsino w pracy [97] podaje FAT512 dla stali i FAT158 dla stopów aluminium dla promienia zastępczego $r_{ref} = 0,05$. Dla promienia zastępczego 0,3 mm rzadziej podawane są w literaturze wartości klas FAT. W niektórych pracach wyznacza się je w sposób analityczny na podstawie wartości FAT dla promieni zastępczych 1 mm i 0,05 mm [96,98,99]. Inne wartości klas FAT podali Ö. Karakaş, J. Baumgartner i L Susmel wyróżniając oddzielne wartości dla uszkodzenia połączenia typu root i toe [98]. Dla uszkodzeń typu root i promieni zastępczych 0,3 mm i 0,05 mm klasy FAT przyjmują niższe wartości niż dla uszkodzeń typu toe (tab. 2.2). Schemat klas FAT w zależności od promienia zastępczego, materiału i miejsca uszkodzenia przedstawiono na rysunku 2.16.

Tab. 2.2. Wartości klas FAT dla połączeń spawanych stali i aluminium stosowane dla różnych promieni zastępczych i różnych typów uszkodzenia [98]

promień zastępczy	$r_{ref} = 0,05$ mm	$r_{ref} = 0,3$ mm	$r_{ref} = 1$ mm
typ uszkodzenia	root / toe		
stal	FAT630 / FAT500	FAT340 / FAT300	FAT225
stop aluminium	FAT200 / FAT160	FAT110 / FAT95	FAT71



Rys. 2.16. Schemat klas FAT w zależności od promienia zastępczego, materiału i miejsca uszkodzenia (opracowane na podstawie [98])

Kranc i Sonsino przedstawili badania doświadczalne i numeryczne dla 4 typów połączeń spawanych elementów stalowych. Dla promienia zastępczego $r_{ref}=0,05$ tylko dla jednego typu połączenia wykazano konieczność zastosowania niższej klasy FAT400. Połączenie to cechowało się łagodnymi gradientami naprężeń, dużą objętością materiału o stosunkowo wysokim naprężeniu i niższymi lokalnymi naprężeniami w stosunku do pozostałych typów połączeń. Metoda ta więc jest zalecana dla połączeń charakteryzujących się wyższymi koncentracjami naprężeń [100].

2.5.4. Inne metody oceny trwałości zmęczeniowej

Oprócz wyżej wymienionych i szerzej opisanych metod obliczeniowych trwałości połączeń spawanych można wyróżnić jeszcze metody z obszaru mechaniki pękania oraz metody energetyczne. Metody te nie będą zastosowane w analizie wyników niniejszej pracy. Ze względu na to ich opis jest krótszy, a jego celem jest przedstawienie podstaw, na których są one oparte.

a) Metoda mechaniki pękania

Podjęcie oparte o mechanikę pękania opiera się na przewidywaniu propagacji pęknięć przy użyciu prawa Parisa, które określa korelację szybkości

wzrostu pęknięć od współczynnika intensywności naprężeń ΔK określona wzorem 2.7. Umożliwia to ocenę odporności materiału na wzrost pęknięć zmęczeniowych. Wzrost pęknięć zależy od kilku parametrów: współczynnika naprężeń, grubości, wad spoin i warunków środowiskowych. Obliczenia oparte są o wartość naprężeń występujących w karbie znajdującym się na czubku rozwoju pęknięcia, które pokrywa się z miejscem inicjacji uszkodzeń typu root i toe. Dla różnych połączeń przyjęto funkcje korekcyjne, które pozwalają określić wpływ ich kształtu na koncentrację naprężeń [85,101].

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \Delta K^m \text{ jeżeli } \Delta K < \Delta K_{th} \text{ wtedy } \frac{da}{dN} = 0 \quad (2.7)$$

gdzie:

- C_0 – stała prawa potęgowego
- m – wykładnik prawa potęgowego
- ΔK – zakres współczynnika intensywności naprężeń cyklicznych
- ΔK_{th} – wartość progowa intensywności naprężeń, poniżej której nie zakłada się rozprzestrzeniania się pęknięć
- R – K_{min} / K_{max} z uwzględnieniem wszystkich naprężeń, łącznie z naprężeniami szczałkowymi

b) Metody energetyczne

Opracowywane są również inne metody szacowania trwałości zmęczeniowej połączeń spawanych, których celem jest zwiększenie dokładności wyników lub umożliwienie wykonywania obliczeń dla bardziej złożonych struktur. Metoda energetyczna pozwala stosować mniej skomplikowane siatki oraz uniknąć modelowania numerycznego opartego o nie zawsze znane właściwości sprężysto-plastyczne materiałów. Podejście to polega na obliczeniu średniej wartości gęstości energii odkształcenia w pobliżu toe lub root w objętości kontrolnej o określonym promieniu, która zależy od właściwości spawanego materiału [102,103].

2.6. WNIOSKI DO BADAŃ WŁASNYCH

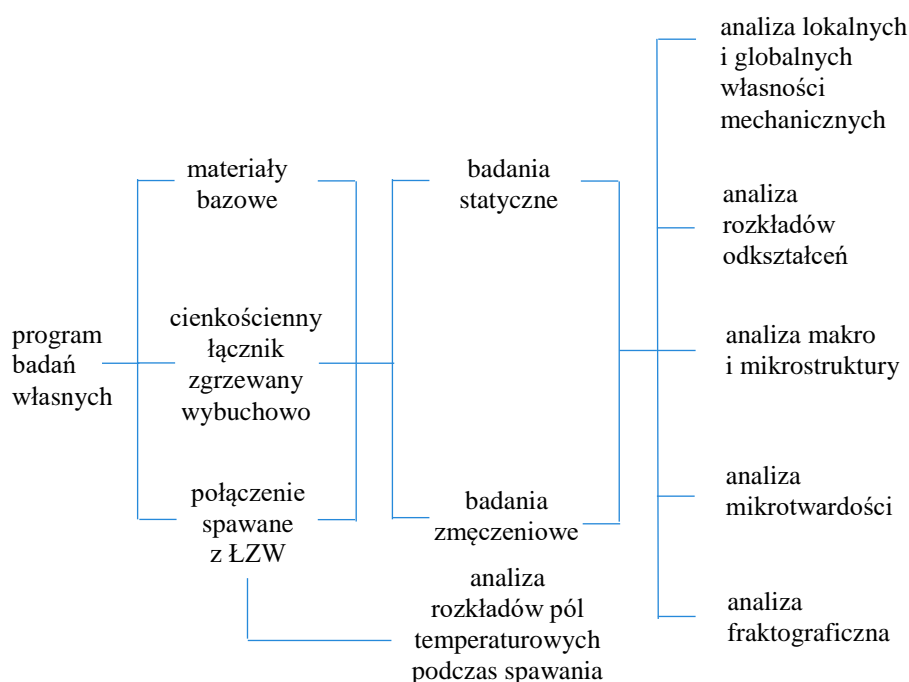
Analiza literatury wykazała wieloletnie doświadczenia w stosowaniu łączników zgrzewanych wybuchowo do spawania różnoimiennych materiałów. Dotyczy to w szczególności przemysłu stoczniowego, ale także innych obszarów, w tym przemysłu motoryzacyjnego oraz kolejnictwa. Dominują w tym zakresie łączniki wykorzystywane do spawania różnych gatunków stali oraz stopów aluminium.

Podstawowym ograniczeniem w szerszym zastosowaniu łączników zgrzewanych wybuchowo do spawania elementów struktur wykonywanych z różnoimiennych materiałów jest ich grubość, która w standardowych przypadkach wynosi 19-35 mm. Wynika ona z problemu oddziaływania pól temperaturowych towarzyszących procesowi spawania, które mogą w istotny sposób wpłynąć na nośność interfejsu pomiędzy materiałami łącznika. Najmniejsze grubości łączników zastosowane w połączeniach spawanych, poddane badaniom opisanym w literaturze nie są mniejsze niż 12,5 mm. Dodatkowo dla zwiększenia wytrzymałości i trwałości łączników wprowadzane są dodatkowe materiały przekładkowe w strefę złącza, w tym np. tytan, które w znaczny sposób podnoszą koszt łączników. Tym samym brakuje w literaturze wyników badań analizujących możliwość zastosowania łączników zgrzewanych wybuchowo w strukturach cienkościennych, w których wymagane jest istotne zredukowanie grubości łączników, a w konsekwencji podniesienie ryzyka obniżenia ich wytrzymałości na skutek nadmiernego oddziaływania ciepła generowanego w procesie spawania. Analiza literatury wykazała także brak jednoznacznych wskazań dotyczących sposobu modelowania i obliczeń wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej połączeń wykonywanych z zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo.

Można natomiast wskazać kilka literaturowych zaleceń dotyczących stosowania łączników zgrzewanych wybuchowo w łączeniu różnoimiennych materiałów. Dotyczy to w głównej mierze technologii spawania, która nie powinna spowodować przekroczenia krytycznych temperatur w strefie interfejsu w trakcie spawania – w przypadku stopów aluminium wynoszącej 315 °C. Ponadto wytrzymałość statyczna i zmęczeniowa łącznika nie powinna być niższa od wytrzymałości spawanych elementów w strefie połączenia, co jest zrozumiałe z punktu widzenia zastosowania tego typu rozwiązania w praktyce. Podobny wniosek dotyczy trwałości zmęczeniowej połączenia, która powinna spełniać wymagania stawiane połączeniom spawanym materiałów bazowych. Biorąc pod uwagę charakter połączeń różnoimiennych materiałów z zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo, za zasadne przyjęto wykorzystanie w obliczeniach wytrzymałości i trwałości metod stosowanych dla połączeń spawanych.

3. PROGRAM BADAŃ WŁASNYCH

Program badań własnych przedstawiono na rysunku 3.1. Obejmuje on badania materiałów bazowych, laminatu zgrzewanego wybuchowo oraz połączeń spawanych z jego użyciem. Materiały i złącza badano w warunkach obciążeń monotonicznych i zmiennych. Na tej podstawie wykonano szereg analiz obejmujących wyznaczenie lokalnych i globalnych własności mechanicznych oraz analizę rozkładów odkształceń. Wyznaczono obszary głównych stref powstałych w wyniku spawania poprzez analizę makrostruktury złączy. Wskazano na różnice mikrostruktury oraz mikrotwardość cienkościennego łącznika zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania. Próbki, które uległy zniszczeniu w ramach badań statycznych i zmęczeniowych poddano analizie przełomów. Połączenia spawane poddano również analizie rozkładów pól temperaturowych w celu weryfikacji wpływu procesu spawania na strefę przejściową cienkościennego łącznika zgrzewanego wybuchowo.

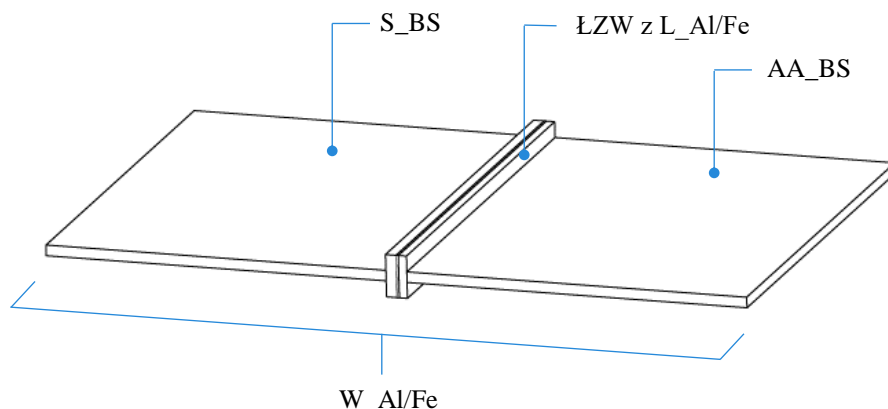


Rys. 3.1. Program badań własnych

4. OBIEKTY BADAŃ

W pracy przeprowadzono badania eksperymentalne połączeń spawanych stali ze stopem aluminium za pośrednictwem cienkościennych łączników zgrzewanych wybuchowo (ŁZW). Powstanie tego typu połączenia składa się z trzech etapów: wytworzenia laminatu zgrzewanego wybuchowo (L_Al/Fe), spawania blachy ze stopu aluminium do stopu aluminium łącznika zgrzewanego wybuchowo oraz spawania blachy stalowej do jego stalowej strony (rys. 4.1).

W niniejszym rozdziale scharakteryzowano materiały bazowe użyte do wykonania laminatu zgrzewanego wybuchowo. Opisano także technologię wytworzenia oraz charakterystykę złączy spawanych z użyciem łączników zgrzewanych wybuchowo. Przedstawiono ponadto schematy oraz wymiary próbek przeznaczonych do badań. Każdemu typowi próbek nadano zindywidualizowane oznaczenia.



Rys. 4.1. Połączenie spawane W_Al/Fe blachy stalowej (S_BS) ze stopem aluminium (AA_BS) poprzez cienkościenny łącznik zgrzewany wybuchowo (ŁZW) z laminatu zgrzewanego wybuchowo (L_Al/Fe)

4.1. MATERIAŁY BAZOWE

Za materiały bazowe ŁZW stosowanego w badaniach przyjęto stop aluminium AA5083-H321 i stal S355J2+N. Jako warstwę pośredniczącą pomiędzy wymienionymi materiałami użyto stop aluminium AA1050-H24. Wyboru AA5083-H321 oraz S355J2+N dokonano po analizie literatury, szczególnie z zakresu przemysłu stoczniowego w którym oby dwa materiały znajdują szerokie zastosowanie [104–108].

Stopy aluminium z serii 5000 są jednymi z najczęściej stosowanych w przemyśle z uwagi na bardzo dobre własności mechaniczne, odporność na korozję oraz spawalność. Udział pierwiastkowy magnezu wpływa na wzrost wytrzymałości na rozciąganie i sztywność przy spadku podatności na

formowanie [109]. W związku z tym, półfabrykaty stopu aluminium serii 5000 powszechnie produkowane są w postaci wyrobów walcowanych, rzadziej wytłaczanych [110]. Używane są między innymi w karoseriach samochodowych, zbiornikach ciśnieniowych i magazynowych, konstrukcjach łodzi i statków [111].

Szerokie zastosowanie konstrukcyjne dotyczy również stali S355. Spawane konstrukcje w statkach, platformach wiertniczych, mostach, elementach nośnych pojazdów szynowych, maszyn i urządzeń budowlanych to tylko wybrane przykłady. Stal S355 to stal konstrukcyjna o wysokiej wytrzymałości, plastyczności, udurości i odporności na obciążenia zmęczeniowe [112], [113].

Połączenie wybranych materiałów stopu aluminium ze stalą konstrukcyjną poprzez zgrzewanie wybuchowe i docelowo spawanie uznano za uzasadnione z punktu widzenia ich powszechnego stosowania oraz ekonomiczności. O ile znane są własności mechaniczne każdego z nich, ich połączenie poprzez spawanie za pośrednictwem łącznika zgrzewanego wybuchowo stanowi złożoną strukturę o nowych cechach konstrukcyjnych.

4.1.1. Stop aluminium AA5083-H321

Stop aluminium AA5083 w stanie H321 to stop wykorzystywany głównie w warunkach morskich [106]. Materiał cechuje wysoka odporność na korozję międzykrystaliczną oraz wodę morską. W produkcji pojazdów jego głównym zastosowaniem są cysterny, nadwozia oraz elementy konstrukcyjne wykorzystywane w zabudowie wnętrza. W przemyśle stoczniowym używany jest jako jeden z podstawowych materiałów konstrukcyjnych do budowy kadłubów i nadbudówek statków [114,115]. Stop ten zawiera około 5% magnezu i charakteryzuje się niską wrażliwością na pęknięcie oraz bardzo dobrymi właściwościami spawalniczymi. Skład chemiczny stopu AA5083 przedstawiono w tabeli 4.1.

Tab. 4.1 Procentowy skład chemiczny materiału AA5083-H321

AA5083-H321								
C	Si	Mn	P	S	N	Al	Cu	Cr
-	0,11	0,77	-	-	-	balans	0,09	0,06
Ni	Mo	Nb	Ti	V	Fe	Mg	Zn	
-	-	-	0,01	-	0,31	4,7	0,01	

4.1.2. Stop aluminium AA1050

Stopu aluminium AA1050 w stanie H24 użyto jako warstwy pośredniczącej pomiędzy stopem AA5083 a stalą S355J2+N do ich łączenia w procesie zgrzewania wybuchowego. Materiał ten cechuje wysoka plastyczność, formowalność oraz odporność na korozję [116]. Cienką warstwę AA1050 pomiędzy zasadniczymi materiałami użyto jako technologiczny dystans w celu

zmniejszenia kruchości strefy przejściowej pomiędzy stalą a stopem aluminium [117]. Pozytywny wpływ warstwy pośredniczącej w postaci czystego aluminium wykazano w literaturze [118]. Skład chemiczny stopu AA1050 przedstawiono w tabeli 4.2.

Ta. 4.2. Procentowy skład chemiczny materiału AA1050-H24

AA1050-H24								
C	Si	Mn	P	S	N	Al	Cu	Cr
-	0,12	0,02	-	-	-	99,52	-	-
Ni	Mo	Nb	Ti	V	Fe	Mg	Zn	
-	-	-	0,03	-	0,27	-	-	

4.1.3. Stal S355J2+N

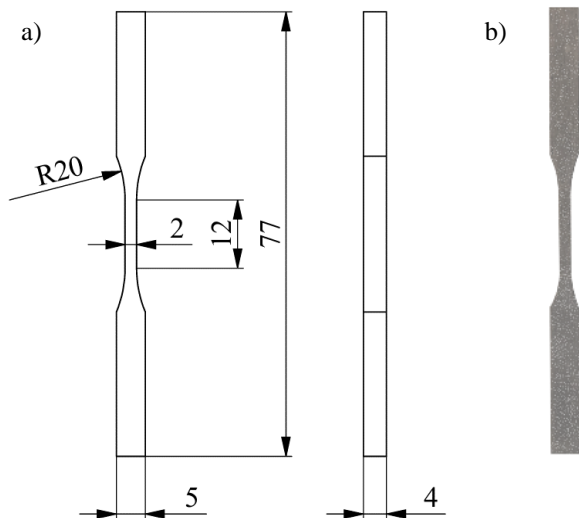
Stal S355J2+N jest niestopową, niskowęglową, wysokowytrzymałą stalą konstrukcyjną. Ze względu na dobre właściwości mechaniczne, łatwą obróbkę, formowanie, dobrą spawalność oraz odporność na pękanie jak również stosunkowo niską cenę, stal ta jest jedną z najczęściej stosowanych materiałów inżynierskich. Z uwagi na szereg zalet jest używana w różnych gałęziach przemysłu: do budowy mostów, budynków, statków, samochodów, pojazdów szynowych, produkcji części nośnych konstrukcji narażonych na obciążenia dynamiczne i niskie temperatury [107,119]. Skład chemiczny stali S355J2+N przedstawiono w tabeli 4.3.

Tab. 4.3. Procentowy skład chemiczny materiału S355J2+N

S355J2+N								
C	Si	Mn	P	S	N	Al	Cu	Cr
0,14	0,05	1,5	0,015	0,001	0,006	0,038	0,03	0,04
Ni	Mo	Nb	Ti	V	Fe	Mg	Zn	
0,04	0,01	0,01	0,002	0,004	-	-	-	

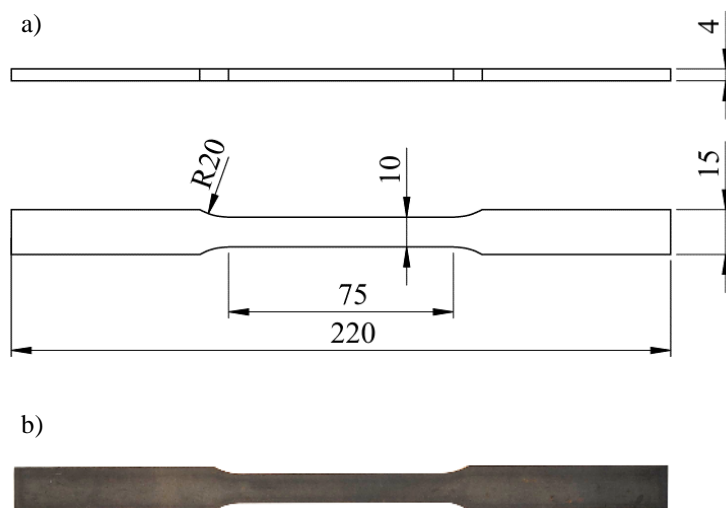
4.1.4. Próbki do badań materiałów bazowych

Próbki materiałów bazowych AA5083-H321 do badań statycznych i zmęczeniowych wykonano na podstawie normy PN-EN 3987:2010 [120]. Kształt próbek uzyskano metodą obróbki elektroerozyjnej WEDM (ang. Wire Electrical Discharge Machining). Schemat oraz ich wymiary przedstawiono na rysunku 4.2. Dla próbek wykonanych ze stopu aluminium przeznaczonych do badań statycznych przyjęto oznaczenie AA_BS_S, dla zmęczeniowych AA_BS_Z.



Rys. 4.2. Próbką AA5083-H321 do badań statycznych i zmęczeniowych: a) wymiary; b) rzeczywista próbka

Właściwości mechaniczne materiału S355J2+N wyznaczono z użyciem próbek przedstawionych na rysunku 4.3. Kształt próbek uzyskano poprzez cięcie arkuszy blach tak jak dla próbek ze stopu aluminium. Dla próbek wykonanych ze stali przeznaczonych do badań statycznych nadano oznaczenie S_BS_S.

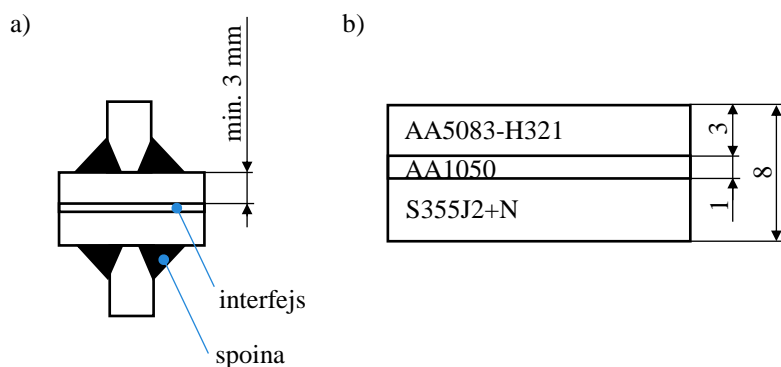


Rys. 4.3. Próbką S355J2+N do badań statycznych: a) wymiary; b) rzeczywista próbka

4.2. CIENKOŚCIENNY MATERIAŁ WARSTWOWY ZGRZEWANY WYBUCHOWO

4.2.1. Laminat AA5083/AA1050/S355J2+N (L_Al/Fe)

Jako element pośredniczący umożliwiający wykonanie połączeń spawanych stopu aluminium AA5083 ze stalą S355J2+N zastosowano cienkościenny laminat zgrzewany wybuchowo (L_Al/Fe). Do jego wytworzenia użyto materiałów bazowych opisanych w pierwszej części rozdziału. Producenci laminatów zgrzewanych wybuchowo oraz Międzynarodowe Stowarzyszenia Towarzystw Klasyfikacyjnych precyzują wytyczne dla laminatów zgrzewanych wybuchowo z przeznaczeniem do ich późniejszego spawania [6,121]. Schemat wytycznych wymiarowych przedstawiono na rysunku 4.4a. Na tej podstawie wytworzono laminat zgrzewany wybuchowo spełniający zachowanie minimalnej odległości 3 mm pomiędzy warstwą przejściową (interfejsem) a spoiną powstałą w kolejnym procesie. Schemat oraz wymiary cienkościennego laminatu AA5083/AA1050/S355J2+N zgrzewanego wybuchowo przedstawiono na rysunku 4.4b. Łączna grubość poszczególnych warstw L_Al/Fe wynosi 8 mm.

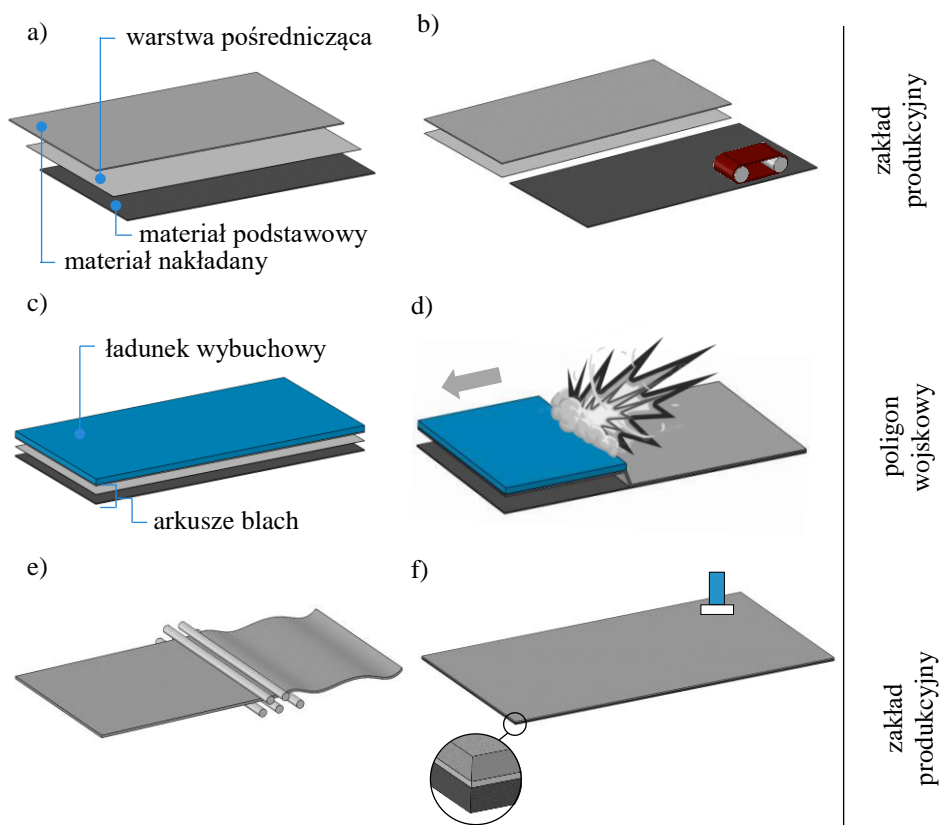


Rys. 4.4. Laminat zgrzewany wybuchowo: a) wytyczne wymiarowe z przeznaczeniem do jego późniejszego spawania; b) przyjęty do realizacji założeń pracy doktorskiej

4.2.2. Technologia wykonania L_Al/Fe

Technologia zgrzewanie wybuchowego związana jest z postępowaniem według określonej procedury. W pierwszym etapie przeprowadzana jest kontrola jakości blach przeznaczonych do zgrzewania wybuchowego. Następnie arkusze blach poddawane są przygotowaniu powierzchni poprzez szlifowanie w celu uzyskania jednolitego wykończenia. Kolejne kroki dotyczą przygotowania podłoża, ułożenia blach i nałożenia materiału wybuchowego. W kolejnym etapie następuje inicjacja ładunku wybuchowego oraz zgrzanie ze sobą poszczególnych

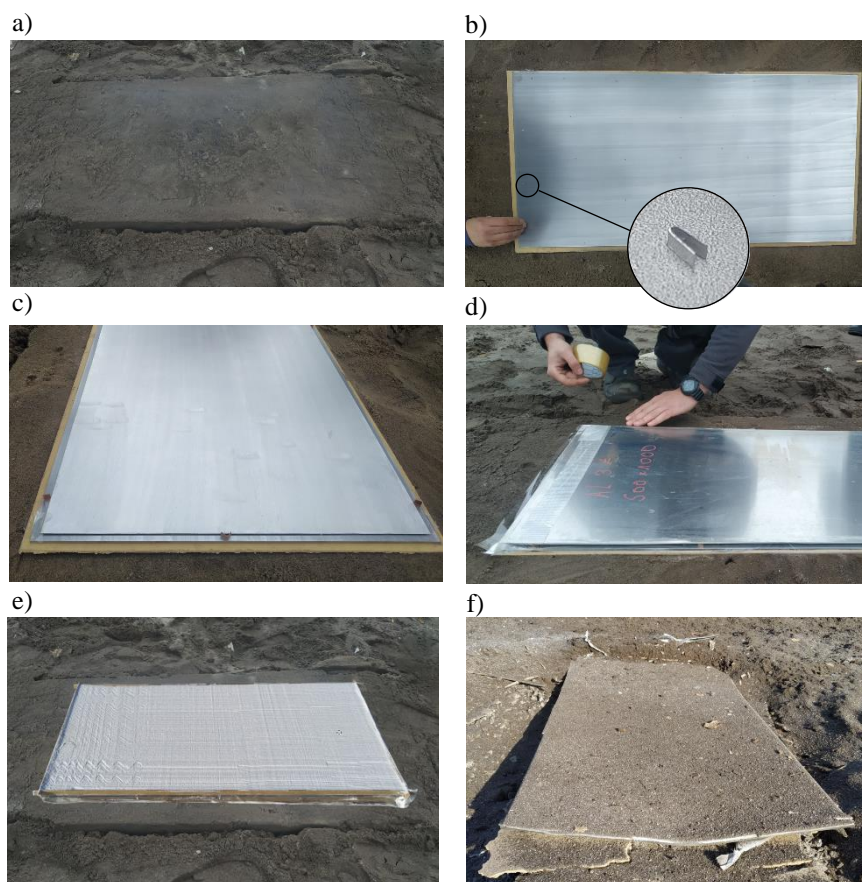
warstw laminatu. Uzyskany materiał warstwowy ulega prostowaniu po deformacjach powstałych w wyniku działania wysokiej energii podczas wybuchu. Blacha zgrzana wybuchowo poddana jest cięciu do określonych formatów po czym przeprowadzana jest inspekcja oraz jej testy wytrzymałościowe. Procedurę przygotowania laminatu przedstawiono na rysunku 4.5.



Rys. 4.5. Procedura wytwarzania laminatów zgrzewanych wybuchowo: a) przygotowanie blach; b) szlifowanie; c) ułożenie blach i ładunku wybuchowego; d) detonacja ładunku i zgrzanie blach; e) prostowanie blach i cięcie arkuszy; f) przeprowadzenie badań wytrzymałościowych i ultradźwiękowych

Zgrzewanie wybuchowe płyt warstwowych zrealizowano w Zakładzie Technologii Wysokoenergetycznych Explomet w Opolu. Laminat L_{Al}/Fe wykonano w formacie 1000 x 500 mm. Dzięki uprzejmości firmy, uczestniczono w zasadniczym procesie wytwarzania laminatu zgrzewanego wybuchowo podczas prac trwających na poligonie wojskowym. Przygotowanie laminatu zgrzewanego wybuchowo przeznaczonego do badań w ramach pracy doktorskiej

przedstawiono na rysunku 4.6. W pierwszym etapie przygotowywane jest podłoże poprzez ubicie ziemi i jej wyrównanie. Następnie umieszczana jest płyta pilśniowa, a na niej układane kolejno blachy z umieszczeniem dystansów między nimi. Pierwszą blachę stanowił arkusz S355J2+N, kolejną stop aluminium AA1050. Na samej górze umieszczono stop aluminium AA5083. Kolejny etap obejmował zabezpieczenie blach przed dostaniem się między nie zanieczyszczeń. Blachy oklejono dookoła taśmą. Po tym zabiegu nałożono ramkę wykonaną z płyty pilśniowej oraz nasypano i wyrównano ładunek wybuchowy. W materiale wybuchowym umieszczono zdalny inicjator detonacji.



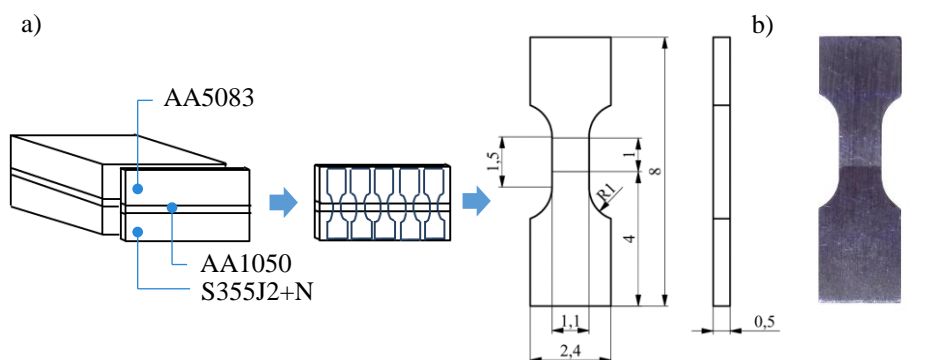
Rys. 4.6. Wytworzenie laminatu zgrzewanego wybuchowo podczas prac na poligonie wojskowym: a) przygotowanie podłoża; b) ułożenie płyty i pierwszego arkusza blachy z dystansami; c) ułożenie kolejnych arkuszy blach; d) zabezpieczenie arkuszy blach taśmą; e) nałożenie ramki i ładunku wybuchowego; f) laminat po detonacji ładunku

Wytworzone blachy zgrzewane wybuchowe przeszły badania ultradźwiękowa ciągłości złącza wg PN-EN 10160:2001 klasy S1, E4. Przeprowadzono również badania właściwości mechanicznych zgodnie ze

specyfikacją firmy Explomet uwzględniając próbę odrywania i zginania próbek. Przeprowadzono także kontrolę wymiarów i płaskości powierzchni.

4.2.3. Próbki do badań laminatu L_Al/Fe

Newralgicznym miejscem z punktu widzenia wytrzymałości materiałów zgrzewanych wybuchowo jest strefa przejściowa (interfejs) wytworzonego laminatu L_Al/Fe. Ze względu na niedużą grubość materiału platerowanego, do wyznaczenia własności mechanicznych przygotowano próbki o zredukowanych wymiarach. Metodą obróbki elektroerozyjnej WEDM odcinano 0,5 mm paski materiału z którego obróbką laserową uzyskano mikro próbki. Dzięki wielokrotnemu przepuszczeniu wiązki lasera wzdłuż obrysu próbki, jej mikrostruktura nie zostaje zmieniona w istotny sposób. Schemat przygotowania próbki wraz z jej kształtem i wymiarami przedstawiono na rysunku 4.7. Dla próbek wykonanych z ŁZW przeznaczonych do wyznaczenia właściwości statycznych stopu AA1050 przyjęto oznaczenie AA1050_Ł_Al/Fe_S.



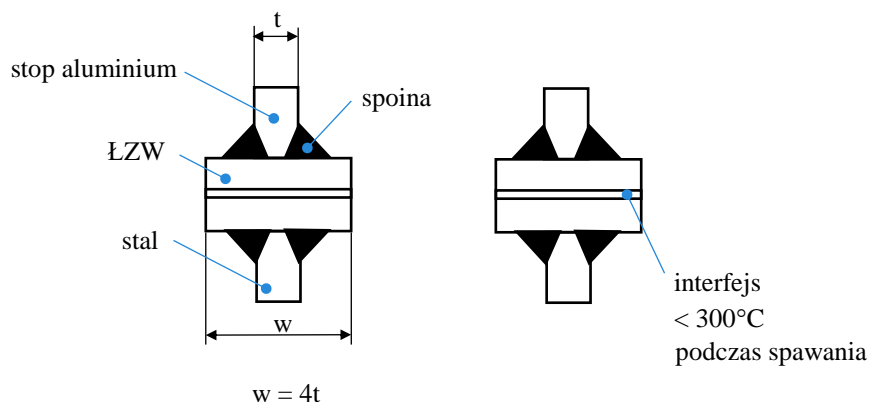
Rys. 4.7. Mikropróbki do wyznaczenia własności mechanicznych laminatu Al/Fe: a) miejsce pobrania i wymiary; b) rzeczywista próbka

4.3. KRZYŻOWE POŁĄCZENIA SPAWANE AL/FE

4.3.1. Charakterystyka złącza W_Al/Fe

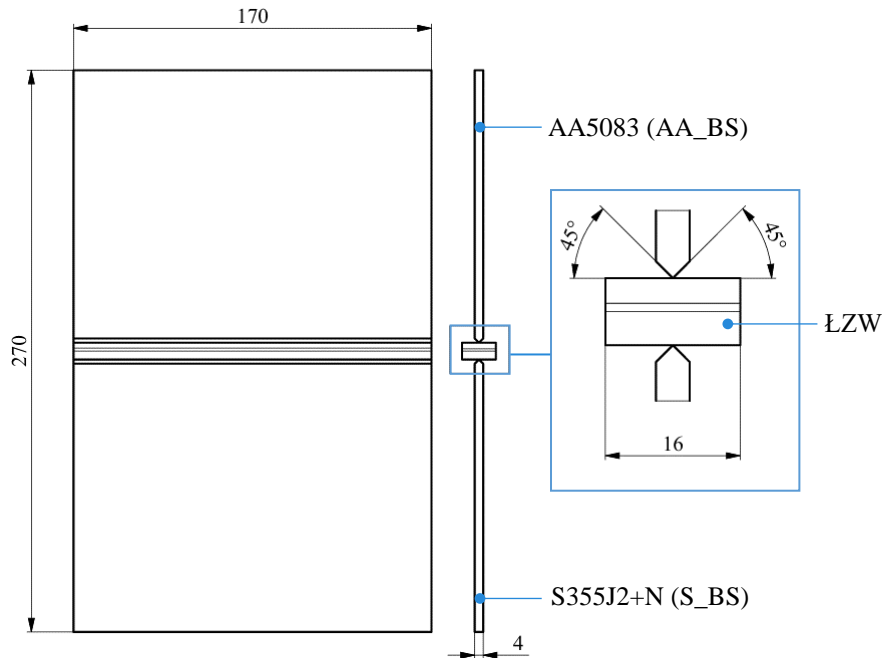
Szerokość łącznika zgrzewanego wybuchowo to czterokrotność grubości spawanej blachy. Wymiar ten wynika ze zwiększenia pola powierzchni złącza AA1050, który posiada ponad dwukrotnie niższą wytrzymałość od stopu aluminium AA5083. Szerokość ta pozwala również zachować odpowiednią odległość od krawędzi podczas procesu spawania arkuszy blach i jednocześnie stanowi możliwość większego odprowadzenia ciepła. Zalecenia dotyczące spawania stopu aluminium ze stalą poprzez łączniki zgrzewane wybuchowo

określają także producenci materiałów platerowanych [6,121]. Stosunek proporcji 4:1 szerokości ŁZW względem spawanej do niego łącznika potwierdzają w pracach również inni badacze [72]. Zalecenia dotyczące spawania stali ze stopem aluminium z udziałem łącznika zgrzewanego wybuchowo przedstawiono na rysunku 4.8.



Rys. 4.8. Zalecenia dotyczące spawania stali ze stopem aluminium z udziałem łącznika zgrzewanego wybuchowo

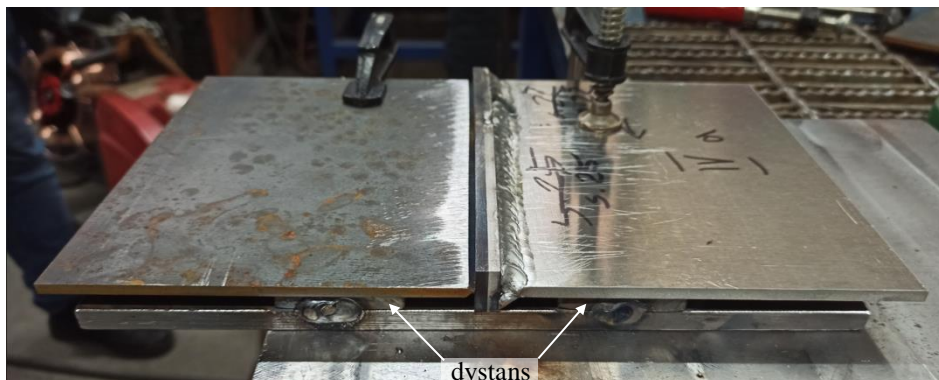
Na tej podstawie opracowano konfigurację połączenia spawanego będącego główną częścią analiz pracy doktorskiej (rys. 4.9). Określone formaty arkuszy blach uzyskano obróbką strumieniowo-ścierną poprzez cięcie wodą. Uniknięto tym samym zmian w strukturze przygotowywanych materiałów przy zachowaniu wysokiej jakości ciętych krawędzi.



Rys. 4.9. Charakterystyka złącza spawanego (W_{Al/Fe}) stopu aluminium ze stalą z użyciem łącznika zgrzewanego wybuchowo

4.3.2. Technologia spawania złączy W_{Al/Fe}

Spawanie zrealizowano metodą GMAW. Zgodnie z przeprowadzonymi badaniami, w pierwszej kolejności spawano blachy ze stopu aluminium do łącznika zgrzewanego wybuchowo [122]. Przyjęta kolejność spawania powoduje możliwość większego odprowadzenia ciepła wynikającą ze zwiększonej powierzchni struktury, podczas spawania stali po drugiej stronie łącznika zgrzewanego wybuchowo. Ograniczenie ciepła wprowadzonego w strefie przejściowej AA1050 ma na celu minimalizację wzrostu kruchych faz międzymetalicznych i utrzymania właściwości mechanicznych łącznika zgrzewanego wybuchowo [123]. Przed spawaniem materiały oczyszczono mechanicznie. Stop aluminium odfuszczone dodatkowo zmywaczem, a spoiny wykonano drutem spawalniczym AlMg5 o średnicy 1,2 mm (EN ISO 18273: S Al 5356, AWS A5.10: ER 5356) w osłonie gazowej Ar 2,2 (22 l/min). Stal spawano drutem Multimet IMT3 o średnicy 0,8 mm (EN ISO 14341-A-G 4Si1, AWS A5.18-ER70S-6) w osłonie gazu M21 (82% Ar + 18% CO₂, 25 l/min). Proces spawania przeprowadzono w przyrządzie, który zapewnił osiowe spawanie blach do łącznika zgrzewanego wybuchowo (rys. 4.10). Parametry spawania zamieszczono w tabeli 4.4.



Rys. 4.10. Proces spawania złączy W_Al/Fe

Tab. 4.4. Parametry spawania

spoina	prędkość drutu	prędkość spawania v	natężenie I	napięcie U	moc P	ilość ciepła HI
	m/min	mm/s	A	V	W	J/mm
AA5083	7,4	6,55	124	18,1	2244	274,1
S355J2+N	9,0	6,67	140	18,6	2604	312,3

Ilość wprowadzonego ciepła HI obliczono na podstawie EN ISO 15614-1:2017 i ISO TR17671-1 [124,125].

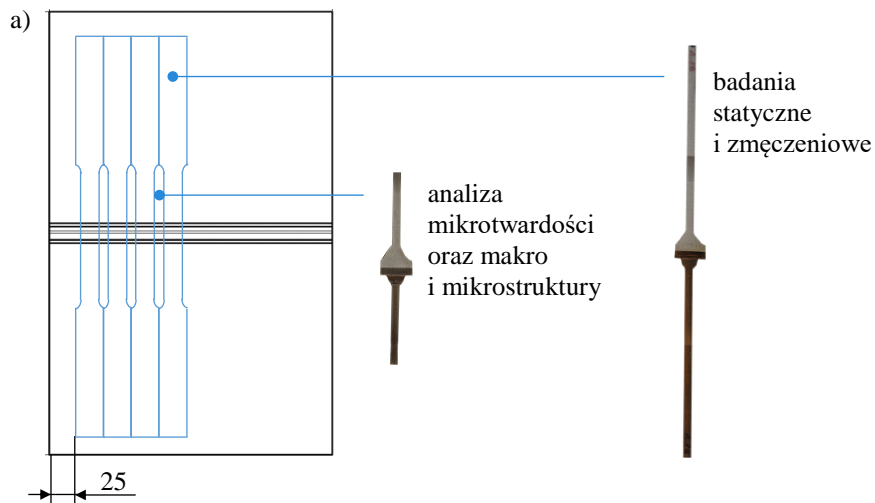
$$HI = \frac{\eta U I}{v} \quad (4.1)$$

gdzie:

η – współczynnik sprawności cieplnej 0,8 (dla metody GMAW).

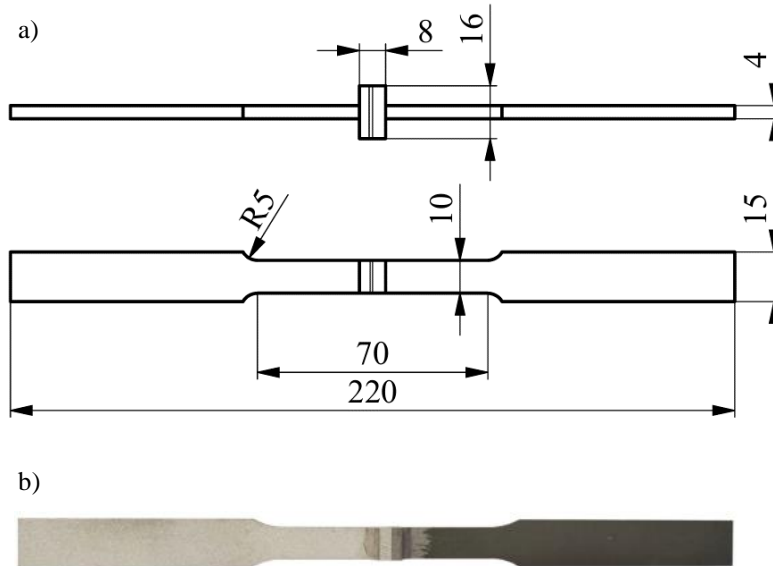
4.3.3. Próbkki do badań złączy W_Al/Fe

Próbki złączy W_Al/Fe przyjętych do badań statycznych i zmęczeniowych pobierano w sposób jak przedstawiono na rysunku 4.11. Materiał pozostający pomiędzy próbkami wykorzystano do analizy mikrotwardości oraz makro i mikrostruktury. Kształt próbek uzyskiwano metodą obróbki elektroerozyjnej WEDM.



Rys. 4.11. Schemat pobierania próbek do badań i analiz

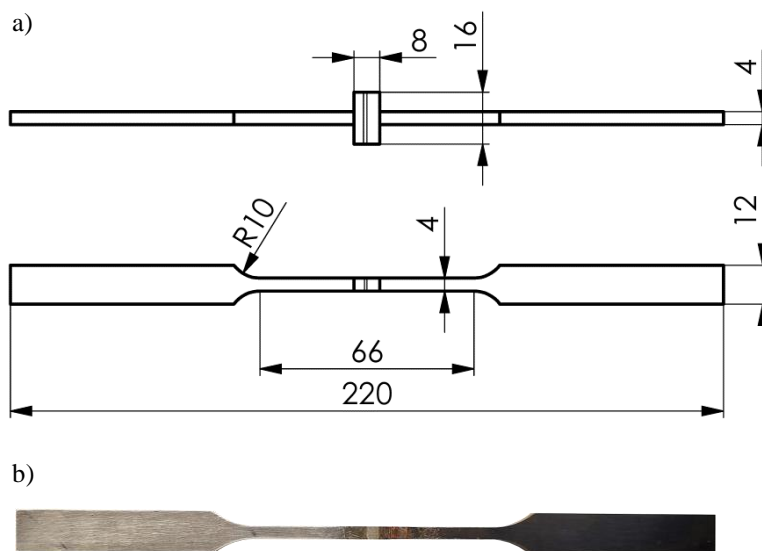
Do badań statycznych połączeń W_Al/Fe przyjęto próbki których kształt i wymiary przedstawiono na rysunku 4.12. Próbkom połączeń spawanych przeznaczonych do badań statycznych nadano oznaczenie W_Al/Fe_S.



Rys. 4.12. Próbkki W_Al/Fe przeznaczone do badań statycznych

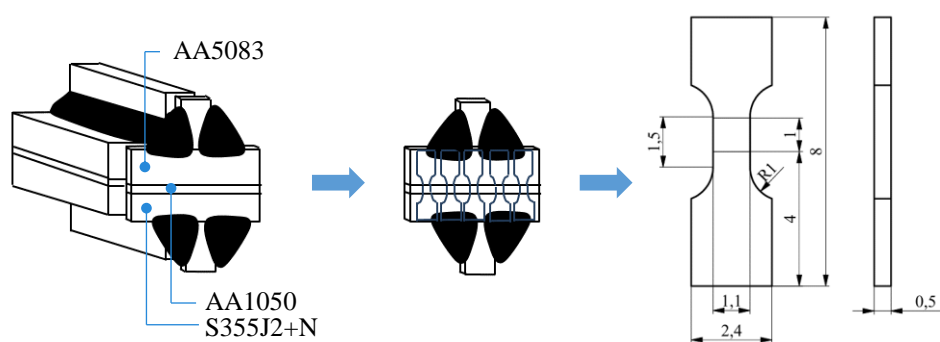
Badania zmęczeniowe połączeń spawanych z użyciem łącznika zgrzewanego wybuchowo przeprowadzono na próbkach przedstawionych na

rysunku 4.13. Próbkom połączeń spawanych przeznaczonych do badań statycznych nadano oznaczenie W_Al/Fe_Z.



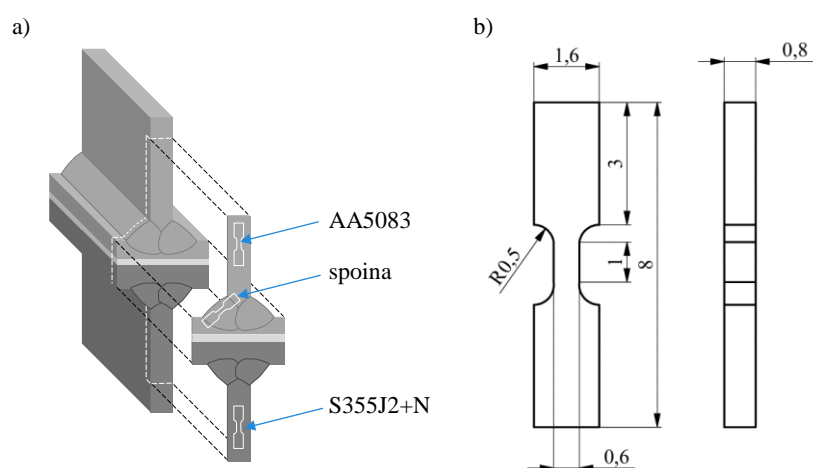
Rys. 4.13. Próbkę W_Al/Fe przeznaczone do badań zmęczeniowych

Do wyznaczenia lokalnych własności mechanicznych w strefie przejściowej (interfejsie) przygotowano mikropróbki ze złączy W_Al/Fe. Próbkę uzyskano metodą analogiczną jak w przypadku L_Al/Fe opisanych w podpunkcie 4.2.3. Schemat oraz wymiary próbek przedstawiono na rysunku 4.14. Dla próbek wykonanych z ŁZW po spawaniu przyjęto oznaczenie AA1050_Ł_Al/Fe_S_po.



Rys. 4.14. Mikropróbki do wyznaczenia lokalnych własności mechanicznych po procesie spawania: a) miejsce pobrania i wymiary; b) rzeczywista próbka

Do badań lokalnych własności cyklicznych po procesie spawania użyto próbek pobranych z trzech stref złącza W_{Al}/Fe (rys. 4.15). Próbkom do badań lokalnych własności cyklicznych nadano oznaczenia AA5083_W_{Al}/Fe_Z, AA5083S_W_{Al}/Fe_Z (spoina), S355J2+N_W_{Al}/Fe_Z. Do analiz porównawczych wykonano również próby statyczne z próbek pobranych ze spoiny. Nadano im oznaczenie AA5083S_W_{Al}/Fe_S.



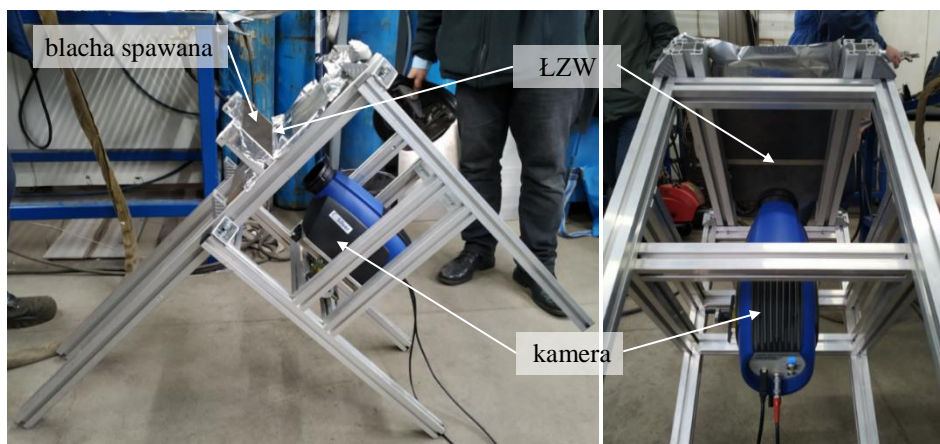
Rys. 4.15. Mikropróbki do badań lokalnych własności po procesie spawania: a) miejsce pobrania; b) wymiary

5. METODY I STANOWISKA BADAWCZE

W rozdziale opisano metody i stanowiska badawcze zastosowane w ramach przeprowadzonych badań.

5.1. ROZKŁAD TEMPERATURY PODCZAS SPAWANIA

W analizie rozkładów pól temperaturowych podczas procesu spawania zastosowano metodę termograficzną. W tym celu zbudowano specjalne stanowisko przedstawione na rysunku 5.1. Umożliwiło to obserwację zewnętrznej strony cienkościennego ŁZW w trakcie spawania do niego płyty po przeciwnej stronie. Rejestracji temperatury dokonywano z wykorzystaniem kamery termowizyjnej Cedip Silver 420M oraz oprogramowania Altair. Kamerę umieszczono na stole krzyżowym umożliwiającym regulację jej położenia względem strefy spawania.



Rys. 5.1. Stanowisko do analizy rozkładów pól temperaturowych podczas procesu spawania

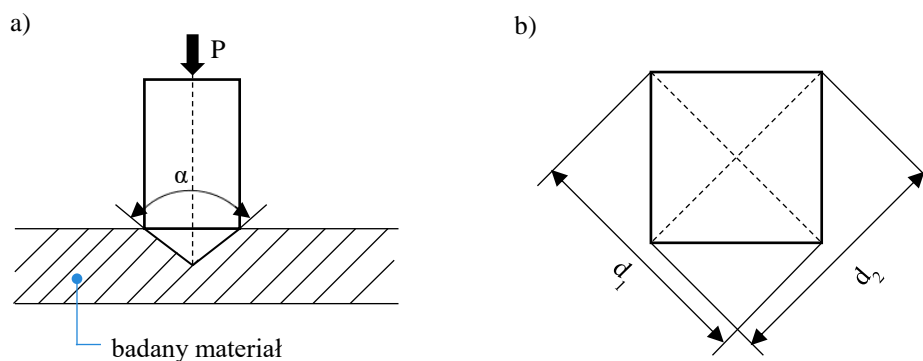
5.2. MAKROSTRUKTURA I MIKROSTRUKTURA

Do ujawnienia stref wynikających z procesu spawania przeprowadzono analizę makro i mikrostrukturalną próbek metalograficznych na mikroskopie optycznym, metalograficznym Delta Optical IM-100. Do wykonania zdjęć użyto kamery mikroskopowej Delta Optical DLT-Cam PRO 14 MP. Próbki przeznaczone do analizy makro i mikrostruktury zalano żywicą po czym szlifowano i polerowano do momentu uzyskania gładkiej, lustrzanej powierzchni. Połączenie od strony stopu aluminium trawiono odczynnikami Wecka. Obszar wykonany ze stali trawiono pięcioprocentowym roztworem $C_2H_5OH+HNO_3$.

Trawienie zgładów przeprowadzono w temperaturze pokojowej po czym przemyto je wodą i wysuszono sprężonym powietrzem.

5.3. MIKROTWARDOŚĆ

Do pomiaru mikrotwardości użyto twardościomierza Digital Vickers Hardness tester HUATEC HV-10. Pomiar polegał na wciśnięciu wgłębnika z obciążeniem $P = 1 \text{ kG}$. Wgłębnik o kształcie ostrosłupa z wierzchołkiem 136° pozostawiał odcisk w kształcie kwadratu. Po odciążeniu wgłębnika mierzono długość przekątnych d_1 i d_2 odcisku. Schemat pomiaru przedstawiono na rysunku 5.2.



Rys. 5.2. Pomiar twardości HV: a) schemat obciążenia, b) kształt odcisku

Na podstawie normy [126] twardość dla poszczególnych punktów pomiarowych obliczono ze wzoru:

$$HV = \frac{F}{A} \quad (5.1)$$

gdzie:

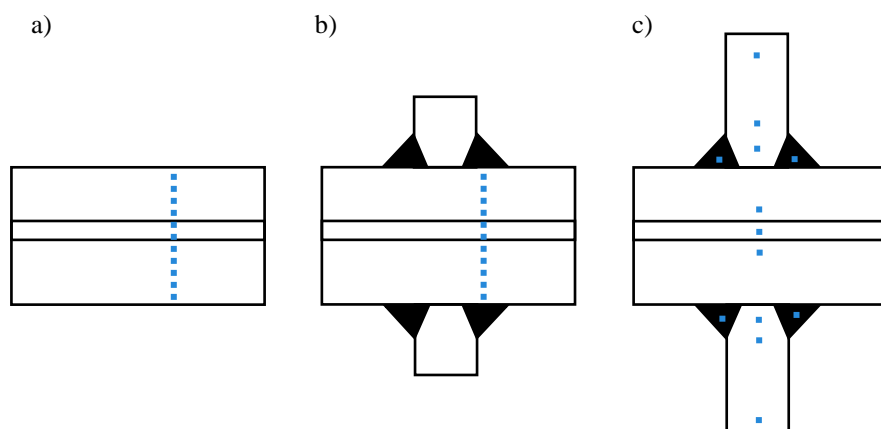
P – siła obciążająca [kG]
 A – pole powierzchni odcisku [mm^2]

$$A = \frac{d^2}{2 \sin \frac{\alpha}{2}} \quad (5.2)$$

gdzie:

d – średnica arytmetyczna przekątnych [mm^2]
 α – kąt wgłębnika [rad]

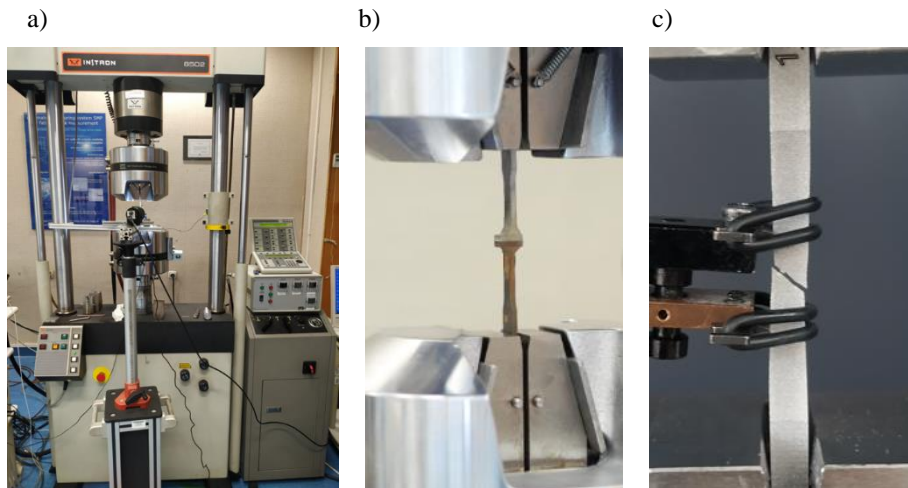
Pomiary co 0,5 mm w 15 punktach wykonano na powierzchni przekroju poprzecznego łącznika zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania (rys. 5.3 a, b). Mikrotwardość zmierzono także w poszczególnych strefach próbek W_Al/Fe charakterystycznych dla połączeń spawanych tj. spoina, strefa wpływu ciepła, materiał bazowy. Schemat punktów pomiarowych przedstawiono na rysunku 5.3c.



Rys. 5.3. Schemat punktów pomiarowych mikrotwardości ŁZW: a) przed procesem spawania; b) po spawaniu; c) po spawaniu w poszczególnych strefach

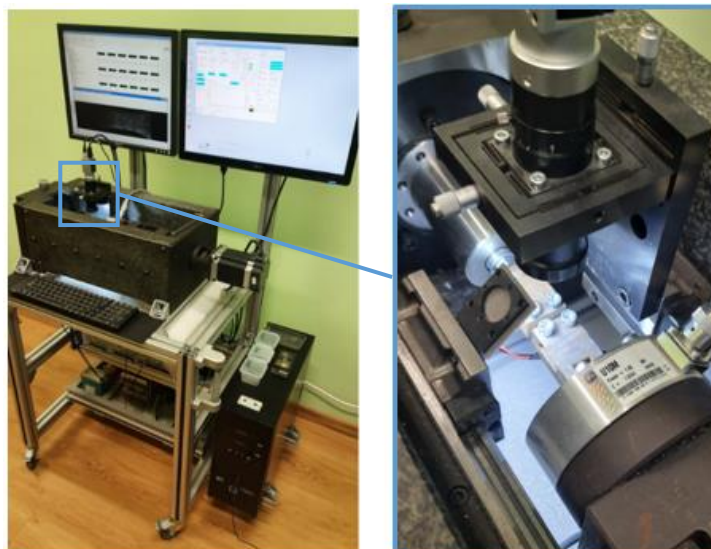
5.4. WŁAŚCIWOŚCI STATYCZNE (GLOBALNE I LOKALNE)

Próby statyczne połączeń spawanych (W_Al/Fe_S) i materiałów bazowych stopu aluminium AA5083 (AA_BS_S) i stali S355J2+N (S_BS_S) przeprowadzono na hydraulicznej maszynie wytrzymałościowej Instron 8502. Próbki badano w warunkach sterowania przemieszczeniem tłoka maszyny z prędkością wynoszącą 0,05 mm/s. W trakcie próby rejestrowano wartości siły i przemieszczenia uchwytu maszyny. Podczas przeprowadzania prób, na próbkach materiałów bazowych (AA_BS_S i S_BS_S) montowano dodatkowo ekstensometr do pomiaru odkształceń wzdłużnych. Stanowisko badawcze i zamocowane próbki przedstawiono na rysunku 5.4.



Rys. 5.4. Stanowisko badawcze: a) maszyna wytrzymałościowa Instron 8502; b) zamocowana próbka W_Al/Fe_S w uchwycie; c) próbka AA_BS_S z ekstensometrem

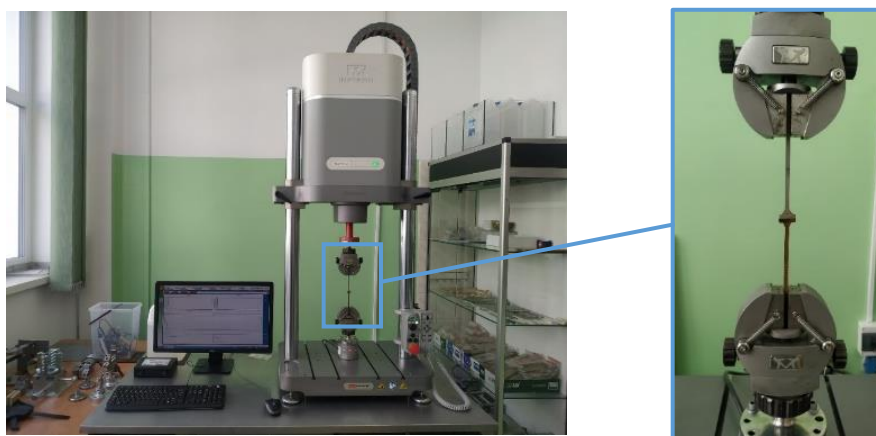
Wyznaczenie lokalnych własności mechanicznych interfejsu łącznika zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania (AA1050_Ł_Al/Fe_S_przed i AA1050_Ł_Al/Fe_S_po) przeprowadzono za pomocą systemu MFS do badań mikro obiektów [127,128]. Badania właściwości statycznych przeprowadzono w warunkach monotonicznie zmiennego przemieszczenia z prędkością 0,001 mm/s. Stanowisko badawcze z zamocowaną próbką przedstawiono na rysunku 5.5.



Rys. 5.5. Stanowisko badawcze systemu MFS z zamocowaną próbką w uchwycie

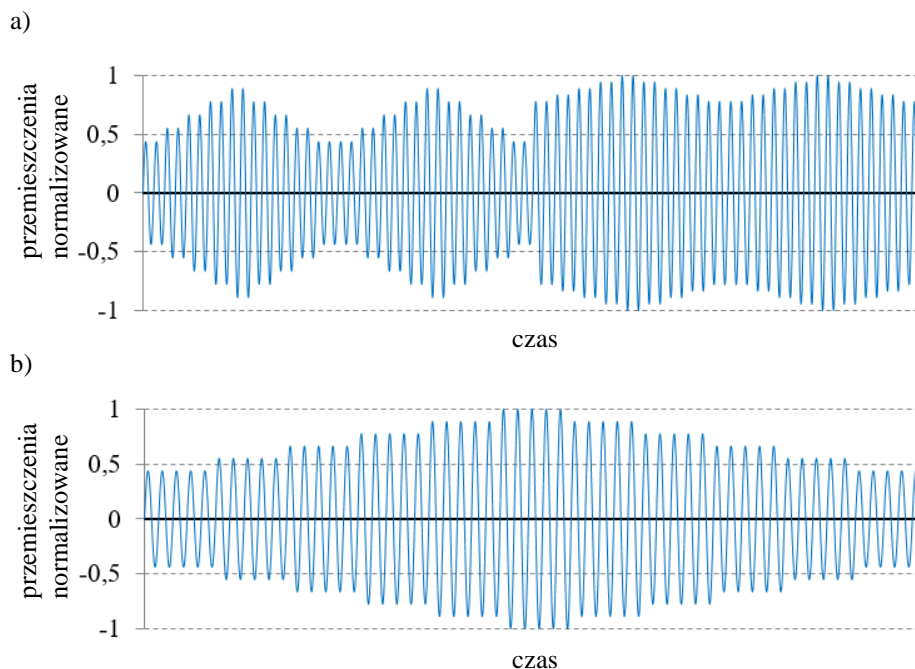
5.5. WŁAŚCIWOŚCI ZMĘCZENIOWE (GLOBALNE I LOKALNE)

Badania zmęczeniowe złączy spawanych (W_Al/Fe_Z) i materiału bazowego stopu AA5083 (AA_BS_Z) przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Instron ElectroPuls E3000 (rys. 5.6). Próbki obciążano obciążeniem sinusoidalnie zmiennym, tak aby wykluczyć wystąpienie siły ściskającej ze względu na możliwość jej wyboczenia. Stosunek naprężeń minimalnych i maksymalnych określany jako współczynnik asymetrii cyklu przyjęto na poziomie $R=0,1$. W celach porównawczych wykonano dodatkowo badania dla próbek materiału bazowego AA5083 przy współczynniku asymetrii cyklu $R=-1$. Poziomy obciążen przedstawiono w tabeli 5.1.



Rys. 5.6. Stanowisko badawcze z zamocowaną próbką w uchwycie

Wyznaczenia lokalnych własności cyklicznych przeprowadzono z użyciem systemu MSF opisanego przy próbach statycznych w podpunkcie 5.4. Badania przeprowadzono na próbkach materiałów bazowych tj. AA5083_W_Al/Fe_Z i S355J2+N_W_Al/Fe_Z oraz spoinie AA5083S_W_Al/Fe_Z. W trakcie badań stosowano dwa rodzaje obciążenia przyrastającego w kolejnych krokach. W pierwszym z nich powtarzano po dwa cykle obciążenia w dwóch blokach po 5 poziomów (rys. 5.7a). Drugi typ obciążenia składał się z sześciu poziomów obciążenia, po 5 cyklach na każdym poziomie (rys. 5.7b). Zaletą opisanego systemu jest uwzględnienie efektu cyklicznego umocnienia lub osłabienia materiału w wyniku wzrostu lub spadku wartości odkształcenia plastycznego.



Rys. 5.7. Rodzaje obciążeń: a) typ pierwszy; b) typ drugi

Próby realizowano z zastosowaniem napędu nanokrokowego i mikrokrokowego z takimi samymi prędkościami narastania obciążenia w kolejnych sinusoidalnych cyklach obciążenia. Taki sposób realizacji obciążenia zapewniał jednakowe warunki rozwoju odkształceń plastycznych w próbkach w kolejnych cyklach obciążenia, skutkując zmienną częstotliwością obciążenia. Jej maksymalna wartość nie przekraczała jednak 0,05 Hz. Badania właściwości cyklicznych polegały na cyklicznym, symetrycznym obciążaniu mikropróbek stopniowo narastającą, a następnie malejącą amplitudą przemieszczenia o współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Dla każdej zadanej amplitudy obciążenia rejestrowano przebieg zmian siły i odkształcenia.

Do opisu nieliniowych cyklicznych krzywych naprężenie/odkształcenie [93] zastosowano model materiałowy Ramberga-Osgooda (5.3) [94].

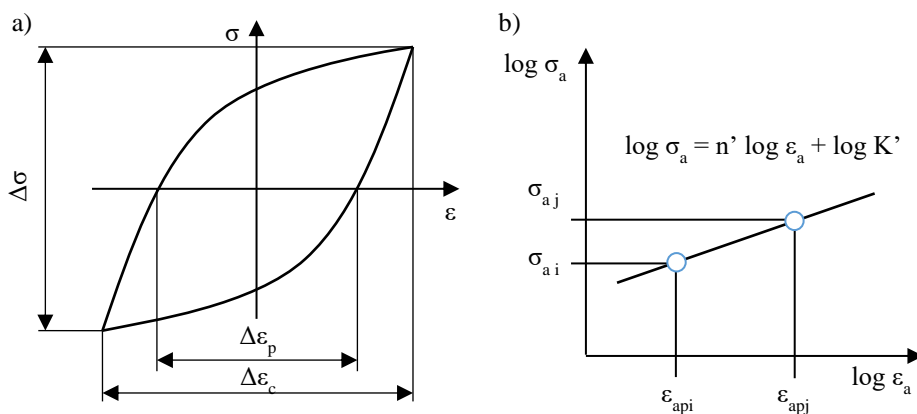
$$\varepsilon_{ac} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (5.3)$$

gdzie:

- K' – współczynnik wytrzymałości cyklicznej
- n' – współczynnik cyklicznego umocnienia odkształceniowego

Wartości K' i n' wyznaczono na drodze eksperymentalnej, poprzez analizę parametrów pętli histerezy rejestrowanych w trakcie cyklicznie zmiennego obciążenia (rys. 5.8). Wartości K' i n' wyznaczono metodą regresji liniowej dla wyników: amplituda odkształcenia plastycznego ε_{ap} i amplituda naprężenia σ_a zgodnie z zależnością (5.4):

$$\log \varepsilon_{ap} = \frac{1}{n'} \log \sigma_a - \log K' \quad (5.4)$$



- całkowita amplituda odkształcenia: $\varepsilon_{ac} = \Delta\varepsilon_{ac}/2$
- amplituda odkształcenia plastycznego: $\varepsilon_{ap} = \Delta\varepsilon_{ap}/2$
- amplituda odkształcenia sprężystego: $\varepsilon_{ac} = \varepsilon_c - \varepsilon_{ap}$
- amplituda naprężenia: $\sigma_a = \Delta\sigma/2$

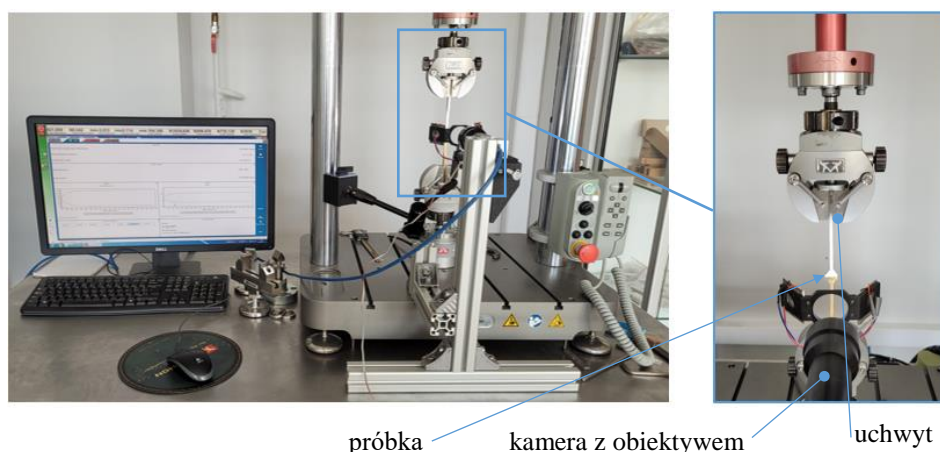
Rys. 5.8. Schemat opisu krzywych cyklicznych naprężenie-odkształcenie: a) pętla histerezy; b) schemat wyznaczania wartości K' i n'

Tab. 5.1. Poziomy obciążenia próbek

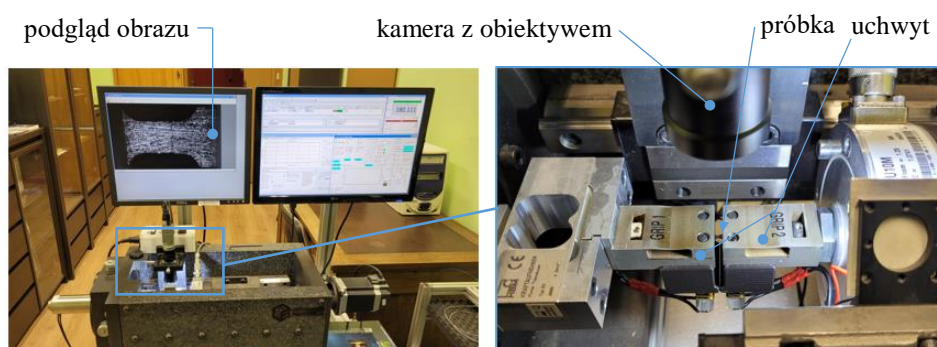
próbka	R	poziomy obciążenia (naprężenia nominalne maksymalne w cyklu $\sigma_{nom.max}$)
		MPa
AA_BS_Z	0,1	135; 180; 245; 330
AA_BS_Z	-1	79; 103; 135; 180
W_Al/Fe_Z	0,1	79; 103; 135; 175
AA5083S_W_Al/Fe_Z	0,1	135 103; 135; 175
AA5083S_W_Al/Fe_Z	-1	62,5; 79; 103

5.6. ROZKŁADY ODKSZTAŁCEŃ W ZŁĄCZU

Do analizy odkształceń w złączu W_Al/Fe wykorzystano cyfrową korelację obrazu (ang. Digital Image Correlation). Jest to metoda optyczna umożliwiająca pomiar pola przemieszczenia oraz odkształceń. Odkształcenia na powierzchni bocznej próbek rejestrowano przy użyciu oprogramowania systemu FatigueVIEW [131,132], umożliwiającego analizę przemieszczeń i odkształceń za pomocą cyfrowej analizy obrazu. Pomiary odkształceń wykonano bez stosowania dodatkowych znaczników, punkty odniesienia stanowiła obserwowana, rzeczywista powierzchnia próbki. Do obserwacji obrazu użyto wysokiej jakości telecentryczne obiektywy VS Technology o mikrometrycznej rozdzielczości oraz kamery Basler Ace. Stanowisko badawcze pomiaru odkształceń złączy spawanych W_Al/Fe przedstawiono na rysunku 5.9. Pomiary odkształceń mikropróbek z wykorzystaniem systemu MFS przedstawiono na rysunku 5.10.

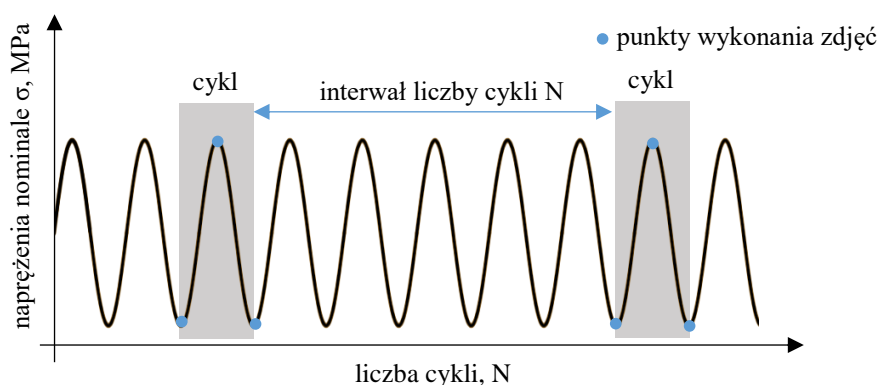


Rys. 5.9. Stanowisko badawcze pomiaru odkształceń złączy W_Al/Fe



Rys. 5.10. Pomiary odkształceń z wykorzystaniem systemu MSF do mikropróbek

Badania przeprowadzono dla dwóch różnych procedur rejestracji pomiarów odkształceń. Pierwsza metoda polegała na rejestrowaniu ciągłym z określoną częstotliwością wykonywania zdjęć, dobieraną dla konkretnych prób. Sposób ten pozwalał na uzyskanie niezbędnych punktów pomiarowych jednocześnie nie generując nadmiernej liczby danych. Drugi sposób polegał na wykonywaniu zdjęć w określonych interwałach liczby cykli N w próbach zmęczeniowych. Pojedyncza seria to wykonanie trzech zdjęć w minimum siły, maksimum siły oraz na powrocie ponownie w minimum siły (rys. 5.11). Interwały liczby cykli N wykonania serii zdjęć przedstawiono w tabeli 5.2.



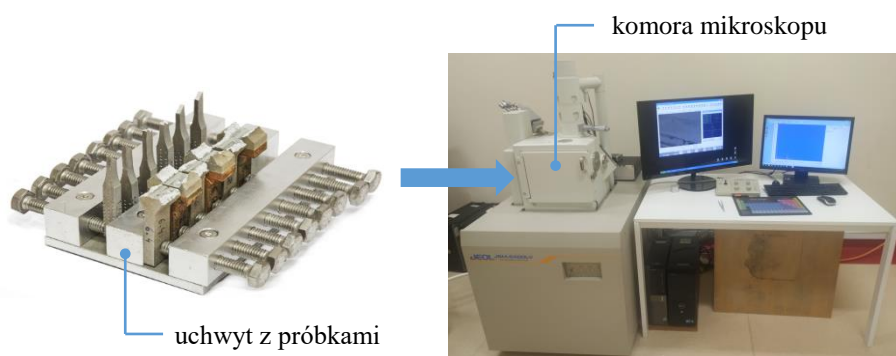
Rys. 5.11. Interwały liczby cykli N pomiędzy poszczególnymi seriami zdjęć określonych punktów pomiarowych

Tab. 5.2. Interwały liczby cykli N dla poszczególnych serii zdjęć

Seria zdjęć	Interwał liczby cykli N	Seria zdjęć	Interwał liczby cykli N
1	1	8	100 000
2	1 000	9	200 000
3	5 000	10	400 000
4	10 000	11	600 000
5	15 000	12	800 000
6	30 000	13	1 000 000
7	50 000	14	1 200 000

5.7. FRAKTOGRAFIA I SPEKTROSKOPIA DYSPERSYJNA ENERGII

Analizę przełomów statycznych i zmęczeniowych w materiale bazowym AA5083 oraz połączeń spawanych Al/Fe wykonano metodą skaningowej mikroskopii elektronowej SEM (ang. Scanning Electron Microscopy). Próbki oczyszczono alkoholem oraz osuszono sprężonym powietrzem. Próbki mocowano w uchwycie i umieszczano w komorze mikroskopu skaningowego JEOL 6480LV. W celu identyfikacji i ilościowego określenia pierwiastków zastosowano metodę spektroskopii dyspersyjnej energii EDS (ang. Energy Dispersive Spectroscopy). Stanowisko do analiz przełomów przedstawiono na rysunku 5.12.

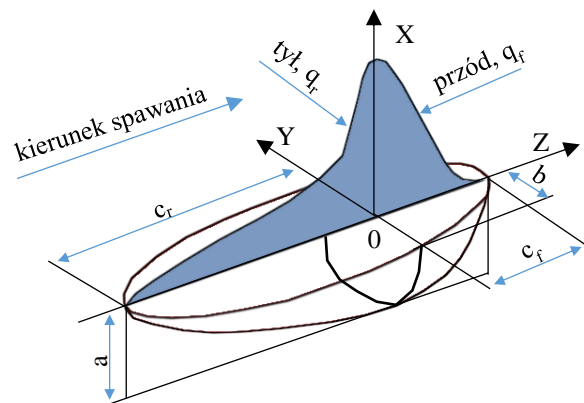


Rys. 5.12. Stanowisko do analizy przełomów próbek po zniszczeniu

5.8. ANALIZA NUMERYCZNA

5.8.1. Rozkład temperatury podczas procesu spawania

Ze względu na istotną różnicę temperatur topnienia metali zastosowanych w ŁZW istnieje duże ryzyko przegrzania stopu aluminium podczas spawania stali. Jedną z możliwości prawidłowego doboru parametrów jest zastosowanie metod numerycznych modelując rozkład temperatury podczas procesu spawania. Przykładem jest modelowanie ruchomego źródła ciepła poprzez podwójną elipsoidę Goldaka. Model ruchomego źródła ciepła odwzorowuje ciepło wytwarzane podczas spawania. Modelu podwójnej elipsoidy Goldaka użyto do obliczenia rozkładu objętościowego ciepła dostarczanego wokół jego źródła, którym jest jeziorko spawalnicze [133,134]. Rozkład źródła ciepła zamodelowany przez Goldaka w postaci podwójnej elipsy pokazano na rysunku 5.13.



Rys. 5.13. Rozkład źródła ciepła w postaci podwójnej elipsy zamodelowany przez Goldaka

Rozkład ten składa się z dwóch elipsoid. Pierwsza opisuje przednią część źródła ciepła, druga opisuje tylną część źródła ciepła. Gęstość mocy q_f (watt/m³) takiego podwójnie elipsoidalnego źródła ciepła opisują równania. Dla przedniej elipsoidy:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \sqrt{\pi}} \cdot e^{-3\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-3\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-3\frac{z^2}{c_f^2}} \quad (5.5)$$

tylnej elipsoidy:

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \sqrt{\pi}} \cdot e^{-3\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-3\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-3\frac{z^2}{c_r^2}} \quad (5.6)$$

dla energii wejściowej Q opisywanej równaniem:

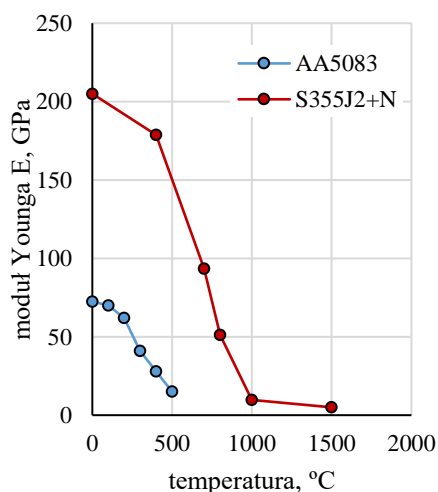
$$Q = \eta \cdot I \cdot U \quad (5.7)$$

Do obliczeń przyjęto wartości parametrów które przedstawiono w tabeli 5.3. Wartości opisujące wielkość źródła ciepła dobrano na podstawie przeprowadzonej analizy literatury.

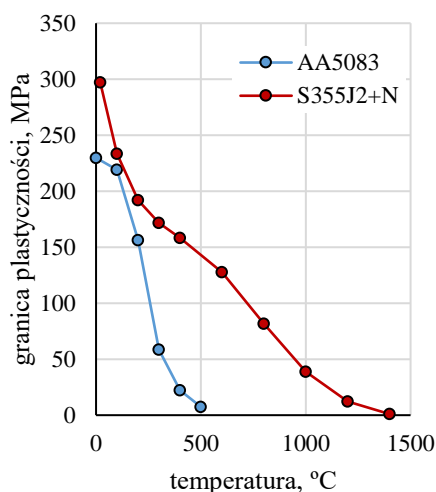
Tab. 5.3. Wartości parametrów przyjętych do zamodelowania źródła ciepła.

parametr	oznaczenie	wartość	jednostka
długość przedniej elipsoidy	c_f	1,4	mm
długość tylnej elipsoidy	c_r	2,1	mm
głębokość źródła ciepła	a	4	mm
połowa szerokości źródła ciepła	b	3,5	mm
współczynnik przedniej długości elipsoidy	f_f	3,5	-
współczynnik tylnej długości elipsoidy	f_r	1,4	-
współczynnik sprawności cieplnej	η	0,8	-
prąd spawania	I	140	A
napięcie spawania	U	18,6	V
prędkość spawania	v	6,67	mm/s

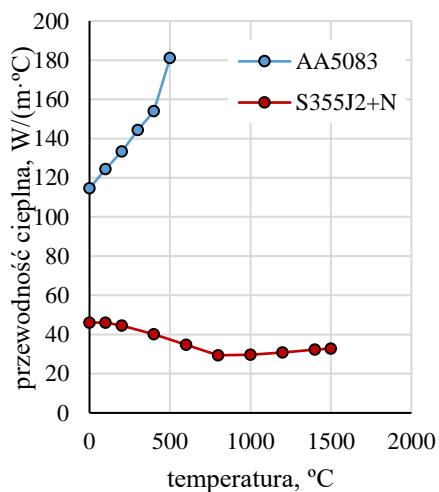
W obliczeniach uwzględniane są także zależne od temperatury właściwości stali i oraz stopów aluminium, takie jak: wartość modułu Younga, współczynnik Poissona, przewodność cieplna, rozszerzalność cieplna, granica plastyczności, ciepło właściwe i gęstość. Analiza podzielona jest na etapy obliczeniowe, podczas których źródło ciepła przemieszcza się na określoną odległość w określonym czasie, tak aby uzyskać wymaganą prędkość spawania. Właściwości stopu aluminium AA5083 oraz stali S335J2+N zostały przyjęte na podstawie artykułów [134–137]. Zależności wpływu temperatury na te właściwości przedstawiono na wykresach (rys. 5.14 – rys 5.19) oraz uwzględniono w przeprowadzonej analizie numerycznej. Wykresy prezentują właściwości obu stopów, co umożliwia zaobserwowanie różnic pomiędzy nimi.



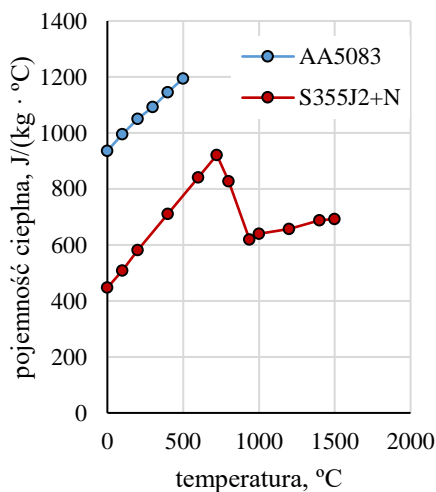
Rys. 5.14. Wartość modułu Younga stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury



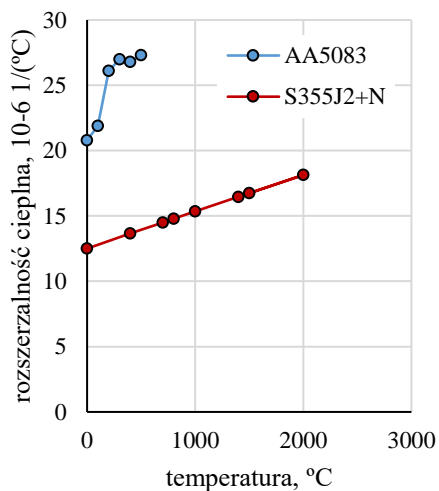
Rys. 5.15. Wartość granicy plastyczności stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury



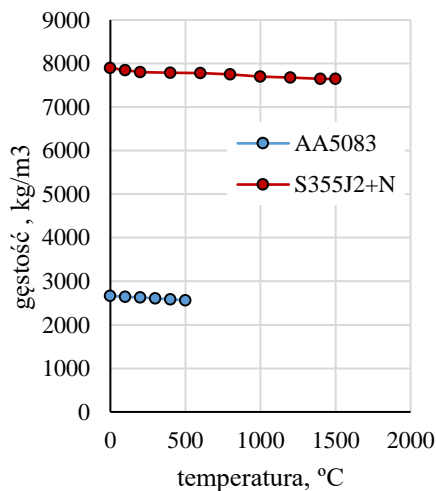
Rys. 5.16. Wartość przewodności cieplnej stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury



Rys. 5.17. Wartość pojemności cieplnej stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury



Rys. 5.18. Wartość rozszerzalności cieplnej stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury



Rys. 5.19. Wartość gęstości stali S355J2+N oraz stopu aluminium AA5083 w zależności od temperatury

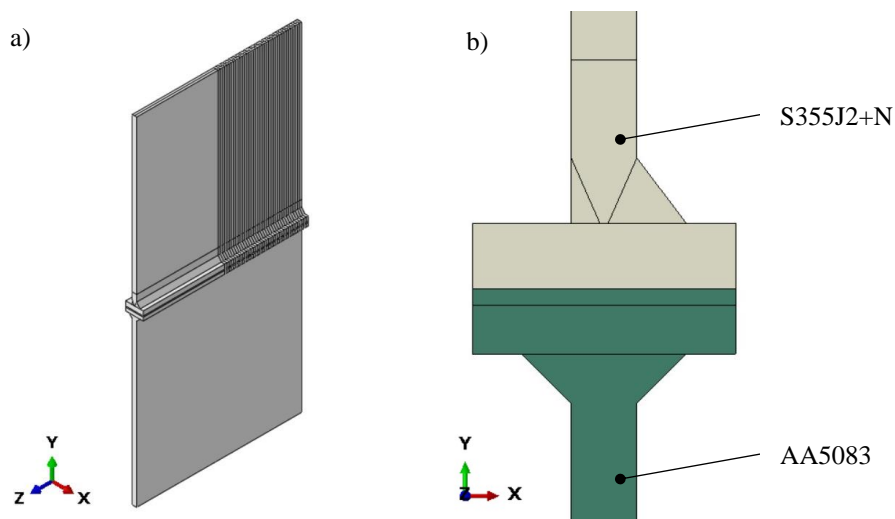
Efekty przemiany fazy ciekłej w stałą w jeziorce spawalniczym zostały zmodelowane z uwzględnieniem ciepła utajonego topnienia. Ciepło utajone to energia, którą jest magazynowana i uwalnia z substancji podczas przemiany

fazowej. Proces ten ma miejsce pomiędzy temperaturą solidus a temperaturą liquidus. Wartości przedstawiono w tabeli 5.4. Ze względu na małą wielkość warstwy pośredniczącej ze stopu aluminium AA1050 oraz ograniczoną ilość literaturowych właściwości tego stopu pominięto ją w analizie, przypisując jej właściwości stopu aluminium AA5083.

Tab. 5.4. Właściwości cieplne stali S355J2+N i stopu aluminium AA5083

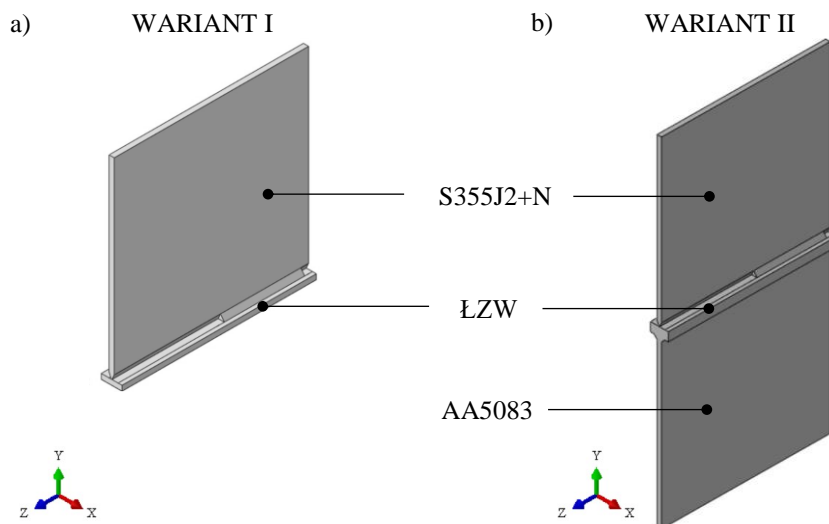
	ciepło utajone (J/kg)	temperatura solidus °C	temperatura liquidus °C
S355J2+N	272 000	1455	1517 [138]
AA5083	400 000	580	640 [139]

W programie Abaqus 2024 odtworzono modele bryłowe spawanych blach oraz nadano im właściwości mechaniczne (rys. 5.20).



Rys. 5.20. Model bryłowy spawanych blach: a) widok izometryczny; b) widok przybliżony na połączenie z oznaczeniem nadanych własności mechanicznych

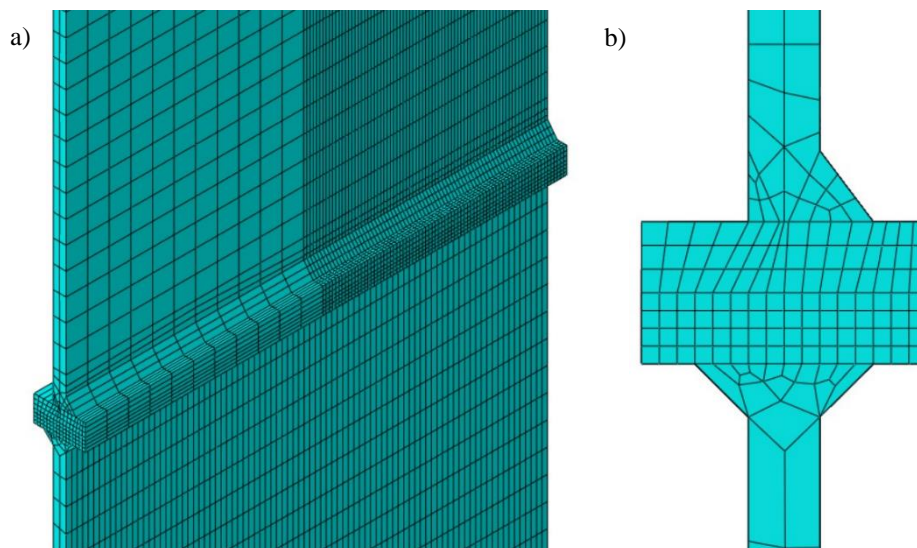
Uwagę skupiono na zamodelowaniu procesu spawania stali ponieważ odbywa się ono przy wyższej temperaturze niż spawanie stopu aluminium, co może negatywnie wpływać na strefę przejściową ŁZW. Zamodelowano dwa warianty. W pierwszym wariantcie blacha stalowa jest spawana do samego łącznika zgrzewanego wybuchowo. W drugi wariantcie blacha stalowa jest spawana do łącznika zgrzewanego wybuchowo z dospawaną uprzednio blachą ze stopu aluminium. Oby dwa warianty zobrazowano na rysunku 5.21.



Rys. 5.21. Warianty analizy numerycznej: a) I - spawanie blachy stalowej do samego łącznika; b) II - spawanie blachy stalowej do ŁZW z uprzednio dospawaną blachą ze stopu aluminium

Analizę podzielono na kroki obliczeniowe trwające 0,3 s. Pomiędzy krokami źródło ciepła przesuwało się o odległość 2 mm w kierunku spawania. Czas trwania kroku obliczono tak aby uzyskać wymaganą prędkość spawania 6,67 mm/s. Ostatnim krokiem analizy było chłodzenie, podczas którego nie doprowadzano do układu ciepła, pozwalając na wychłodzenie łączonych elementów. Zastosowano również zmianę modelu podczas spawania, aktywując podczas trwania analizy kolejne odcinki powstającej spoiny. Promieniowanie cieplne i konwekcja zostały uwzględnione w analizie. Przyjęto, że temperatura otoczenia wynosi 20 °C.

Siatkę podziału zaprezentowano na rysunku 5.22. Zastosowano elementy typu C3D8T, będące 8-węzłowymi sześcianami ze sprzężeniem temperatury i trójliniowego przemieszczenia. Łączna liczba wygenerowanych elementów wyniosła 18966.

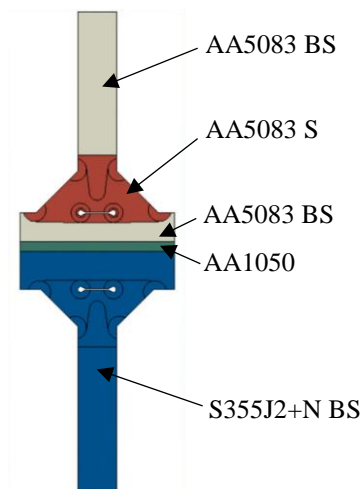


Rys. 5.22. Siatka podziału: a) widok izometryczny; b) widok przybliżony na połączenie

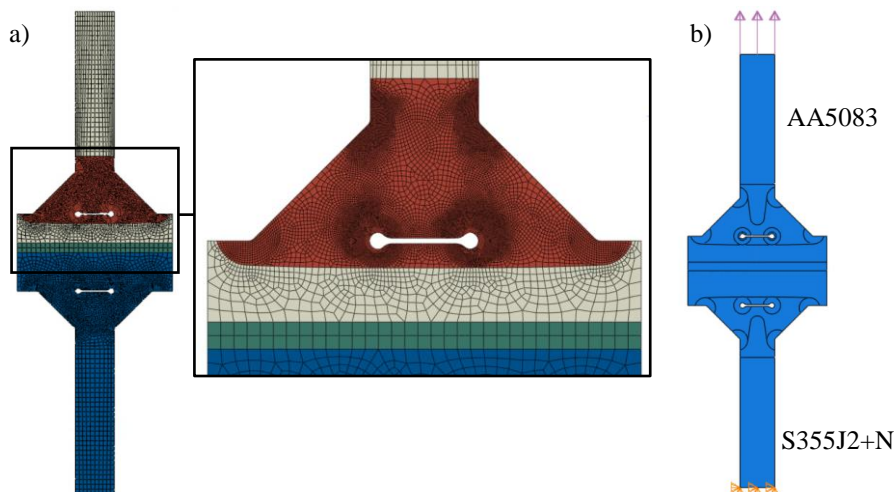
5.8.2. Rozkład naprężeń i odkształceń połączenia spawanego Al/Fe w badaniach statycznych

Połączenia spawane Al/Fe poddano analizie numerycznej metodą elementów skończonych. Próbkę zamodelowano jako dwuwymiarowe obiekty w oprogramowaniu Abaqus 2024. Model próbki połączenia oraz poszczególne strefy, którym nadano odrębne właściwości materiałowe przedstawiono na rysunku 5.23. W krawędziach promienie zamodelowano zgodnie z metodą promieni zastępczych. Dla grubości łączonych blach równych 4 mm przyjmuje się zgodnie z wytycznymi promienie w toe i root równe 0,3 mm.

Model geometryczny został podzielony na elementy skończone typu CPS4R. Węzły elementów zagęszczono lokalnie w obrębie root i toe, tak że ostatecznie były od siebie oddalone o 0,01 mm. Zagęszczenia dokonano na podstawie wstępnych analiz błędów dyskretyzacji. Wymuszono by elementy były ułożone koncentrycznie względem otaczanych zaokrągleń. Siatkę podziału zaprezentowano na rysunku 5.24a. Połączenie zostało obciążone poprzez przyłożenie ciśnienia do górnej powierzchni modelu od strony stopu aluminium, odbierając jednocześnie stopnie swobody w węzłach w kierunku rozciągania znajdujących się po stronie stali (rys. 5.24b).



Rys. 5.23. Model numeryczny stref z oznaczeniami dla których przyjęto oddzielne właściwości materiałowe



Rys. 5.24. Model numeryczny: a) siatka podziału z lokalnym zagęszczeniem w obrębie root i toe; b) warunki brzegowe i miejsce przykładania obciążenia

Analizę dla obciążeń statycznych wykonano na kilku poziomach obciążenia. Poziomy obciążenia podawane będą jako wartości naprężenia nominalnego w łączonych blachach. Pierwszy poziom obciążenia stanowi umowną granicę plastyczności materiału bazowego AA5083, kolejne 4 odpowiadały przyjętym w badaniach zmęczeniowych poziomom obciążeń i wartościom naprężeń nominalnych maksymalnych w cyklach: 175MPa, 135MPa, 103 MPa i 79 MPa. Dane materiałowe przyjęto z przeprowadzonych prób monotonicznego rozciągania próbek materiałów bazowych: AA5083, S355J2+N oraz

mikropróbek pobranych ze spoiny AA5083 oraz strefy przejściowej AA1050. Dane te zostaną przedstawione w późniejszej części pracy.

Strefę spoiny wraz ze strefą wpływu ciepła zamodelowano poprzez uśrednienie wykresu rozciągania materiału bazowego AA5083 i materiału spoiny AA5083. Wartość przykładowego obciążenia w analizie odpowiadającej próbie monotonicznego rozciągania wynosiła 213MPa, 175MPa, 135MPa, 103MPa i 79MPa.

5.8.3. Rozkład naprężeń i odkształceń połączenia spawanego Al/Fe w badaniach zmęczeniowych

Połączenia spawane Al/Fe poddano analizie numerycznej metodą elementów skończonych odwzorowując obciążenia z badań zmęczeniowych. Modele, siatkę podziału i warunki brzegowe przyjęto jak w opisanej analizie dla próby statycznej w podrozdziale 5.8.2.

Analizę przeprowadzono dla każdego poziomu obciążenia zastosowanego w badaniach doświadczalnych. Własności materiałowe obliczono i przyjęto na podstawie wyników badań cyklicznego odkształcenia dla tych samych stref jak w próbie monotonicznego rozciągania. Dla analizy numerycznej odwzorowującej obciążenia z prób cyklicznego rozciągania zastosowano wyniki badań doświadczalnych opisanych w dalszej części pracy. Odwzorowując warunki obciążeń cyklicznych zamodelowano 50 cykli obciążenia i odciążania dla 4 poziomów obciążeń przyjętych w badaniach zmęczeniowych: 175MPa, 135MPa, 103MPa i 79MPa. Wartości przyłożonego ciśnienia zmieniały się z wartości maksymalnej do minimalnej. Wartości te zestawiono w tabeli 5.5. Dla wszystkich materiałów przyjęto kinematyczny model umocnienia. Po 50 cyklach obciążenia w rozkładach odkształceń i naprężeń nie odnotowywano już zmian. Wyniki przedstawiono dla 50 cyklu obciążenia.

Tab. 5.5 Wartości ciśnienia obciążające próbkę w przeprowadzonych analizach numerycznych

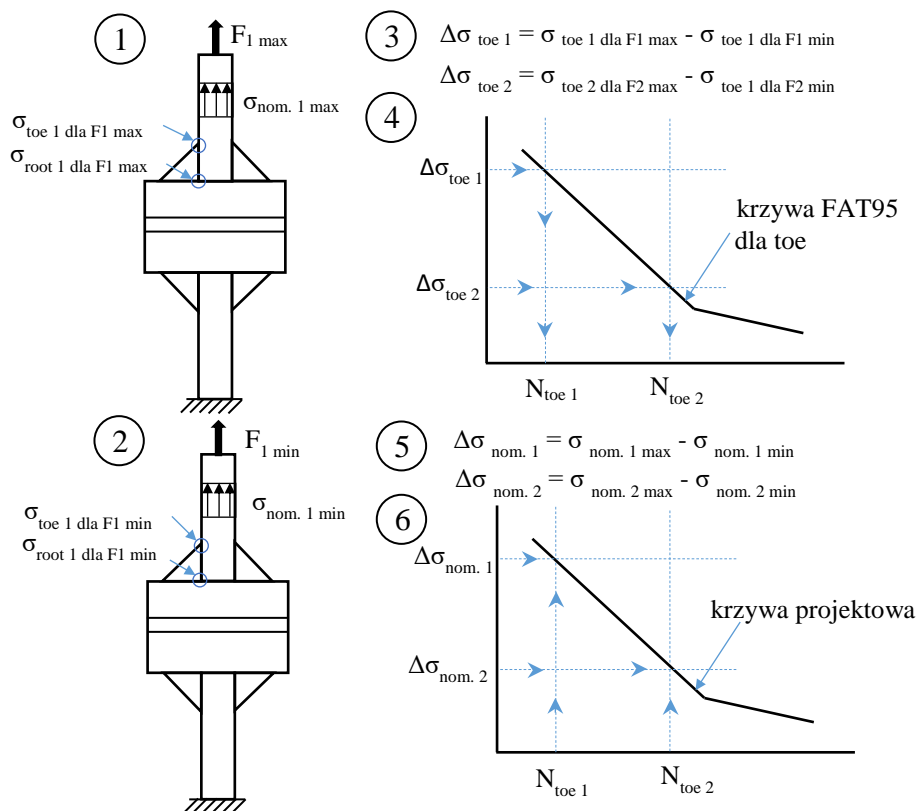
ciśnienie	I poziom	II poziom	III poziom	IV poziom
	MPa			
maksymalne	175	135	103	79
minimalne	17,5	13,5	10,3	7,9

5.9. MODELOWANIE WYKRESÓW TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

5.9.1. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody efektywnego naprężenia karbu i krzywych projektowych FAT

Metodę efektywnego naprężenia karbu jest stosowana do wyznaczania trwałości połączeń ulegających zniszczeniu w strefie root i toe. Do analizy numerycznej przyjęto model liniowo-sprężysty, przyjmując wartości modułu Younga wyznaczone w badaniach cyklicznych. Model geometryczny zamodelowano z zaokrągleniami w obrębie toe i root o promieniu 0,3 mm. Analizy przeprowadzono dla czterech poziomów obciążenia zarówno dla obciążenia maksymalnego i minimalnego w cyklu. Wygenerowano mapy zakresów naprężeń odejmując mapy naprężeń dla obciążenia minimalnego od mapy naprężeń dla obciążenia maksymalnego. Wyniki rozpatrywano dla strony stopu aluminium połączenia spawanego. Maksymalne wartości zakresu naprężenia przyrównano do krzywych FAT95 dla toe oraz FAT110 dla root (tab. 2.2).

Metodę obliczeń zaprezentowano w formie schematu z oznaczonymi krokami na przykładzie dla strefy toe (rys. 5.25). Pierwszy krok polega na odczytaniu z map naprężeń wartości maksymalnego naprężenia w toe przy maksymalnym obciążeniu w cyklu dla pierwszego poziomu obciążenia. Drugi krok stanowi odczyt maksymalnej wartości naprężeń w toe przy minimalnym obciążeniu dla tego samego poziomu obciążenia. Krok pierwszy i drugi powtarzany jest dla każdego poziomu obciążenia. W trzecim kroku obliczany jest zakres naprężeń poprzez odjęcie od maksymalnego naprężenia przy maksymalnym obciążeniu próbki naprężenia maksymalnego przy minimalnym obciążeniu próbki oddzielnie dla każdego poziomu obciążenia. Następnie, w kroku czwartym, na krzywych FAT95 dla toe odczytywana jest liczba cykli odpowiadająca obliczonym zakresom naprężeń. W celu odniesienia zakresów naprężeń nominalnych do uzyskanych trwałości obliczenia przeprowadza się zgodnie z krokiem 5. Na podstawie obliczonych zakresów naprężeń nominalnych oraz trwałości obliczonych za pomocą metody efektywnych naprężeń w karbie można wykreślić krzywe projektowe przedstawione w kroku 6. Obliczenia dla strefy root wykonywane są analogicznie.



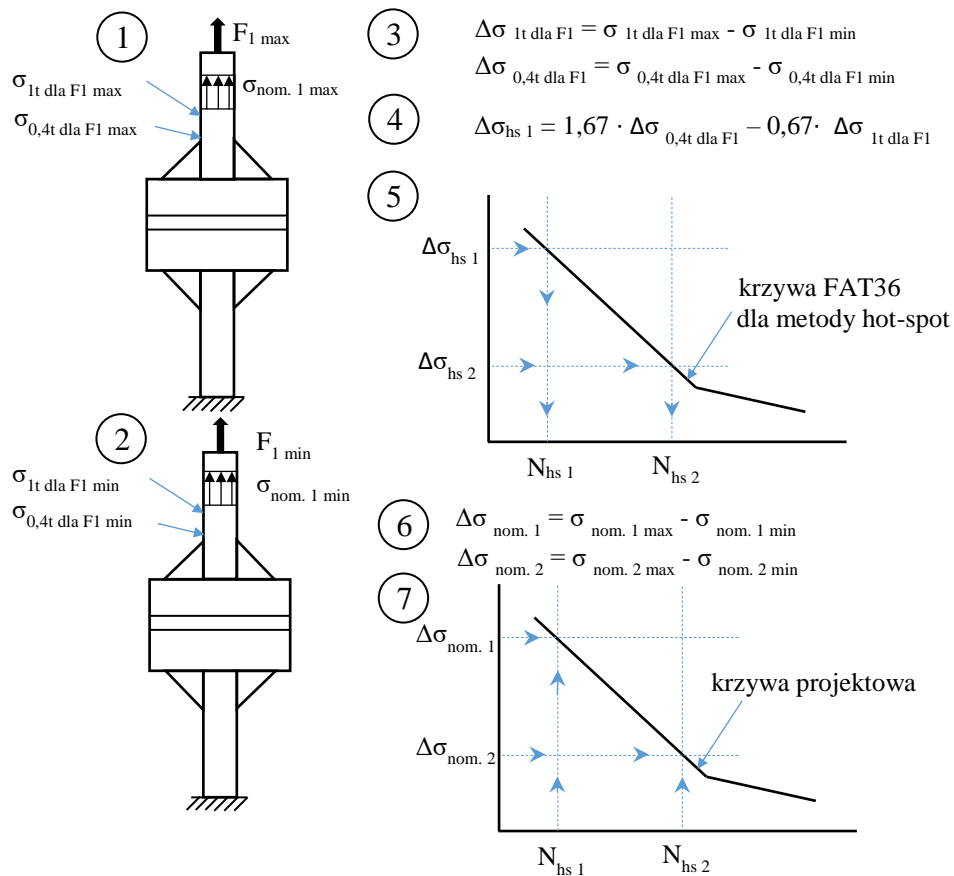
Rys. 5.25. Obliczanie krzywych projektowych zależności zakresu naprężenia nominalnego od trwałości na podstawie krzywych FAT oraz wyników analizy numerycznej w metodzie efektywnych naprężeń w karcie

5.9.2. Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody hot spot i krzywych projektowych FAT

Metodę hot spot można stosować do wyznaczania trwałości połączeń ulegających zniszczeniu w strefie toe. Do analizy numerycznej przyjęto model liniowo-sprężysty, przyjmując wartości modułu Younga wyznaczone w badaniach cyklicznych. Model geometryczny pozbawiono zaokrągleń w obrębie toe. Dla szczeliny w obrębie root przyjęto promień zaokrąglenia równy 0,05 mm. Analizy przeprowadzono dla czterech poziomów obciążenia zarówno dla obciążenia maksymalnego i minimalnego w cyklu. Wyniki rozpatrywano dla strony stopu aluminium połączenia spawanego. Wartości naprężeń do analizy

metodą hot spot odczytywano z węzła umieszczonego w odległości $0,4t$ grubości blachy i w odległości równej $1t$ grubości blachy od toe. Po przeliczeniu odległości te wyniosły odpowiednio 1,6 mm i 4 mm. Siatkę podziału wygenerowano w taki sposób aby węzły znalazły się miejscach odczytu naprężeń. Zastosowano lokalne zagęszczenie siatki w obrębie toe zmniejszając odległość między węzłami do 0,1 mm oraz w root do 0,01 mm. Na podstawie odczytanych wartości wyznaczono zakres naprężenia w cyklu i przyrównano do krzywej FAT36, stosowanej dla połączeń spawanych aluminium z niepełną penetracją (podrozdział 2.6.2).

Metodę obliczeń zaprezentowano w formie schematu z zaznaczeniem kroków (rys. 5.26). Pierwszy krok polega na odczytaniu z map naprężeń wartości w dwóch punktach. Pierwszym oddalonym od toe o $0,4t$ grubości blachy oraz drugim oddalonym o odległość równą grubości blachy (tj. $1t$) od toe. Wartości odczytywane są zarówno dla maksymalnego obciążenia w cyklu dla pierwszego poziomu obciążenia. Drugi krok polega na odczycie naprężenia z tych samych punktów przy minimalnym obciążeniu w cyklu dla tego samego poziomu obciążenia. Krok pierwszy i drugi jest powtarzany dla pozostałych poziomów obciążenia. W trzecim kroku obliczone są zakresy naprężeń dla obu punktów poprzez odjęcie od naprężenia przy maksymalnym obciążeniu próbki naprężenia przy minimalnym obciążeniu próbki. Z wykorzystaniem wzoru z kroku czwartego obliczany jest zakres naprężeń w punkcie hot spot jakim jest toe. Następnie, w kroku piątym, na krzywych FAT36 dla metody hot spot odczytywana jest liczba cykli odpowiadająca obliczonym zakresom naprężeń. W celu odniesienia zakresów naprężeń nominalnych do uzyskanych trwałości oblicza się je zgodnie z krokiem 6. Na podstawie obliczonych zakresów naprężeń nominalnych oraz trwałości obliczonych za pomocą metody hot spot można wykreślić krzywe projektowe przedstawione w kroku 7.



Rys. 5.26. Obliczanie krzywych projektowych zależności zakresu naprężenia nominalnego od trwałości na podstawie krzywych FAT oraz wyników analizy numerycznej w metodzie hot-spot

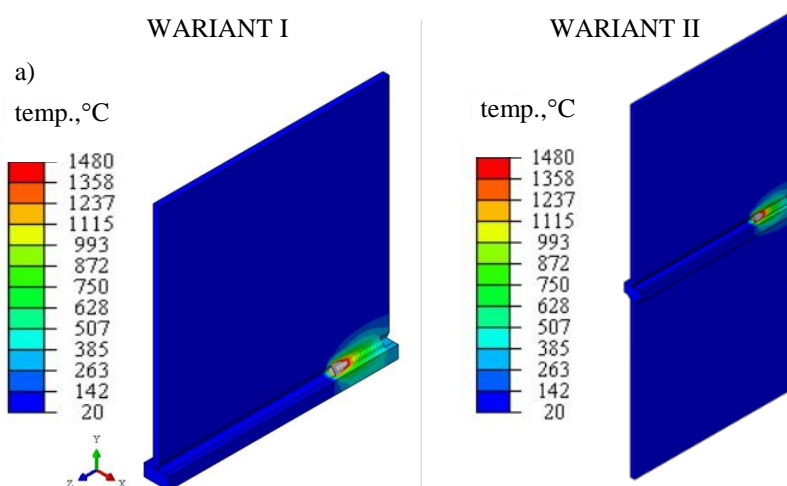
6. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

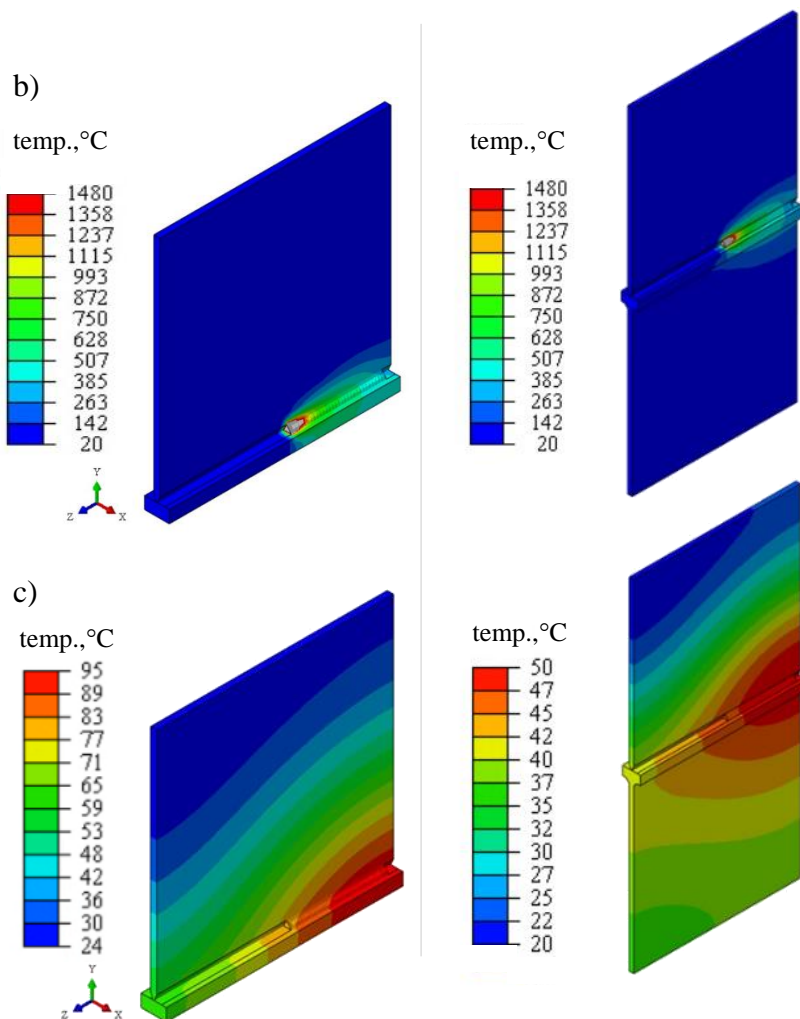
Rozdział obejmuje wyniki przeprowadzonych badań podzielonych na tematyczne podrozdziały. Wyniki przedstawiono w formie tabel, wykresów z przeprowadzonych prób, map rozkładów pól mechanicznych (przemieszczeń, odkształceń, naprężeń) oraz zdjęć. W rozdziale skupiono się na szczegółowym zaprezentowaniu uzyskanych danych wraz z ich bieżącą interpretacją stanowiącą podstawę dla późniejszej analizy zbiorczej.

6.1. NUMERYCZNA I EKSPERYMENTALNA ANALIZA ROZKŁADÓW TEMPERATURY W POŁĄCZENIU SPAWANYM

6.1.1. Metoda elementów skończonych

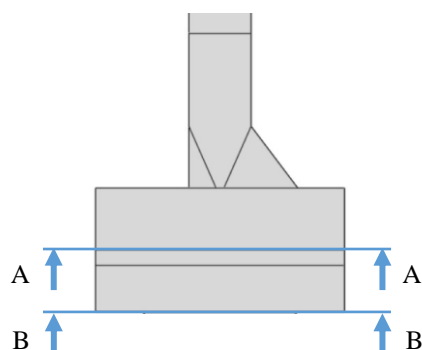
Obliczenia rozkładów temperatury przeprowadzono z zastosowaniem metody elementów skończonych na modelach omówionych w podrozdziale 5.8.1. Wynikiem przeprowadzonych obliczeń są rozkłady temperatury, które rozważono w wybranej fazie zamodelowanego procesu spawania oraz chłodzenia przy interwale czasowym wynoszącym 0,01 s. Na rysunku 6.1 przedstawiono trzy przykładowe rozkłady temperatury dla wariantu I i II: w środku, na końcu procesu spawania oraz po procesie chłodzenia trwającym 180 sekund. Wariant I dotyczy spawania blachy stalowej do ŁZW. W II wariancie stalowa blacha spawana jest do ŁZW z uprzednio dospawaną blachą ze stopu aluminium.





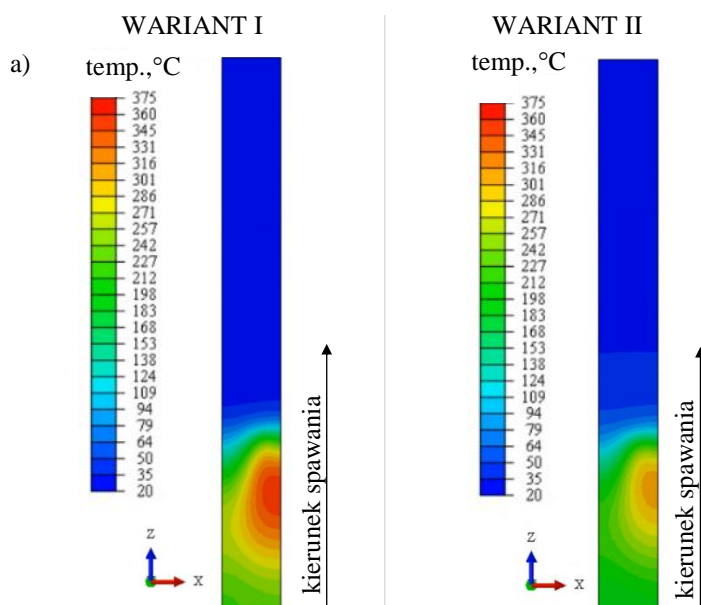
Rys. 6.1. Przykładowe wyniki analizy numerycznej rozkładów temperatury dla wariantu I i II: a) w połowie procesu spawania; b) na końcu procesu spawania; c) po procesie chłodzenia

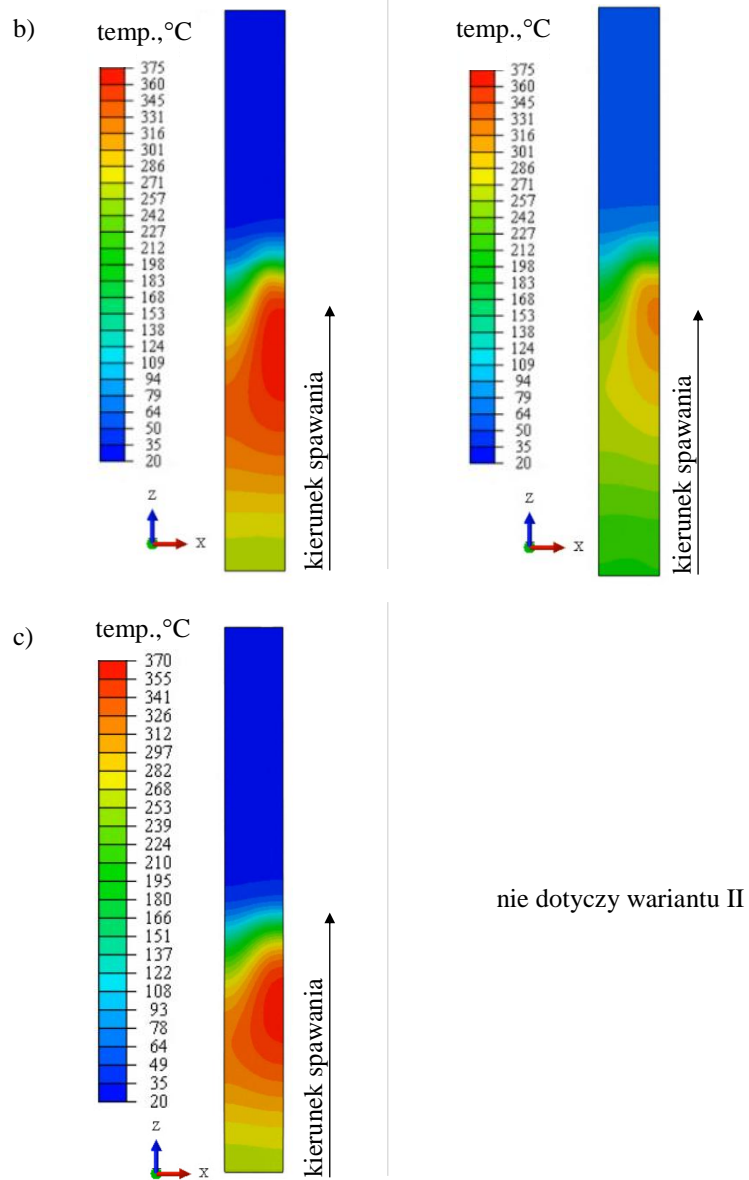
Z uwagi na możliwość przegrzania strefy przejściowej ŁZW podczas spawania, skupiono się na rozkładzie temperatury w jej obszarze. Na rysunku 6.2 oznaczony przekrój A-A obrazuje powierzchnię dla której wyznaczono rozkład temperatury w strefie przejściowej łącznika. Dodatkowo tylko dla wariantu I istnieje możliwość porównania rozkładów temperatury uzyskanych w metodzie numerycznej z wynikami pomiarów kamerą termowizyjną. Pomiar rozkładów temperatur w tym przypadku będzie obejmował przeciwną do spawania stronę łącznika zgrzewanego wybuchowo, oznaczoną przekrojem B-B (rys 6.2).



Rys. 6.2. Powierzchnie przekroju łącznika zgrzewanego wybuchowo, dla których przeanalizowano rozkłady temperatur: A-A strefa przejściowa AA1050; B-B przeciwna strona ŁZW do strony spawania

Określono fazę spawania, w której temperatura w strefie przejściowej łącznika osiąga najwyższą wartość i w kolejnych krokach nie rośnie. Uzyskane rozkłady temperatury dla wariantu I i II podczas połowy procesu spawania przedstawiono na rysunku 6.3a. Analogiczne rozkłady dla końca procesu spawania przedstawiono na rysunku 6.3b. Maksymalna temperatura w strefie przejściowej łącznika zgrzewanego wybuchowo osiągała wartość 369 °C w wariacie I (bez dospawanej blachy aluminiowej), podczas gdy w wariacie II (z dospawaną uprzednio blachą aluminiową) wyniosła 313 °C. Różnica wynosi zatem 56 °C. Na rysunku 6.3c przedstawiono również rozkład temperatury podczas spawania po przeciwnej stronie ŁZW dla wariantu I.

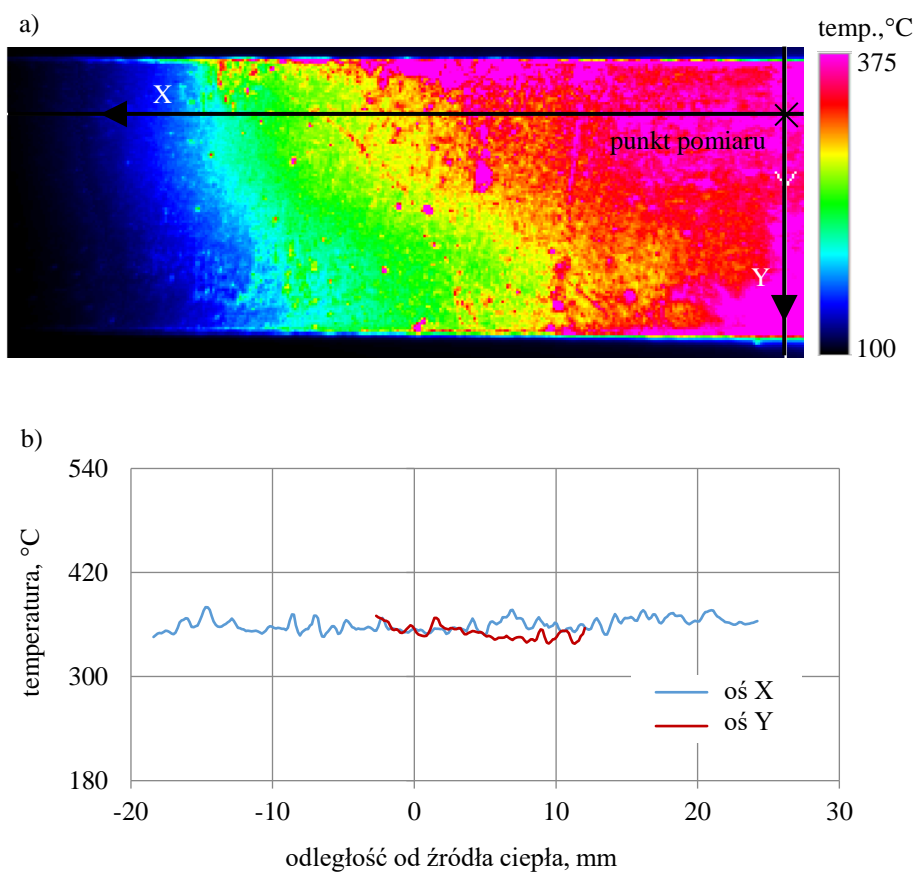




Rys. 6.3. Rozkłady temperatury dla wariantu I i II: a) dla połowy procesu spawania, w przekroju A-A; b) na końcu procesu spawania, w przekroju A-A; c) na końcu procesu spawania w przekroju B-B

6.1.2. Termografia

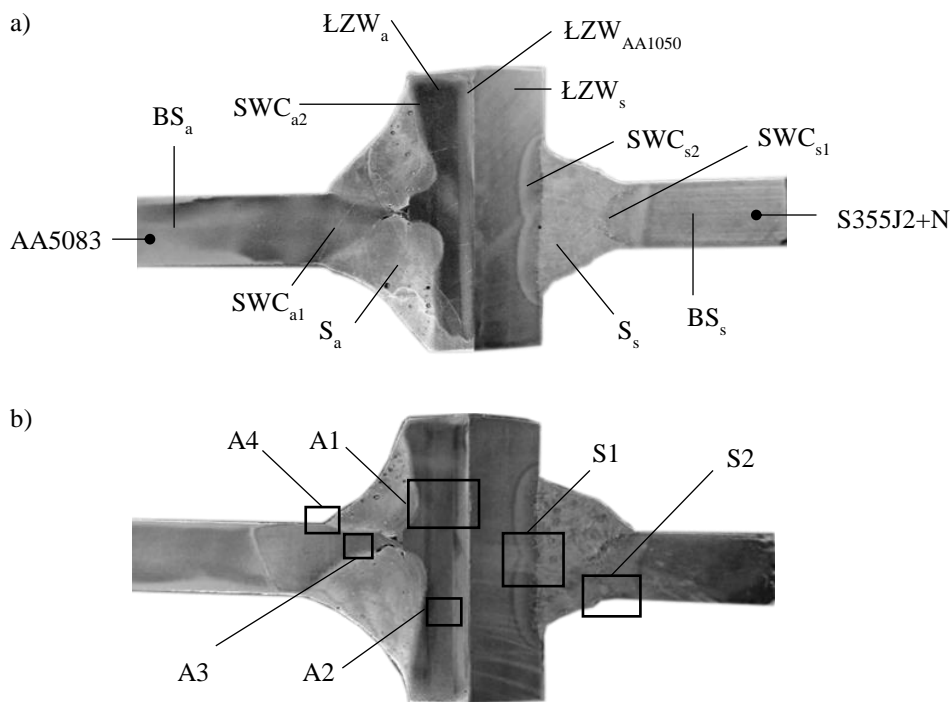
Pomiar temperatury na zewnętrznej stronie cienkościennego łącznika zgrzewanego wybuchowo podczas procesu spawania przeprowadzono z zastosowaniem metody termograficznej. Sposób realizacji pomiaru opisano w podrozdziale 5.1. Rejestracji temperatury dokonano dla przypadku spawania blachy stalowej do ŁZW opisany wcześniej jako wariant I. Uzyskano rozkład temperatury mierzony na powierzchni aluminiowej strony ŁZW tj. po przeciwnej stronie spawania. Rozkład temperatury na powierzchni łącznika zgrzewanego wybuchowo przedstawiono na rysunku 6.4a. Rozkład temperatury w osi X i Y zaprezentowano na rysunku 6.4b. Maksymalna temperatura uzyskana z pomiaru kamerą termowizyjną wynosi 353,1 °C.



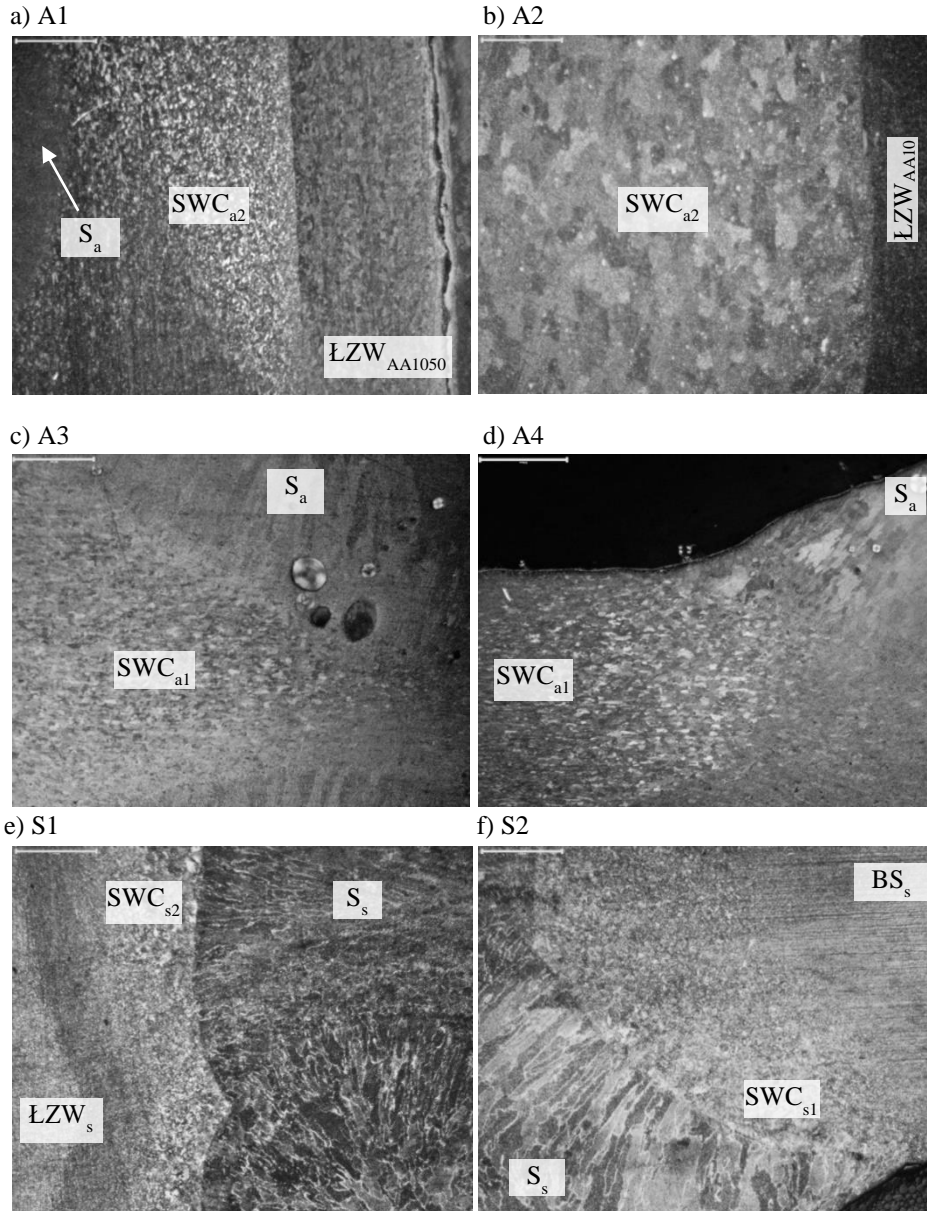
Rys. 6.4. Rozkład temperatury na powierzchni ŁZW w określonym punkcie dla wariantu II: a) rozkład temperatury; b) rozkład temperatury w osi X i Y

6.2. MAKRO I MIKROSTRUKTURA

Przygotowanie zglądów i stanowisko badawcze opisano w podrozdziale 5.2. Analiza próbek W_Al/Fe za pomocą metalograficznego mikroskopu optycznego pozwoliła zaobserwować typowe strefy połączeń spawanych: strefę wpływu ciepła (SWC) i spoinę (S). Oznaczono również materiały bazowe spawanych blach (BS) oraz materiały łącznika zgrzewanego wybuchowo (ŁZW). Ich ułożenie i zasięg stref połączenia pokazano na rysunku 6.5a. Połączenie stali ze stalą ŁZW charakteryzuje się stosunkowo wąskim wtopieniem w materiał. Towarzyszy temu również niewielka strefa wpływu ciepła. Większość spoiny stalowej S_s znajduje się w obrębie spawanej blachy. Złącze stopu aluminium charakteryzuje bardziej złożony charakter. Analiza zasięgu spoin aluminiumowej S_a pozwala zauważyć brak uzyskania pełnego przetopu. W celu dokładniejszego określenia wpływu spawania na strukturę materiałów bazowych, analizie poddano wybrane fragmenty połączeń oznaczone na rysunku 6.5b ramkami. Ich powiększone obrazy pokazano na rysunku 6.6.



Rys. 6.5. Makrostruktura połączenia spawanego Al/Fe: a) oznaczenie typowych stref połączenia spawanego; b) oznaczenie wybranych regionów opisanych na rysunku 6.6



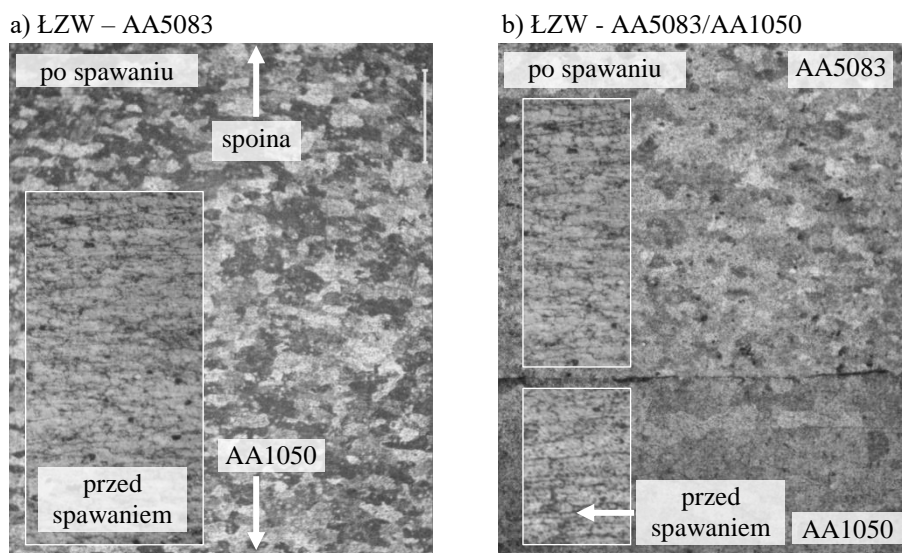
Rys. 6.6. Makrostruktura wybranych regionów oznaczonych na rysunku 6.5: a) A1; b) A2; c) A3; d) A4; e) S1; f) S2

Strefy wpływu ciepła po obu stronach spoiny w stali S355J2+N mają podobną budowę krystaliczną o regularnym kształcie ziaren, które stopniowo przechodzą w dendrytyczny układ ziaren w spoinie. Ich ułożenie odpowiada kierunkom odprowadzania ciepła w trakcie chłodzenia złącza. Zasięg strefy

wpływu ciepła po obydwu stronach spoiny nie przekracza 1 mm. Można zatem przyjąć, że ciepło wprowadzone do warstwy S355J2+N w trakcie spawania nie wprowadziło przemian metalurgicznych w strefie interfejsu łącznika zgrzewanego wybuchowo.

Tak jak wspomniano wcześniej, w warstwie AA5083 ŁZW trudno jest wskazać obszar, który nie zostałby zmieniony w wyniku spawania. Analiza połączenia wykazała stopniowy wzrost wielkości ziaren w strefie wpływu ciepła wraz ze zbliżaniem się do spoiny, w której rozmiar ziaren ulega znacznemu wzrostowi, co odpowiada danym literaturowym [137]. Podobnie jak w przypadku stali można zauważyć dendrytyczny układ ziaren w spoinie, a kierunek ich krystalizacji związany jest z kierunkiem chłodzenia, co skutkuje wyraźną anizotropią spoiny. Poza spoiną zmiana wielkości ziaren jest widoczna w całym przekroju warstwy AA5083 (rys. 6.7a), stąd należy założyć, że ciepło wprowadzone w trakcie spawania mogło spowodować zmiany strukturalne także w warstwie AA1050.

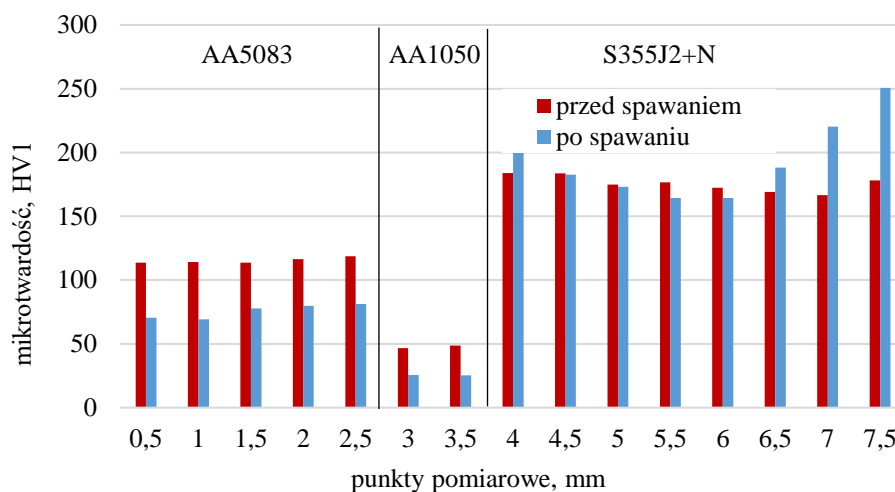
Materiały bazowe, z których wykonany jest łącznik zgrzewany wybuchowo, w stanie początkowym charakteryzują się drobnoziarnistą, silnie kierunkową strukturą wynikającą z zastosowanych obróbek cieplnych i plastycznych (AA5083 H321, AA1050 H24). Morfologia obydwu warstw przed spawaniem odzwierciedla także przebieg wcześniejszych procesów technologicznych, które wpłynęły na silną kierunkowość struktury. Ciepło wprowadzone w wyniku spawania spowodowało wyżarzenie obydwu stopów i w efekcie znaczny wzrost rozmiaru ziarna, a w także ich przebudowę i ujednorodnienie wymiarów co można zaobserwować na rysunku 6.7b.



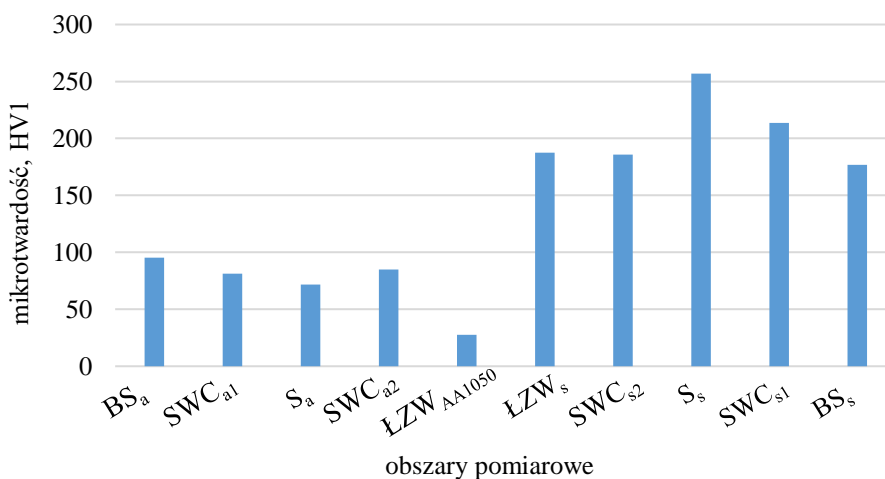
Rys. 6.7. Mikrostruktura stopu aluminium przed i po procesie spawania: a) AA5083 w ŁZW; b) pomiędzy AA5083 a AA1050 w ŁZW

6.3. ROZKŁADY MIKROTWARDOŚCI

Mikrotwardość w poszczególnych strefach połączenia zmierzono zgodnie z procedurą opisaną w rozdziale 5.3. Wyniki pomiarów mikrotwardości laminatu zgrzewanego wybuchowo wykonanych przed i po procesie spawania zestawiono w tabeli 6.1 oraz przedstawiono na rysunku 6.8. Mikrotwardość w poszczególnych strefach połączenia W_Al/Fe przedstawiono w tabeli 6.2 i rysunku 6.9 Mikrotwardość w poszczególnych strefach odpowiada miejscom oznaczonym na rysunku 6.5a.



Rys. 6.8. Mikrotwardość laminatu zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania



Rys. 6.9. Mikrotwardość połączenia spawanego W_Al/Fe w poszczególnych strefach

Tab. 6.1. Wyniki pomiaru mikrotwardości laminatu zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania

	punkty pomiarowe						
	1	2	3	4	5	6	7
	odległość, mm						
	0,5	1	1,5	2	2,5	3	3,5
	AA5083				AA1050		
HV1 przed	113,6	114,1	113,6	116,3	118,7	46,6	48,7
HV1 po	70,4	69,2	77,7	79,7	81,3	25,60	25,20

	punkty pomiarowe							
	8	9	10	11	12	13	14	15
	odległość, mm							
	4	4,5	5	5,5	6	6,5	7	7,5
	S355J2+N							
HV1 przed	183,9	183,7	174,8	176,5	172,4	169	166,6	178,2
HV1 po	202,2	182,7	173,1	164,2	164,2	188,20	220,20	250,70

Tab. 6.2. Wyniki pomiaru mikrotwardości HV1 w poszczególnych strefach połączenia W_Al/Fe

BS	SWC	S	SWC	ŁZW	ŁZW	SWC	S	SWC	BS
a	a1	a	a2	AA1050	s	s2	s	s1	s
95,3	81,4	71,8	84,8	27,6	187,4	185,8	256,9	213,5	176,8

Porównując pomiary w obszarze łącznika zgrzewanego wybuchowo przed i po procesie spawania dostrzegalny jest jego wpływ na zmiany mikrotwardości. Po stronie stopu aluminium AA5083 w wyniku spawania twardość uległa obniżeniu średnio o około 1/3 względem pomiarów przed procesem łączenia. Istotny spadek zauważany jest także w interfejsie AA1050, gdzie mikrotwardość uległa obniżeniu o połowę. Odwrotne zachowanie wyników zaobserwowano dla strony stalowej łącznika zgrzewanego wybuchowo. Wartości mikrotwardości są zbliżone lub wyższe po procesie spawania.

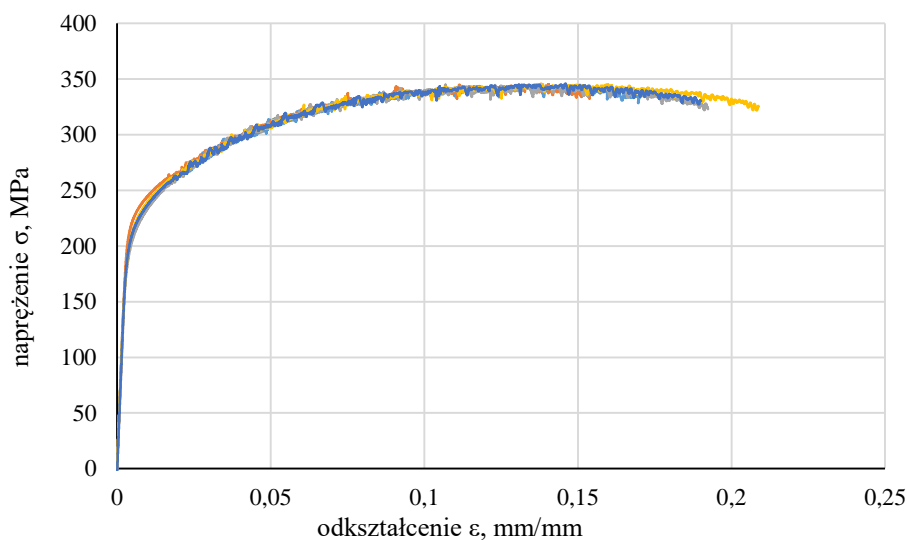
Ujawnione na zglądzie metalograficznym strefy połączenia spawanego i zmierzenie ich mikrotwardości pozwalają na ich porównanie. Uzyskane wyniki po stronie AA5083 są ponad dwukrotnie niższe niż po stronie stali S355J2+N. Podobnie jak wcześniej, najniższą twardością cechuje się warstwa pośrednicząca AA1050. Najwyższą twardość po stronie stopu AA5083 uzyskano dla materiału bazowego (BS_a), a spawanie wpłynęło na spadek mikrotwardości w spoinie (S_a) oraz strefach wpływu ciepła (SWC_{a1} i SWC_{a2}). Odwrotna tendencja dotyczy

strony stalowej dla której proces spawania wpłynął na wzrost mikrotwardości w obszarze stref wpływu ciepła i spoiny. Zauważalnie wyższą wartość względem materiału bazowego (BS_s) zmierzono dla spoiny (S_s), różnica wynosi ok. 1/3.

6.4. WŁAŚCIWOŚCI STATYCZNE

6.4.1. Materiały bazowe

Badania statyczne przeprowadzono zgodnie z procedurą opisaną w podrozdziale 5.4 z użyciem próbek przedstawionych w podrozdziale 4.1.4. Wyniki badań statycznych stopu aluminium AA5083 (AA_BS_S) w formie wykresu naprężenia w funkcji odkształcenia przedstawiono na rysunku 6.10. W tabeli 6.3 zestawiono wartości modułu Younga E, wytrzymałości na rozciąganie R_m , granicy plastyczności $R_{0,2}$ oraz wydłużenia przy zerwaniu A. W tabeli podano ponadto wartość średnią i odchylenie standardowe dla każdej wyznaczonej właściwości mechanicznej. Średnia wartość modułu Younga E wyniósł 69492 MPa. Średnia wytrzymałość R_m wyniosła 345,2 MPa, a średnia umowna granica plastyczności $R_{0,2}$ 213 MPa. Średnie wydłużenie przy zerwaniu A wyniosło 18,3 %.

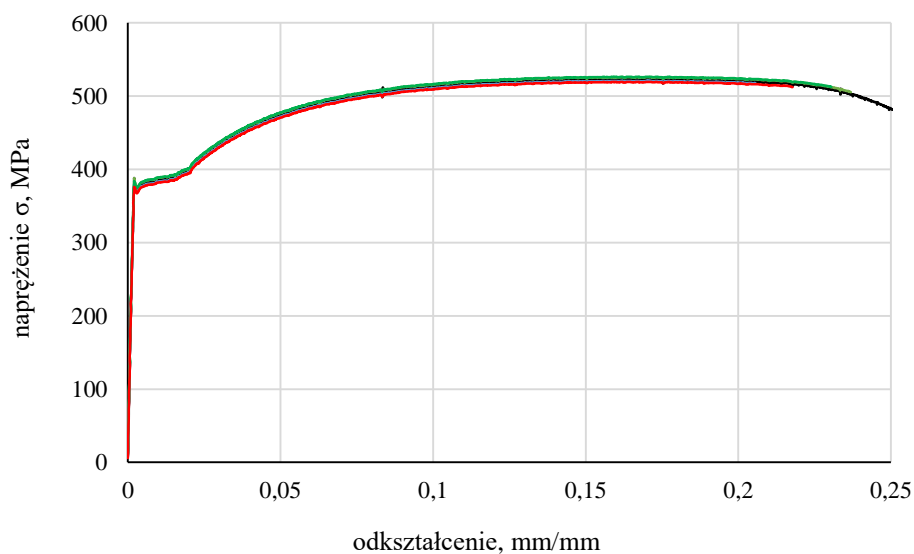


Rys. 6.10. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy z próby monotonicznego rozciągania próbek AA_BS_S stopu aluminium AA5083

Tab. 6.3. Wyniki badań statycznych próbek AA_BS_S stopu aluminium AA5083

numer próbki	E	R _m	R _{0,2}	A
	MPa	MPa	MPa	%
AA_BS_S_1	70519,2	343,7	212,1	17,0
AA_BS_S_2	68588,9	345,8	223,8	15,4
AA_BS_S_3	68866,5	345,0	205,0	19,2
AA_BS_S_4	69519,1	345,5	212,2	20,9
AA_BS_S_5	69966,2	345,9	212,1	19,0
średnia	69492,0	345,2	213,0	18,3
odch. stand.	788,6	0,9	6,8	2,1

Wyniki badań statycznych stali S355J2+N (S_BS_S) w formie wykresu naprężenia w funkcji odkształcenia przedstawiono na rysunku 6.11. W tabeli 6.4 zestawiono takie same wartości jak w przypadku stopu aluminium. Średnia wartość modułu Younga E dla stali wyniosła 207324 MPa. Średnia wytrzymałość R_m wyniosła 524,9 MPa, a średnia granica plastyczności R_e 370,9 MPa. Średnie wydłużenie przy zerwaniu A wyniosło 23,2 %.



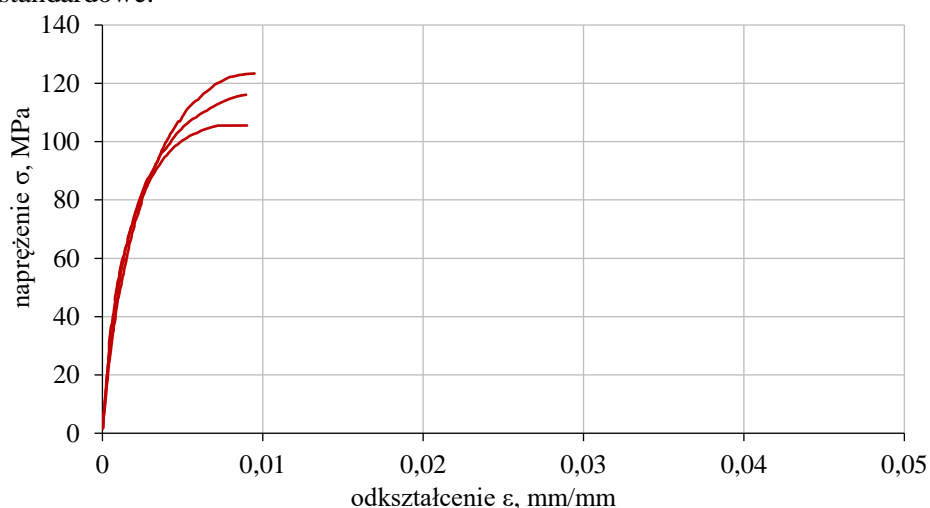
Rys. 6.11. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy z próby monotonicznego rozciągania próbek S_BS_S stali S355J2+N

Tab. 6.3. Wyniki badań statycznych próbek S_BS_S stali S355J2+N

numer próbki	E	R _m	R _e	A
	MPa	MPa	MPa	%
S_BS_S_1	207282	524,1	368,9	26,9
S_BS_S_2	208941	526,2	373,1	23,7
S_BS_S_3	205002	521,0	368,7	20,6
S_BS_S_4	209562	526,5	375,1	21,8
S_BS_S_5	205831	526,5	368,7	23,0
średnia	207324	524,9	370,9	23,2
odch. stand.	1952	2,4	3,0	2,4

6.4.2. Laminat zgrzewany wybuchowo

Badania statyczne laminatu zgrzewanego wybuchowo przeprowadzono na mikropróbkach scharakteryzowanych w rozdziale 4.2.3 metodą opisaną w podrozdziale rozdziale 5.4. Biorąc pod uwagę szeregowo ułożenie warstw laminatu, można przyjąć, że wyznaczone w trakcie badań właściwości wynikają w głównej mierze z lokalnych własności materiału AA1050 stanowiącego warstwę pośredniczącą pomiędzy stalą a stopem aluminium w ŁZW. Przebieg wykresu rozciągania pokazano na rysunku 6.12. W tabeli 6.5 zestawiono wartości modułu Younga E, wytrzymałości na rozciąganie R_m oraz granicy plastyczności R_{0,2}. Średnia wartość modułu Younga E wyniosła 60807,4 MPa. Średnia wytrzymałość R_m wyniosła 115,3 MPa, a średnia umowna granica plastyczności R_{0,2} 94,4 MPa. Dla każdej z tych wartości obliczono również odchylenie standardowe.



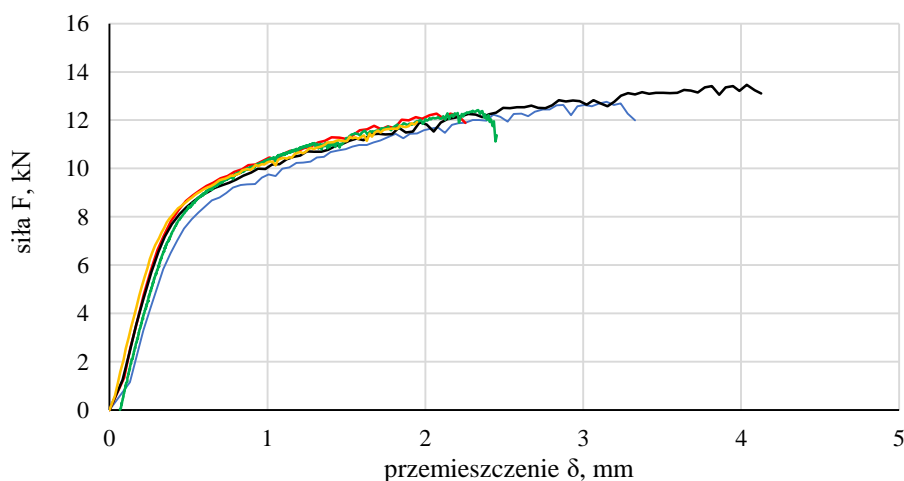
Rys. 6.12. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy z próby monotonicznego rozciągania próbek AA1050_Ł_Al/Fe_S łącznika zgrzewanego wybuchowo przed spawaniem

Tab. 6.5. Wyniki badań statycznych próbek AA1050 Ł_Al/Fe_S przed spawaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo

numer próbki	E	R _m	R _{0,2}
	MPa	MPa	MPa
AA1050 Ł_Al/Fe_S 1	56137,3	123,4	97,2
AA1050 Ł_Al/Fe_S 2	67345,6	106,1	90,4
AA1050 Ł_Al/Fe_S 3	58939,3	116,5	95,7
średnia	60807,4	115,3	94,4
odch. stand.	5833,0	8,7	3,6

6.4.3. Złącza spawane

Badaniom statycznym poddano również złącza spawane stali ze stopem aluminium poprzez łącznik zgrzewany wybuchowo. Metodę i stanowisko użyte do przeprowadzenia badań przedstawiono w podrozdziale 5.4, a próbki opisano w podrozdziale 4.4.3. Na rysunku 6.13 zaprezentowano wykres przebiegu zmian siły F względem przemieszczenia. Siła F_{max} jest wartością w której próbka ulegała zniszczeniu. W tabeli 6.6 umieszczono dane dla poszczególnych, przebadanych próbek, tj. siły maksymalne F_{max} oraz wytrzymałość R_m połączeń spawanych. Do obliczenia wartości wytrzymałości R_m dla poszczególnych próbek wartość siły maksymalnej F_{max} podzielono przez pole przekroju dospawanej do ŁZW blachy ze stopu aluminium. W tabeli podano średnią wartość siły maksymalnej F_{max} wynoszącą 12,6 kN oraz średnią wytrzymałość badanych połączeń R_m równą 324,1 MPa. Zawarto w niej również odchylenie standardowe wyników.

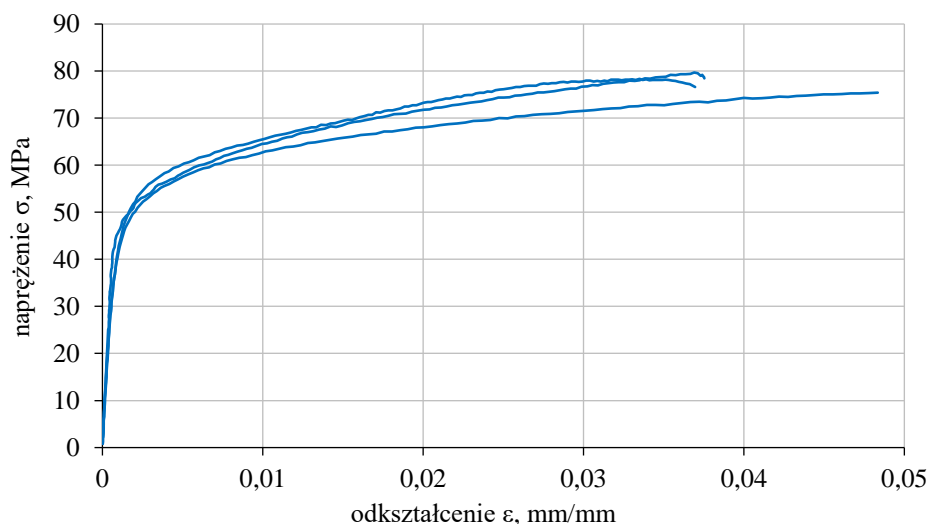


Rys. 6.13. Wykres zależności siły w funkcji przemieszczenia z próby montonicznego rozciągania próbek W_Al/Fe_S połączenia spawanego Al/Fe

Tab. 6.6. Wyniki badań statycznych próbek W_Al/Fe_S złączy spawanych

numer próbki	F_{max}	R_m	miejsce uszkodzenia
	kN	MPa	
W_Al/Fe_S_1	12,76	329,0	root
W_Al/Fe_S_2	12,27	316,5	root
W_Al/Fe_S_3	13,46	347,2	root
W_Al/Fe_S_4	12,42	320,3	root
W_Al/Fe_S_5	11,93	307,5	root
średnia	12,6	324,1	-
odch. stand.	0,6	15,0	-

Do wyznaczenia lokalnych własności ŁZW po procesie spawania użyto mikropróbek wyciętych z połączenia spawanego (podrozdział 4.3.3, rys. 4.14). Metodę badań i stanowisko opisano w podrozdziale 5.4, odpowiada ona badaniom opisanym w 6.4.2. Na rysunku 6.14 przedstawiono wykres naprężeniowo-odkształceniowy łącznika zgrzewanego wybuchowo po procesie spawania, a w tabeli 6.7 wyznaczone właściwości. Średnia wartość modułu Younga E wyniosła 63727,6 MPa. Średnia wytrzymałość R_m wyniosła 79,4 MPa, a średnia umowna granica plastyczności $R_{0,2}$ 54,3MPa.. W tabeli zamieszczono również wartość odchylenie standardowe dla każdej wyznaczonej właściwości mechanicznej.

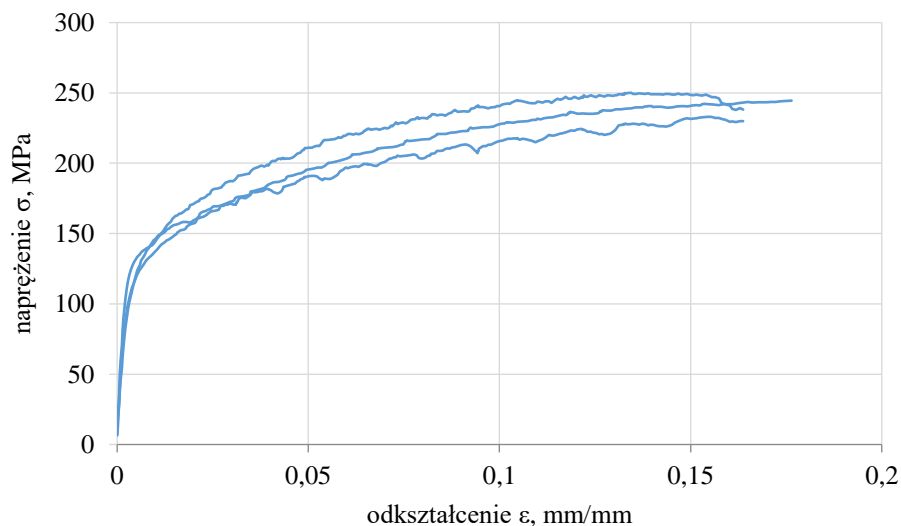


Rys. 6.14. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy z próby monotonicznego rozciągania próbek AA1050_L_Al/Fe_S po łącznika zgrzewanego wybuchowo po spawaniu

Tab. 6.7. Wyniki badań statycznych próbek AA1050_Ł_Al/Fe_S_po po spawaniu łącznika grzewanego wybuchowo

numer próbki	E	R _m	R _{0,2}
	MPa	MPa	MPa
AA1050_Ł_Al/Fe_S_po_1	62692,3	78,3	55,9
AA1050_Ł_Al/Fe_S_po_2	54410,2	75,6	53,3
AA1050_Ł_Al/Fe_S_po_3	74080,4	84,2	53,7
średnia	63727,6	79,4	54,3
odch. stand.	9875,9	4,4	1,4

Badaniom statycznym poddano również próbki pobrane ze spoin po stronie stopu aluminium AA5083, zgodnie ze schematem omówionym w podrozdziale 4.3.3 (rys. 4.15). Wyniki badań próbek AA5083S_W_Al/Fe_S przedstawiono na rysunku 6.15 oraz w tabeli 6.8. Średnia wartość modułu Younga E wyniosła 66675,7 MPa. Średnia wytrzymałość R_m wyniosła 252 MPa, a średnia umowna granica plastyczności R_{0,2} 113,7 MPa.



Rys. 6.15. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy z próby monotonicznego rozciągania próbek AA5083S_W_Al/Fe_S ze strefy spoiny AA5083

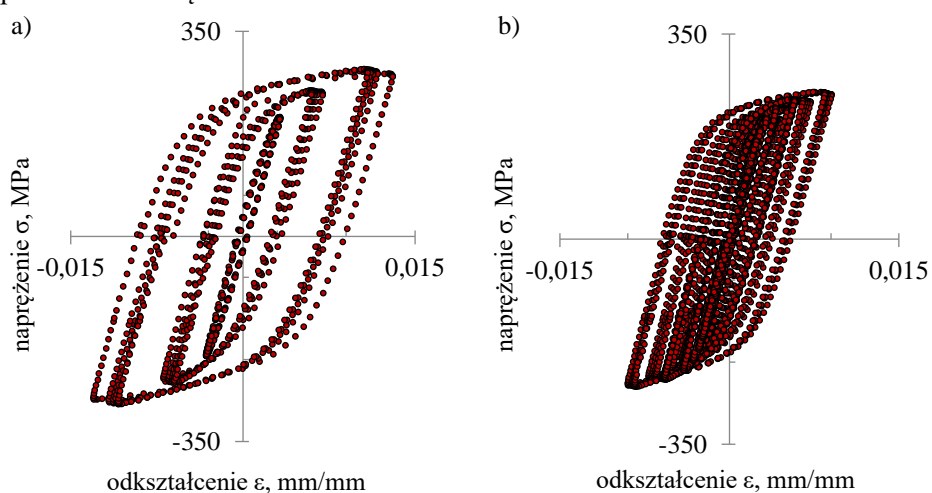
Tab. 6.8. Wyniki badań statycznych próbek AA5083S_W_Al/Fe_S spoiny po stronie stopu aluminium AA5083

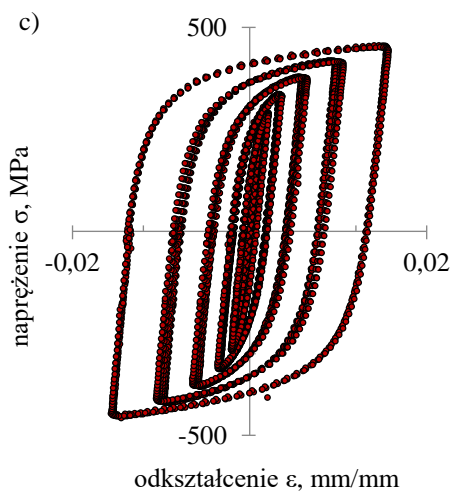
numer próbki	E	R _m	R _{0,2}
	MPa	MPa	MPa
AA5083S_W_Al/Fe_S_1	66141,0	247,8	118
AA5083S_W_Al/Fe_S_2	67900,6	255,4	113
AA5083S_W_Al/Fe_S_3	65985,6	252,7	110
średnia	66675,7	252,0	113,7
odch. stand.	1063,6	3,8	4,0

6.5. WŁAŚCIWOŚCI ZMĘCZENIOWE

6.5.1. Lokalne cykliczne właściwości materiału w wybranych strefach połączenia spawanego

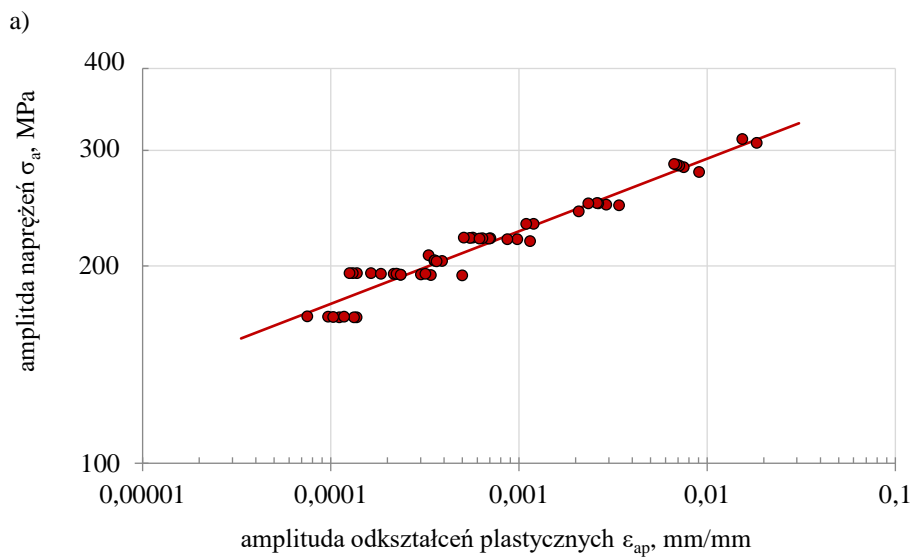
Badania lokalnych cyklicznych właściwości połączenia spawanego przeprowadzono na mikropróbkach pobranych z wybranych stref: stopu aluminium AA5083, stali S355J2+N i spoiny AA5083 (rys. 4.15). Metodę badań opisano w rozdziale 5.5. Zarejestrowane w trakcie testów przebiegi zmian naprężenia i odkształcenia umożliwiły przeprowadzenie analizy pętli histerezy dla poszczególnych poziomów obciążenia w strefach połączenia spawanego. Na rysunku 6.16 pokazano przykładowe pętle histerezy zarejestrowane dla różnych poziomów obciążenia.

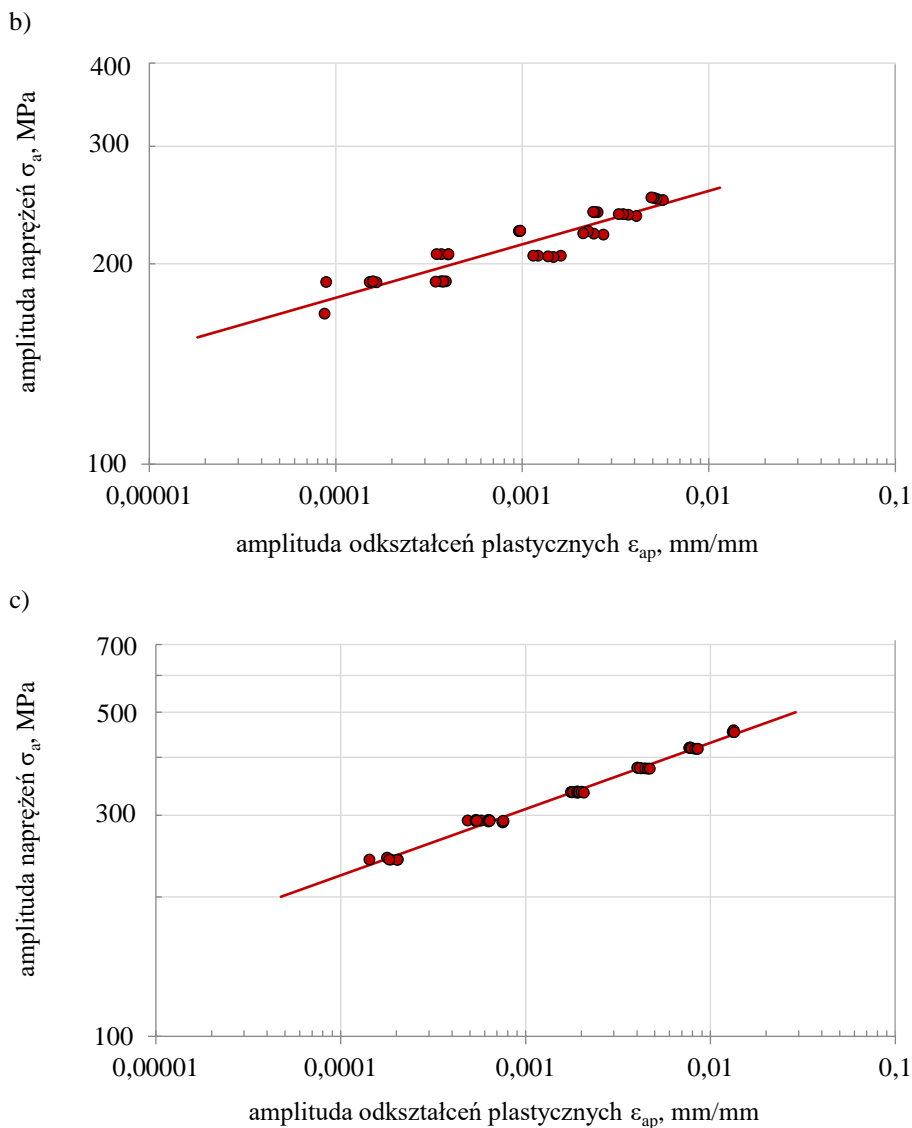




Rys. 6.16. Przykładowe pętle histerezy dla: a) materiału bazowego AA5083; b) spoiny AA5083 c) materiału bazowego S355J2+N

Analiza pętli histerezy pozwoliła na wyznaczenie parametrów K' i n' modelu Ramberga-Osgooda (wzór 5.3) na podstawie przebiegów zmian amplitudy naprężenia σ_a w funkcji amplitudy odkształcenia plastycznego ε_{ap} , (rys. 6.17) zgodnie z zależnością ze wzoru 5.4.





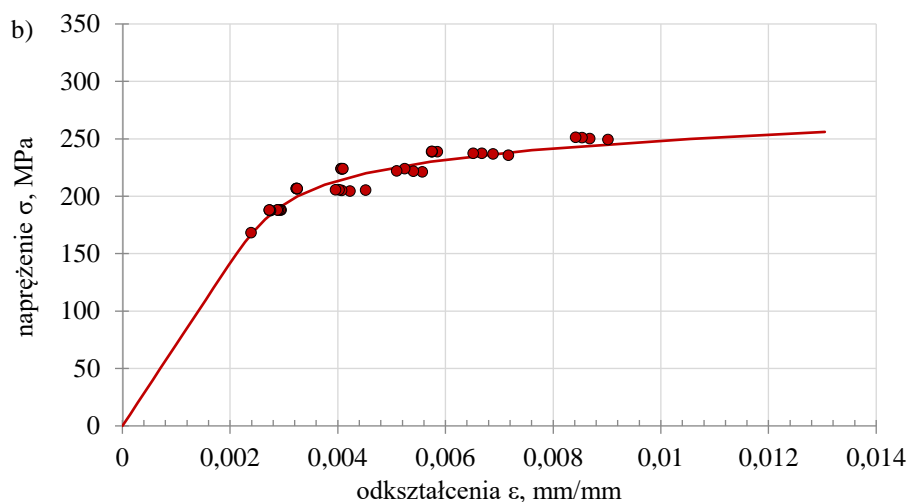
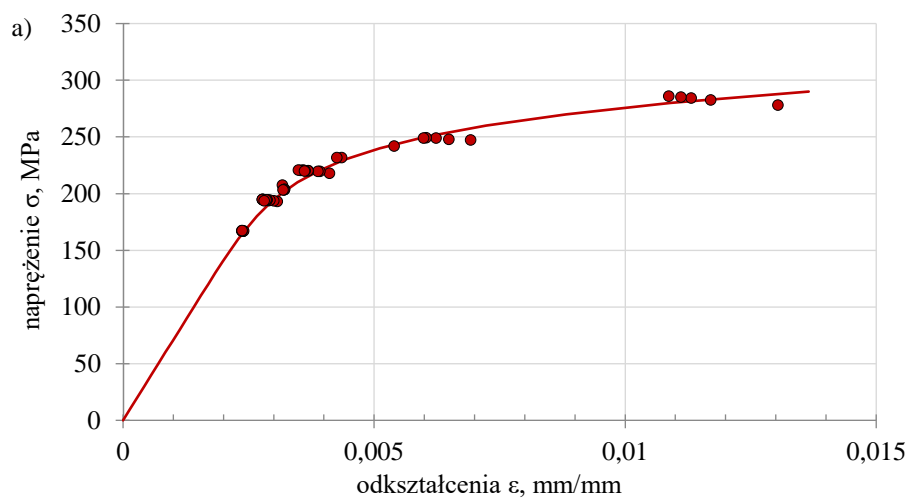
Rys. 6.17. Amplituda naprężeń w porównaniu z krzywymi odkształceń plastycznych: a) materiału bazowego AA5083; b) spoiny AA5083 c) materiału bazowego S355J2+N

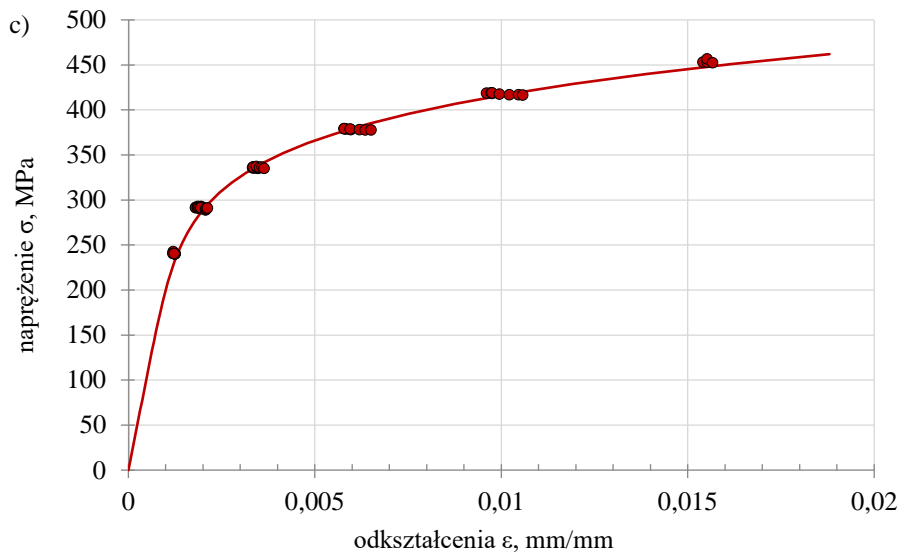
W przypadku wielu materiałów, cykliczne obciążenie w zakresie odkształceń plastycznych może powodować zmianę ich własności określaną jako cykliczna niestabilność. W realizowanych badaniach efekt ten uwidocznił się w szczególności dla stopu aluminium. Widoczny na wykresach (rys. 6.17) rozrzut wartości odkształcenia plastycznego dla porównywalnych wartości naprężenia wynika głównie z umacniania się stopu aluminium w kolejnych powtórzeniach bloku obciążenia. Można zatem przyjąć, że zastosowanie

w modelowaniu cyklicznych właściwości materiału parametrów pętli histerezy pobieranych dla różnych faz obciążenia pozwala na ich uśrednienie i pośrednie uwzględnienie cyklicznej niestabilności. Wyznaczone w trakcie badań wartości K' i n' zestawiono w tabeli 6.9. Na ich podstawie wyznaczono wykresy cyklicznego odkształcenia pokazane na rysunkach 6.18 i 6.19.

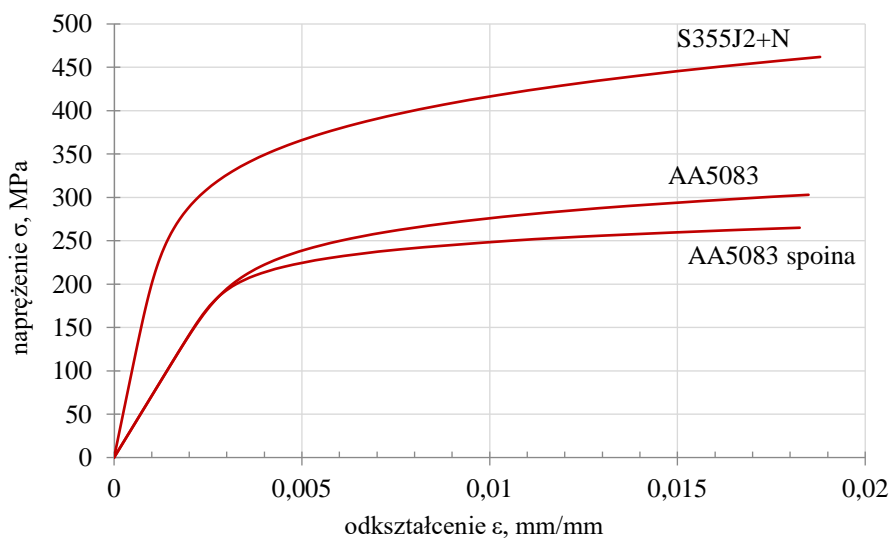
Tab. 6.9. Cykliczne właściwości materiału

parametr	AA5083	AA5083 spoina	S355J2+N
K' , MPa	485	372	830
n'	0,1107	0,0802	0,1429





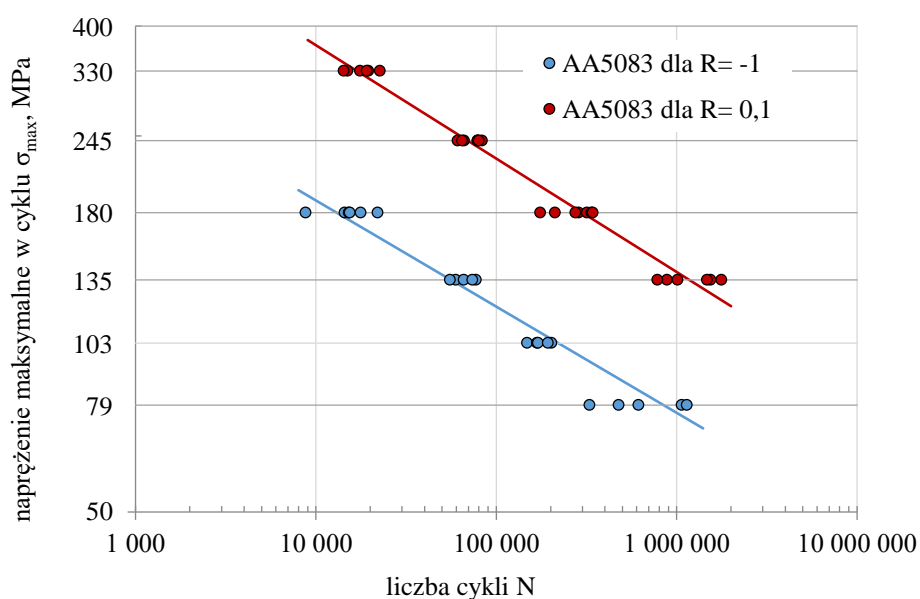
Rys. 6.18. Krzywe cyklicznego odkształcenia: a) materiał bazowy AA5083; b) spoina AA5083; c) materiał bazowy S355J2+N



Rys. 6.19. Zestawienie wykresów cyklicznego odkształcenia materiału bazowego AA5083 i S355J2+N oraz materiału ze strefy spoiny AA5083

6.5.2. Trwałość zmęczeniowa materiału bazowego

Badania zmęczeniowe materiału bazowego AA5083 przeprowadzono według metody opisanej w podrozdziale 5.5 z użyciem próbek opisanych w podrozdziale 4.1.4. Wyniki przedstawiono na rysunku 6.20 w skali logarytmicznej. Na rysunku zestawiono wyniki dla dwóch współczynników asymetrii cyklu $R=0,1$ (tab. 6.10) i $R=-1$ (tab. 6.11). W tabelach zawarto poziomy obciążenia próbek AA_BS_Z oraz liczbę cykli przy której nastąpiło zniszczenie. Na każdym poziomie przebadano między 5 a 7 próbek.



Rys. 6.20. Wyniki badań zmęczeniowych próbek AA5083_W_Al/Fe_Z materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0,1$ i $R=-1$ i naprężeń maksymalnych w cyklu σ_{max}

Tab. 6.10. Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu równego $R=0,1$

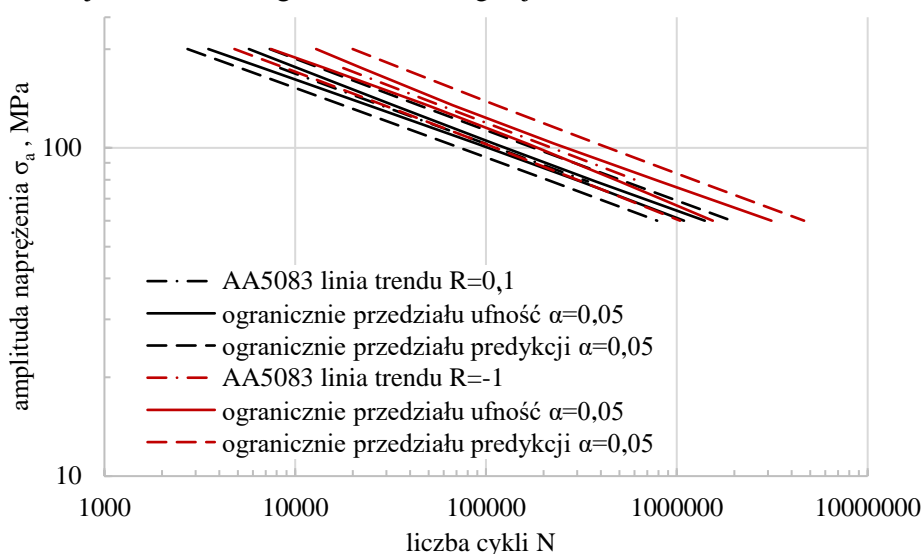
numer próbki	poziom obciążenia σ_{\max}	liczba cykli N
	MPa	-
AA_BS_Z_1	135	1536149
AA_BS_Z_2	135	881810
AA_BS_Z_3	135	782027
AA_BS_Z_4	135	1471947
AA_BS_Z_5	135	1768942
AA_BS_Z_6	135	1009250
AA_BS_Z_7	180	211200
AA_BS_Z_8	180	286420
AA_BS_Z_9	180	274842
AA_BS_Z_10	180	318085
AA_BS_Z_11	180	337227
AA_BS_Z_12	180	342419
AA_BS_Z_13	245	78533
AA_BS_Z_14	245	78859
AA_BS_Z_15	245	83264
AA_BS_Z_16	245	66118
AA_BS_Z_17	245	79963
AA_BS_Z_18	245	64683
AA_BS_Z_19	330	22574
AA_BS_Z_20	330	14958
AA_BS_Z_21	330	14275
AA_BS_Z_22	330	19496
AA_BS_Z_23	330	17584
AA_BS_Z_24	330	19125

Tab. 6.11. Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu równego $R = -1$

numer próbki	poziom obciążenia σ_{\max}	liczba cykli N
	MPa	-
AA_BS_Z_25	79	1 066 058
AA_BS_Z_26	79	614 339
AA_BS_Z_27	79	1 138 941
AA_BS_Z_28	79	475 833
AA_BS_Z_29	79	327 924
AA_BS_Z_30	103	202 000
AA_BS_Z_31	103	148 389
AA_BS_Z_32	103	168 377
AA_BS_Z_33	103	170 029
AA_BS_Z_34	103	192 838
AA_BS_Z_35	135	59 562
AA_BS_Z_36	135	76 909
AA_BS_Z_37	135	55 232
AA_BS_Z_38	135	65 916
AA_BS_Z_39	135	73 606
AA_BS_Z_40	180	14 396
AA_BS_Z_41	180	17 672
AA_BS_Z_42	180	15 183
AA_BS_Z_43	180	21 930
AA_BS_Z_44	180	8 767
AA_BS_Z_45	180	15 413

Na rysunku 6.21 przedstawiono linie regresji oraz przedziały ufności i predykcji badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ i $R = -1$. Przedziały ufności i predykcji określono dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Współczynniki R^2 dla wyznaczonych regresji liniowych wskazują na dobre dopasowanie modelu liniowego do uzyskanych wyników badań doświadczalnych. Wynoszą odpowiednio 0,98 dla próbek badanych przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,1$ oraz 0,96 dla próbek badanych przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Wyznaczone przedziały ufności nie pokrywają się. Pozwala to przyjąć hipotezę, że linie regresji różnią się istotnie statystycznie od siebie. Porównując współczynniki

kierunkowe „a” w równaniu $\log N = a \cdot \log \sigma + b$, można zauważyć, że różnią się one nieznacznie i wynoszą odpowiednio -4,67 oraz -4,50. Celem zweryfikowania hipotezy, że współczynniki te są równe, wykonano statystyczny parametryczny test T służący do sprawdzania równości współczynników korelacji liniowej Pearsona z dwóch niezależnych populacji. Test wskazał że z 95% pewnością można uznać współczynniki kierunkowe linii regresji za statystycznie równe. Wskazuje to na równoległość obu linii regresji.



Rys. 6.21. Linie regresji oraz przedziały ufności i predykcji badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ i $R = -1$

Na podstawie linii regresji dla materiału bazowego AA5083 badanego dla dwóch różnych współczynników asymetrii cyklu obliczono poziomy amplitudy naprężeń odpowiadające określonym poziomom trwałości. Następnie na podstawie wzoru (6.1) obliczono różnicę procentową dla każdego poziomu trwałości.

$$\Delta\sigma_{\alpha\%} = \frac{\sigma_{a(R=0,1)} - \sigma_{a(R=-1)}}{\sigma_{a(R=-1)}} \cdot 100\% \quad (6.1)$$

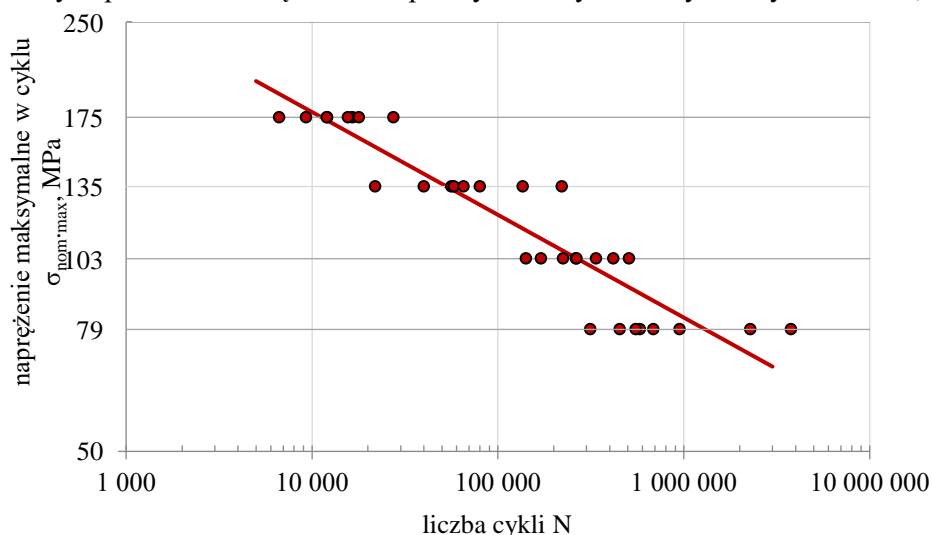
W tabeli 6.12 przedstawiono wyniki obliczeń. Wartości wyliczonej amplitudy naprężeń dla wyników badań przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,1$ są od 13,3% do 14,4% niższe od wartości uzyskanych dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$.

Tab. 6.12. Wyniki obliczeń amplitud naprężeń dla określonych poziomów trwałości wraz ze wskazaniem różnic procentowych dla materiału bazowego AA5083

N_i	$\sigma_a (R=0,1)$	$\sigma_a (R=-1)$	$\Delta\sigma_{a\%}$
-	MPa	MPa	%
10000	166,8	194,8	-14,4
50000	118,8	138,3	-14,1
100000	102,7	119,4	-14,0
500000	73,1	84,8	-13,7
1000000	63,2	73,1	-13,6
5000000	45,0	51,9	-13,3

6.5.3. Trwałość zmęczeniowa złączy spawanych

Badania zmęczeniowe połączeń spawanych W_Al/Fe przeprowadzono zgodnie z procedurą opisaną w rozdziale 5.5 z użyciem próbek opisanych w podrozdziale 4.3.3. Wyniki badań zmęczeniowych połączeń spawanych stali ze stopem aluminium poprzez łącznik zgrzewany wybuchowo przedstawiono na rysunku 6.22 oraz w tabeli 6.13. Wyniki na wykresie przedstawiono w skali logarytmicznej. W tabeli zawarto poziomy obciążenia próbek W_Al/Fe_Z wynoszące kolejno 79, 103, 135 i 175 MPa oraz liczbę cykli w której nastąpiło zniszczenie. Próbki ulegały zniszczeniu w obszarze root lub toe. Miejsce uszkodzenia próbek opisano przy każdej z nich. Przebadano po 8 próbek na każdym poziomie obciążenia. Współczynnik asymetrii cyklu wyniósł $R= 0,1$.

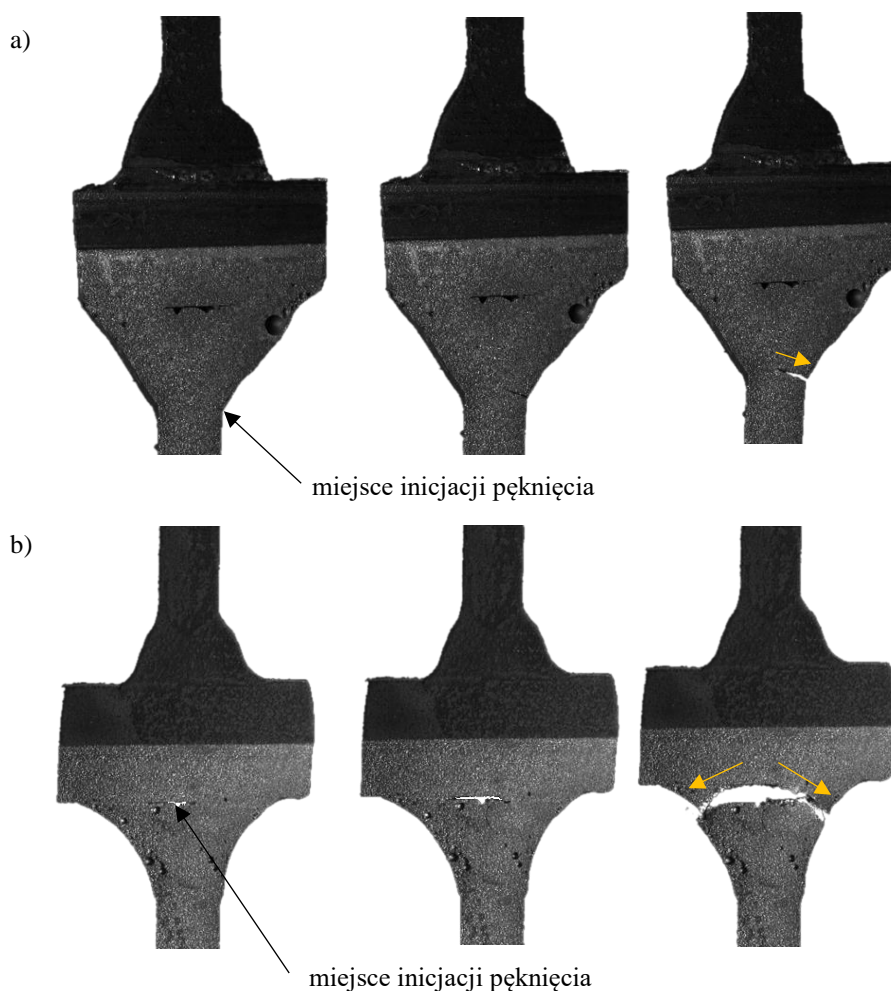


Rys. 6.22. Wyniki badań zmęczeniowych próbek W_Al/Fe_Z połączeń spawanych Al/Fe dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0,1$ i naprężeń nominalnych maksymalnych w cyklu $\sigma_{nom-max}$

Tab. 6.13. Wyniki badań zmęczeniowych próbek W_Al/Fe_Z dla R= 0,1

numer próbki	poziom obciążenia $\sigma_{\text{nom-max}}$	liczba cykli N	miejsce uszkodzenia
	MPa		
W_Al/Fe_Z_1	79	3765329	root
W_Al/Fe_Z_2	79	2278247	root
W_Al/Fe_Z_3	79	947946	root
W_Al/Fe_Z_4	79	686373	root
W_Al/Fe_Z_5	79	581135	toe
W_Al/Fe_Z_6	79	552342	toe
W_Al/Fe_Z_7	79	452000	root
W_Al/Fe_Z_8	79	313957	toe
W_Al/Fe_Z_9	103	508069	root
W_Al/Fe_Z_10	103	418474	root
W_Al/Fe_Z_11	103	337235	root
W_Al/Fe_Z_12	103	264370	toe
W_Al/Fe_Z_13	103	262865	toe
W_Al/Fe_Z_14	103	224644	root
W_Al/Fe_Z_15	103	170746	root
W_Al/Fe_Z_16	103	141606	toe
W_Al/Fe_Z_17	135	221116	root
W_Al/Fe_Z_18	135	136318	toe
W_Al/Fe_Z_19	135	80025	toe
W_Al/Fe_Z_20	135	65245	root
W_Al/Fe_Z_21	135	58127	root
W_Al/Fe_Z_22	135	56302	toe
W_Al/Fe_Z_23	135	40012	root
W_Al/Fe_Z_24	135	21845	root
W_Al/Fe_Z_25	175	27472	root
W_Al/Fe_Z_26	175	17890	toe
W_Al/Fe_Z_27	175	16508	root
W_Al/Fe_Z_28	175	15615	root
W_Al/Fe_Z_29	175	12049	root
W_Al/Fe_Z_30	175	12011	root
W_Al/Fe_Z_31	175	9300	root
W_Al/Fe_Z_32	175	6647	root

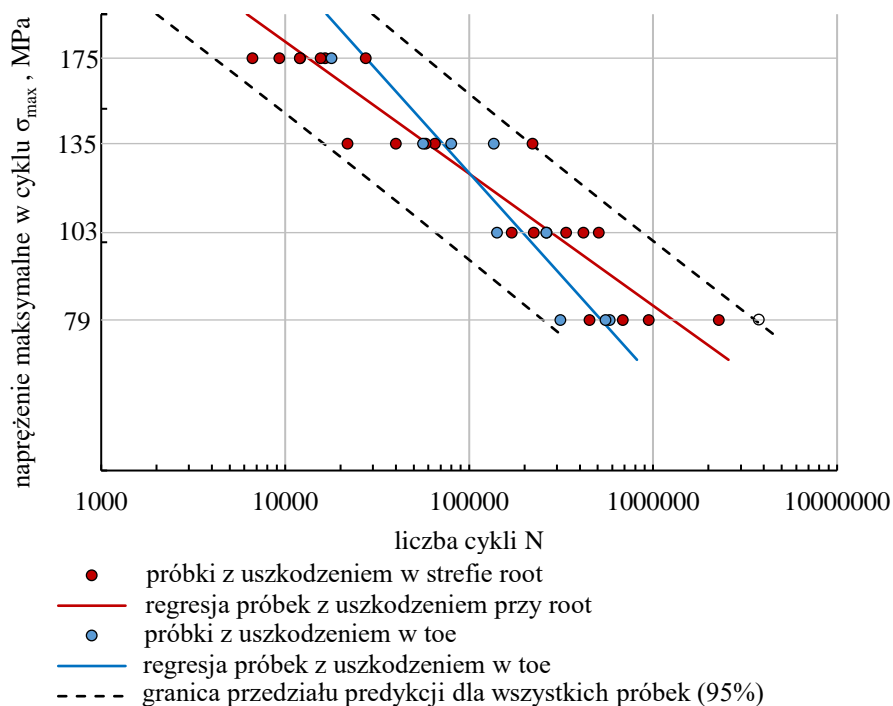
Przykładowe porównanie przebiegu i miejsc uszkodzenia w wyniku badań zmęczeniowych przedstawiono dla dwóch próbek z poziomu obciążenia 135 MPa (rys. 6.23). Uszkodzenie w root wystąpiło w 22 przebadanych próbkach, natomiast w toe dla 10 przypadków.



Rys. 6.23. Miejsca uszkodzenia próbek W_Al/Fe: a) toe; b) root

Na rysunku 6.24 podzielono wyniki badań zmęczeniowych w zależności od miejsca zniszczenia: root lub toe. Dla oby typów wyznaczono oddzielnie linie regresji. Linie te przecinają się przy wartości liczby cykli $N = 10^5$. Większą trwałość dla wyższych poziomów obciążania uzyskiwana jest dla próbek z uszkodzeniem w obszarze toe. Na niższych poziomach obciążania większą trwałość uzyskują próbki cechujące się uszkodzeniem typu root. Próbka bez zaznaczonego wypełnienia na poziomie obciążania 79 MPa wykraczała poza

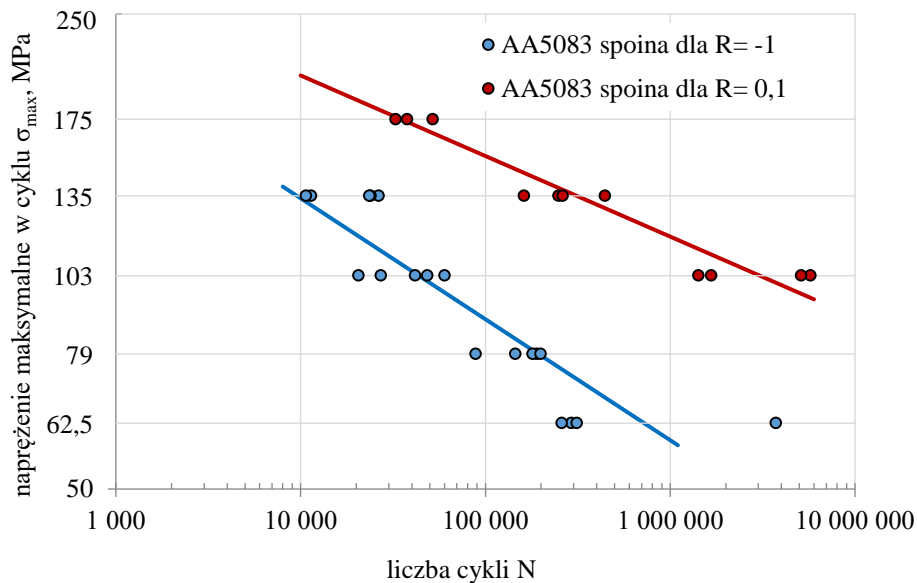
przedział ufności i predykcji. Próbkę pozostawiono na wykresie bez uwzględniania jej podczas wyznaczania linii regresji.



Rys. 6.24 . Wykresy zmęczeniowe materiału bazowego AA5083 i złącza zgrzewanego wybuchowego Al/Fe wyznaczone eksperymentalnie wraz z oznaczeniem przedziału ufności i predykcji dla $p=0,95$

6.5.4. Trwałość zmęczeniowa spoiny w strefach złączy

Badania prowadzone zgodnie z procedurą opisaną w podrozdziale 5.5 na mikropóbkach (rys. 4.15) umożliwiły wyznaczenie trwałości zmęczeniowej w lokalnych strefach połączenia spawanego. Na rysunku 6.25 przedstawiono badania zmęczeniowe spoin AA5083. Wyniki na wykresie przedstawiono w skali logarytmicznej zestawiając naprężenie maksymalne w cyklu σ_{\max} z liczbą cykli N. Badania przeprowadzono dla współczynników asymetrii cyklu $R= 0,1$ i $R= -1$. Dla współczynnika $R= -1$ badania wykonano dla 4 poziomów obciążenia. Dla współczynnika asymetrii cyklu $R= 0,1$ przedstawiono tylko 3 poziomy obciążenia ponieważ dla poziomu 79 MPa próbki znalazły się w obszarze nieograniczonej trwałości zmęczeniowej. Poziomy oraz liczbę cykli, dla której próbki uległy zniszczeniu przedstawiono w tabeli 6.14 i 6.15. Na poszczególnych poziomach przebadano między 3 a 5 próbek.



Rys. 6.25. Wyniki badań zmęczeniowych próbek AA5083S_W_Al/Fe_Z z obszaru spoiny AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ i $R = -1$ i naprężeń maksymalnych w cyklu σ_{\max}

Tab. 6.14. Wyniki badań zmęczeniowych próbek spoin AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu równego $R = 0,1$

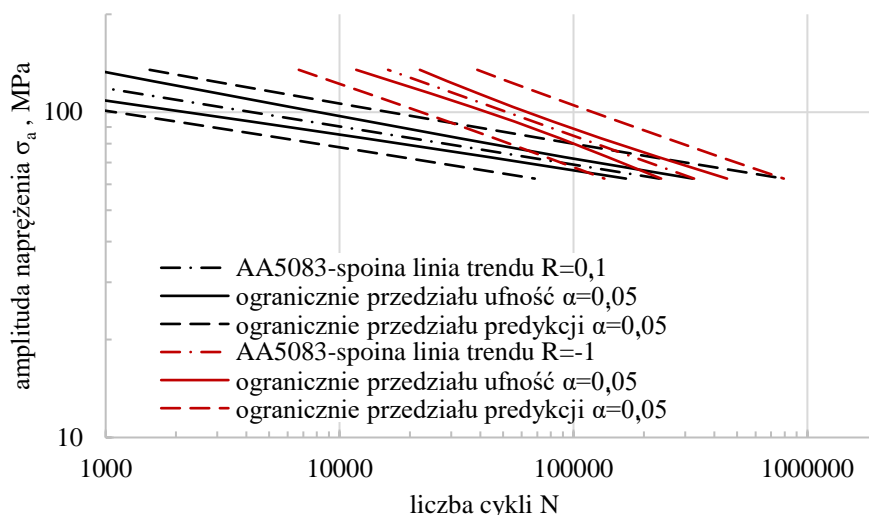
numer próbki	poziom obciążenia σ_{\max}	liczba cykli N
	MPa	-
AA5083S_W_Al/Fe_Z_1	103	1 418 580
AA5083S_W_Al/Fe_Z_2	103	1 667 102
AA5083S_W_Al/Fe_Z_3	103	5 730 500
AA5083S_W_Al/Fe_Z_4	103	5 109 128
AA5083S_W_Al/Fe_Z_5	135	248 731
AA5083S_W_Al/Fe_Z_6	135	443 097
AA5083S_W_Al/Fe_Z_7	135	261 756
AA5083S_W_Al/Fe_Z_8	135	161 785
AA5083S_W_Al/Fe_Z_9	175	32 700
AA5083S_W_Al/Fe_Z_10	175	51 804
AA5083S_W_Al/Fe_Z_11	175	37 760

Tab. 6.15. Wyniki badań zmęczeniowych próbek spoin AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu równego R= -1

numer próbki	poziom obciążenia σ_{\max}	liczba cykli N
	MPa	-
AA5083S_W_Al/Fe_Z_12	62,5	291 500
AA5083S_W_Al/Fe_Z_13	62,5	3 735 681
AA5083S_W_Al/Fe_Z_14	62,5	312 557
AA5083S_W_Al/Fe_Z_15	62,5	258 665
AA5083S_W_Al/Fe_Z_16	79	144 839
AA5083S_W_Al/Fe_Z_17	79	189 360
AA5083S_W_Al/Fe_Z_18	79	179 913
AA5083S_W_Al/Fe_Z_19	79	198 899
AA5083S_W_Al/Fe_Z_20	79	88 323
AA5083S_W_Al/Fe_Z_21	103	27 209
AA5083S_W_Al/Fe_Z_22	103	41 610
AA5083S_W_Al/Fe_Z_23	103	20 523
AA5083S_W_Al/Fe_Z_24	103	60 081
AA5083S_W_Al/Fe_Z_25	103	48 411
AA5083S_W_Al/Fe_Z_26	135	26 448
AA5083S_W_Al/Fe_Z_27	135	23 913
AA5083S_W_Al/Fe_Z_28	135	23 511
AA5083S_W_Al/Fe_Z_29	135	11 400
AA5083S_W_Al/Fe_Z_30	135	10 665

Dla próbek spoiny AA5083 wykonano analogiczną analizę jak dla materiału bazowego AA5083. Na rysunku 6.26 przedstawiono linie regresji oraz przedziały ufności i predykcji badań zmęczeniowych spoiny AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu R = 0,1 i R = -1. Przedziały ufności i predykcji określono dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Współczynniki R^2 dla tak wyznaczonych linii regresji wskazują na dobre dopasowanie modelu liniowego do uzyskanych wyników doświadczenia i wynoszą odpowiednio 0,95 dla próbek badanych przy współczynniku asymetrii cyklu R = 0,1 oraz 0,90 dla próbek badanych przy współczynniku asymetrii cyklu R = -1. Wyznaczone przedziały ufności nie pokrywają się. Można zatem przyjąć hipotezę, że wyznaczone linie regresji różnią się istotnie statystycznie od siebie. Współczynniki kierunkowe „a” w równaniu $\log N = a \cdot \log \sigma + b$ różnią się od siebie i wynoszą odpowiednio -8,52 oraz -3,91. Celem zweryfikowania hipotezy, że współczynniki te są istotnie

statystycznie różne, wykonano statystyczny parametryczny test T służący do sprawdzania równości współczynników korelacji liniowej Pearsona z dwóch niezależnych populacji. Test wskazał, że współczynniki kierunkowe linii regresji różnią się w sposób statystycznie istotny, a więc wyznaczone linie regresji nie są do siebie równoległe.



Rys. 6.26. Linie regresji oraz przedziały predykcji badań zmęczeniowych spoiny AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ i $R = -1$

Na podstawie uzyskanych linii regresji dla spoiny AA5083 badanych przy dwóch różnych współczynnikach asymetrii cyklu obliczono poziomy amplitudy naprężeń odpowiadające określonym poziomom trwałości oraz ich różnice procentowe. W tabeli 6.16, przedstawiono wyniki obliczeń. Wartości wyliczonej amplitudy naprężeń dla wyników badań przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,1$ są od 38,7% niższe od wartości uzyskanych dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$ dla trwałości $N=10\ 000$ cykli do 27,7% wyższe dla trwałości na poziomie $N=5\ 000\ 000$ cykli.

Tab. 6.16. Wyniki obliczeń amplitud naprężeń dla określonych poziomów trwałości wraz ze wskazaniem różnic procentowych dla spoiny AA5083

N_i	$\sigma_a (R=0,1)$	$\sigma_a (R=-1)$	$\Delta\sigma_a\%$
-	MPa	MPa	%
10000	89,0	145,1	-38,7
50000	74,3	100,2	-25,9
100000	68,8	85,4	-19,5
500000	57,4	59,0	-2,7
1000000	53,1	50,3	5,6
5000000	44,4	34,7	27,7

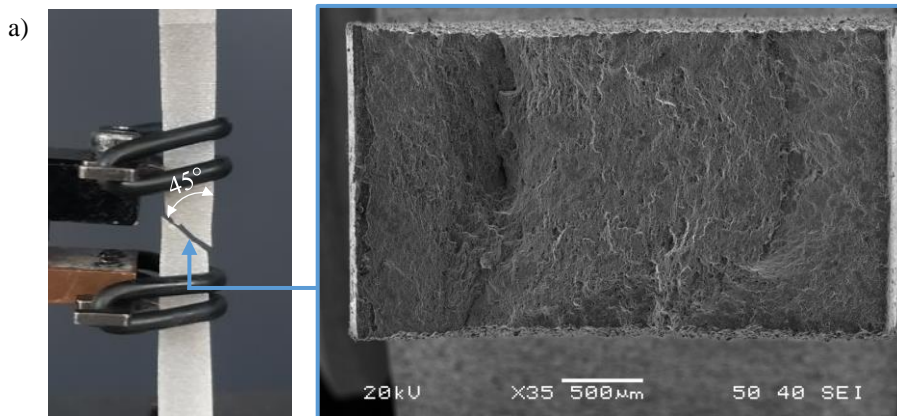
6.6. FRAKTOGRAFIA PRZEŁOMÓW

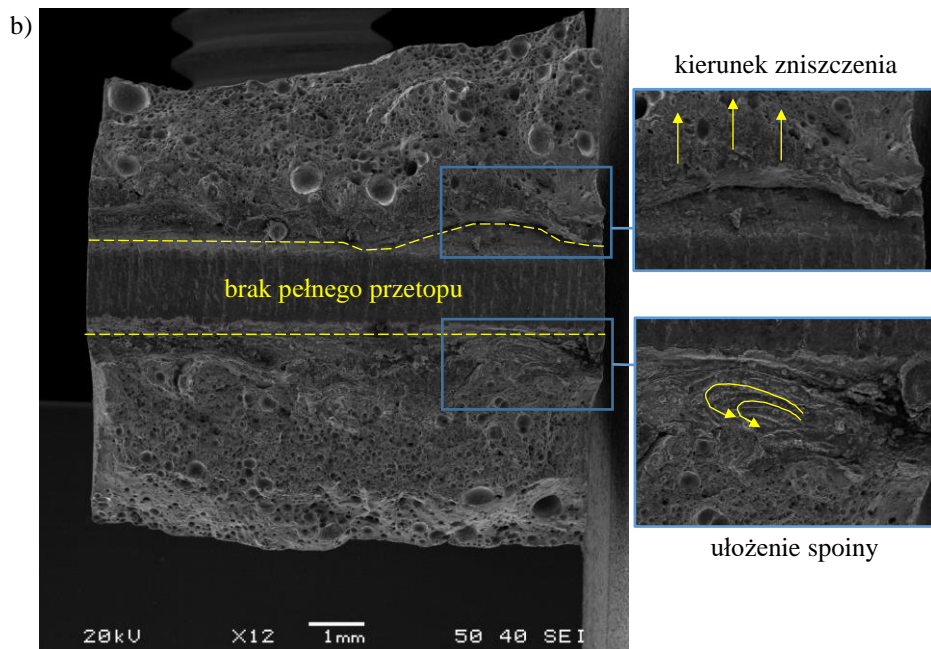
6.6.1. Próby statyczne

Analizę przełamów próbek poddanych obciążeniom statycznym przeprowadzono zgodnie z opisem w podrozdziale 5.7. Do analizy przyjęto próbki materiału bazowego stopu aluminium AA5083 oraz połączeń spawanych Al/Fe.

Przykładowy przełom próbki AA5083_BS_S przedstawiono na rysunku 6.27a. W przypadku badań statycznych tego materiału doszło do typowego zniszczenia pod kątem 45° , co opisywane jest również w literaturze [141]. Oznacza to, że zniszczenie znajduje się wzdłuż płaszczyzny maksymalnego naprężenia ścinającego. Podczas procesu rozciągania odkształcenie plastyczne wystąpiło w całej części pomiarowej próbki, bez wyraźnego zjawiska przewężenia.

W przypadku połączeń spawanych Al/Fe wszystkie próbki ulegały zniszczeniu w obszarze root po stronie stopu aluminium. Przykładowy przełom zniszczenia próbki W_Al/Fe_S przedstawiono na rysunku 6.27b. Próbkę charakteryzuje brak pełnego przetopu spoin, przez co w jej środkowej części widoczna jest wierzchnia warstwa łącznika zgrzewanego wybuchowo. Ułożenie struktury przełomu wskazuje, że zniszczenie nastąpiło od środkowej części próbki. Pęcherze powietrza widoczne na przełomie są rozciągnięte od wewnętrznej części do jej zewnętrznej strony. Wybrane miejsce oznaczono na rysunku. Na analizowanym przełomie próbki dostrzegalna jest porowatość spoin. W powiększeniu pokazano również ułożenie spoiny w okolicy środkowej części przełomu.



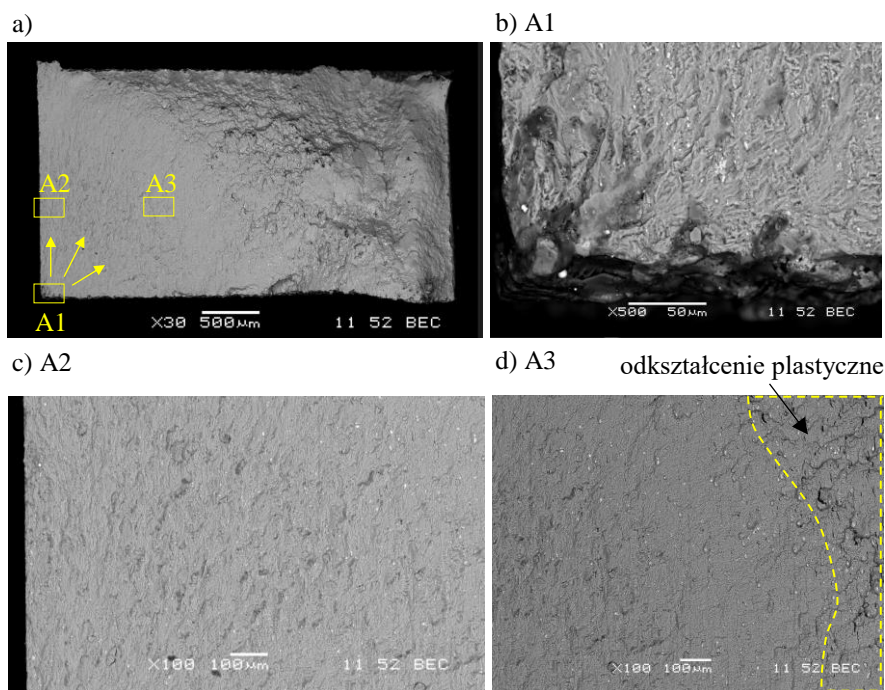


Rys. 6.27. Przełomy – statyka: a) materiał bazowy AA5083_BS_S; b) połączenie spawane W_Al/Fe

6.6.2. Próby zmęczeniowe

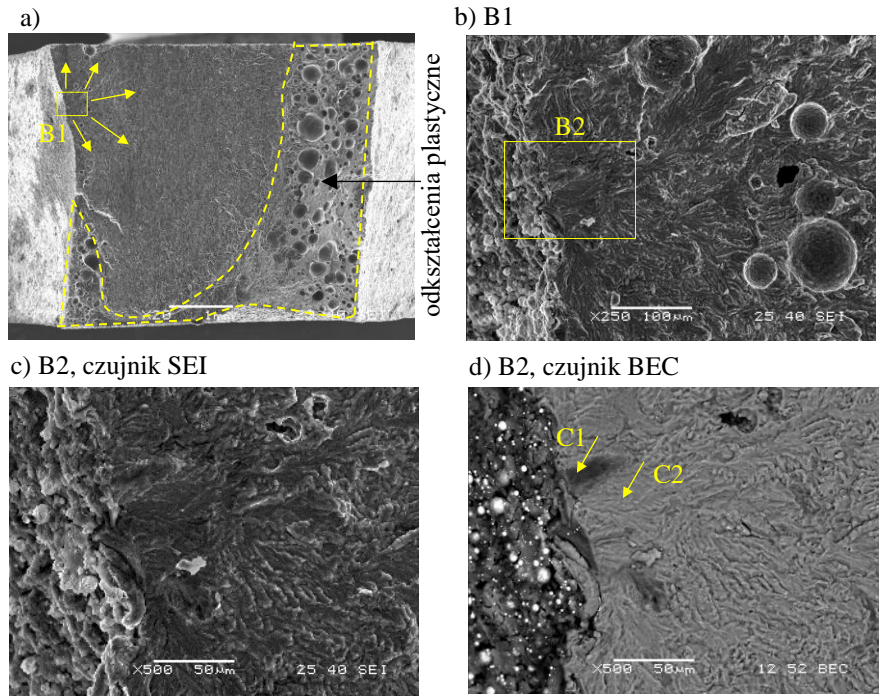
Fraktografię próbek zmęczeniowych przeprowadzono zgodnie z opisem zamieszczonym w podrozdziale 5.7. Przełomy dla materiału bazowego AA5083 oraz połączeń spawanych Al/Fe przedstawiono dla najniższych poziomów obciążenia zmęczeniowego. Dla AA5083 przełomy przedstawiono dla poziomu 135 MPa, dla połączenia spawanego Al/Fe dla 79 MPa. Na wybranych przełomach, miejsca inicjacji pęknięcia zmęczeniowego oraz kierunek ich propagacji były najbardziej widoczne.

Przykładowy przełom zmęczeniowy materiału bazowego AA5083_BS_Z przedstawiono na rysunku 6.28a. Oznaczono także miejsca poddane wnikliwszej analizie A1, A2, A3. Strzałki wskazują na kierunki propagacji pęknięcia. Analizując przełomy zmęczeniowe materiału bazowego AA5083 wskazano na miejsce inicjacji pęknięcia. Inicjacja nastąpiła w jednym z naroży próbki (rys. 6.28b). Widoczny jest kierunek rozchodzenia się pęknięcia z jednego punktu. W obszarze A2 i A3 widoczne są prążki zmęczeniowe. Prążki są coraz szersze wraz z postępowaniem pęknięcia zmęczeniowego (rys. 6.28c i rys. 6.28d). Na obszarze A3 widoczna jest także strefa deformacji plastycznej.

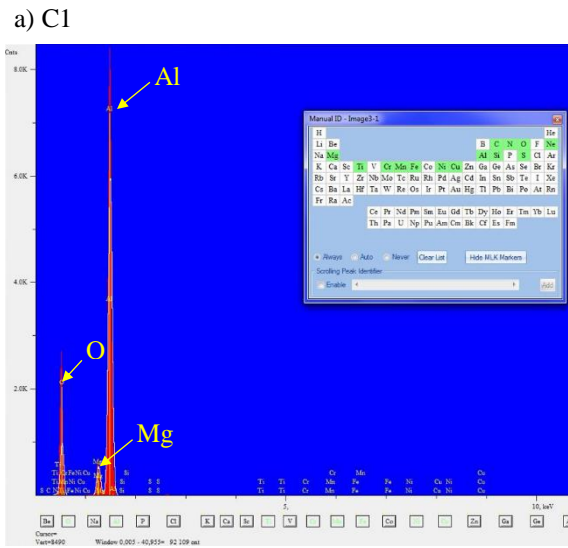


Rys. 6.28. Przełomy próbek AA5083: a) zaznaczenie kierunku propagacji pęknięcia; b) miejsce inicjacji pęknięcia zmęczeniowego; c) obszar wąskich prążków zmęczeniowych; d) i szerokich wraz z obszarem deformacji plastycznej

Na rysunku 6.29a pokazano przełom zmęczeniowy połączenia spawanego W_Al/Fe_Z. Zaznaczono na nim miejsce inicjacji pęknięcia zmęczeniowego B1 wraz z kierunkiem jego propagacji oraz obszar deformacji plastycznej. Powiększony obraz miejsca inicjacji pęknięcia zmęczeniowego (B1) przedstawiono na rysunku 6.29b. Oznaczony obszar B2 przedstawiono dla powiększenia x500 z zastosowaniem dwóch czujników SEI (ang. Secondary Electron Image) na rysunku 6.29c i BEC (ang. Backscattered Electron Composition) na rysunku 6.29d. Dzięki użyciu czujnika BEC zaobserwowano ciemniejszy obszar, który zweryfikowano pod kątem znalezienia przyczyny uzasadniającej miejsce inicjacji pęknięcia próbki. Obszar ten oznaczony jako C1 poddano analizie składu chemicznego. Dla porównania wykonano analizę dla jasnego obszaru C2. W obydwóch przypadkach widoczne jest wyraźne występowanie dwóch podstawowych pierwiastków stopu aluminium AA5083 to jest Al i Mg (rys. 6.30a i 6.30b). Analiza EDS w polu C1 wykazuje dodatkowo występowanie tlenu w tym obszarze. Wtrącenia tlenkowe to prawdopodobny powód postania uszkodzenia zmęczeniowego w oznaczonym obszarze.

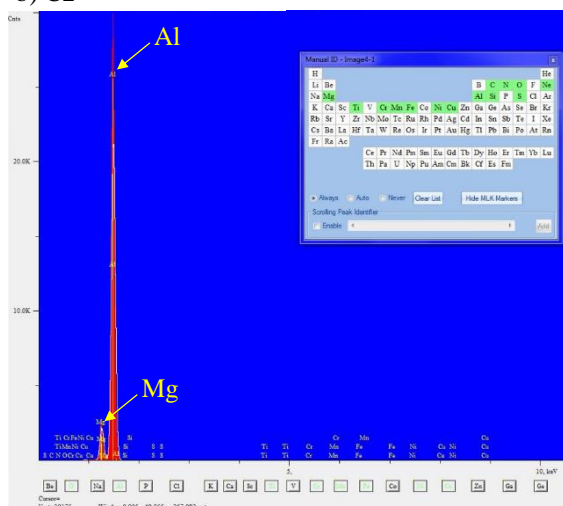


Rys. 6.29. Przełom zmęczeniowy połączenia spawanego Al/Fe: a) kierunek propagacji pęknięcia zmęczeniowego; b) miejsce inicjacji pęknięcia zmęczeniowego; c) oznaczenie punktów C1 i C2 do analizy EDS



pierwiastek	zawartość
	%
Al	61,9
Mg	5,2
O	30,3

b) C2



pierwiastek	zawartość
	%
Al	91,3
Mg	7,2

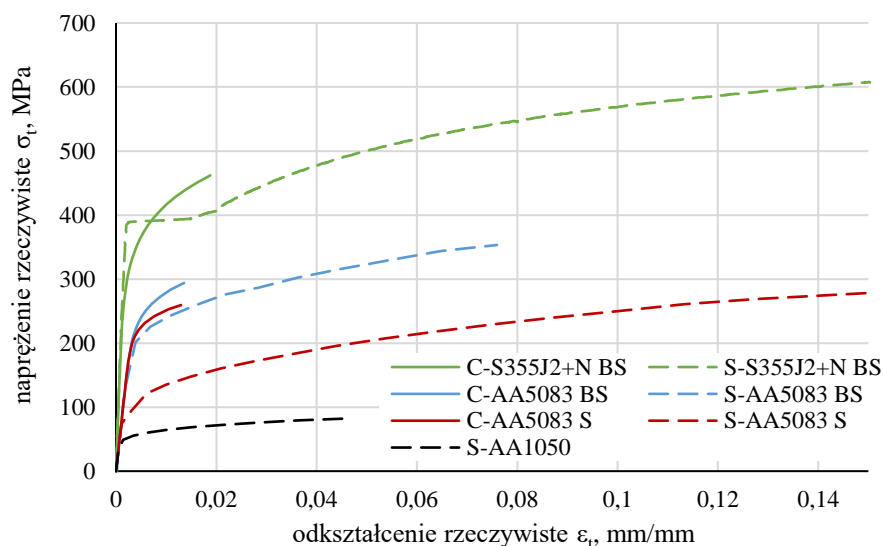
Rys. 6.30. Analiza EDS w odniesieniu do rysunku 6.29d: a) C1; b) C2

6.7. ROZKŁADY NAPRĘŻEŃ I ODKSZTAŁCEŃ W ZŁĄCZU

6.7.1. Analiza naprężeń i odkształceń metodą elementów skończonych (MES)

Numeryczną analizę naprężeń i odkształceń prowadzono z zastosowaniem modeli geometrycznych opisanych w podrozdziale 5.8.2. Dla analizy numerycznej odwzorowującej próbę monotonicznego rozciągania, do zamodelowania charakterystyk materiałowych zastosowano wyniki badań doświadczalnych przedstawionych w podrozdziale 6.4. Dla analizy numerycznej odwzorowującej obciążenia z prób cyklicznego rozciągania zastosowano wyniki badań doświadczalnych przedstawionych w podrozdziale 6.5.1. Wyjątek stanowi stal S355J2+N dla której przyjęto właściwości z próby monotonicznego rozciągania, ze względu na niski poziom wyężenia łącznika po stronie stali oraz brak uszkodzeń w tej części próbki.

Na podstawie charakterystyk z przeprowadzonym badań doświadczalnych obliczono rzeczywiste krzywe materiałowe funkcji naprężeń rzeczywistych w zależności od odkształceń rzeczywistych, które zaimplementowano do programu Abaqus (rys. 6.31). Użyty w legendzie wykresu przedrostek „C” oznacza dane z badań cyklicznych, natomiast „S” dotyczy charakterystyk opracowanych na podstawie prób statycznych.



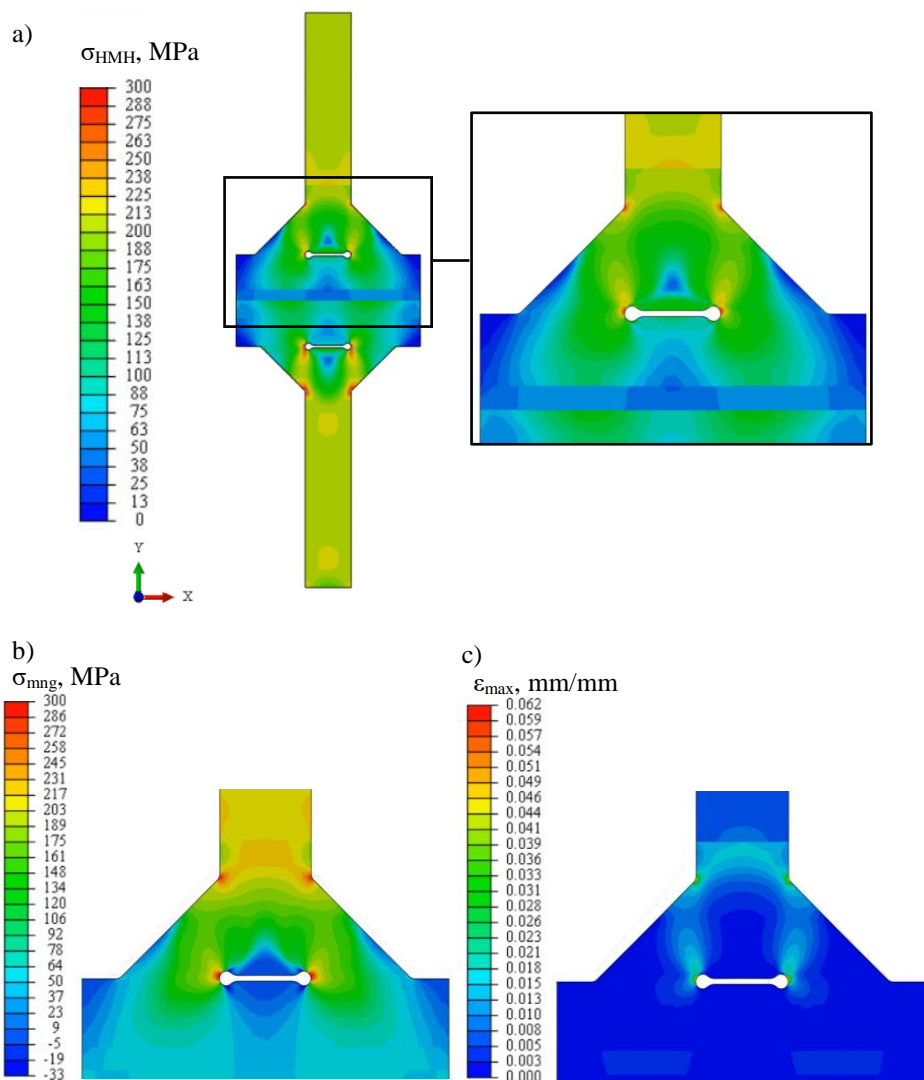
Rys. 6.31. Zależność naprężeń rzeczywistych w funkcji odkształceń rzeczywistych wyznaczonych na podstawie monotonicznego rozciągania i cyklicznego odkształcenia dla zamodelowanych stref połączenia

a) Obciążenie statyczne

Obliczenia naprężeń i odkształceń w połączeniu spawanych przeprowadzono dla wybranych poziomów obciążenia statycznego. W dalszej części rozdziału omówiono wyniki analizy numerycznej dla obciążenia odpowiadającego obciążeniu materiału bazowego AA5083 na poziomie umownej granicy plastyczności $R_{0,2}$ (213 MPa). Wyniki badań przedstawiono w formie map zredukowanych naprężeń według hipotezy Hubera Misesa Hencky'ego (rys. 6.32a) i największych naprężeń głównych (rys. 6.32b) oraz w formie mapy odkształcenia w kierunku rozciągania połączenia (rys. 6.32c). Wartości maksymalne naprężeń i odkształceń dla toe i root podano w tabeli 6.17.

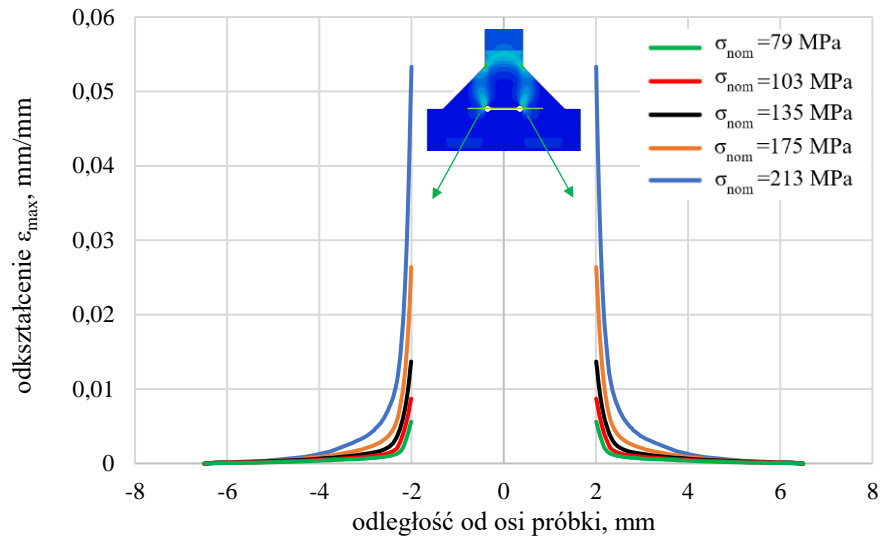
Tab. 6.17. Zestawienie maksymalnych wartości wyników naprężeń i odkształceń uzyskanych numerycznie dla połączenia Al/Fe przy obciążeniu nominalnym $\sigma_{nom}=213\text{MPa}$.

		toe	root
naprężenia zredukowane maksymalne σ_{HMH} (hipoteza Hubera-Misesa-Hencky'ego)	MPa	284,4	290,3
naprężenia zredukowane maksymalne σ_{mng} (największe naprężenia główne)	MPa	290,2	292,4
odkształcenia maksymalne ϵ_{max}	mm/mm	0,0542	0,0616

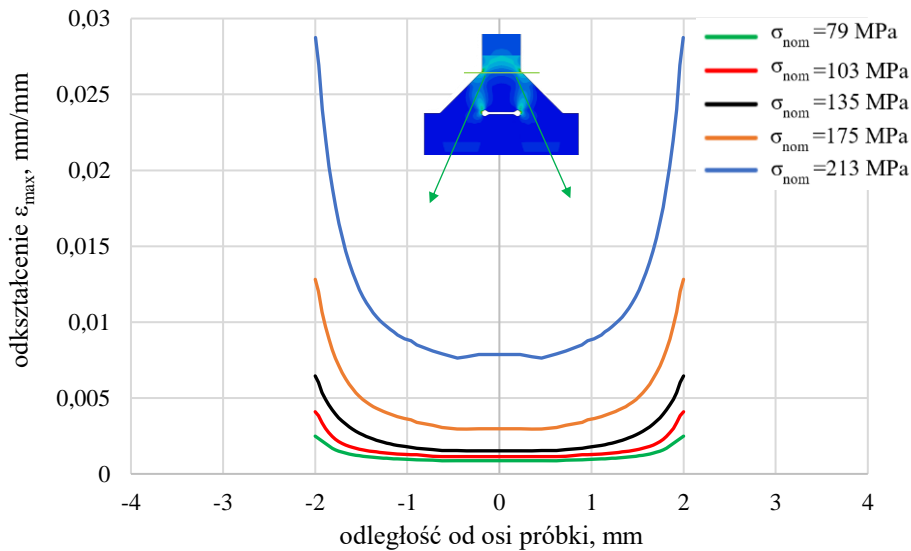


Rys. 6.32. Mapy rozkładów naprężeń i odkształceń wyznaczone w próbie monotonicznego rozciągania dla $\sigma = 213$ MPa: a) naprężeń zredukowanych według hipotezy Hubera Misesa Hencky'ego; b) maksymalnych naprężeń głównych; c) odkształceń maksymalnych

Ze względu na silne spiętrzenia naprężeń w krawędziach, jakimi są strefy toe i root, wyniki zestawiono również w postaci rozkładów odkształceń wzdłuż poprzecznych przekrojów próbek, oddzielnie dla root (rys. 6.33) i toe (rys. 6.34). Rozkłady odkształceń maksymalnych dla wszystkich analizowanych poziomów obciążeń przedstawiono na wykresach.



Rys. 6.33. Rozkład odkształceń ϵ_{\max} w strefie root dla wszystkich analizowanych obciążeń

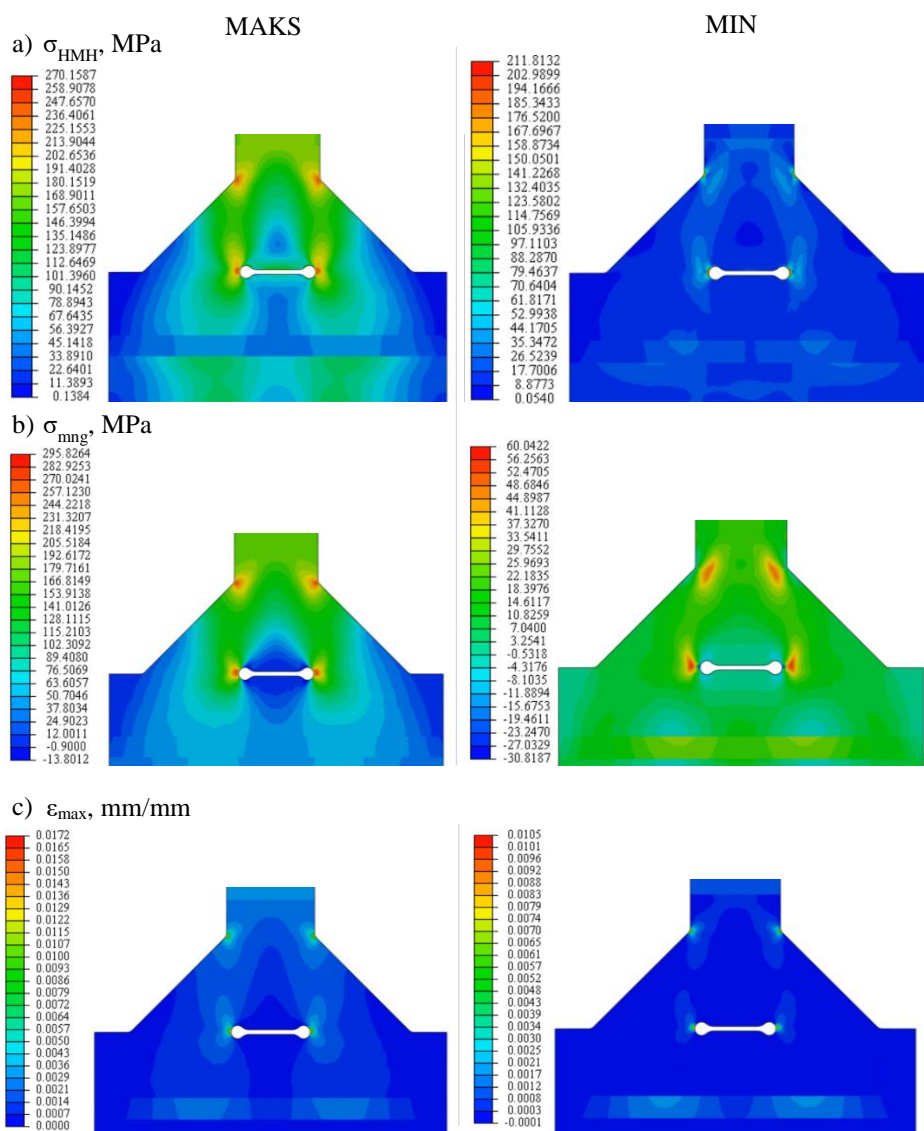


Rys. 6.34. Rozkład odkształceń ϵ_{\max} w strefie toe dla wszystkich analizowanych obciążeń

b) Obciążenia zmęczeniowe

Przykładowe wyniki analiz MES przedstawiono dla najwyższego poziomu obciążenia wynoszącego $\sigma_{\text{nom.max}} = 175$ MPa. Mapy zredukowanych naprężeń według hipotezy Hubera Misesa Hencky'ego, największych naprężeń głównych

rozkłady odkształceń przedstawiono dla maksymalnego i minimalnego obciążenia w cyklu (rys. 6.35). Wartości maksymalne naprężeń i odkształceń dla toe i root dla wszystkich poziomów obciążenia podano w tabeli 6.18.



Rys. 6.35. Wyniki analizy MES dla maksymalnych (175MPa) i minimalnych (17,5 MPa) naprężeń w cyklu: a) mapy zredukowanych naprężeń według hipotezy Hubera Misesa Hencky'ego; b) największych naprężeń głównych; c) rozkłady odkształceń

Tab. 6.18. Maksymalne naprężenia i odkształcenia w strefie toe i root wyznaczone w analizie numerycznej dla maksymalnego i minimalnego obciążenia w cyklu

maks/min	naprężenia zredukowane maksymalne σ_{HMH} (hipoteza Hubera-Misesa Hencky'ego)		naprężenia zredukowane maksymalne σ_{mng} (największe naprężenia główne)		odkształcenia maksymalne ε_{max}	
	toe	root	toe	root	toe	root
	MPa		MPa		mm/mm	
175	244,5	253,4	247,6	273,3	0,0172	0,0172
17,5	95,7	211,7	-2,2	-30,6	0,0010	0,0085
135	243,4	246,8	248,2	258,4	0,0080	0,0105
13,5	91,7	188,5	-2,6	-10,1	0,0033	0,0047
103	214,4	222,5	218,7	224,4	0,0051	0,0063
10,3	31,8	73,4	-0,6	-1,1	0,0017	0,0021
79	186,4	195,6	190,0	197,2	0,0035	0,0043
7,9	7,8	20,1	7,2	-0,3	0,0010	0,0013

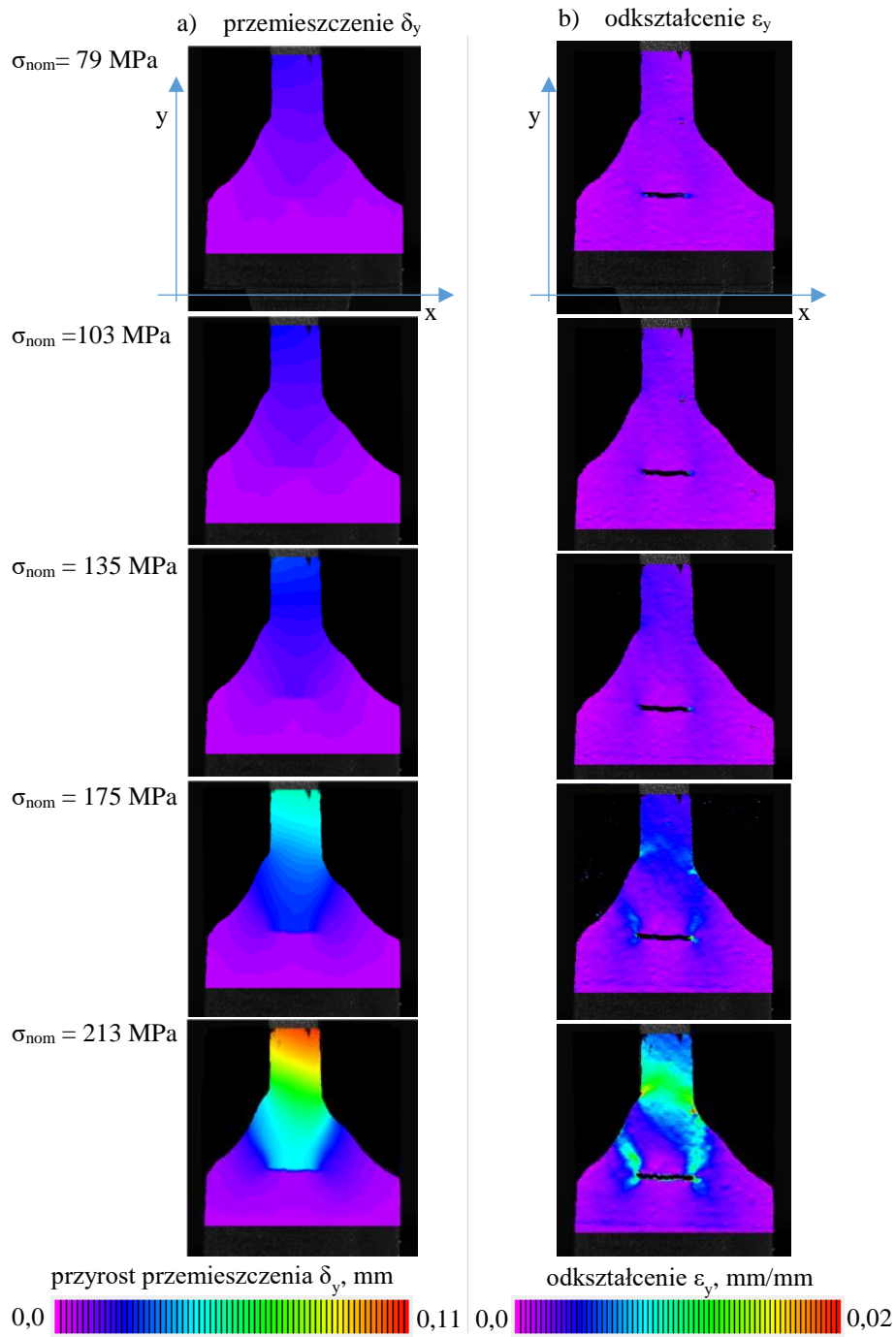
6.7.2. Analiza odkształceń metodą cyfrowej korelacji obrazu (DIC)

Eksperymentalną analizę rozkładów przemieszczeń i odkształceń w połączeniach spawanych przeprowadzono metodą cyfrowej korelacji obrazu (DIC) opisaną w rozdziale 5.6. Analizie poddano obrazy powierzchni próbek W_Al/Fe rejestrowane podczas badań statycznych i zmęczeniowych, które umożliwiły wygenerowanie map przepięszczeń, te z kolei rozkłady odkształceń.

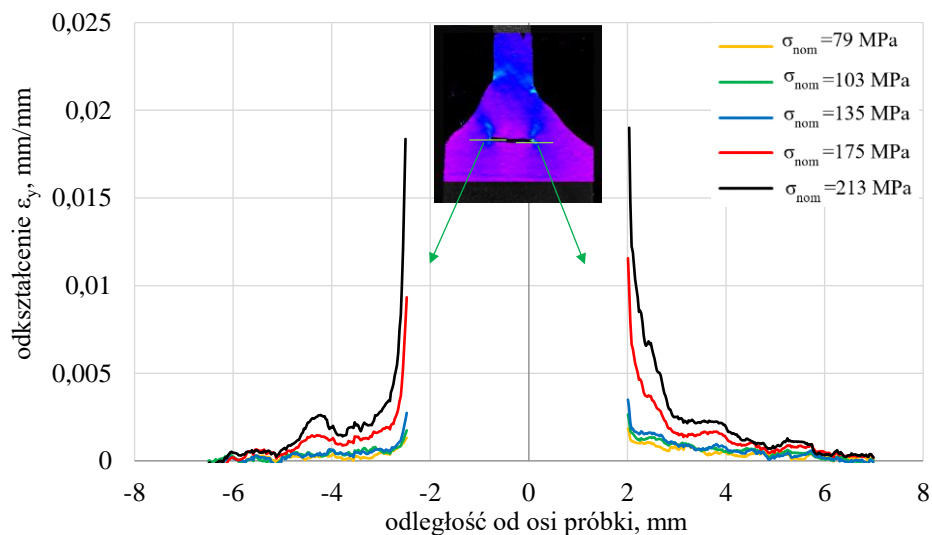
a) Obciążenia statyczne

Podczas prób statycznych zdjęcia rejestrowano w trybie ciągłym z zadaną częstotliwością. Przykładowe mapy przyrostu przemieszczenia δ_y i wyznaczone na ich podstawie rozkłady odkształceń ε_y przedstawiono na rysunku 6.45. Wyniki pomiarów zaprezentowano dla naprężeń nominalnych odpowiadającym poziomom obciążeń zmęczeniowych dla próbek połączeń spawanych Al/Fe (79, 103, 135 i 175 MPa) oraz dla średniej umownej granicy plastyczności materiału bazowego AA5083 $R_{0,2} = 213$ MPa.

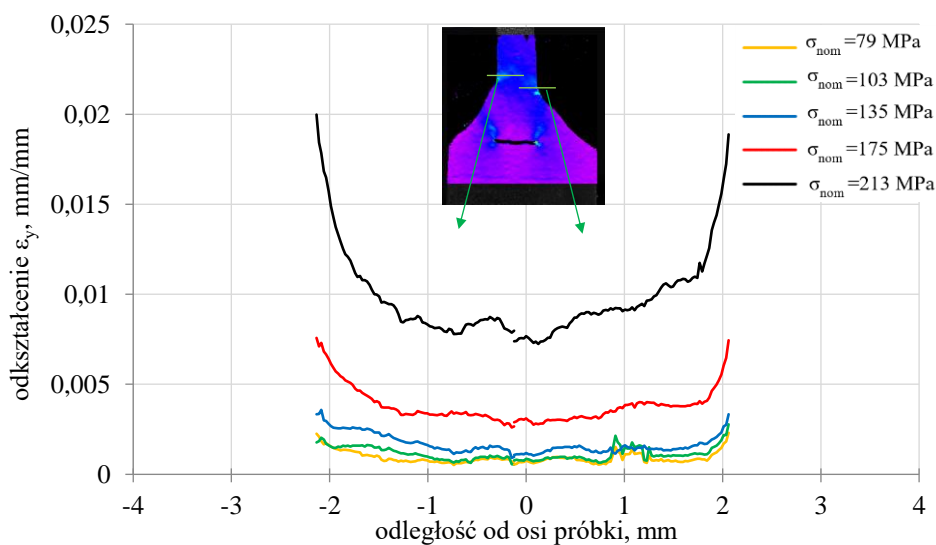
Na rysunkach 6.46 i 6.47 pokazano rozkłady odkształceń ε_y wzdłuż linii przechodzących przez strefy root i toe wyznaczone dla poszczególnych wartości obciążenia. Rozkład odkształceń w strefie root dla lewej i prawej strony przedstawiono na rysunku 6.46, a w strefie toe na rysunku 6.47.



Rys. 6.45. Przyrost przemieszczenia i rozkłady odkształceń w próbie statycznej



Rys. 6.46. Rozkład odkształceń kierunkowych ε_y w strefie root podczas próby statycznej

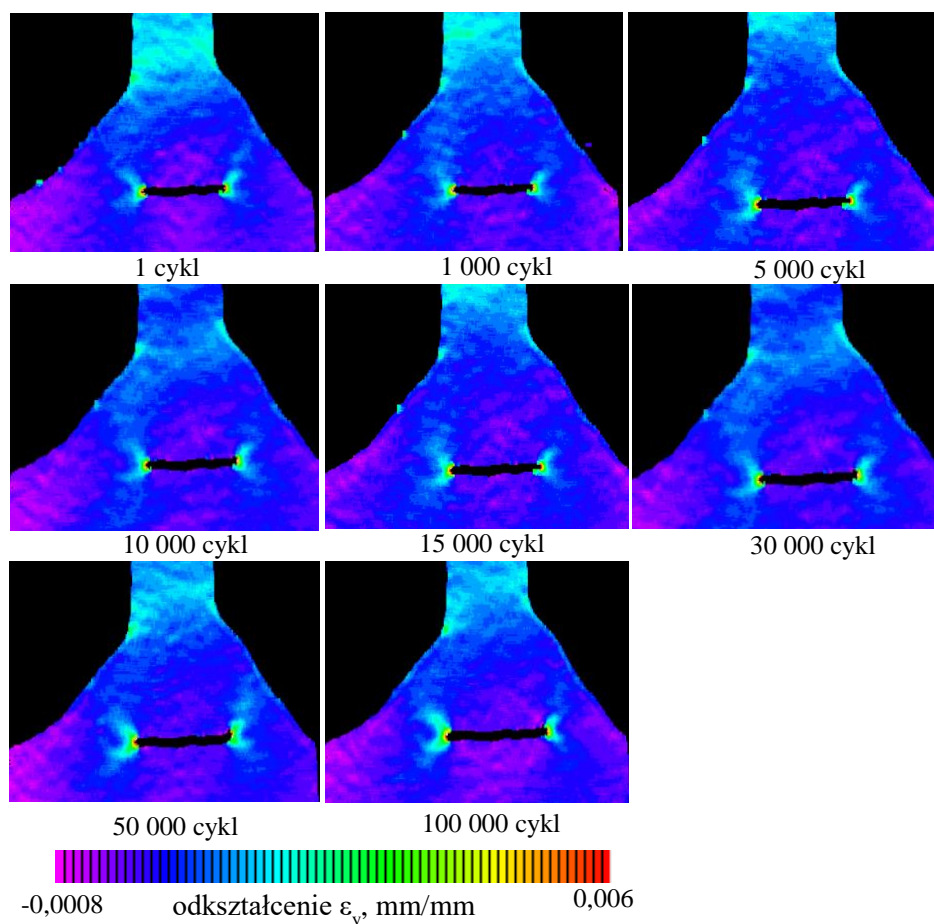


Rys. 6.47. Rozkład odkształceń kierunkowych ε_y w strefie toe podczas próby statycznej

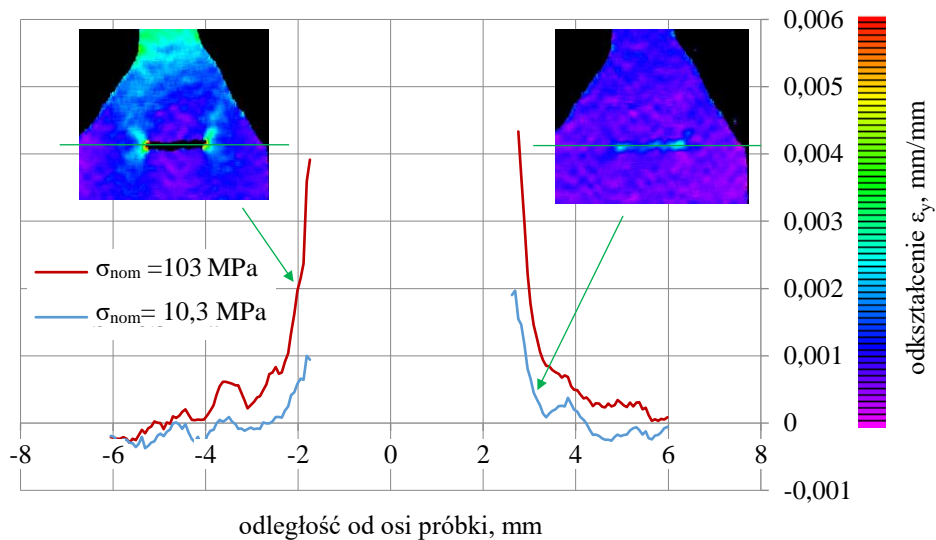
Analizując rozkłady odkształceń dla strefy toe i strefy root można zauważyć, że dla obciążenia $\sigma = 79, 103$ i 135 MPa maksymalne odkształcenia są na zbliżonym poziomie i nie przekraczają $0,03\%$. Różnice pojawiają się dla wartości obciążenia 175 i 213 MPa. W strefie root dla poziomu 175 MPa odkształcenie przyjmuje wartość ok. 1% , a dla 213 MPa jest to niecałe 2% . W przypadku strefy toe odkształcenie dla obciążenia 175 MPa jest na poziomie ok. $0,08\%$, dla 213 MPa osiąga wartość ok. 2% .

b) Obciążenia zmęczeniowe

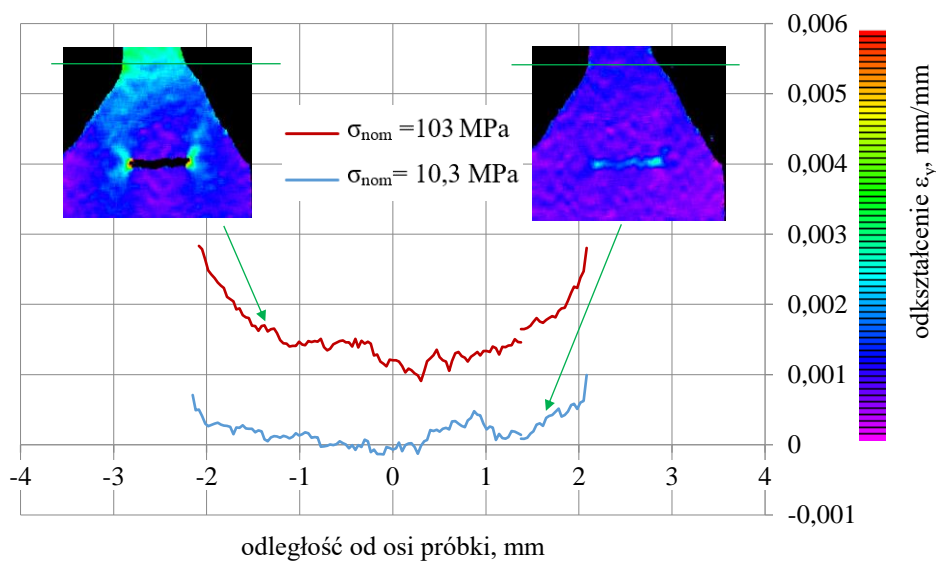
Obrazy próbek podczas badań zmęczeniowych rejestrowano w określonych interwałach liczby cykli przy minimalnym i maksymalnym obciążeniu. Mapy odkształceń ε_y w próbkach W_Al/Fe_Z uzyskane metodą cyfrowej korelacji obrazu przedstawiono na rysunku 6.48. Odkształcenia dla wybranych cykli przedstawiono dla przykładowego poziomu obciążenia $\sigma_{nom.max} = 103$ MPa o współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,1$. Rozkłady odkształceń przedstawiono również w formie wykresów. W tym przypadku odnoszą się one do wartości liczby cykli obciążenia. Rozkład odkształceń w strefie root dla lewej i prawej strony zaprezentowano na rysunku 6.49. Na rysunku 6.50 przedstawiono rozkłady odkształceń dla strefy toe.



Rys. 6.48. Przykładowe rozkłady odkształceń ε_y w połączeniach spawanych dla naprężenia nominalnego $\sigma_{nom.max} = 103$ MPa dla wybranych cykli obciążenia o współczynniku asymetrii $R = 0,1$

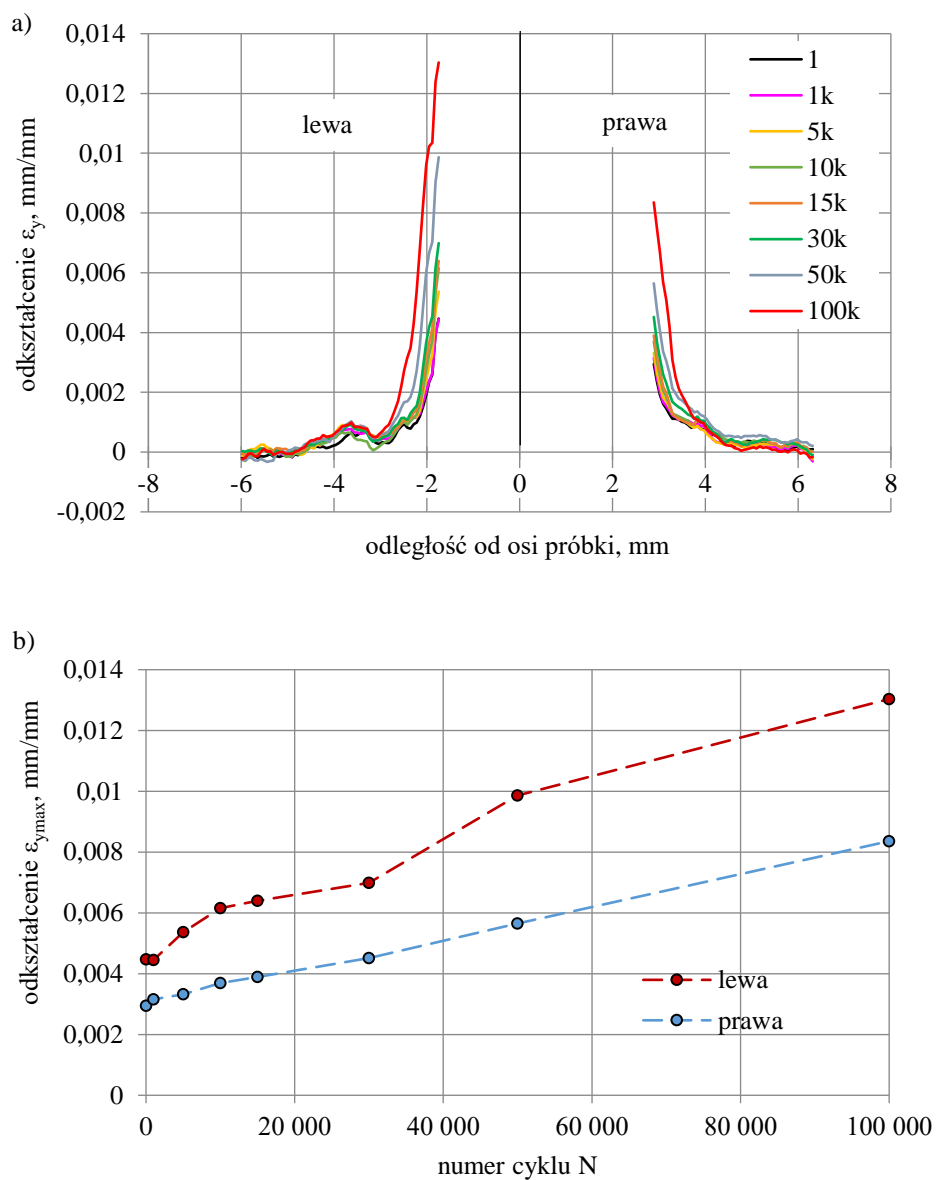


Rys. 6.49. Rozkłady odkształceń w złączu strefie root dla poziomu naprężeń nominalnych w fazach obciążenia i odciążenia złącza dla $\sigma_{\text{nom.max}}=103$ MPa

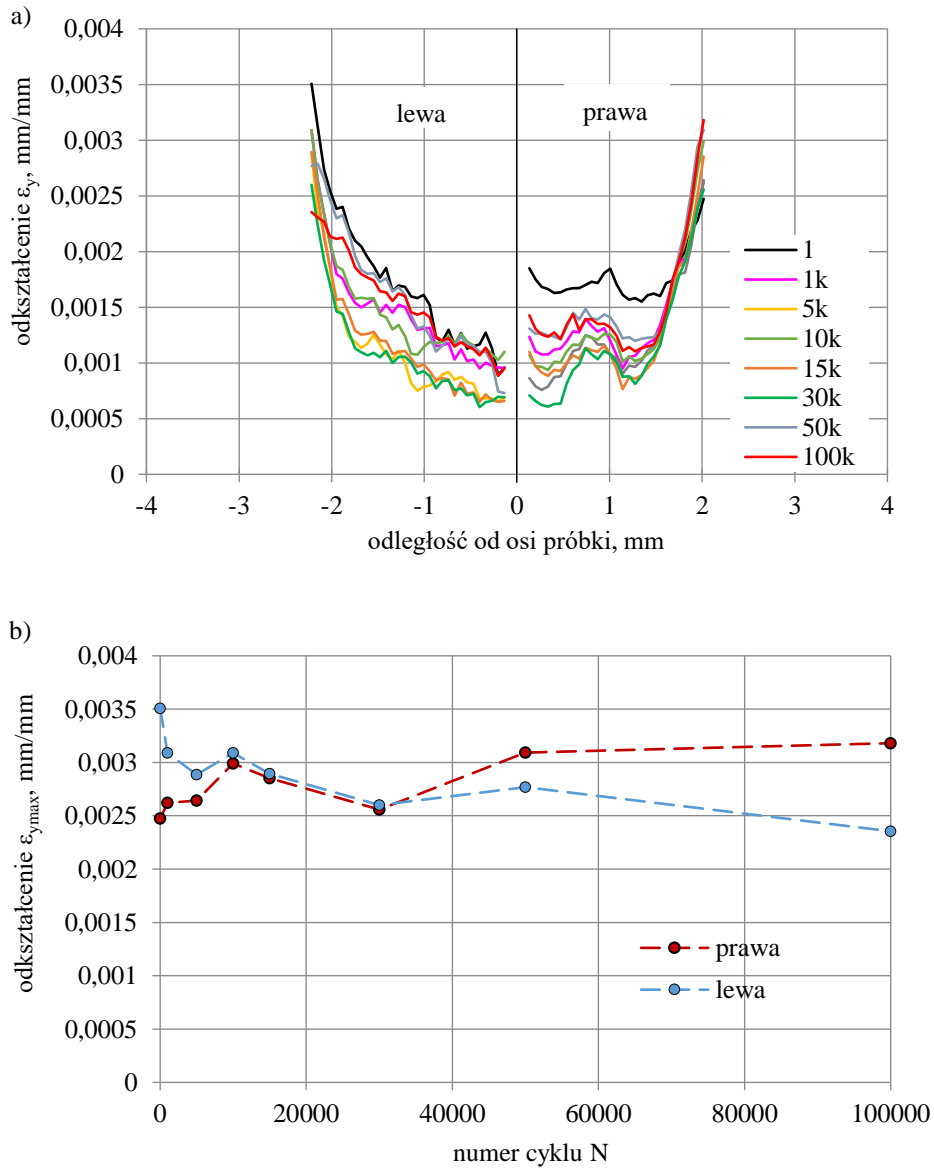


Rys. 6.50. Rozkłady odkształceń w złączu strefie root dla poziomu naprężeń nominalnych w fazach obciążenia i odciążenia złącza dla $\sigma_{\text{nom.max}}=103$ MPa

Na rysunkach 6.51 (dla root) i 6.52 (dla toe) przedstawiono rozkłady odkształceń i przebieg ich maksymalnych wartości w kolejnych cyklach. Przebiegi zmian dla strony lewej i prawej są do siebie zbliżone zarówno w strefie root jak i toe.



Rys. 6.51. Rozkład odkształceń ϵ_y (a) i przebieg zmian ich maksymalnych wartości w kolejnych cyklach (b) w strefie root dla obciążenia nominalnego $\sigma_{nom,max} = 103\text{MPa}$

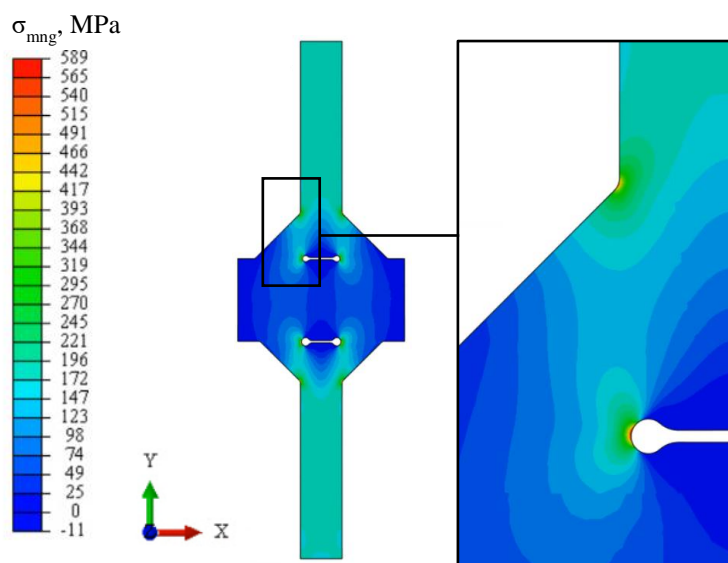


Rys. 6.52. Rozkład odkształceń ϵ_y (a) i przebieg zmian ich maksymalnych wartości w kolejnych cyklach (b) w strefie toe dla obciążenia nominalnego $\sigma_{nom,max}=103\text{MPa}$

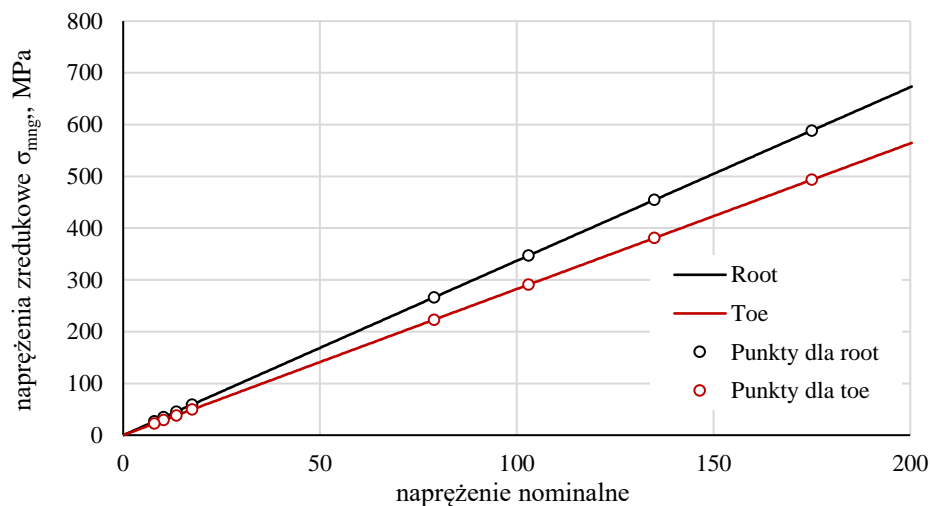
6.8. MODELOWANIE WYKRESÓW TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

6.8.1. Wykresy trwałości zmęczeniowej wyznaczone na podstawie efektywnego naprężenia karbu i krzywych projektowych FAT

Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody efektywnego naprężenia karbu i krzywych FAT wyznaczono zgodnie z metodą opisaną w podrozdziale 5.9.1. Wyniki obliczeń numerycznych przedstawiono w formie mapy naprężeń dla przykładowego obciążenia nominalnego wynoszącego 175 MPa (rys. 6.36). Największe spiętrzenia naprężeń wykazano w obrębie toe i root spoiny. Na rysunku 6.37 przedstawiono naprężenia zredukowane metodą największego naprężenia głównego z dwóch najbardziej obciążonych węzłów dla toe i root w zależności od obciążenia nominalnego wolnych odcinków blach. Ponadto na wykresie zaznaczono punkty odwzorowujące poziomy obciążenia nominalnego w badaniach zmęczeniowych, dla których odczytano wartości naprężeń w toe i root.

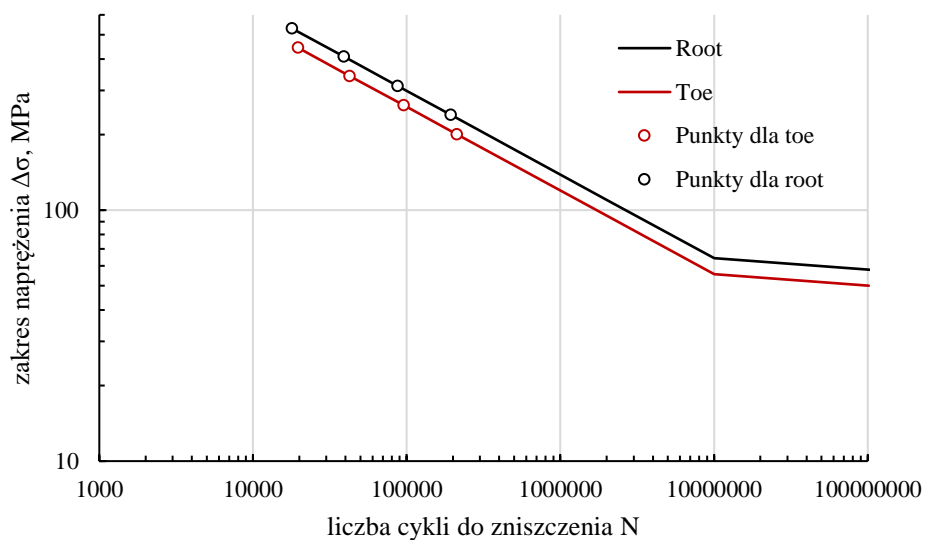


Rys. 6.36. Mapa naprężeń dla przykładowego obciążenia nominalnego równego 175 MPa



Rys. 6.37. Naprężenia zredukowane metodą największego naprężenia głównego z dwóch najbardziej obciążonych węzłów dla toe i root

Na podstawie wartości obciążeń obliczono zakres naprężeń w cyklach na określonych poziomach obciążenia z badań zmęczeniowych. Następnie wyznaczono za pomocą wzoru 2.1, przebieg krzywych FAT110 dla root oraz FAT95 dla toe. Wartości FAT przyjęto dla stopu aluminium opisanych w tabeli 2.2. Wykres prezentujący obie krzywe przedstawiono na rysunku 6.38. Dodatkowo obliczono trwałości odpowiadające klasom FAT dla obciążeń z toe i root dla przyjętych poziomów obciążenia z prób zmęczeniowych. Z uwagi na liniową zależność pomiędzy naprężeniami nominalnymi a naprężeniami w toe i root wyznaczonymi w liniowo sprężystej analizie numerycznej, krzywe FAT można przeliczyć tak by odpowiadały naprężeniom nominalnym. Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 6.19 i 6.20.



Rys. 6.38. Zakres naprężeń w cyklach dla toe i root metodą efektywnego naprężenia w karbie

Tab. 6.19. Wyniki obliczeń krzywej FAT dla toe

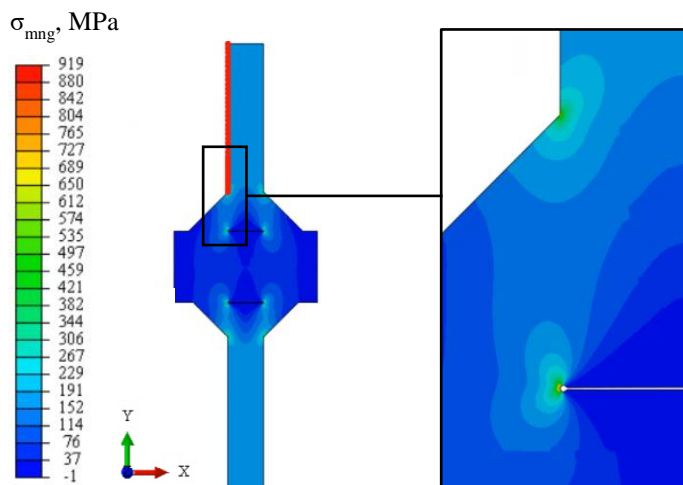
naprężenie nominalne maksymalne w cyklu	MPa	175	135	103	79			
naprężenie nominalne minimalne w cyklu	MPa	17,5	13,5	10,3	7,9			
naprężenie maksymalne w karbie toe podczas maksymalnego obciążenia	MPa	493,4	380,9	290,7	223,1			
naprężenie minimalne w karbie toe podczas maksymalnego odciążenia	MPa	49,4	38,1	29,1	22,3			
zakres zmiany naprężenia w karbie toe	MPa	443,9	342,7	261,7	200,8	95,0	55,6	50,0
wyliczona na podstawie FAT 95 minimalna liczba cykli do zniszczenia	-	1,96E+04	4,26E+04	9,57E+04	2,12E+05	2,00E+06	1,00E+07	1,02E+08
naprężenia nominalne maksymalne w cyklu wyliczone na podstawie zależności zakresu zmiany naprężenia w karbie do naprężenia maksymalnego nominalnego	MPa	175	135	103	79	37,2	21,6	19,4

Tab. 6.20. Wyniki obliczeń krzywej FAT dla root

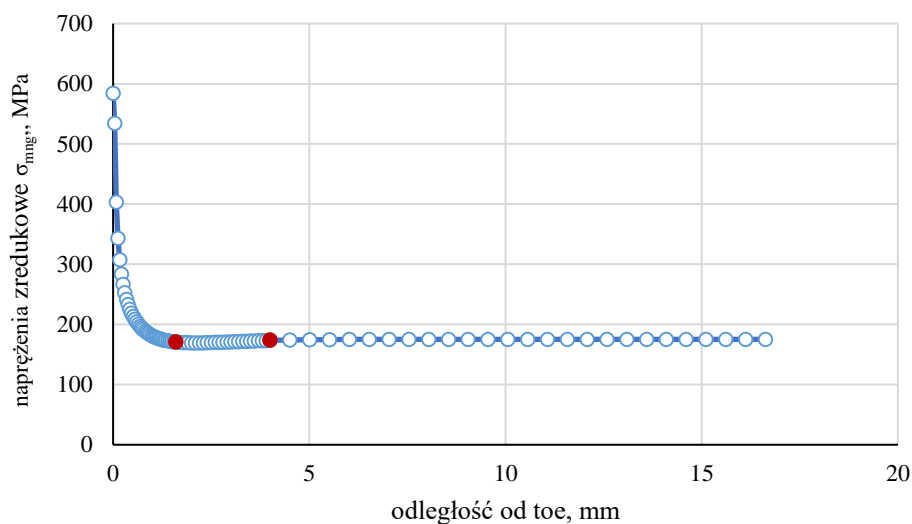
napężenie nominalne maksymalne w cyklu	MPa	175	135	103	79			
napężenie nominalne minimalne w cyklu	MPa	17,5	13,5	10,3	7,9			
napężenie maksymalne w karbie root podczas maksymalnego obciążenia	MPa	588,6	454,4	347,0	266,3			
napężenie minimalne w karbie root podczas maksymalnego odciążenia	MPa	59,0	45,5	34,7	26,6			
Zakres zmiany napężenia w karbie root	MPa	529,5	408,9	312,2	239,6	110,0	64,3	57,9
wyliczona na podstawie FAT 110 minimalna liczna cykli do zniszczenia	-	1,79E+04	3,89E+04	8,74E+04	1,93E+05	2,00E+06	1,00E+07	1,01E+08
napężenia nominalne maksymalne w cyklu wyliczone na podstawie zależności zakresu zmiany napężenia w karbie do napężenia maksymalnego nominalnego	MPa	175	135	103	79	36	20,9	18,8

6.8.2. Wykresy trwałości zmęczeniowej wyznaczone na podstawie naprężeń strukturalnych obliczonych metodą hot spot i krzywych projektowych FAT

Modelowanie wykresów trwałości zmęczeniowej na podstawie metody hot spot i krzywych FAT wyznaczono zgodnie z metodą opisaną w podrozdziale 5.9.2. Wyniki obliczeń numerycznych metodą hot spot przedstawiono w formie mapy naprężeń dla przykładowego obciążenia nominalnego wynoszącego 175MPa (rys. 6.39). W metodzie hot spot konieczne jest odczytanie wartości naprężeń w odległości 0,4t oraz 1t od miejsca spiętrzenia naprężeń w obrębie toe. Na wykresie (rys. 6.40) przedstawiono rozkład naprężeń zredukowanych w zależności od odległości od toe spoiny w węzłach które oznaczono na czerwono na rysunku 6.39. Widoczne jest znaczące spiętrzenie naprężeń w miejscu zmiany geometrii próbki.

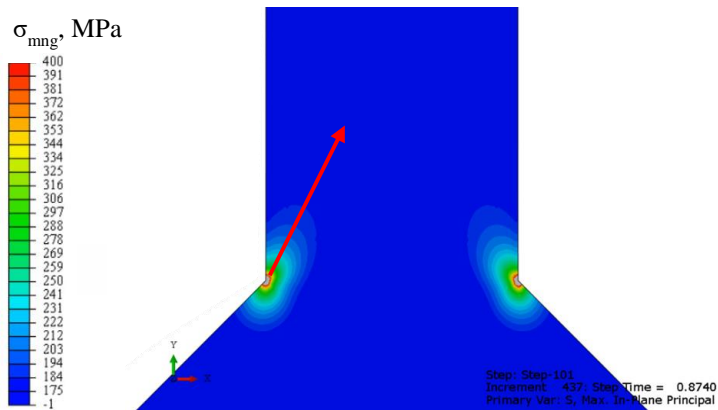


Rys. 6.39. Mapa naprężeń dla przykładowego obciążenia nominalnego równego 175MPa

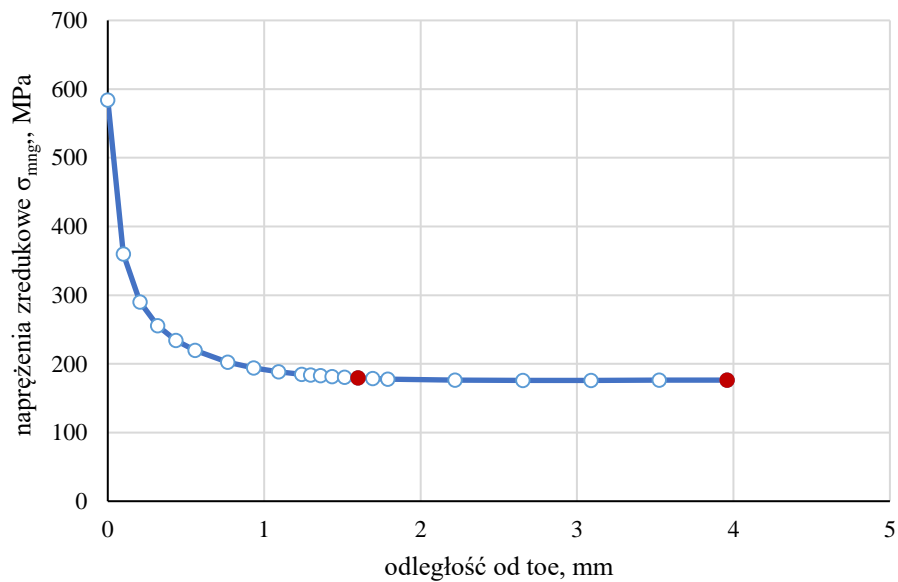


Rys. 6.40. Rozkład naprężeń zredukowanych względem odległości od toe

Z racji, że wartość naprężeń w obu punktach jest praktycznie jednakowa, wartość wyznaczonych naprężeń w hot spot byłaby również identyczna, równa naprężeniu nominalnemu. Wybrano więc inną linię do odczytu naprężeń. Początek linii znajdował się również w toe ale jej kierunek zależał od największych wartości naprężeń zredukowanych rozpatrywanych węzłach w metodzie hot spot (rys. 6.41). Rozkład naprężeń zredukowanych w zależności od odległości od toe przedstawiono na wykresie (rys. 6.42).

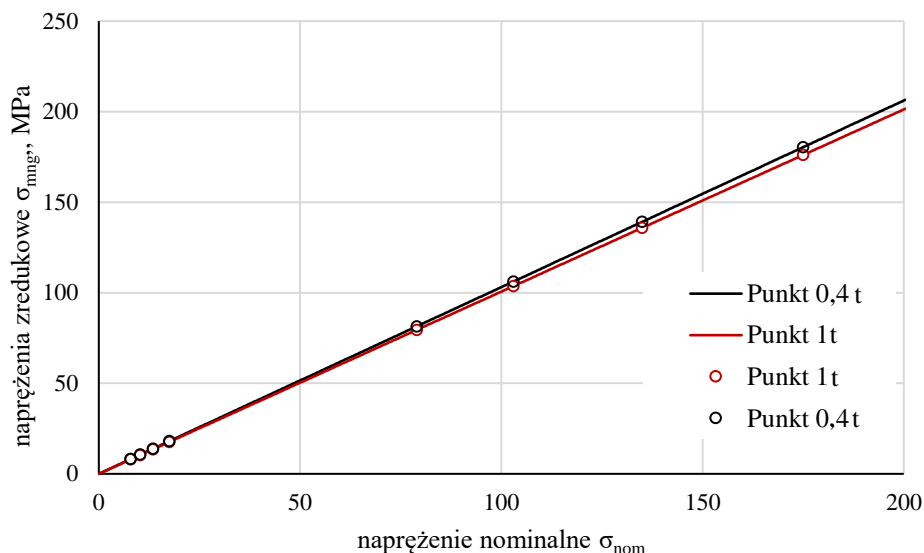


Rys. 6.41. Mapa naprężeń dla przykładowego obciążenia nominalnego równego 175MPa



Rys. 6.42. Rozkład naprężeń zredukowanych względem odległości od toe

Na rysunku 6.43 przedstawiono wykresy wartości naprężeń zredukowanych w punkcie oddalonym o 0,4t oraz 1t grubości blachy od toe w zależności od obciążenia nominalnego wolnych odcinków blach. Ponadto na wykresie zaznaczono punkty odwzorowujące poziomy obciążenia nominalnego w badaniach zmęczeniowych, dla których odczytano wartości naprężeń (tab. 6.21). Naprężenia nominalne umieszczone w tabeli odpowiadają minimalnemu i maksymalnemu naprężeniu w cyklu.



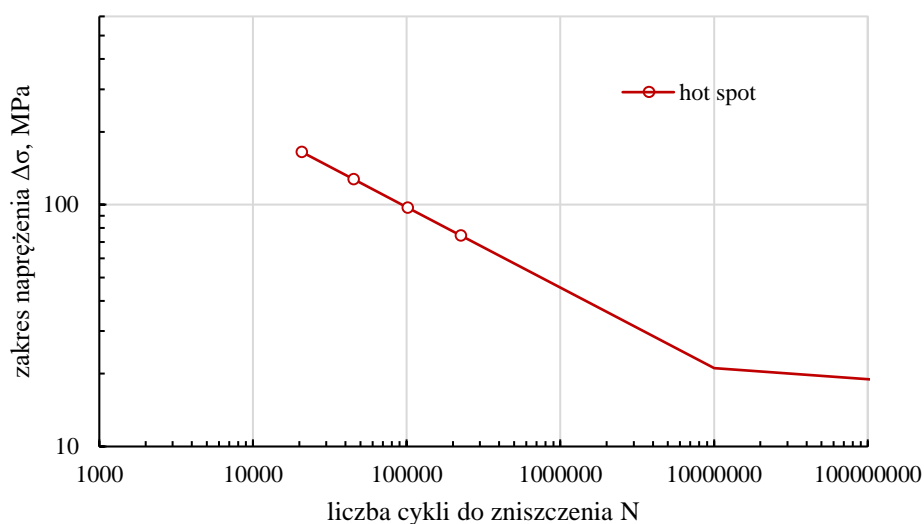
Rys. 6.43. Wartości naprężeń zredukowanych w punkcie oddalonym o 0,4t i 1t grubości blachy spawanej od toe

Tab. 6.21. Zestawienie wartości naprężeń w zdefiniowanych punktach dla przyjętych obciążeń zmęczeniowych

naprężenia nominalne	maksymalne naprężenia główne		obliczona wartość naprężeń w toe metodą hot spot
	naprężenia odczytane w punkcie oddalonym od toe o 0,4t	naprężenia odczytane w punkcie oddalonym od toe o 1t	
7,90	8,13	7,94	8,26
79,00	81,43	79,48	82,73
10,30	10,61	10,35	10,78
103,00	106,16	103,63	107,86
13,50	13,91	13,57	14,13
135,00	139,14	135,82	141,37
17,50	18,03	17,60	18,32
175,00	180,37	176,07	183,25

Na podstawie wartości obciążeń obliczono zakres naprężeń w cyklach na określonych poziomach obciążenia z badań zmęczeniowych. Następnie wyznaczono za pomocą wzoru 2.1, przebieg krzywej FAT36, którą przedstawiono na wykresie (rys. 6.44). Wartość krzywej FAT przyjęto dla połączenia spawanego stopu aluminium bez pełnej penetracji, co opisano w podrozdziale 2.5.2. Dodatkowo obliczono trwałości odpowiadające klasom FAT dla przyjętych poziomów obciążenia z prób zmęczeniowych. Z uwagi na

liniową zależność pomiędzy naprężeniami nominalnymi a naprężeniami wyznaczonymi w liniowo sprężystej analizie numerycznej, krzywe FAT można przeliczyć tak by odpowiadały naprężeniom nominalnym. W tabeli 6.21 zestawiono wszystkie wyniki powyższych obliczeń.



Rys. 6.44. Zakres naprężeń w cyklach dla toe metodą hot spot

Tab. 6.21. Wyniki obliczeń krzywej FAT dla toe metodą hot spot

naprężenie nominalne maksymalne w cyklu	MPa	175	135	103	79			
naprężenie nominalne minimalne w cyklu	MPa	17,5	13,5	10,3	7,9			
naprężenie maksymalne w karbie toe podczas maksymalnego obciążenia	MPa	183,2	141,4	107,9	82,7			
naprężenie minimalne w karbie toe podczas maksymalnego odciążenia	MPa	18,3	14,1	10,8	8,3			
zakres zmiany naprężenia w karbie toe	MPa	164,9	127,2	91,1	74,5	36,0	21,1	18,9
wyliczona na podstawie FAT 36 minimalna liczba cykli do zniszczenia	-	1,96E+04	4,26E+04	9,57E+04	2,12E+05	2,00E+06	1,00E+07	1,07E+08
naprężenia nominalne maksymalne w cyklu wyliczone na podstawie zależności zakresu zmiany naprężenia w karbie do naprężenia maksymalnego nominalnego	MPa	175	135	103	79	38,2	22,3	20,00

7. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

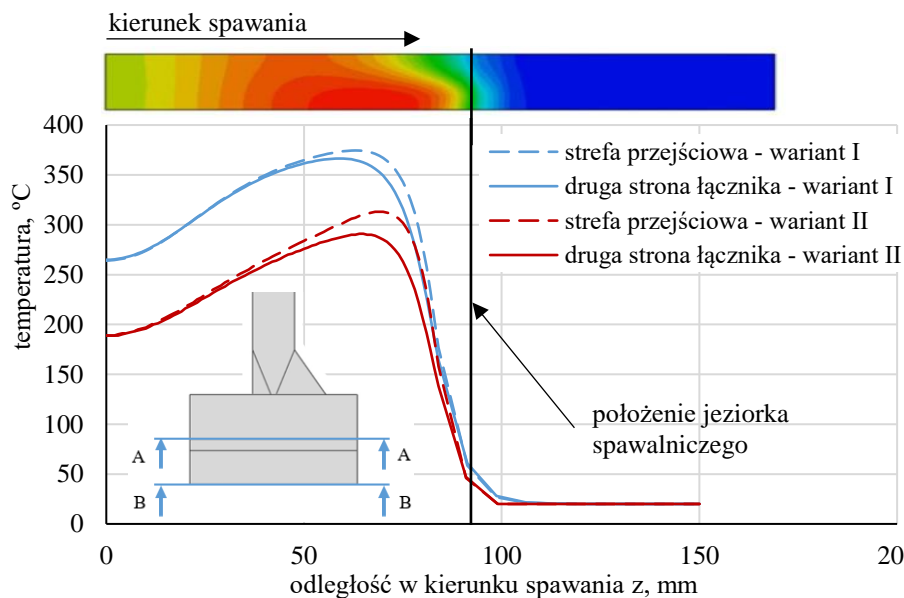
W poniższym rozdziale zestawiono ze sobą wyniki z poszczególnych badań przedstawionych w rozdziale 6. Wykonano analizy zbiorcze porównujące uzyskane wyniki badań wraz ze wskazaniem zależności między nimi.

7.1. ANALIZA WPŁYWU ENERGII SPAWANIA NA WŁAŚCIWOŚCI ŁĄCZNIKA W STREFIE INTERFEJSU

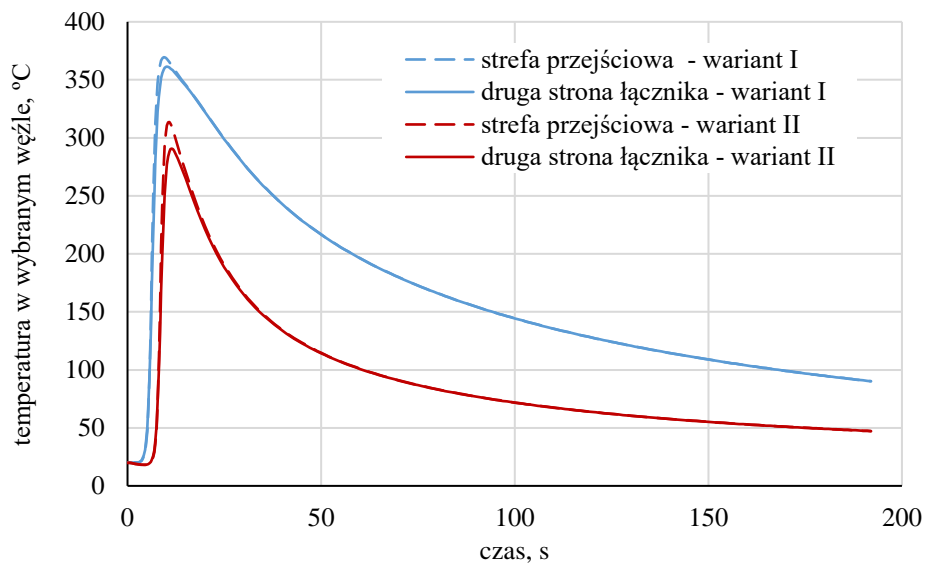
Analizę wpływu energii spawania na właściwości łącznika w strefie interfejsu przeprowadzono dla dwóch wariantów połączenia omówionych w podrozdziale 5.8.1. Analizę wykonano na podstawie wyników obliczeń metodą elementów skończonych omówionych w podrozdziale 6.1.1 oraz wyników pomiarów rozkładów temperatury przedstawionych w podrozdziale 6.1.2.

Na rysunku 7.1 pokazano porównanie maksymalnych temperatur w strefie przejściowej ŁZW podczas spawania, wyznaczonych numerycznie dla I i II wariantu połączenia. Temperatura maksymalna uzyskana na granicy stali oraz stopu aluminium AA1050 w ŁZW wynosi w wariacie I 374 stopni °C, a w wariacie II 313 stopni °C. W obu wariantach wartości te nie przekroczyły maksymalnej, akceptowalnej temperatury, jaką jest temperatura eutektyczna, dla stopów Al-Mg, wynosząca około 430 stopni C. Temperatury topnienia dla obu stopów AA5083 i AA1050 są wyższe i wynoszą odpowiednio 591-638 stopni °C oraz 650 stopni °C [122]. Maksymalna różnica najwyższych uzyskanych najwyższych uzyskanych w obliczeniach temperatur w strefie przejściowej dla obu wariantów wynosi 61 °C. Zasadne jest zatem spawanie w pierwszej kolejności stopu aluminium do ŁZW, a dopiero później elementów ze stali (wariant II). Dzięki tej kolejności redukuje się ryzyko przegrzania strefy przejściowej łącznika zgrzewanego wybuchowo AA1050 podczas spawania stali. Analizując wartości liczbowe rozkładów temperatury wzdłuż kierunku spawania ŁZW określono, że najwyższe temperatury występują na jego bocznej krawędzi. Na rysunku 7.1 porównano rozkłady temperatury dla wariantu I i II w momencie zakończenia procesu spawania, przed rozpoczęciem chłodzenia. Miejsce strefy przejściowej oznaczono przekrojem A-A, drugą stronę łącznika jako przekrój B-B.

Wyniki analizy numerycznej rozpatrywano również jako zależność temperatury od czasu trwania procesu spawania dla punktu o najwyższej temperaturze, dla węzła leżącego w strefie materiału przejściowego AA1050 (rys.7.2).



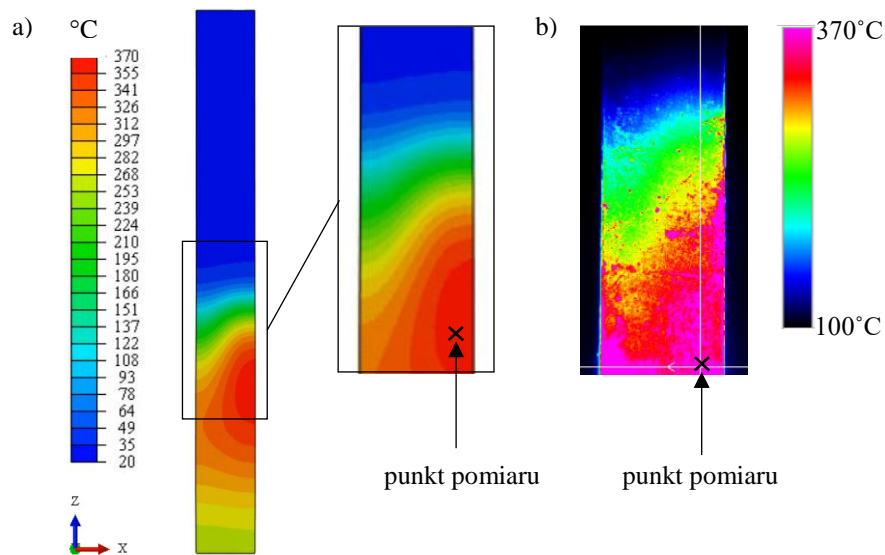
Rys. 7.1. Porównanie wyników MES rozkładu temperatury wzdłuż kierunku spawania ŁZW



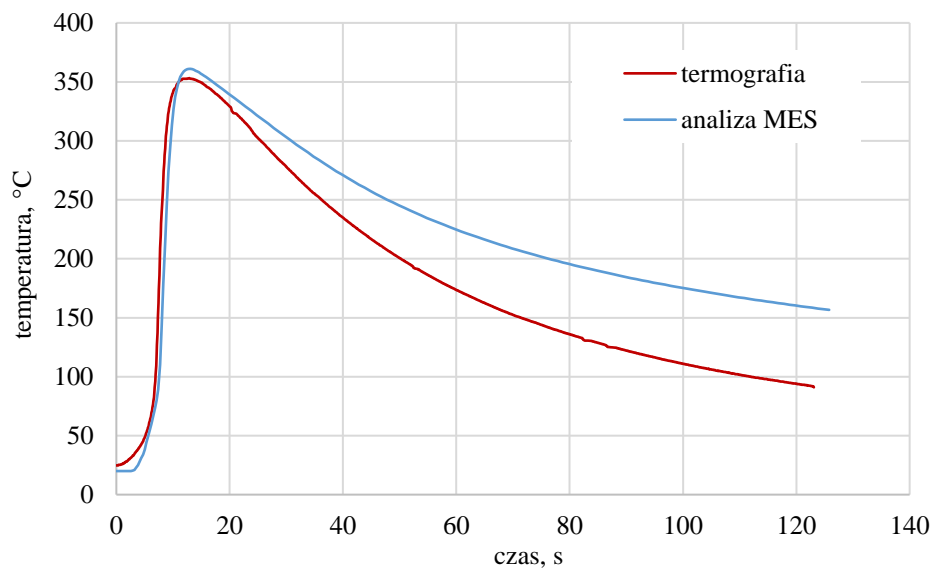
Rys. 7.2. Porównanie temperatury dla wybranych punktów w strefie przejściowej AA1050 i drugiej strony łącznika dla dwóch wariantów podczas spawania i chłodzenia

Temperatura maksymalna jest niższa, ale również ulega szybszemu chłodzeniu w wariacie II z uprzednio dospawaną blachą ze stopu aluminium. Można zaobserwować to w postaci różnicy temperatury w przekroju B-B wynoszącej 86,1 °C pomiędzy analizowanymi wariantami. W późniejszej fazie różnica ta maleje. Mniejsza temperatura w strefie przejściowej oraz szybsze jej wychłodzenie do temperatury poniżej 200°C dodatkowo potwierdza zasadność spawania w pierwszej kolejności blachy ze stopu aluminium przed spawaniem stali do ŁZW. Według wyników wykonanej analizy numerycznej dospawana blacha aluminiowa stanowi skuteczny radiator. Ponadto nawet 4 krotnie wyższa przewodność cieplna stopów aluminium w stosunku do stali powoduje, że temperatura w strefie przejściowej jest tylko nieznacznie wyższa niż po drugiej stronie ŁZW. W I wariacie różnica ta wynosi 8°C, a w II wariacie 22°C. Z racji na to przedstawiona w pracy metoda termowizyjna może być stosowana do weryfikacji temperatury łącznika podczas spawania. Zmierzona temperatura na powierzchni cienkiego łącznika zgrzewanego wybuchowo będzie tylko nieznacznie niższa niż temperatura stopu aluminium w strefie przejściowej.

Porównanie rozkładów temperatury wyznaczonych numerycznie z wynikami pomiaru metodą termograficzną przeprowadzono dla I wariantu połączenia. Pomiar temperatury prowadzono na powierzchni łącznika zgrzewanego wybuchowo od strony stopu aluminium AA5083. Punkty pomiaru temperatury przedstawiono na rysunku 7.3, a przebieg zmiany temperatury dla wskazanych miejsc zamieszczono na rysunku 7.4. Dla obu metod rozkłady temperatury są do siebie zbliżone, co pokazano na rysunku 7.3. Maksymalna temperatura uzyskana z pomiaru kamerą termowizyjną wynosi 353,1 °C i jest niższa od maksymalnej temperatury uzyskanej w analizie numerycznej wynoszącej 366,4 °C. Różnica wyrażona w procentach wynosi zatem około 3,8%. Większe różnice obserwuje się dla temperatur zmierzonych i obliczonych dla fazy chłodzenia. Przyczyną tego mogą być wartości współczynników konwekcji i radiacji przyjęte w analizie numerycznej. Przyjęto je na podstawie danych literaturowych, co może nie w pełni odwzorowywać warunki podczas spawania. Inną przyczyną tej różnicy może być zastosowanie podczas spawania taśmy ze stopu aluminium oraz płyt stalowych w celu zabezpieczenia kamery przed odpryskami występujących w procesie spawania. Zarówno taśma ze stopu aluminium jak i zastosowane płyty stalowe mogły dodatkowo zaabsorbować część ciepła, co nie zostało odwzorowane w analizie numerycznej.



Rys. 7.3. Rozkład temperatury dla wariantu I dla: a) analizy MES; b) termografii

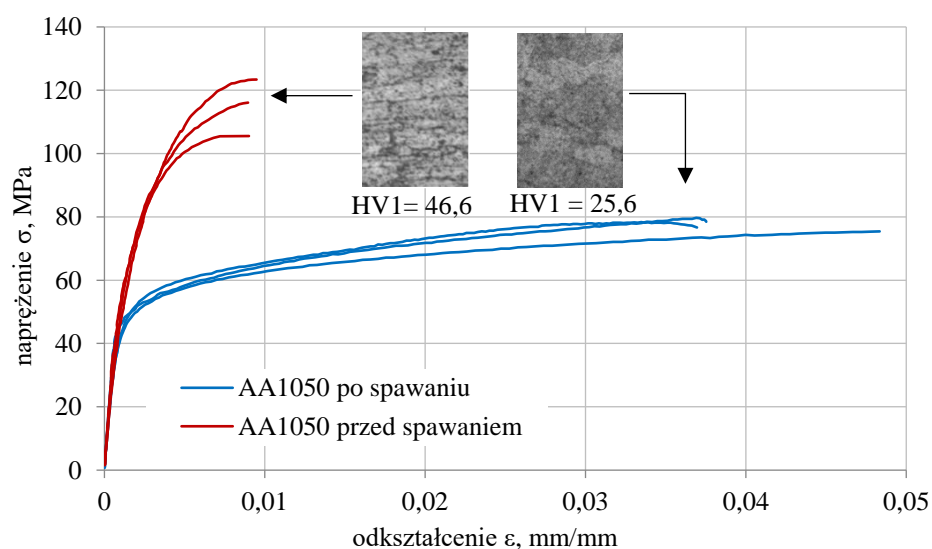


Rys. 7.4. Porównanie temperatury dla wariantu I z wybranego punktu dla wariantu I po drugiej stronie ŁZW (przekrój B-B)

Wpływ oddziaływania ciepła wprowadzonego podczas procesu spawania odzwierciedlają wyniki badań mikrostruktury, mikrotwardości oraz rozciągania

próbek. Szczególną uwagę zwrócono na warstwę AA1050 łącznika zgrzewanego wybuchowo. Pomiary rozkładu odkształceń w próbkach przed i po procesie spawania pozwoliły na określenie charakterystyk naprężenie-odkształcenie (rys. 7.4). Wprowadzone ciepło podczas procesu spawania wpłynęło na zmniejszenie wytrzymałości stopu AA1050, co nie spowodowało jednak negatywnych skutków w złączu spawanym. Mniejsza wytrzymałość jest kompensowana przez większą szerokość łącznika zgrzewanego wybuchowo. W rezultacie podczas prób rozciągania połączeń spawanych Al/Fe do zniszczenia dochodzi w obrębie połączenia spawanego pomiędzy łącznikiem zgrzewanym wybuchowo i blachą ze stopu aluminium AA5083, a nie w strefie przejściowej wykonanej ze stopu AA1050.

Porównując wyniki badań, można zauważyć obniżenie granicy plastyczności i wytrzymałości warstwy AA1050 spowodowane spawaniem, co odpowiada wynikom pomiarów mikrotwardości, które wyniosły odpowiednio $HV1 = 46,6$ i $HV1 = 25,6$. W wyniku wprowadzonego ciepła doszło do rozrostu ziarna co potwierdza obniżenie mikrotwardości w mierzonych obszarach spowodowane wyraźnym osłabieniem stopu AA1050.

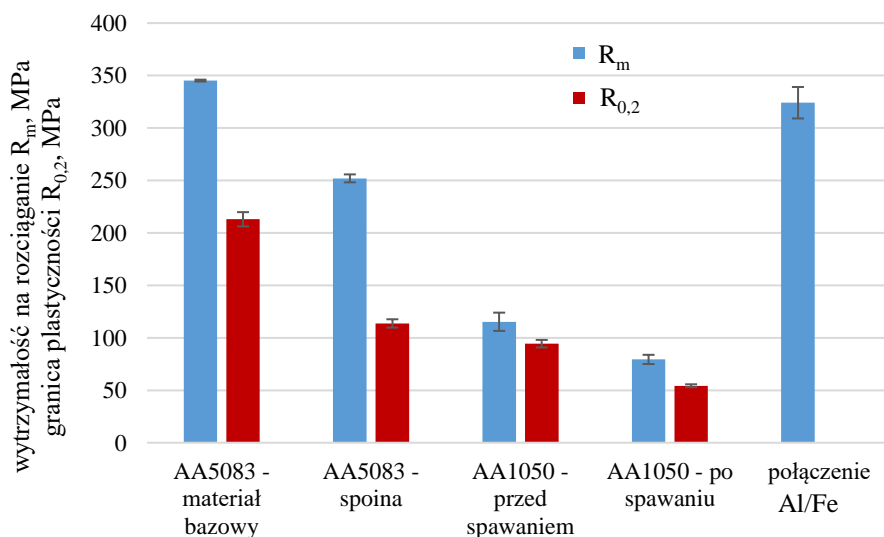


Rys. 7.4. Wykres naprężeniowo-odkształceniowy AA1050 w łączniku zgrzewanym wybuchowo przed i po procesie spawania

7.2. ANALIZA STATYCZNYCH I ZMĘCZENIOWYCH WŁAŚCIWOŚCI WYTRZYMAŁOŚCIOWYCH

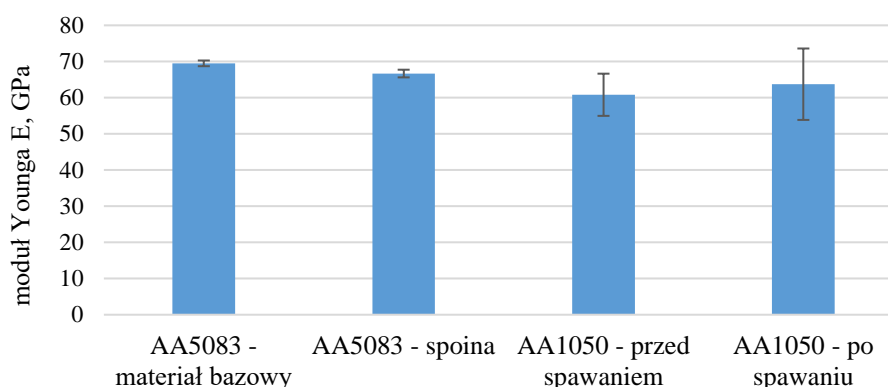
7.2.1. Analiza wyników badań z prób statycznych

Na rysunku 7.5 zestawiono wyniki badań z próby rozciągania stopów aluminium przed i po procesie spawania przedstawionych w podrozdziale 6.4.1, 6.4.2 i 6.4.3. W celu zobrazowania różnic pomiędzy granicami plastyczności oraz wytrzymałością na rozciąganie badanych materiałów zestawiono ich wartości średnie w formie wykresu kolumnowego. Dodatkowo oznaczono odchylenie standardowe jako miarę rozrzutu uzyskiwanych wyników. Wytrzymałość na rozciąganie stopu AA1050 jest około trzykrotnie niższa niż wytrzymałość stopu AA5083, a granica plastyczności jest mniejsza ponad dwukrotnie. W wyniku spawania wytrzymałość i granica plastyczności ulega obniżeniu w materiale spoiny AA5083 oraz w obrębie strefy przejściowej AA1050. Wytrzymałość ulega obniżeniu o około 30%, natomiast granica plastyczności o ponad 40% dla obu materiałów. Wytrzymałość połączenia spawanego Al/Fe obliczona dla przekroju łączonej blachy jest o około 6,1% niższa niż wytrzymałość materiału bazowego AA5083. Większe odchylenia standardowe, dla badań AA5083 w spoinie oraz stopu AA1050 w obrębie strefy przejściowej, świadczą o większym rozrzucie uzyskiwanych wyników. Może to wynikać ze zróżnicowania właściwości mechanicznych w tych strefach spowodowanego spawaniem i procesem zgrzewania wybuchowego. Na większy rozrzut wyników mogą mieć również wpływ mikroporowatości występujące w spoinie.



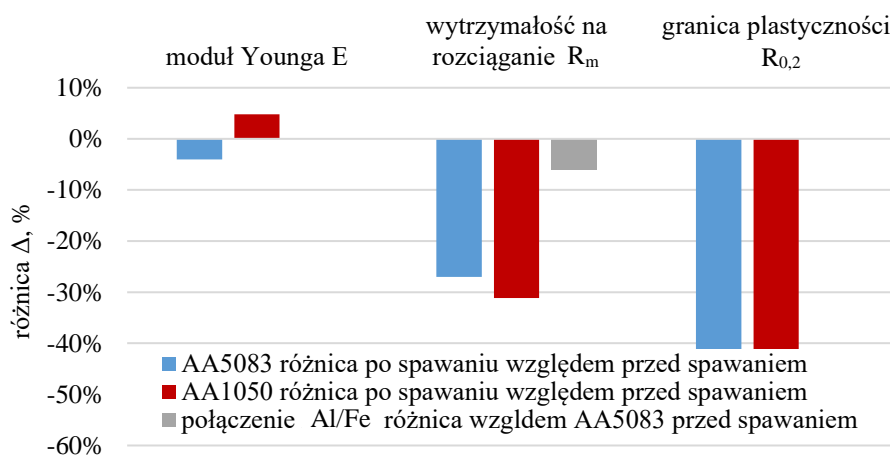
Rys. 7.5. Porównanie wytrzymałości i granicy plastyczności połączeń spawanych Al/Fe oraz stopów aluminium przed i po procesie spawania

Spawanie wpłynęło również na wartości modułu Younga badanych materiałów (rys. 7.6). W przypadku spoiny AA5083 zaobserwowano jego obniżenie o około 4,1% względem materiału bazowego AA5083. Zmiana ta może wynikać z występujących porowatości w spoinach stopów aluminium. W przypadku stopu AA1050 ze strefy przejściowej ŁZW odnotowano wzrost wartości modułu Younga o 4,8% po procesie spawania. Należy jednak zwrócić uwagę na dużo większe odchylenie standardowe w uzyskanych wynikach dla materiału AA1050.



Rys. 7.6. Porównanie wartości modułu Younga badanych stopów aluminium przed i po procesie spawania

Na rysunku 7.7 przedstawiono opisane wyżej różnice pomiędzy wynikami przed i po spawaniu dla badanych materiałów oraz odniesiono wytrzymałość połączenia Al/Fe do materiału bazowego AA5083. Różnice wyrażono w %.



Rys. 7.7. Porównanie różnic procentowych wyznaczonych własności mechanicznych badanych materiałów

Zaobserwowany spadek wytrzymałości i granicy plastyczności stopu aluminium AA5083 w stanie H321 w wyniku spawania jest uwzględniany w wytycznych Towarzystw Klasyfikacyjnych. Minimalna wytrzymałość stopu aluminium stosowanego na kadłuby i konstrukcje morskie określana jest przez Międzynarodowe Stowarzyszenie Towarzystw Klasyfikacyjnych (ICAS) na poziomie 275 MPa. Wytyczne Towarzystw Klasyfikacyjnych Lloyd's Register i Bureau Veritas określają dla połączeń stopu aluminium AA5083 minimalną wytrzymałość na poziomie 275MPa i ponadto minimalną granicę plastyczności na poziomie 125MPa. Właściwości te odpowiadają właściwościom tego materiału w stanie wyżarzonym. Przeprowadzone badania wykazały, że połączenia spawane Al/Fe z zastosowanym stopem aluminium AA5083 spełniły wymagania stawiane przez wymienione wyżej Towarzystwa Kwalifikacyjne. W tabeli 7.1 porównawczo zestawiono wymagania Towarzystw Klasyfikacyjnych oraz własności wyznaczone w badaniach połączeń spawanych Al/Fe.

Tab. 7.1. Porównanie wymagań Towarzystw Klasyfikacyjnych i wyznaczonych własności mechanicznych połączeń spawanych Al/Fe

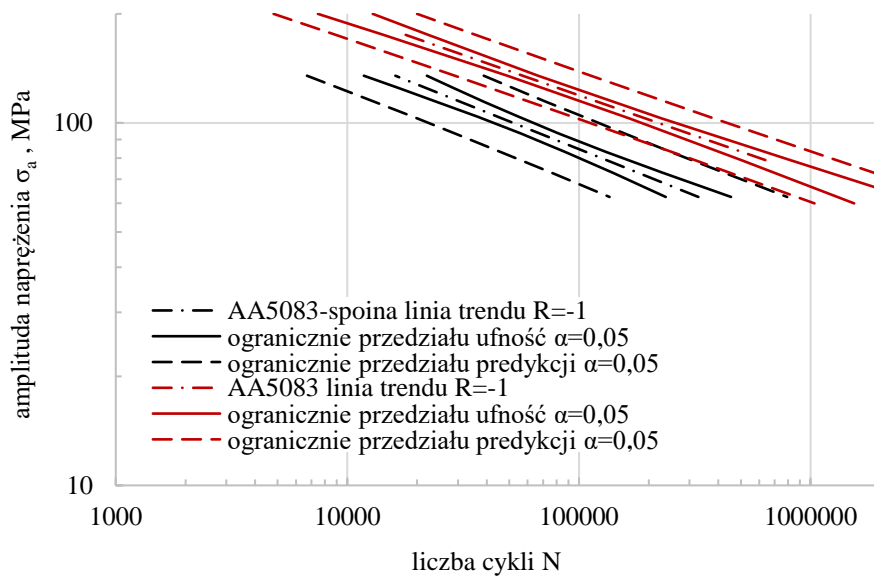
	własności mechaniczne AA5083 H321	
	R _e	R _m
	MPa	MPa
IACS [142]	-	275
Lloyd Register's [143]	125	275
Bureau Veritas [144]	125	275-350
wyznaczone własności połączeń spawanych Al/Fe	180	308-347

Obserwowany efekt osłabienia stopu AA5083 H321 w efekcie spawania jest zgodny z doniesieniami literaturowymi. Stop aluminium AA5083 w stanie H321 uzyskuje swoją wytrzymałość dzięki mechanizmom wzmacniania wydzieleniowego z udziałem atomów magnezu oraz umocnienia odkształceniowego. W efekcie uzyskuje rozdrobnioną strukturę z równomiernie rozłożonymi wydzieleniami Al₃Mg₂. Stopienie materiału w strefie spoiny powoduje całkowitą przebudowę jego mikrostruktury, w tym znaczny rozrost ziarna, a tym samym niweluje korzystne zmiany uzyskane w wyniku jego termomechanicznej obróbki. W efekcie jego właściwości mechaniczne ulegają wyraźnemu osłabieniu względem bazowych wartości [114,145].

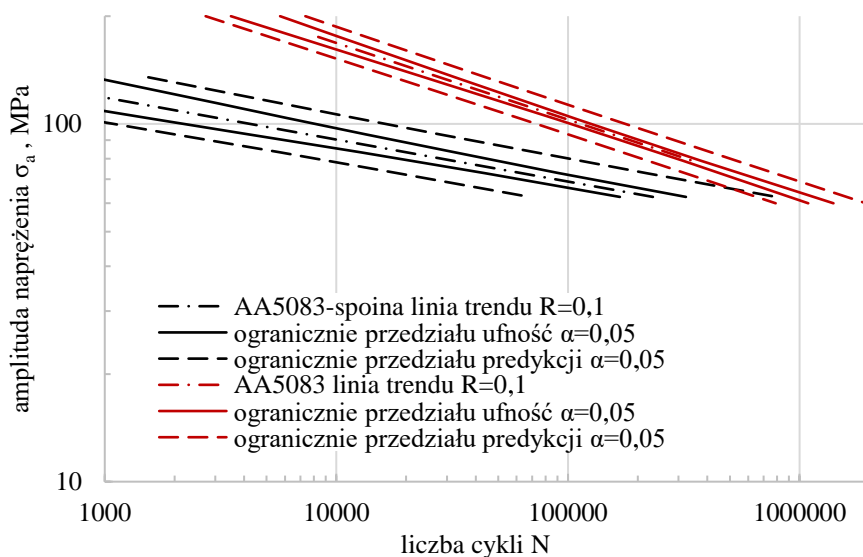
7.2.2. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych materiału spoiny oraz materiału bazowego AA5083

Kolejnym aspektem rozpatrywanym w badaniach było odniesienie trwałości analizowanych w pracy połączeń spawanych Al/Fe do trwałości materiałów bazowych. Biorąc pod uwagę, że we wszystkich przypadkach pęknięcia zmęczeniowe połączeń spawanych wystąpiły po stronie aluminium, przeprowadzono analizę porównawczą trwałości połączeń spawanych i próbek pobranych tylko z materiału bazowego AA5083. Analiza danych literaturowych, jak i wyniki badań własnych, wykazały, że skutkiem spawania stopu AA5083 w stanie H321 są istotne zmiany w jego mikrostrukturze i właściwościach wytrzymałościowych. W celu oceny wpływu spawania na właściwości cykliczne złącza w strefie połączenia, w pierwszej kolejności przeprowadzono porównanie wyników badań trwałości zmęczeniowej próbek materiału bazowego AA5083 (podrozdział 6.5.2) oraz próbek materiału pobranego ze strefy spoiny AA5083 (podrozdział 6.5.4).

W analizie porównawczej zestawiono wyniki badań zmęczeniowych spoiny i materiału bazowego AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$ i $R = 0,1$. Na rysunku 7.8 przedstawiono regresje liniowe dla wyników badań zmęczeniowych materiału spoiny oraz materiału bazowego stopu aluminium AA5083 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$. Dodatkowo oznaczono przedziały ufności oraz predykcji dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Podobne porównanie przedstawiono na rysunku 7.9 dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$. W każdym przypadku przedziały ufności nie pokrywały się. Można więc odrzucić hipotezy o równości regresji liniowych. Dla badań spoiny i materiału bazowego przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$, parametryczny test T wykazał równość współczynników kierunkowych linii regresji. W tym przypadku można przyjąć hipotezę o równoległości obu linii regresji. Odmienny wynik uzyskano dla badań przy asymetrii cyklu $R = 0,1$. Współczynniki regresji liniowej różnią się w sposób statystycznie istotny.



Rys. 7.8. Linie regresji oraz przedziały predykcji i ufności dla badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 i spoiny AA5083 przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$



Rys. 7.9. Linie regresji oraz przedziały predykcji i ufności dla badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 i spoiny AA5083 przy współczynniku asymetrii cyklu $R = 0,1$

Z porównania amplitudy naprężeń obliczonych na podstawie wyznaczonych regresji liniowych wynika, że ich wartości są dla tych samych poziomów trwałości od 22,5 do 30,4% niższe dla materiału spoiny niż dla materiału

bazowego AA5083 przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$. Dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ uzyskane amplitudy naprężeń są niższe od 1,5% do 46,7% dla materiału spoiny. Wyniki obliczeń przedstawiono w tabeli 7.2 i 7.3.

Tab. 7.2. Wyniki obliczeń amplitud naprężeń i różnic procentowych materiału bazowego AA5083 i spoiny dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$

N_i	σ_a (R=-1 spoina)	σ_a (R=-1 materiał bazowy)	$\Delta\sigma_a$
-	MPa	MPa	%
10000	246,5	318,0	-22,5%
50000	170,2	225,8	-24,6%
100000	145,1	194,8	-25,5%
500000	100,2	138,3	-27,6%
1000000	85,4	119,4	-28,4%
5000000	59,0	84,8	-30,4%

Tab. 7.3. Wyniki obliczeń amplitud naprężeń i różnic procentowych materiału bazowego AA5083 i spoiny dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$

N_i	σ_a (R=0,1 spoina)	σ_a (R=0,1 materiał bazowy)	$\Delta\sigma_a$
-	MPa	MPa	%
10000	89,0	166,8	-46,7
50000	74,3	118,8	-37,5
100000	68,8	102,7	-33,0
500000	57,4	73,1	-21,5
1000000	53,1	63,2	-15,9
5000000	44,4	45,0	-1,5

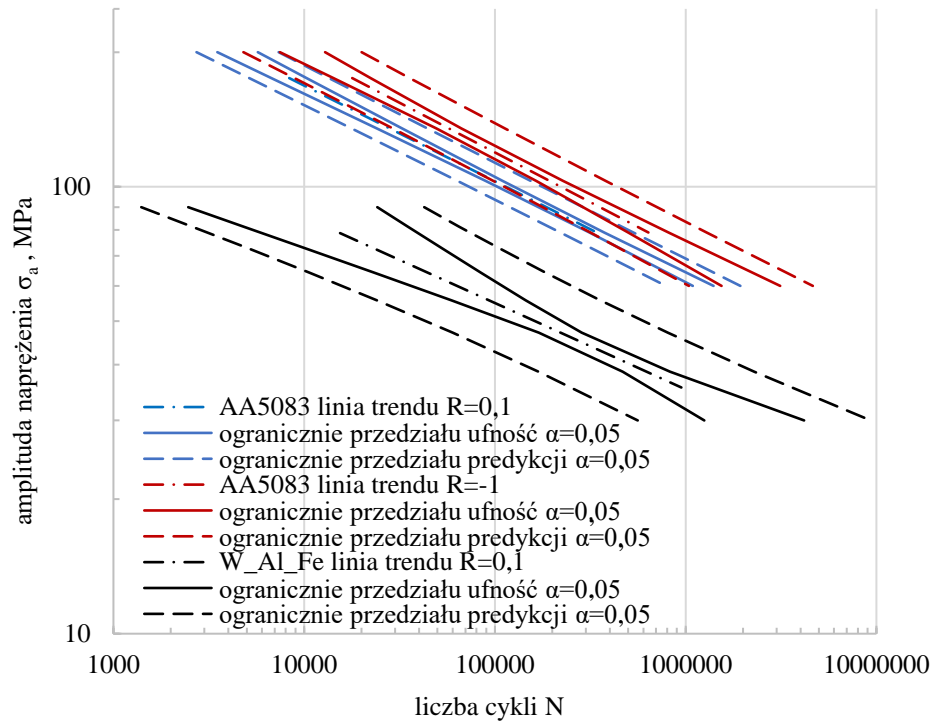
Jako główną przyczynę obniżenia trwałości zmęczeniowej stopów aluminium w wyniku ich spawania wskazuje się zmiany mikrostruktury oraz występowanie w przekroju spoiny mikroporowatości [146,147]. Mikroporowatość w spoinie może być spowodowana przez dwa mechanizmy: skurcz materiału podczas procesu krzepnięcia metalu oraz porowatość gazową spowodowaną uwięzieniem powietrza i nierozpuszczonego wodoru [148]. Również w przypadku analizowanych w pracy połączeń spawanych można zauważyć występowanie mikroporów w spoinie. Analiza przelomów próbek połączenia spawanego, zamieszczona w podrozdziale 6.6, nie wykazała jednak jednoznacznego powiązania miejsca inicjacji pęknięcia z występowaniem porów w strukturze spoiny.

7.2.3. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 z połączeniem spawanym Al/Fe

Przeprowadzone w poprzednim rozdziale porównanie wyników badań trwałości mikropróbek pobranych ze spoiny z próbkami materiału bazowego AA5083 nie uwzględniało wpływu karbu, jakim są miejsca koncentracji naprężeń towarzyszących zmianie geometrii (toe i root) i właściwości materiałowych spoiny. W tym celu porównano wyniki badań próbek materiału bazowego AA5083 (podrozdział 6.5.2) z wynikami badań próbek połączenia spawanego Al/Fe (podrozdział 6.5.3).

Na rysunku 7.10 przedstawiono regresje liniowe dla obydwu obiektów badań wraz z oznaczeniem przedziałów ufności oraz przedziałów predykcji dla poziomu istotności $\alpha=0,05$. Przedziały wyznaczono dla wyników badań zmęczeniowych materiału bazowego, dla współczynnika asymetrii cyklu wynoszącego $R=0,1$ oraz $R=-1$ i dla wyników badań połączenia Al/Fe dla $R=0,1$. Współczynniki R^2 dla wyznaczonej linii regresji badanego połączenia spawanego cechuje się dużo niższą wartością wynoszącą 0,87 w stosunku do współczynników R^2 uzyskanych dla badań materiału bazowego AA5083. Badania połączeń spawanych charakteryzowały się zdecydowanie większym rozrzutem wyników niż badania materiału bazowego. Odzwierciedleniem tego są wyznaczone przedziały predykcji oraz ufności. Wyznaczona regresja liniowa charakteryzowała się współczynnikiem kierunkowym $a=-5,18$. Statystyczny parametryczny test T wskazał, że współczynniki kierunkowe linii regresji nie różnią się od siebie w sposób istotny statystycznie. Wskazuje to, że linie regresji dla materiału bazowego dla obu badanych współczynników asymetrii cyklu można uznać za równoległe w stosunku do linii regresji dla połączenia spawanego Al/Fe.

Porównując wyniki obliczeń na podstawie wyznaczonych regresji liniowych można zauważyć, że poziomy amplitudy naprężeń dla tych samych trwałości w zakresie od 10^4 do $5 \cdot 10^6$ są od 45,3% do 58,8% niższe dla połączenia spawanego Al/Fe niż dla materiału bazowego AA5083 obciążonego wahadłowo. W stosunku do wyników uzyskanych dla materiału bazowego AA5083 badanego przy współczynniku asymetrii cyklu wynoszącej $R=0,1$, poziomy amplitud dla połączenia Al/Fe są niższe od 36,9% do 51,8%. Zestawienie wyników przedstawiono w tabeli 7.4.



Rys. 7.10. Linie regresji oraz przedziały predykcji i ufności dla wyników badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083 i połączenia spawanego Al/Fe

Tab. 7.4. Wyniki obliczeń amplitud naprężeń i różnic procentowych materiału bazowego AA5083 i połączeń spawanych Al/Fe dla współczynnika asymetrii cyklu $R = 0,1$ i $R = -1$

N_i	σ_a ($R=0,1$ połączenie Al/Fe) MPa	σ_a ($R=-1$ materiał bazowy) MPa	σ_a ($R=0,1$ materiał bazowy) MPa	$\Delta\sigma_a$ $R=-1$ %	$\Delta\sigma_a$ $R=0,1$ %
10000	80,3	194,8	166,8	-58,8	-51,8
50000	61,4	138,3	118,8	-55,6	-48,4
100000	54,6	119,4	102,7	-54,2	-46,8
500000	41,7	84,8	73,1	-50,8	-42,9
1000000	37,2	73,1	63,2	-49,2	-41,2
5000000	28,4	51,9	45,0	-45,3	-36,9

Uzyskane wyniki badań porównano z danymi literaturowymi. Przykładowo w pracy [149] opisano wyniki badań trwałości zmęczeniowej połączeń stopu

aluminium AA5083 o podobnym charakterze (połączenia typu T). Przedstawiony w niej zakres naprężeń dla trwałości połączenia równej $N=10^6$ przy $R=0$ wyniósł $\Delta\sigma_{nom}=111\text{MPa}$, a dla $R=-1$ wyniósł $\Delta\sigma_{nom}=167\text{MPa}$. Odpowiada to w przybliżeniu omówionym w poprzednim punkcie wynikom badań materiału spoiny, dla której zakres naprężenia nominalnego dla $R=0,1$ wynosi $\Delta\sigma_{nom}=2\cdot\sigma_a=106,2\text{MPa}$, a dla $R=-1$ $\Delta\sigma_{nom}=2\cdot\sigma_a=170,8\text{MPa}$ dla $R=-1$. Jednak w przypadku trwałości próbek połączenia wyniósł $\Delta\sigma_{nom}=2\cdot\sigma_a=74,5\text{MPa}$. Różnica naprężeń, a tym samym trwałości zmęczeniowej, w tym przypadku jest wyraźnie wyższa, co odpowiada spodziewanemu wpływowi spiętrzenia odkształceń.

7.2.4. Analiza porównawcza wyników badań zmęczeniowych spoin materiału bazowego AA5083 i połączenia spawanego Al/Fe

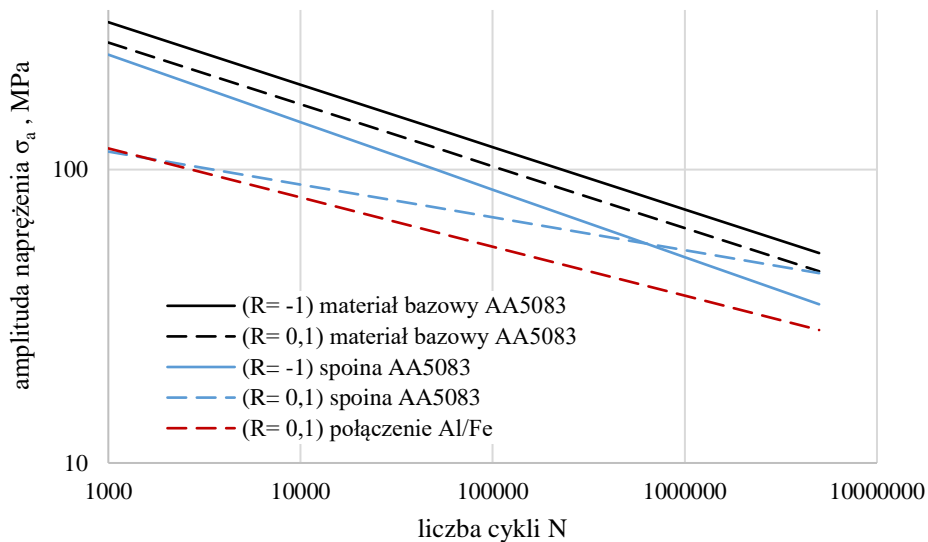
W celu wskazania różnic pomiędzy wynikami badań zmęczeniowych spoin, materiału bazowego AA5083 i połączenia spawanego Al/Fe na rysunku 7.11 zestawiono wszystkie wyznaczone regresje liniowe, a w tabeli 7.5 zamieszczono wartości ich współczynników A i B zgodnie z równaniem:

$$\log(N) = A - B \log(\sigma_a) \quad (7.1)$$

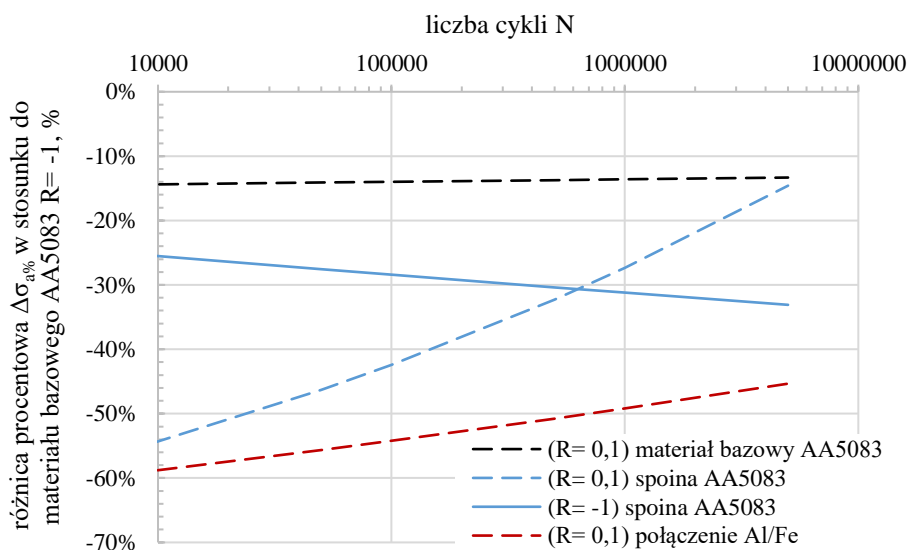
Tab. 7.5. Współczynniki A i B wyznaczonych regresji liniowych dla wyników badań zmęczeniowych materiału bazowego AA5083, spoiny oraz połączenia Al/Fe

obiekt badań	R	B	A
materiał bazowy AA5083	-1	4,495	14,33
	0,1	4,668	14,39
spoina AA5083	-1	3,912	12,54
	0,1	8,516	20,66
połączenie Al/Fe	0,1	5,180	14,01

Na rysunku 7.12 przedstawiono różnice procentowe wyznaczonych wartości amplitud naprężeń na podstawie linii regresji w stosunku do amplitud naprężeń dla materiału bazowego obciążonego wahadłowo. Różnica procentowa zmniejsza się wraz z ilością cykli dla wszystkich wyników badań oprócz badań materiału spoiny przy asymetrii cyklu $R=-1$, dla którego odnotowuje się wzrost tej wartości. Przy założeniu, że współczynniki kierunkowe prostych regresji nie są różne od siebie w sposób istotny statycznie uzyskane różnice mogą mieścić się w zakresie błędu statystycznego. Jedyne badania, które odstają na tym tle są wyniki badań materiału spoiny dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0,1$.

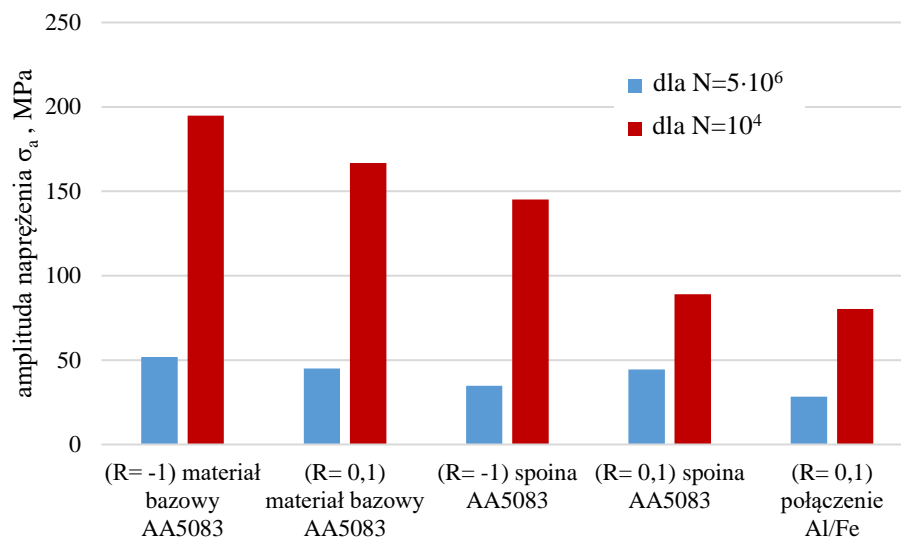


Rys. 7.11. Regresje liniowe amplitudy naprężeń dla wyników badań spoiny i materiału bazowego AA5083 oraz połączenia spawanego Al/Fe



Rys. 7.12. Różnica procentowa amplitudy naprężeń w stosunku do badań materiału bazowego AA5083 obciążonego wahadłowo

Na rysunku 7.13 zestawiono poziomy amplitudy naprężenia obliczone na podstawie wyznaczonych linii regresji. Można zaobserwować, że różnice w wyznaczonych wartościach są większe dla mniejszych poziomów trwałości. Różnice zmniejszają się dla wyższych trwałości.



Rys. 7.13. Zestawienie poziomów amplitudy naprężenia obliczone na podstawie wyznaczonych linii regresji dla badanych materiałów

Porównanie wyników badań wskazuje, że najniższą trwałość, a tym samym wytrzymałość zmęczeniową mają połączenia Al/Fe. Istotnym elementem jest także to, że każdorazowo pęknięcie powstawało poza strefą przejściową łącznika ŁZW. Na niższą trwałość połączenia w stosunku do materiału bazowego wpływa wiele czynników, w tym przede wszystkim zmiany strukturalne w materiałach bazowych łącznika i dospawanej płyty oraz karby, jakimi są root i toe spoiny.

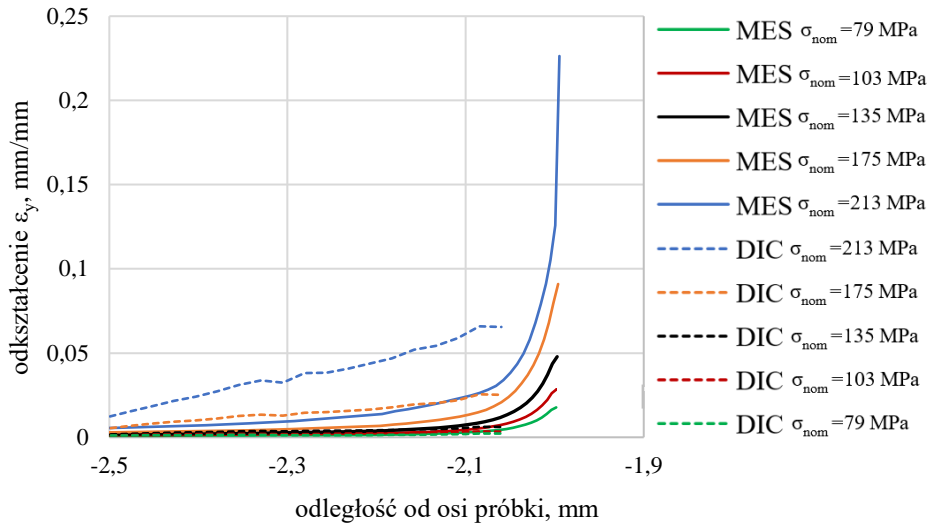
7.3. ZASTOSOWANIE LOKALNYCH WŁAŚCIWOŚCI MATERIAŁOWYCH W MODELOWANIU ODKSZTAŁCEN W OPRACOWANYM POŁĄCZENIU SPAWANYM

7.3.1. Analiza rozkładów odkształceń w połączeniu spawanym Al/Fe w warunkach obciążeń statycznych

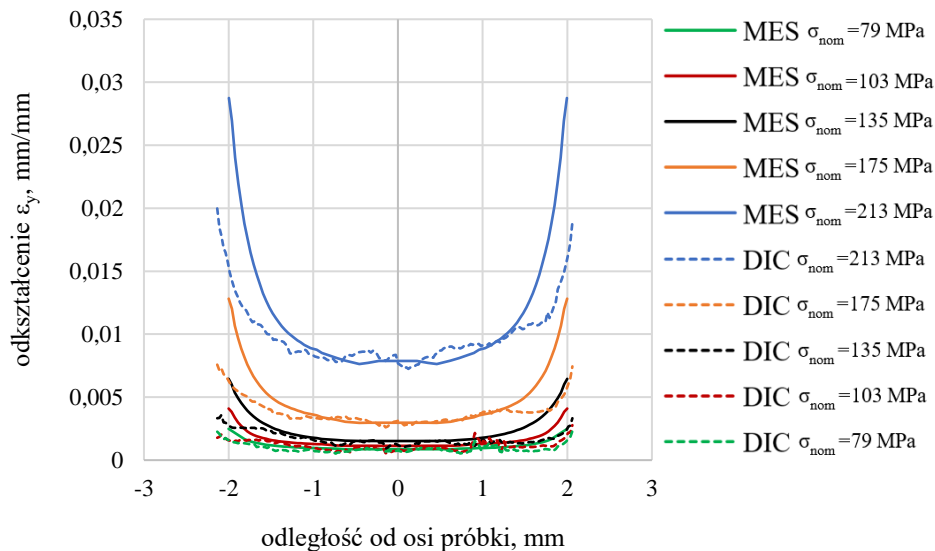
Na wykresach pokazanych na rysunkach 7.14 i 7.15 zestawiono rozkłady odkształceń w kierunku y w strefach root i toe wyznaczone metodą cyfrowej korelacji obrazu oraz metodą elementów skończonych, dla wybranych poziomów obciążenia podczas monotonicznego rozciągania połączenia spawanego Al/Fe. W obu metodach zaobserwowano występowanie lokalnych spiętrzeń odkształceń w obrębie toe i root co potwierdzone jest w literaturze. Wyniki analizy numerycznej charakteryzują się wyższymi poziomami odkształceń maksymalnych w porównaniu do wyników pomiaru za pomocą cyfrowej korelacji obrazu. Zależność tę zaobserwowano zarówno dla strefy root jak i toe.

Należy jednak zauważyć, że pomiar maksymalnych odkształceń w strefach ich koncentracji jest mocno utrudniony. Wynika to głównie z braku możliwości wyznaczenia odkształceń przy krawędzi próbki (toe) oraz w bezpośrednim sąsiedztwie strefy root. Biorąc przy tym pod uwagę silne gradienty odkształceń występujące w tych rejonach, nawet niewielkie zmiany odległości od miejsca ze spodziewanymi maksymalnymi wartościami odkształceń mogą skutkować znaczną różnicą ich wartości w stosunku do tych wyznaczonych numerycznie. Z tego względu ważniejszym wydaje się być ocena podobieństwa wyznaczonych rozkładów odkształcenia w strefie karbu pod względem ich gradientu. Stąd o poprawności zastosowanych metod mogą świadczyć punkty leżące w pewnej odległości od punktów z lokalnym spiętrzeniem odkształceń. Porównując wyniki pomiaru odkształceń z wynikami analizy MES dla punktów leżących w połowie próbki dla linii toe można zaobserwować dużą zbieżność uzyskanych wyników. Różnice odkształceń zmierzonych za pomocą cyfrowej korelacji obrazu w stosunku do uzyskanych w analizie numerycznej dla połowy szerokości linii toe wahają się od 0,3% do 10%. Świadczy to o dobrym dopasowaniu przyjętych właściwości mechanicznych do analizy numerycznej. Dla lokalnych spiętrzeń różnice te wynoszą od 52% do 162% w zależności od poziomu obciążenia, przy czym większe różnice odnotowuje się dla wyższych poziomów obciążenia.

Porównując wyniki uzyskane obiema metodami dla strefy root można zaobserwować podobne zjawisko. Analizując wyniki dla strefy root w odległości od 0,1 do 0,5 mm od lokalnego spiętrzenia odkształceń można zaobserwować, że dla wyższych poziomów obciążenia odnotowano znacząco większe odkształcenia w metodzie cyfrowej korelacji obrazu niż w MES. Możliwą przyczyną jest wcześniejsze uplastycznianie się materiału niż w przyjętym w analizie numerycznej modelu materiałowym. Materiał spoiny może być niejednorodny, posiadać pęcherze i różnić się własnościami w zależności od odległości od materiału bazowego.



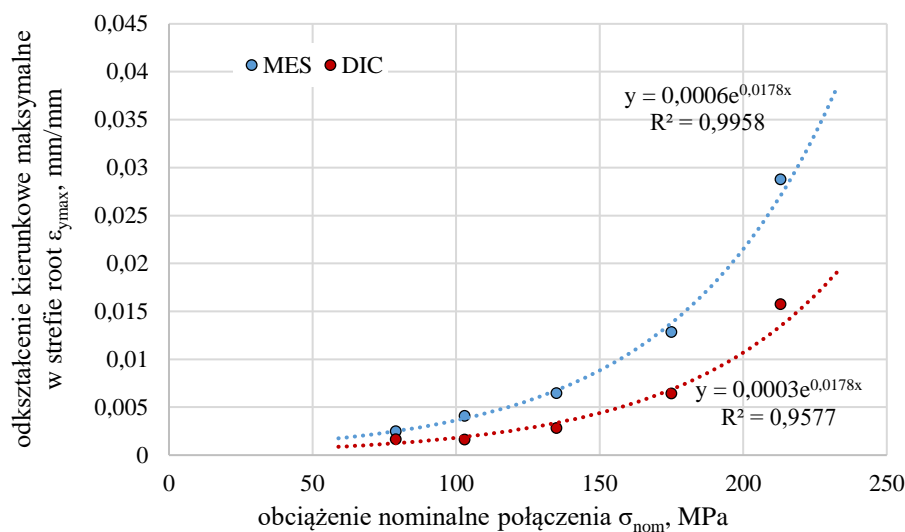
Rys. 7.14. Porównanie rozkładów odkształceń ε_y uzyskanych metodą elementów skończonych i cyfrowej korelacji obrazu w strefie root



Rys. 7.15. Porównanie rozkładów odkształceń ε_y uzyskanych metodą elementów skończonych i cyfrowej korelacji obrazu w strefie toe

Na rysunku 7.16 przedstawiono maksymalne odkształcenia w strefie root, wyznaczone numerycznie oraz eksperymentalnie za pomocą cyfrowej korelacji obrazu przy danych wartościach obciążenia nominalnego połączenia. Z obu metod wyznaczenia odkształceń uzyskano różne wyniki. Różnice te mogą

wynikać z przyjętych danych materiałowych w metodzie numerycznej. Dane materiałowe przyjęto zgodnie z wyznaczonymi eksperymentalnie wynikami próby statycznego rozciągania mikropróbek z obszaru spoiny. Własności mechaniczne w strefie pomiędzy spoiną a materiałem bazowym mogą się jednak różnić od tych ze środka wyżej wymienionych stref. Dodatkowo na wykresie zaobserwowano, że wzrost wyznaczanych odkształceń w zależności od obciążenia nominalnego połączenia jest funkcją wykładniczą. Zależność ta została zauważona zarówno dla metody numerycznej jak i cyfrowej korelacji obrazu.

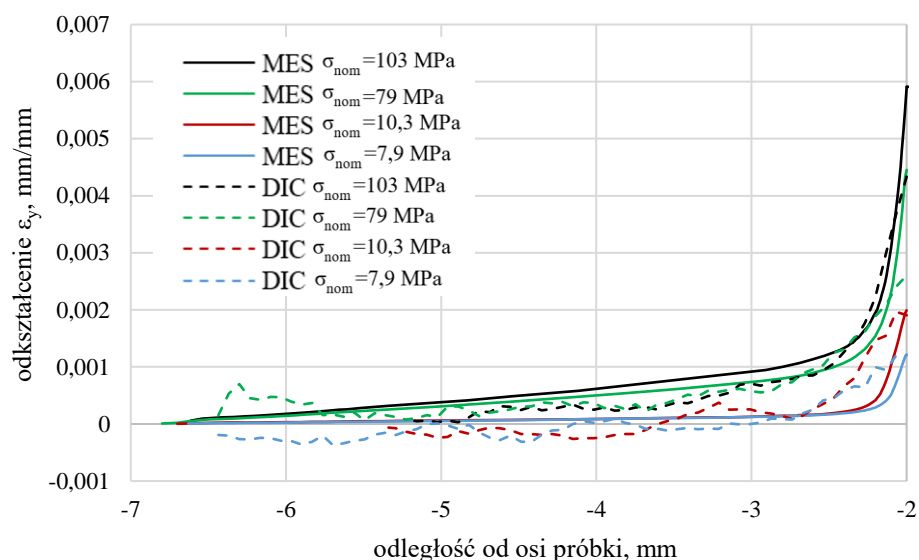


Rys. 7.16. Maksymalne odkształcenie w obszarze root dla metody MES i DIC

7.3.2. Analiza rozkładów odkształceń w połączeniu spawanym Al/Fe w warunkach obciążeń zmęczeniowych

Na rysunku 7.17 zestawiono wyniki obliczeń numerycznych w postaci rozkładu odkształceń w kierunku rozciągania połączenia w linii strefy root z wynikami pomiaru za pomocą cyfrowej korelacji obrazu dla dwóch poziomów obciążenia przyjętych w badaniach zmęczeniowych. Analizowane w tym miejscu wyniki numeryczne dotyczą analizy z zastosowaniem danych materiałowych z prób cyklicznych oraz analizy z kinematycznym umocnieniem po 50 cyklach obciążenia. Uzyskane numerycznie wyniki odkształceń maksymalnych w strefie root są zbliżone do wartości uzyskanych metodą cyfrowej korelacji obrazu. W szczególności należy zwrócić uwagę na podobny przebieg rozkładów odkształceń uzyskanych obiema metodami. Obserwowany jest wzrost odkształceń w kierunku root oraz lokalne ich spiętrzenie w jego obrębie. Wartości obliczone numerycznie w obrębie lokalnych spiętrzeń są większe niż zmierzone za pomocą cyfrowej korelacji obrazu. Różnica pomiędzy uzyskanymi wynikami jest większa dla maksymalnych obciążeń nominalnych w cyklu

wynoszących $\sigma_{nom} = 103$ MPa i $\sigma_{nom} = 79$ MPa. Odkształcenia uzyskane w metodzie numerycznej są większe o odpowiednio 70,9% oraz 36,3% w stosunku do pomiaru za pomocą cyfrowej korelacji obrazu. Dla minimalnych obciążeń w cyklu wynoszących $\sigma_{nom} = 10,3$ MPa i $\sigma_{nom} = 7,9$ MPa różnice te są zdecydowanie mniejsze i wynoszą odpowiednio 1,2% oraz 1,3%. Wszystkie wartości oraz różnice procentowe pomiędzy wynikami analiz numerycznej i cyfrowej korelacji obrazu zestawiono w formie tabeli 7.6. Analiza numeryczna zakłada jednorodność materiału spoiny stąd otrzymane rozkłady za pomocą tej metody są gładkie. W przypadku cyfrowej korelacji obrazu widoczne są wahania wartości w uzyskanych rozkładach. Mogą one świadczyć o niejednorodności materiału i występujących w spoinie porowatościach.

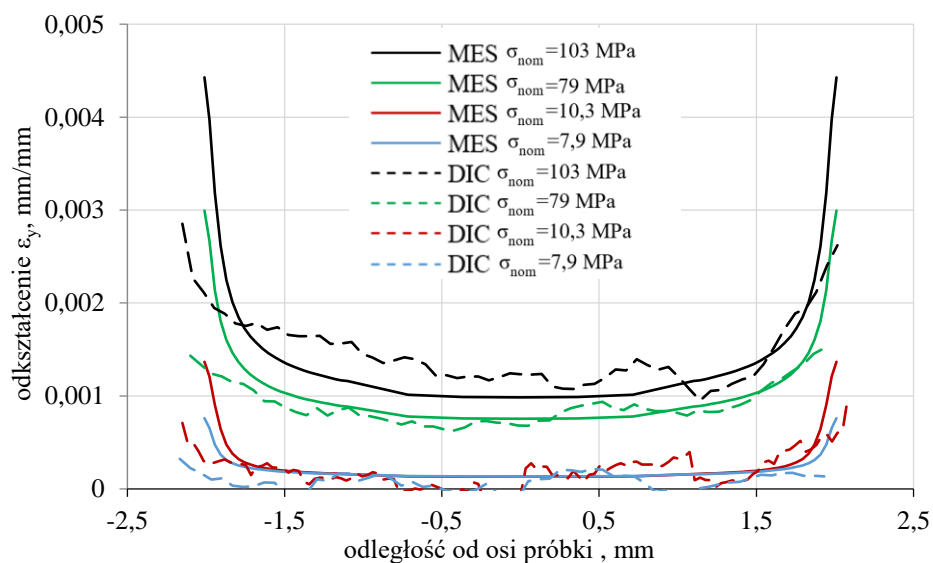


Rys. 7.17. Porównanie rozkładów odkształceń ϵ_y uzyskanych metodą elementów skończonych i cyfrowej korelacji obrazu w strefie root

Tab. 7.6. Zestawienie wyników maksymalnych odkształceń w strefie root wyznaczonych metodą DIC i MES

poziom obciążenia		MPa	odkształcenie maksymalne $\epsilon_{y\max}$ w root (DIC)	odkształcenie maksymalne $\epsilon_{y\max}$ w root (MES)	$\Delta\epsilon_{y\max}\%$
			mm/mm	mm/mm	%
I poziom obciążenia	$\sigma_{nom.min}$	7,9	0,00120	0,00122	1,3
	$\sigma_{nom.max}$	79	0,00261	0,00445	70,9
II poziom obciążenia	$\sigma_{nom.min}$	10,3	0,00197	0,00199	1,2
	$\sigma_{nom.max}$	103	0,00433	0,00591	36,3

Na rysunku 7.18 zestawiono wyniki obliczeń numerycznych oraz wyniki pomiaru cyfrową korelacją obrazu rozkładów odkształceń w kierunku rozciągania połączenia w linii strefy toe. Uzyskane numerycznie wyniki odkształceń maksymalnych w strefie toe są zbliżone do wartości uzyskanych metodą cyfrowej korelacji obrazu. Tak jak w przypadku wyników dla strefy root, również w strefie toe można zaobserwować podobny przebieg rozkładów odkształceń uzyskanych obiema metodami. Obserwowany jest wzrost odkształceń w kierunku toe oraz lokalne ich spiętrzenie w jego obrębie. Wartości obliczone numerycznie w obrębie lokalnych spiętrzeń są większe niż zmierzone za pomocą cyfrowej korelacji obrazu. W odróżnieniu od strefy root, w strefie toe wartości maksymalnych odkształceń uzyskanych obiema metodami różnią się znacząco od siebie, niezależnie od poziom obciążenia. Różnice te wynoszą od minimum 37,6% do 134,9%. Wszystkie wartości oraz różnice procentowe pomiędzy wynikami analiz numerycznej i cyfrowej korelacji obrazu zestawiono w formie tabeli 7.7. Środkowe części rozkładów odkształceń, leżące blisko osi próbki, w analizie numerycznej i cyfrowej korelacji obrazu przyjmują podobne wartości. Tak jak w przypadku strefy root, w strefie toe również można zaobserwować wahania wartości w rozkładzie odkształceń zmierzonych za pomocą cyfrowej korelacji obrazu.



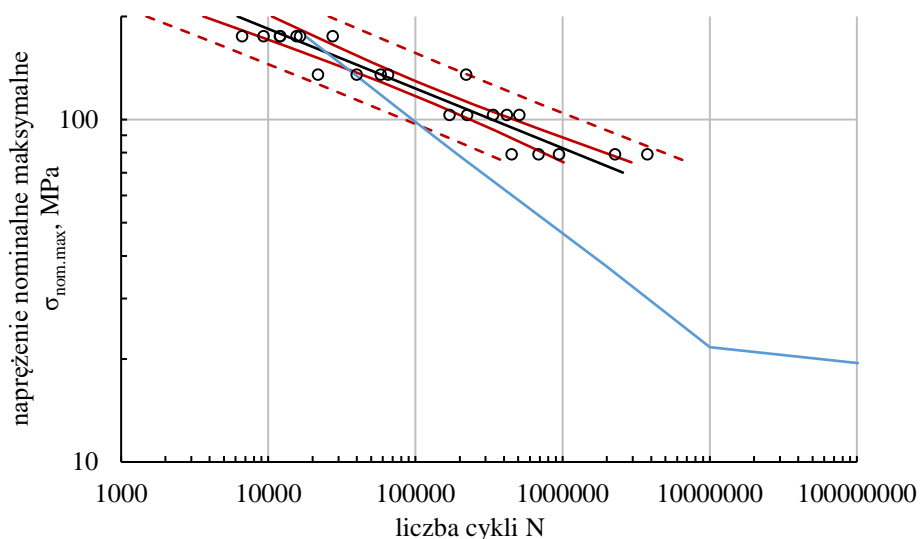
Rys. 7.18. Porównanie rozkładów odkształceń ε_y uzyskanych metodą elementów skończonych i cyfrowej korelacji obrazu w strefie toe

Tab. 7.7. Zestawienie wyników maksymalnych odkształceń w strefie toe wyznaczonych metodą DIC i MES

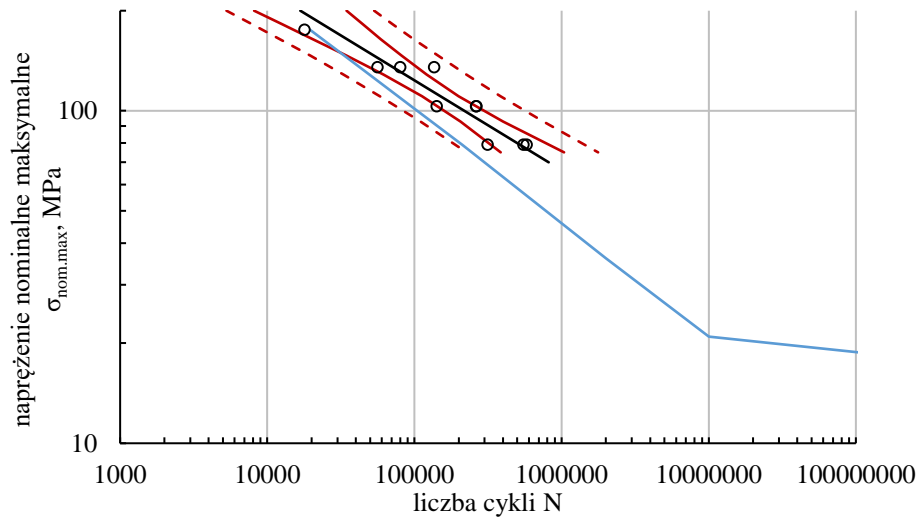
poziom obciążenia			odkształcenie maksymalne $\epsilon_{y\max}$ w toe (DIC)	odkształcenie maksymalne $\epsilon_{y\max}$ w toe (MES)	$\Delta\epsilon_{y\max}\%$
		MPa	mm/mm	mm/mm	%
I poziom obciążenia	$\sigma_{\text{nom.min}}$	7,9	0,00032	0,00076	134,9
	$\sigma_{\text{nom.max}}$	79	0,00152	0,00299	97,6
II poziom obciążenia	$\sigma_{\text{nom.min}}$	10,3	0,00099	0,00137	37,6
	$\sigma_{\text{nom.max}}$	103	0,00285	0,00443	55,2

7.3.3. Analiza porównawcza obliczeniowej i eksperymentalnej trwałości zmęczeniowej złączy spawanych

Na rysunku 7.19 zaprezentowano przeliczoną krzywą FAT 110 dla uszkodzenia typu root wyznaczoną metodą efektywnego naprężenia w karbie na tle wyników badań doświadczalnych dla próbek W_Al/Fe_Z z tym samym rodzajem uszkodzenia (podrozdział 6.5.3). Analogiczne zestawienie przedstawiono na rysunku 7.20 dla uszkodzenia typu toe zestawiając wyniki badań eksperymentalnych z krzywą FAT 95.

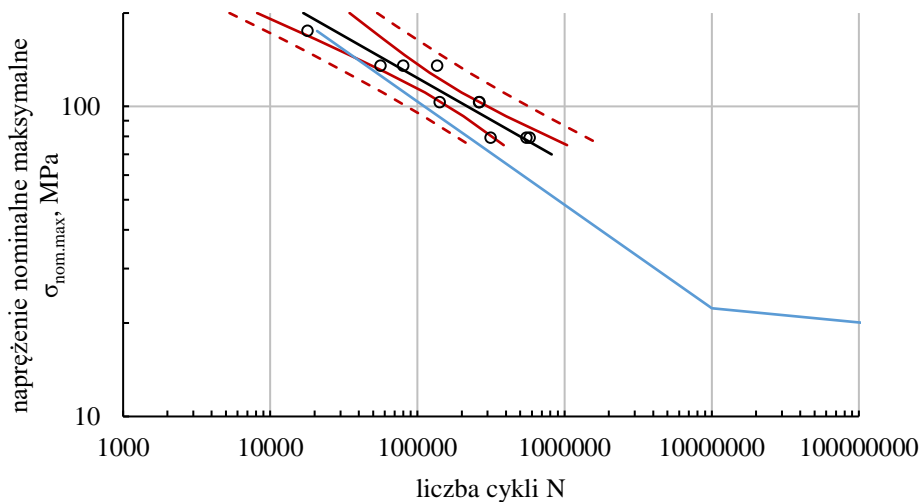


Rys. 7.19. Porównanie wyników badań doświadczalnych dla uszkodzenia typu root z krzywą projektową opracowaną na podstawie metody efektywnego naprężenia w karbie oraz FAT110



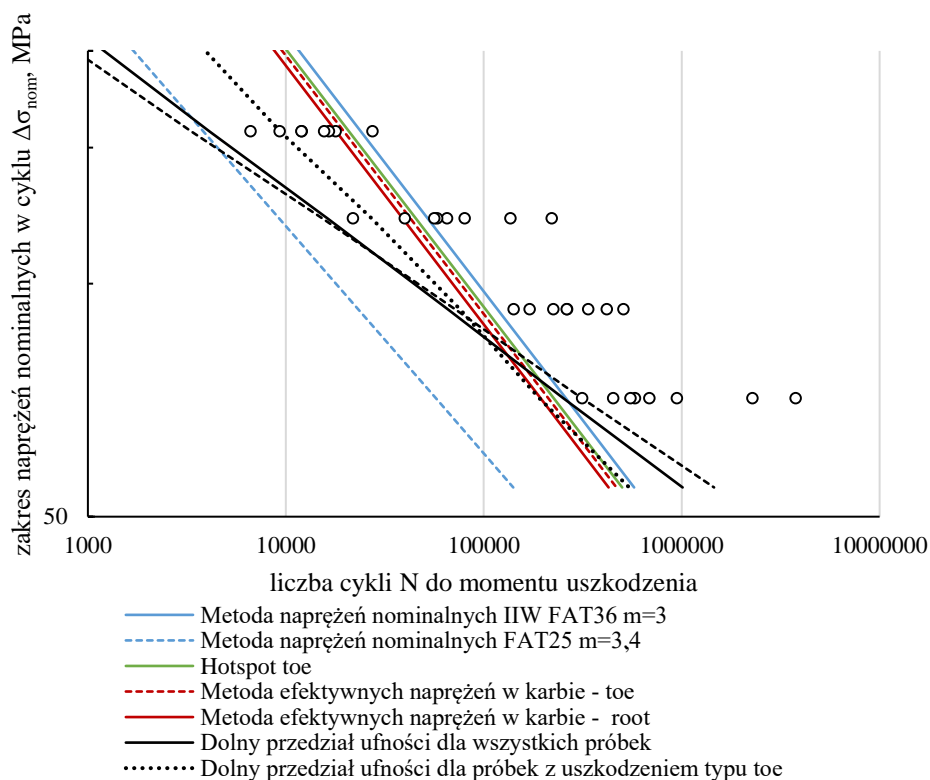
Rys. 7.20. Porównanie wyników badań doświadczalnych dla uszkodzenia typu toe z krzywą projektową opracowaną na podstawie metody efektywnego naprężenia w karbie oraz FAT95

Na rysunku 7.21 zaprezentowano przeliczoną krzywą FAT 36 dla uszkodzenia typu toe wyznaczoną metodą hot spot na tle wyników badań doświadczalnych połączeń spawanych Al/Fe.



Rys. 7.21. Porównanie wyników badań doświadczalnych dla uszkodzenia typu toe z krzywą projektową opracowaną na podstawie metody hot spot w karbie oraz FAT36

Z przeprowadzonej analizy wynika, że zastosowanie metody efektywnego naprężenia w karbie i hotspot dla połączeń spawanych Al/Fe jest skuteczne dla niższych poziomów naprężenia w przedziale trwałości od 10^5 do $5 \cdot 10^6$ cykli. Zestawienie metod obliczeniowych na tle wyników badań doświadczalnych pozwala zaobserwować, że wszystkie próbki z dwóch najniższych poziomów obciążenia (79 i 103 MPa) znajdują się nad krzywymi obliczeniowymi (rys. 7.22). Można zatem stwierdzić, że stosując metody obliczeniowe poprawnie zaprojektowano by połączenie dla tych poziomów obciążenia. Dolne poziomy ufności dla wyników badań doświadczalnych, niezależnie od rodzaju uszkodzenia, przecinają się z krzywymi projektowymi na poziomie trwałości około 10^5 cykli. Dla dwóch wyższych poziomów obciążenia czyli poziomów trwałości poniżej 10^5 cykli, wszystkie metody obliczeniowe oprócz Eurocodu (FAT25 $m=3,4$) zawyżyły trwałość w stosunku do wyników badań doświadczalnych.



Rys. 7.22. Zestawienie metod obliczeniowych z wynikami badań doświadczalnych połączeń spawanych Al/Fe

Tab. 7.8. Trwałości zmęczeniowe wyznaczone dla dolnego przedziału predykcji (97,5%) dla poziomów przyjętych w badaniach doświadczalnych

nominalne naprężenie maksymalne w cyklu $\sigma_{nom. max}$, MPa		175	135	103	79
zakres naprężeń $\Delta\sigma$, MPa		157,5	121,5	92,7	71,1
liczba cykli do zniszczenia dla dolnego przedziału predykcji (97,5% uszkodzi się większej liczbie cykli)	metoda naprężeń nominalnych IIW FAT36 m=3	2,39E+04	5,20E+04	1,17E+05	2,60E+05
	metoda naprężeń nominalnych FAT25 m=3,4	3,83E+03	9,26E+03	2,32E+04	5,72E+04
	Hotspot toe FAT36 m=3	2,08E+04	4,53E+04	1,02E+05	2,26E+05
	metoda efektywnych naprężeń w karbie – toe FAT95 m=3	1,96E+04	4,26E+04	9,57E+04	2,12E+05
	metoda efektywnych naprężeń w karbie - root FAT110 m=3	1,79E+04	3,89E+04	8,74E+04	1,93E+05
	dolny przedział ufności dla wszystkich próbek	4,10E+03	1,62E+04	6,58E+04	2,52E+05
	dolny przedział ufności dla próbek z uszkodzeniem typu toe	9,36E+03	2,71E+04	7,59E+04	1,91E+05
	dolny przedział ufności dla próbek z uszkodzeniem typu root	3,32E+03	1,53E+04	7,18E+04	3,13E+05

Na podstawie wyników badań doświadczalnych wyznaczono wartość naprężeń dla dolnych przedziałów predykcji na poziomie trwałości $5 \cdot 10^6$ cykli oraz $2 \cdot 10^6$ cykli. Podobnie wyznaczono wartości zakresów naprężeń dla poszczególnych metod obliczeniowych. Pierwsza wartość odpowiada poziomowi naprężeń przy którym następuje zmiana pochylecia krzywej projektowej, druga wartość jest brana pod uwagę przy wyznaczaniu wartości FAT. Dane zestawiono w tabeli 7.9 dla wszystkich metod oraz próbek. Ze względu na niemożliwość porównania rezultatów dla wszystkich metod obliczeniowych przeliczono wartości naprężeń lokalnych do poziomów odpowiadających zakresowi naprężeń nominalnych. Dodatkowo w tabeli przedstawiono wartości współczynników kierunkowych krzywych stosowanych w obliczeniach oraz uzyskanych w wynikach badań doświadczalnych.

Zakres granic zmęczenia odniesionych do naprężeń nominalnych wyznaczonych metodami obliczeniowymi wynosi od 16,8 do 21,05 MPa. Różnica wyrażona w procentach pomiędzy największą a najmniejszą wartością wynosi 15,5%. Można uznać to za dość wąski zakres i stwierdzić, że wszystkie metody obliczeniowe dały zbliżone do siebie rezultaty.

W stosunku do wyników badań doświadczalnych (ostatnie trzy kolumny) zarówno granica zmęczenia (dla $N=10^7$ cykli) jak i klasy FAT (dla $N=2 \cdot 10^6$ cykli) w metodach obliczeniowych są przyjęte na niskich poziomach. Najbardziej

konserwatywna jest metoda naprężeń nominalnych przedstawiona w normie EN-1999-1-3:2011. Zarówno klasa FAT jak i umowna granica zmęczenia są ponad dwukrotnie zaniżone w stosunku do estymowanych wyników badań doświadczalnych. Metoda naprężeń nominalnych przedstawiona w wytycznych IIW zaniża granicę zmęczenia o 46%. Podobnie klasy FAT przyjmowane w metodach obliczeniowych wydają się być zaniżone w stosunku do FAT wyznaczonych na podstawie wyników badań doświadczalnych.

Współczynniki kierunkowe wyznaczone w badań doświadczalnych przyjmują większe wartości niż te stosowane w obliczeniach numerycznych. Dla grupy wszystkich próbek wartość współczynnika kierunkowego powinna być przyjęta na poziomie około 5 a nie 3 jak dla większości metod obliczeniowych. Wówczas wyniki badań dla dwóch najwyższych poziomów obciążenia również znalazłyby się powyżej tak zdefiniowanych krzywych FAT.

Wykazano istotne różnice w granicach zmęczenia, wartościach FAT i współczynnikach kierunkowych wyznaczonych dla badań doświadczalnych dla dwóch typów uszkodzenia w strefie toe i root. Dla niskich poziomów trwałości uszkodzenia należy spodziewać się w obszarze toe, a dla wyższych poziomów obciążenia w strefie root. Miejsce przecięcia się dolnych przedziałów zakresu predykcji dla obu typów uszkodzeń znajduje się na poziomie 10^5 cykli i zakresu naprężenia nominalnego 81,9 MPa.

Tab. 7.9. Zestawienie wyznaczonych zakresów naprężeń i współczynnik kierunkowy FAT dla przyjętych metod obliczeniowych i dolnych przedziałów ufności uszkodzenia próbek

	FAT dla zakresu naprężeń w metodzie (dla $N=2 \cdot 10^5$)	zakres naprężeń w metodzie dla granicy zmęczenia Z_g (dla $N=10^7$)	FAT dla zakresu naprężeń nominalnych $N=2 \cdot 10^5$	zakres naprężeń nominalnych dla $Z_g N=10^7$	współczynnik kierunkowy m dla FAT
	-	-	MPa	MPa	-
metoda naprężeń nominalnych IIW FAT36 m=3	36	21,05	35	21,05	3
metoda naprężeń nominalnych FAT25 m=3,4	25	16,8	25	16,8	3,4
hotspot toe FAT36 m=3	36	21,1	34,36	20,08	3
metoda efektywnych naprężeń w karbie – toe FAT95 m=3	95	55,6	33,49	17,5	3
metoda efektywnych naprężeń w karbie - root FAT110 m=3	110	64,3	32,44	18,83	3
dolny przedział ufności dla wszystkich próbek	53,13	39,94	53,13	38,94	5,18
dolny przedział ufności dla próbek z uszkodzenie m typu toe	57,35	43,28	57,35	43,28	3,79
dolny przedział ufności dla próbek z uszkodzenie m typu root	42,02	28,16	43,02	28,16	5,72

8. WNIOSKI

8.1. WNIOSKI DO BADAŃ

Przeprowadzone badania oraz analiza ich wyników potwierdziły, że istnieje możliwość zastosowania cienkościennych łączników zgrzewanych wybuchowo do łączenia stali ze stopami aluminium w strukturach spawanych poddanych obciążeniom statycznym i zmiennym, a otrzymane w ten sposób złącza spełniają podstawowe kryteria wytrzymałościowe stawiane połączeniom spawanym. Powyższe stwierdzenie o ogólnym charakterze można oprzeć na zaprezentowanych poniżej szczegółowych wnioskach sformułowanych na podstawie analizy poszczególnych zagadnień rozpatrywanych w pracy.

1. Zaproponowana w rozprawie technologia łączenia umożliwiła uzyskanie połączeń spawanych z cienkościennym łącznikiem zgrzewanym wybuchowo, w którym temperatura w trakcie spawania nie przekraczała maksymalnych wartości mogących wpłynąć na zmianę właściwości interfejsu ŁZW. Potwierdzeniem tego są wyniki badań wytrzymałościowych oraz zmęczeniowych, które wykazały, że połączenia nie ulegają uszkodzeniu w obrębie interfejsu łącznika tj. stopu aluminium AA1050. Dodatkowo potwierdzają to przedstawione w pracy wyniki analizy numerycznej w postaci rozkładów temperatur w łączniku zgrzewanym wybuchowo podczas spawania. Wykazały one, że temperatura w strefie przejściowej nie przekracza wartości krytycznej 315 °C, która mogłaby w istotny sposób obniżyć właściwości materiałowe stopu aluminium AA1050.
2. Wyniki numerycznej analizy pól temperaturowych w trakcie spawania w łączniku zgrzewanym wybuchowo zostały pozytywnie zweryfikowane wynikami badań eksperymentalnych z zastosowaniem termografii. Potwierdzono w ten sposób możliwość wykorzystania metody elementów skończonych do weryfikacji poprawności przyjętej geometrii projektowanych połączeń oraz parametrów spawania.
3. Analiza numeryczna rozkładów pól temperaturowych w trakcie spawania wykazała, że kolejność spawania materiałów do ŁZW wpływa na maksymalne wartości temperatur uzyskiwane w interfejsie. Przyspawanie w pierwszej kolejności materiału ze stopu aluminium do ŁZW wpływa na zmniejszenie temperatury w strefie przejściowej o 61°C podczas spawania stali.
4. Spawanie połączeń z zastosowaniem łącznika zgrzewanego wybuchowo o zmniejszonej grubości powoduje zmiany w mikrostrukturze łączonych materiałów. Ma to szczególne znaczenie w przypadku stopów aluminium, w przypadku których w wyniku wprowadzenia ciepła podczas spawania dochodzi do rozrostu ziaren powodującego ich

osłabienie. Potwierdza to również obniżenie twardości i wytrzymałości stopów aluminium AA5083 i AA1050. Zmiany te nie wpłynęły jednak na nośność połączenia spawanego. W większości przypadków, uszkodzenia połączeń spawanych Al/Fe następowały przy ŁZW po stronie AA5083 lub w strefie wpływu ciepła płyty spawanej AA5083. Zarówno w badaniach statycznych jak i zmęczeniowych połączeń spawanych Al/Fe uszkodzenie nigdy nie nastąpiło pomiędzy warstwami materiałów łącznika zgrzewanego wybuchowo.

5. Wytrzymałość połączeń spawanych jest o 6,1% niższa niż materiału bazowego stopu aluminium AA5083. Uzyskana wytrzymałość spełnia wymagania jakie stawiane są połączeniom spawanym przez Towarzystwa Klasyfikacyjne.
6. Trwałość zmęczeniowa badanych połączeń spawanych jest wyższa niż wyliczona na podstawie klasy FAT25, przyjętej na podstawie normy dotyczącej projektowania konstrukcji aluminiowych narażonych na obciążenia zmęczeniowe PN-EN1999-1-3:2011. Dla klasy FAT36, przyjętej na podstawie wytycznych IIW, można zaobserwować że trwałość badanych połączeń jest wyższa niż wyliczona dla niższych poziomów obciążenia. Porównując wartości zakresu naprężeń dla trwałości $N=10^7$ cykli, wartości obliczone są blisko dwa razy niższe od wyników uzyskanych doświadczalnie. Przy wyższych poziomach obciążenia część wyników jest zlokalizowana poniżej krzywej projektowej. Wskazuje to na inne pochylenie krzywej opracowanej na podstawie wyników badań doświadczalnych i krzywej obliczeniowej. Na podstawie analizy wyników, zasadnym byłoby rozważenie zmiany współczynnika kierunkowego przyjmowanego dla krzywej obliczeniowej z $m=3$ do $m=5$. Podobne zmiany w stosunku do współczynnika kierunkowego zaproponowali również autorzy artykułów, badających trwałość zmęczeniową połączeń spawanych [95,150].
7. Przeprowadzone w pracy obliczenia trwałości metodą naprężeń nominalnych, hot spot oraz naprężeń efektywnych w karbie dały zbliżone do siebie wyniki, które odpowiadają trwałościom uzyskanym w badaniach doświadczalnych. Klasy FAT przyjmowane w metodach obliczeniowych jak i wyznaczone na ich podstawie granice zmęczenia przyjmowały konserwatywne wartości względem wyników badań doświadczalnych.
8. Na podstawie przeprowadzonych w rozprawie wyników obliczeń trwałości można przyjąć, że jeśli spodziewane miejsce inicjacji pęknięcia zmęczeniowego znajduje się poza strefą przejściową ŁZW, to do połączeń spawanych z zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo można stosować metody dedykowane połączeniom spawanym.

9. Wyznaczenie i zastosowanie lokalnych właściwości mechanicznych w modelowaniu właściwości materiałowych w analizie numerycznej, pozwala na uzyskanie zbliżonych wyników odkształceń w stosunku do odkształceń zmierzonych metodą cyfrowej korelacji obrazu. Powyższe stwierdzenie jest prawdziwe zarówno dla próby monotonicznego rozciągania jak i badań cyklicznego obciążenia połączeń. Wyjątek stanowią miejsca w których występuje silne, lokalne spiętrzenie odkształceń, tj. w toe i root. Można w nich zaobserwować istotne różnice wyników obliczeń i pomiarów, przekraczające w niektórych przypadkach 100%. Biorąc pod uwagę duży wpływ wartości promienia fikcyjnego na wyniki obliczeń odkształceń, należałoby rozważyć stosownie w obliczeniach jego innych wartości niż to wynika z zaleceń literaturowych.

8.2. WNIOSKI DO DALSZYCH BADAŃ

Na podstawie przeprowadzonych badań oraz analizy ich wyników sformułowano wnioski mogące stanowić punkt wyjścia do dalszych badań:

1. W pracy wykazano różnice wyznaczonych doświadczalnie współczynników kierunkowych linii regresji aproksymujących wyniki badań zmęczeniowych względem wartości przyjmowanych w wytycznych obliczeniowych. Potwierdzenie tych rozbieżności wymaga jednak przeprowadzenia dalszych badań, w tym dla połączeń o innych grubościach łączonych blach i łącznika zgrzewanego wybuchowo.
2. Analiza wyników przeprowadzonych badań wskazuje na przestrzeń do dokonania dalszej minimalizacji wymiarów łącznika zgrzewanego wybuchowo. W tym celu należałoby przeprowadzić badania dla połączeń z łącznikiem zgrzewanym wybuchowo zarówno o mniejszej wysokości, szerokości jak i mniejszych grubościach poszczególnych jego warstw.
3. Biorąc pod uwagę potencjalną możliwość dalszej redukcji grubości łączonych elementów należałoby rozważyć zastąpienie w połączeniu symetrycznej spoiny, połączeniem doczołowym jednostronnym, które jest powszechniej stosowane w praktyce inżynierskiej do łączenia cienkich elementów.
4. Dalsze badania mogą dotyczyć także zastosowanie do wykonywania połączeń stali i stopów aluminium innych technik spawania, w tym przede wszystkim spawania laserowego, co powinno zredukować rozmiar stref wpływu ciepła w łączonych materiałach.
5. Kolejnym obszarem badań powinno być rozszerzenie analizy lokalnych właściwości materiału w poszczególnych strefach połączenia na wykresy trwałości zmęczeniowej w ujęciu odkształceniowym, co umożliwiłoby

zastosowanie lokalnego podejścia w analizie trwałości zmęczeniowej połączeń. Uzasadnieniem dla zastosowania tego typu rozwiązania w obliczeniach trwałości zmęczeniowej jest wynikający z analizy wyników badań plastyczny charakter odkształceń w strefach ich koncentracji pokrywających się z miejscami inicjacji pęknięć zmęczeniowych. Z możliwością zastosowania podejścia lokalnego związany jest jednak problem wiarygodnej oceny wartości lokalnych odkształceń w strefach karbu, co także wymagałoby doświadczalnej weryfikacji w zakresie numerycznego modelowania połączeń dla różnych postaci spoin.

LITERATURA

- [1] Martinsen K, Hu SJ, Carlson BE. Joining of dissimilar materials. *CIRP Annals* 2015;64:679–99. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.05.006>.
- [2] Schollerer M, Kosmann J, Völkerink O, Hühne C. Surface Toughening - Functionality and testing of a stress reducing technology of bonded joints using DCB and ENF specimen made of 8552/IM7 carbon composite and PVDF bonded with EA9695 film adhesive. 2024. <https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-4343252/v1>.
- [3] Roškowicz M, Godzimirski J, Jaształ M, Gašior J. Improvement of fatigue life of riveted joints in helicopter airframes. *Eksplotacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability* 2021;23:165–75. <https://doi.org/10.17531/ein.2021.1.17>.
- [4] Chao RM, Yang JM, Lay SR. Interfacial toughness for the shipboard aluminum/steel structural transition joint. *Marine Structures* 1997;10:353–62. [https://doi.org/10.1016/S0951-8339\(96\)00018-4](https://doi.org/10.1016/S0951-8339(96)00018-4).
- [5] Corigliano P, Crupi V, Guglielmino E, Mariano Sili A. Full-field analysis of AL/FE explosive welded joints for shipbuilding applications. *Marine Structures* 2018;57:207–18. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2017.10.004>.
- [6] Broszura produktu TriClad Structural Transition Joints 2021.
- [7] Bains G. 70m Benetti Superyacht FB273 Launched 2020.
- [8] Cai W, Daehn G, Vivek A, Li J, Khan H, Mishra RS, et al. A State-of-the-Art Review on Solid-State Metal Joining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2019;141. <https://doi.org/10.1115/1.4041182>.
- [9] Guo J. Solid-State Welding Processes in Manufacturing Welding process Manufacturing, solid state welding processes in. In: Nee A, editor. *Handbook of Manufacturing Engineering and Technology*, London: Springer London; 2013, p. 1–21. https://doi.org/10.1007/978-1-4471-4976-7_55-2.
- [10] Olson DL, Siewert TA, Liu S, Edwards GR, editors. *Coextrusion Welding, Welding, Brazing, and Soldering*, vol. 6, ASM International; 1993, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06.a0001379>.
- [11] Thomas K, Petri M. Cold Welding. In: Olson DL, Siewert TA, Liu S, Edwards GR, editors. *Welding, Brazing, and Soldering*, vol. 6, ASM International; 1993, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06.a0001378>.
- [12] Dunkerton SB. Procedure Development and Practice Considerations for Diffusion Welding[1]. In: Olson DL, Siewert TA, Liu S, Edwards GR, editors. *Welding, Brazing, and Soldering*, vol. 6, ASM International; 1993, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06.a0001446>.
- [13] Khedr M, Hamada A, Järvenpää A, Elkatatny S, Abd-Elaziem W. Review on the Solid-State Welding of Steels: Diffusion Bonding and Friction Stir Welding Processes. *Metals* 2023;13. <https://doi.org/10.3390/met13010054>.

- [14] Korinko PS. Forge and Coextrusion Welding. In: Lienert T, Siewert T, Babu S, Acoff V, editors. *Welding Fundamentals and Processes*, vol. 6A, ASM International; 2011, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06a.a0005567>.
- [15] Olson DL, Siewert TA, Liu S, Edwards GR, editors. *Roll Welding. Welding, Brazing, and Soldering*, vol. 6, ASM International; 1993, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06.a0001380>.
- [16] Martin JW. 3 - Metals and alloys. In: Martin JW, editor. *Materials for Engineering (Third Edition)*, Woodhead Publishing; 2006, p. 71–132. <https://doi.org/10.1533/9781845691608.2.71>.
- [17] Kumar S, Wu CS, Padhy GK, Ding W. Application of ultrasonic vibrations in welding and metal processing: A status review. *Journal of Manufacturing Processes* 2017;26:295–322. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.02.027>.
- [18] Kautz DD. Fundamentals of Friction Welding[1]. In: Lienert T, Siewert T, Babu S, Acoff V, editors. *Welding Fundamentals and Processes*, vol. 6A, ASM International; 2011, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v06a.a0005575>.
- [19] Colligan K. Friction Stir Welding of Aluminum Alloys. In: Anderson K, Weritz J, Kaufman JG, editors. *Aluminum Science and Technology*, vol. 2A, ASM International; 2018, p. 0. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v02a.a0006500>.
- [20] Findik F. Recent developments in explosive welding. *Materials & Design* 2011;32:1081–93. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2010.10.017>.
- [21] Popoff AA. Explosive welding. US3140537A, 1962.
- [22] McKenney CR, Banker JG. Explosion-Bonded Metals for Marine Structural Applications. *Marine Technology and SNAME News* 1971;8:285–92. <https://doi.org/10.5957/mt1.1971.8.3.285>.
- [23] MIL-J-24445A, Military Specification: Joint, Bimetallic Bonded, Aluminium to Steel 1977.
- [24] Becker N, Gauthier D, Vidal EE. Fatigue properties of steel to aluminum transition joints produced by explosion welding. *International Journal of Fatigue* 2020;139:105736. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105736>.
- [25] Crossland B. Review of the present state-of-the-art in explosive welding. *Metals Technology* 1976;3:8–20. <https://doi.org/10.1179/030716976803391845>.
- [26] Brasher DG, Butler DJ. Explosive welding: Principles and potentials. *Advanced Materials and Processes* 1995;147.
- [27] Acarer M, Gülenç B, Findik F. Investigation of explosive welding parameters and their effects on microhardness and shear strength. *Materials & Design* 2003;24:659–64. [https://doi.org/10.1016/S0261-3069\(03\)00066-9](https://doi.org/10.1016/S0261-3069(03)00066-9).

- [28] Ghanadzadeh A, Darviseh A. Shock loading effect on the corrosion properties of low-carbon steel. *Materials Chemistry and Physics* 2003;82:78–83. [https://doi.org/10.1016/S0254-0584\(03\)00166-4](https://doi.org/10.1016/S0254-0584(03)00166-4).
- [29] Grignon F, Benson D, Vecchio KS, Meyers MA. Explosive welding of aluminum to aluminum: analysis, computations and experiments. *International Journal of Impact Engineering* 2004;30:1333–51. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2003.09.049>.
- [30] Kacar R, Acarer M. An investigation on the explosive cladding of 316L stainless steel-din-P355GH steel. *Journal of Materials Processing Technology* 2004;152:91–6. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.03.012>.
- [31] Song J, Kostka A, Veehmayer M, Raabe D. Hierarchical microstructure of explosive joints: Example of titanium to steel cladding. *Materials Science and Engineering: A* 2011;528:2641–7. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.11.092>.
- [32] Kahraman N, Gülenç B, Findik F. Joining of titanium/stainless steel by explosive welding and effect on interface. *Journal of Materials Processing Technology* 2005;169:127–33. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.045>.
- [33] Karolczuk A, Kowalski M, Bański R, Żok F. Fatigue phenomena in explosively welded steel–titanium clad components subjected to push–pull loading. *International Journal of Fatigue* 2013;48:101–8. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.10.007>.
- [34] Balasubramanian V, Rathinasabapathi M, Raghukandan K. Modelling of process parameters in explosive cladding of mildsteel and aluminium. *Journal of Materials Processing Technology* 1997;63:83–8. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(96\)02604-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(96)02604-0).
- [35] Acarer M, Demir B. An investigation of mechanical and metallurgical properties of explosive welded aluminum–dual phase steel. *Materials Letters* 2008;62:4158–60. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2008.05.060>.
- [36] Han JH, Ahn JP, Shin MC. Effect of interlayer thickness on shear deformation behavior of AA5083 aluminum alloy/SS41 steel plates manufactured by explosive welding. *Journal of Materials Science* 2003;38:13–8. <https://doi.org/10.1023/A:1021197328946>.
- [37] Belyakov VA, Fabritsiev SA, Mazul IV, Rowcliffe AF. Status of international collaborative efforts on selected ITER materials. *Journal of Nuclear Materials* 2000;283–287:962–7. [https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(00\)00233-6](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(00)00233-6).
- [38] Tavassoli A-AF. Overview of advanced techniques for fabrication and testing of ITER multilayer plasma facing walls. *Fusion Engineering and Design* 1998;39–40:189–200. [https://doi.org/10.1016/S0920-3796\(98\)00195-1](https://doi.org/10.1016/S0920-3796(98)00195-1).

- [39] Durgutlu A, Gülenç B, Findik F. Examination of copper/stainless steel joints formed by explosive welding. *Materials & Design* 2005;26:497–507. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2004.07.021>.
- [40] Raghukandan K. Analysis of the explosive cladding of cu–low carbon steel plates. *Journal of Materials Processing Technology* 2003;139:573–7. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00539-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00539-9).
- [41] Livne Z, Munitz A. Characterization of explosively bonded iron and copper plates. *Journal of Materials Science* 1987;22:1495–500. <https://doi.org/10.1007/BF01233153>.
- [42] Mamalis AG, Szalay A, Vaxevanidis NM, Manolakos DE. Fabrication of bimetallic rods by explosive cladding and warm extrusion. *Journal of Materials Processing Technology* 1998;83:48–53. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00042-9](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00042-9).
- [43] Ashani JZ, Bagheri SM. Explosive scarf welding of aluminum to copper plates and their interface properties. *Materialwissenschaft Und Werkstofftechnik* 2009;40:690–8. <https://doi.org/10.1002/mawe.200900415>.
- [44] Gulenc B. Investigation of interface properties and weldability of aluminum and copper plates by explosive welding method. *Materials & Design* 2008;29:275–8. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2006.11.001>.
- [45] Kawamura Y. Liquid phase and supercooled liquid phase welding of bulk metallic glasses. *Materials Science and Engineering: A* 2004;375–377:112–9. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2003.10.097>.
- [46] Hokamoto K, Nakata K, Mori A, Ii S, Tomoshige R, Tsuda S, et al. Microstructural characterization of explosively welded rapidly solidified foil and stainless steel plate through the acceleration employing underwater shock wave. *Journal of Alloys and Compounds* 2009;485:817–21. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2009.06.082>.
- [47] Bir Bahadur Sherpa, Reetu Rani. Explosive Welding Process to Clad Materials with Dissimilar Metallurgical Properties. In: Sanjeev Kumar, editor. *Material Flow Analysis*, Rijeka: IntechOpen; 2021, p. Ch. 2. <https://doi.org/10.5772/intechopen.94448>.
- [48] Stivers S, Wittman R. Computer selection of the optimum explosive loading and weld geometry. *High Energy Rate Fabrication* 1975.
- [49] Wylie H, Crossland B. Explosive cladding with thick flyer plates, *The Use of High-Energy Rate Methods for Forming, Welding and Compaction* Leeds: 1973.
- [50] Carpenter S, Wittman R, Carlson R. Relationships of explosive welding parameters to material properties and geometries factor, University of Denver: 1967.
- [51] Shribman V, Crossland B. An experimental investigation of the velocity of the flyer plate in explosive welding, *Proceedings*; 1969.

- [52] Sherpa BB, Rani R. Advancements in explosive welding process for bimetallic material joining: A review. *Journal of Alloys and Metallurgical Systems* 2024;6:100078. <https://doi.org/10.1016/j.jalmes.2024.100078>.
- [53] Rogalski G, Fydrych D, Walczak W. Zastosowanie zgrzewania wybuchowego do wytwarzania kompozytów metalowych z osnową aluminiową. *Weld Tech Rev* 2013;85. <https://doi.org/10.26628/wtr.v85i6.249>.
- [54] Lysak VI, Kuzmin SV. Energy balance during explosive welding. *Journal of Materials Processing Technology* 2015;222:356–64. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.03.024>.
- [55] MERRIMAN C. The fundamentals of explosion welding. *Weld j* 2006;85.
- [56] Buijs K. TRIPLATE -The Ultimate Solution for Welding Aluminium to Steel, HSB International, 2004
- [57] Triclad - Welding Aluminium to Steel, Marrem & la Porte, 2024, www.triclad.com (dostęp 15.06.2024)
- [58] The processing of Triplate transition joints, <https://triplate.com/#/dimensions> (dostęp 30.07.2024)
- [59] Płaczek D, Maćkowiak P, Boroński D. Fatigue Analysis of Welded Joints Using a Thin-Walled Al/Fe Explosive Welded Transition Joints. *Materials* 2023;16. <https://doi.org/10.3390/ma16186259>.
- [60] 70m Benetti Superyacht FB273 Launched—Luxury Projects n.d. <https://www.luxury-projects.it/70m-benetti-superyacht-fb273-launched>.
- [61] Benetti 65-Meter Custom Yacht fb274 Takes Shape. Hull and Superstructure Joined Together|Benetti Yachts n.d. <https://www.benettiyachts.it/news-events/benetti-65-meter-custom-yacht-fb274-takes-shape-hull-and-superstructure-joined-together> (dostęp 18.11.2023)
- [62] Shipyard Aluminum/Steel Welded Transition Joints, 1991, p. IVB4: 1-6.
- [63] The structural transition joints of TriClad 2024.
- [64] KR T, GT L. Explosion-bonded transition joints for structural applications. *Construction and Building Materials* 1989;3:64–72. [https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(89\)80002-9](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(89)80002-9).
- [65] Dissimilar metal welding, Nobelclad, A DMC COMPANY, 2019
- [66] Welding Aluminum to Steel in Trucks & Trailers, Nobelclad, 2020.
- [67] Broszura produktu RailClad™ Structural Transition Joints for the Train Industry, Nobelclad
- [68] Brown Lesley. Explosive clad welding coming to rail now. *RailEngineer* 2018;161.
- [69] Walczak W. Zgrzewanie wybuchowe metali. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne; 1989.
- [70] Kameishi M., Vybuchove zpracovani kovu III/1, DTOSVTS Present state of explosion cladding in Japan, Pardubice: 1976.
- [71] Yang J, Oliveira JP, Li Y, Tan C, Gao C, Zhao Y, et al. Laser techniques for dissimilar joining of aluminum alloys to steels: A critical review.

- Journal of Materials Processing Technology 2022;301:117443.
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117443>.
- [72] Liu W, Ma J, Mazar Atabaki M, Kovacevic R. Joining of advanced high-strength steel to AA 6061 alloy by using Fe/Al structural transition joint. *Materials & Design* 2015;68:146–57.
<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.12.028>.
- [73] Kaya Y. Microstructural, Mechanical and Corrosion Investigations of Ship Steel-Aluminum Bimetal Composites Produced by Explosive Welding. *Metals* 2018;8. <https://doi.org/10.3390/met8070544>.
- [74] H. S. F. L. Carvalho G, Galvão I, Mendes R, M. Leal R, Loureiro A. Aluminum-to-Steel Cladding by Explosive Welding. *Metals* 2020;10. <https://doi.org/10.3390/met10081062>.
- [75] Böhm M, Kowalski M. Fatigue life estimation of explosive clad transition joints with the use of the spectral method for the case of a random sea state. *Marine Structures* 2020;71:102739. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102739>.
- [76] Kowalski M, Böhm M, Rozumek D, Kurek A, Correia J. Fatigue strength of new explosively welded steel-aluminum transition joint used in ships. *Ocean Engineering* 2023;288:115990. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.115990>.
- [77] Mazar Atabaki M, Ma J, Liu W, Kovacevic R. Hybrid laser/arc welding of advanced high strength steel to aluminum alloy by using structural transition insert. *Materials & Design* 2015;75:120–35. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.03.022>.
- [78] Matteis P, Gullino A, D’Aiuto F, Puro CM, Scavino G. Welding between Aluminum Alloy and Steel Sheets by Using Transition Joints. *Journal of Materials Engineering and Performance* 2020;29:4840–53. <https://doi.org/10.1007/s11665-020-04595-2>.
- [79] Łagoda T, Głowacka K. Fatigue life prediction of welded joints from nominal system to fracture mechanics. *International Journal of Fatigue* 2020;137:105647. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105647>.
- [80] Byggnevi M. Life Predictions of a Complex Welded Structure Using Different Methods, *Proc. Design and Analysis of Welded high Strength Steel Structures*, 2002.
- [81] Pettersson G. *Fatigue assessment of welded structures with non-linear boundary conditions* 2004.
- [82] Hobbacher A. *Recommendations for fatigue strength of welded components* 1996.
- [83] EN 1999-1-3:2011/A1 Eurocode 9: Design of aluminium structures - Part 1-3: Structures susceptible to fatigue 2011.
- [84] AG GLI. *Rules for Classification and Construction: Germanischer Lloyd. Naval Ship Technology. Preliminary Rules for Sub-surface Ships. Submarines. Germanischer Lloyd*; 2005.

- [85] Hobbacher A. Recommendations for fatigue design of welded joints and components. IIW document XIII-2151-07. XV-1254r1-07, Paris2007 2007.
- [86] Niemi E, Fricke W, Maddox S. Structural stress approach to fatigue analysis of welded components – designer’s guide. IIW-Doc. XIII 1819-00/XV 1090-01. International Institute of Welding 2004.
- [87] Niemi E, Fricke W, Maddox S. Structural Hot-Spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components: Designer’s Guide. 2018. <https://doi.org/10.1007/978-981-10-5568-3>.
- [88] Niemi E, Tanskanen P. Hot spot stress determination for welded edge gussets 2000;44:31–5.
- [89] Fricke W, Bogdan R. Determination of Hot Spot Stress in Structural Members with In-Plane Notches Using a Coarse Element Mesh. 2001.
- [90] Yamada K, Xiao Z, Kim I, Tateishi K. Re-analysis of fatigue test data of attachments based on stress at fillet weld toe. Journal of Structural Engineering, JSCE, 48 (A) 2002:1047–54.
- [91] Xiao Z-G, Yamada K. A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints. International Journal of Fatigue 2004;26:1277–93. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.05.001>.
- [92] Maddox SJ. Review of fatigue assessment procedures for welded aluminium structures. International Journal of Fatigue 2003;25:1359–78. [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(03\)00063-X](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(03)00063-X).
- [93] Fricke W. IIW Recommendations for the Fatigue Assessment of Welded Structures by Notch Stress Analysis: IIW-2006-09. In: Fricke W, editor. IIW Recommendations for the Fatigue Assessment of Welded Structures by Notch Stress Analysis, Woodhead Publishing; 2012, p. 2–41. <https://doi.org/10.1533/9780857098566.3>.
- [94] Radaj D, Sonsino CM, Fricke W. 4 - Notch stress approach for seam-welded joints. In: Radaj D, Sonsino CM, Fricke W, editors. Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches (Second Edition), Woodhead Publishing; 2006, p. 91–190. <https://doi.org/10.1533/9781845691882.91>.
- [95] Baumgartner J, Hobbacher A, Levebvre F. Recent update of the IIW-recommendations for fatigue assessment of welded joints and components. Procedia Structural Integrity 2024;57:618–24. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2024.03.068>.
- [96] Baumgartner J. Review and considerations on the fatigue assessment of welded joints using reference radii. International Journal of Fatigue 2017;101. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.01.013>.
- [97] Sonsino CM. A Consideration of Allowable Equivalent Stresses for Fatigue Design of Welded Joints According to the Notch Stress Concept with the Reference Radii $r_{ref} = 1.00$ and 0.05 mm. Welding in the World 2009;53:R64–75. <https://doi.org/10.1007/BF03266705>.

- [98] Karakaş Ö, Baumgartner J, Susmel L. On the use of a fictitious notch radius equal to 0.3 mm to design against fatigue welded joints made of wrought magnesium alloy AZ31. *International Journal of Fatigue* 2020;139:105747. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105747>.
- [99] Sonsino C. *Stand von Bemessungskonzepten zur schwingfesten Auslegung von Schweißverbindungen* 2009.
- [100] Kranz B, Sonsino CM. Verification of FAT Values for the Application of the Notch Stress Concept with the Reference Radii $R_{ref} = 1.00$ and 0.05 mm. *Welding in the World* 2010;54:R218–24. <https://doi.org/10.1007/BF03263507>.
- [101] Corigliano P, Crupi V. Review of Fatigue Assessment Approaches for Welded Marine Joints and Structures. *Metals* 2022;12. <https://doi.org/10.3390/met12061010>.
- [102] Lazzarin P, Zambardi R. A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches. *International Journal of Fracture* 2001;112:275–98. <https://doi.org/10.1023/A:1013595930617>.
- [103] Livieri P, Lazzarin P. Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values. *International Journal of Fracture* 2005;133:247–76. <https://doi.org/10.1007/s10704-005-4043-3>.
- [104] Huang Y, Li Y, Xiao Z, Liu Y, Huang Y, Ren X. Effect of homogenization on the corrosion behavior of 5083-H321 aluminum alloy. *Journal of Alloys and Compounds* 2016;673:73–9. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2016.02.228>.
- [105] Jain S, Hudson JL, Scully JR. Effects of constituent particles and sensitization on surface spreading of intergranular corrosion on a sensitized AA5083 alloy. *Electrochimica Acta* 2013;108:253–64. <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2013.06.036>.
- [106] Jaisawal R, Gaur V, Ahmed S. The combined effect of corrosive media and its temperature on the fatigue performance of AA5086-H321 weld joints. *International Journal of Fatigue* 2024;188:108522. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108522>.
- [107] Oikonomou AG, Aggidis GA. Determination of optimum welding parameters for the welding execution of steels used in underwater marine systems (including the submerged parts of Wave Energy Converters). *Materials Today: Proceedings* 2019;18:455–61. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.06.211>.
- [108] Adedipe O, Brennan F, Kolios A. Corrosion fatigue load frequency sensitivity analysis. *Marine Structures* 2015;42:115–36. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2015.03.005>.
- [109] Park D-H, Choi S-W, Kim J-H, Lee J-M. Cryogenic mechanical behavior of 5000- and 6000-series aluminum alloys: Issues on

- application to offshore plants. *Cryogenics* 2015;68:44–58.
<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2015.02.001>.
- [110] Hosseinabadi OF, Khedmati MR. A review on ultimate strength of aluminium structural elements and systems for marine applications. *Ocean Engineering* 2021;232:109153.
<https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2021.109153>.
- [111] Amirreza Sanaty-Zedah, Nhon Q. Vo, Davaadorj Bayansan, Evander Ramos. High-performance 5000-series aluminum alloys and methods for making and using them, 2018.
- [112] Gu B, Chu J, Zhang H, Gao L, Xu G, Yue C. Effects of ultrasonic impact on surface characterization of S355 steel welded joint. *Materials Today Communications* 2024;40:109878.
<https://doi.org/10.1016/j.matcomm.2024.109878>.
- [113] Knysh VV, Mordyuk BN, Solovei SO, Savitsky VV, Mikhodui OL, Lesyk DA, et al. HFMI-induced fatigue strength improvement of S355 steel transverse non-load-carrying attachments with lack of fusion in the weld root. *International Journal of Fatigue* 2024;181:108147.
<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108147>.
- [114] Liu Y, Wang W, Xie J, Sun S, Wang L, Qian Y, et al. Microstructure and mechanical properties of aluminum 5083 weldments by gas tungsten arc and gas metal arc welding. *Materials Science and Engineering: A* 2012;549:7–13. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.03.108>.
- [115] C. B. Smith, R. S. Mishra, C. B. Smith, and R. S. Mishra. Case Study of Aluminum 5083-H116 Alloy. vol. Frict. Stir Process. Enhanc. Low Temp. Formability. 2014.
- [116] Wachowski M, Kosturek R, Sniezek L, Mróz S, Gloc M, Krawczyńska A, et al. Analysis of the microstructure of an AZ31/AA1050/AA2519 laminate produced using the explosive-welding method. *Materiali in Tehnologije* 2019;53:239–43. <https://doi.org/10.17222/mit.2018.151>.
- [117] Boroński D, Kotyk M, Maćkowiak P, Śniezek L. Mechanical properties of explosively welded AA2519-AA1050-Ti6Al4V layered material at ambient and cryogenic conditions. *Materials & Design* 2017;133:390–403. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.08.008>.
- [118] Bazarnik P, Adamczyk-Cieślak B, Gałka A, Płonka B, Sniezek L, Cantoni M, et al. Mechanical and microstructural characteristics of Ti6Al4V/AA2519 and Ti6Al4V/AA1050/AA2519 laminates manufactured by explosive welding. *Materials & Design* 2016;111:146–57. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.08.088>.
- [119] Milovanović V, Živković M, Jovičić G, Dišić A. Experimental determination of fatigue properties and fatigue life of S355J2+N steel grade. *Materials Today: Proceedings* 2019;12:455–61.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.03.149>.

- [120] PN-EN 3987:2010 - Lotnictwo i kosmonautyka - Metody badań materiałów metalowych - Próba zmęczeniowa o dużej liczbie cykli ze stałą amplitudą kontrolowanego obciążenia n.d.
- [121] Broszura produktu Detacouple Structural Transition Joints, Nobelclad, 2021.
- [122] Boroński D, Skibicki A, Maćkowiak P, Płaczek D. Modeling and analysis of thin-walled Al/steel explosion welded transition joints for shipbuilding applications. *Marine Structures* 2020;74:102843. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102843>.
- [123] Tricarico L, Spina R. Experimental investigation of laser beam welding of explosion-welded steel/aluminum structural transition joints. *Materials & Design* 2010;31:1981–92. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.10.032>.
- [124] PN-EN ISO 5614-1:2017-Specyfikacja i kwalifikowanie technologii spawania metali - Badanie technologii spawania. 2017.
- [125] ISO TR17671-1 Recommendations for welding of metallic materials. 2019.
- [126] PN-EN ISO 6507 – 1:1999. Metale – Pomiar twardości sposobem Vickersa – Metoda badań. Polish Committee for Standardization; 1999.
- [127] Boroński D. Testing low-cycle material properties with micro-specimens* 2015;57:165–70. <https://doi.org/10.3139/120.110693>.
- [128] Boroński D. Material Properties Investigations With the Use of Microspecimen. *Materials Science Forum* 2012;726:51–4. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.726.51>.
- [129] Skelton RP, Maier HJ, Christ H-J. The Bauschinger effect, Masing model and the Ramberg–Osgood relation for cyclic deformation in metals. *Materials Science and Engineering: A* 1997;238:377–90. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(97\)00465-6](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(97)00465-6).
- [130] Ramberg W, Osgood WR, United States National Advisory Committee for Aeronautics. Description of stress-strain curves by three parameters. Washington D.C.: National Advisory Committee for Aeronautics; 1943.
- [131] Sołtysiak R, Boroński D, Kotyk M. Experimental verification of the crack opening displacement using finite element method for CT specimens made of Ti6Al4V titanium alloy. *AIP Conference Proceedings* 2016;1780:050006. <https://doi.org/10.1063/1.4965953>.
- [132] Boroński D, Kotyk M, Maćkowiak P. Crack initiation and growth analysis in explosively welded AA2519–AA1050–Ti6Al4V layered material in ambient and cryogenic conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 2018;232:1470–80. <https://doi.org/10.1177/0954406217741516>.
- [133] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions B* 1984;15:299–305. <https://doi.org/10.1007/BF02667333>.
- [134] Feli S, Aalami Aaleagha ME, Jahanban MR. Evaluation Effects of Modeling Parameters on the Temperature Fields and Residual Stresses of

- Butt-Welded Stainless Steel Pipes. *Journal of Stress Analysis* 2017;1:25–33. <https://doi.org/10.22084/jsa.2017.11132.1002>.
- [135] Bonazzi E, Colombini E, Panari D, Vergnano A, Leali F, Veronesi P. Numerical Simulation and Experimental Validation of MIG Welding of T-Joints of Thin Aluminum Plates for Top Class Vehicles. *Metallurgical and Materials Transactions A* 2016;48. <https://doi.org/10.1007/s11661-016-3834-7>.
- [136] Zhu J, Khurshid M, Barsoum Z. Accuracy of computational welding mechanics methods for estimation of angular distortion and residual stresses. *Welding in the World* 2019;63. <https://doi.org/10.1007/s40194-019-00746-9>.
- [137] Elsayed M, Shash A, Mahmoud T, Rabbou M. Effect of Friction Stir Welding Parameters on the Peak Temperature and the Mechanical Properties of Aluminum Alloy 5083-O. *Advanced Structured Materials*, 2017, p. 11–25. https://doi.org/10.1007/978-3-319-59590-0_2.
- [138] Wang M, Zhang H, Liu H, Xu L. Effect of Temperature and Solidification Structure Evolution of S355 Slabs with Different Corner Shapes on Transverse Corner Cracks. *Metals* 2022;12:1383. <https://doi.org/10.3390/met12081383>.
- [139] Aluminum 5000 Series Datasheet, Yieh Corp, <http://aluminum.yieh.com/en/aluminum-5000-series> (dostep 10.06.2024)
- [140] Tamasgavabari R, Ebrahimi AR, Abbasi SM, Yazdipour AR. The effect of harmonic vibration with a frequency below the resonant range on the mechanical properties of AA-5083-H321 aluminum alloy GMAW welded parts. *Materials Science and Engineering: A* 2018;736:248–57. <https://doi.org/10.1016/J.MSEA.2018.08.106>.
- [141] Zhang C, Zhou X, Chu X, Shi Z, Zhang C, Luo J. Fractal of tensile fracture morphology of 5083 aluminum alloy sheet and its relationship with tensile properties. *Engineering Failure Analysis* 2024;165:108819. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2024.108819>.
- [142] Guidelines on welding procedure qualification tests of aluminium alloys for hull construction and marine structures, No.70, IACS Rec. 2000 2006.
- [143] Register L. Rules for the manufacture, testing and certifications of materials. London: Lloyd’s Register Group 2020.
- [144] Hull in aluminium alloys, design principles, construction and survey. Bureau Veritas 2017.
- [145] Ma M, Lai R, Qin J, Wang B, Liu H, Yi D. Effect of weld reinforcement on tensile and fatigue properties of 5083 aluminum metal inert gas (MIG) welded joint: Experiments and numerical simulations. *International Journal of Fatigue* 2021;144:106046. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.106046>.
- [146] Texier D, Atmani F, Bocher P, Nadeau F, Chen J, Zedan Y, et al. Fatigue performances of FSW and GMAW aluminum alloys welded joints: Competition between microstructural and structural-contact-fretting crack

- initiation. *International Journal of Fatigue* 2018;116:220–33. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.06.020>.
- [147] Lawrence FV, Munse WH, Burk JD. *Effects of Porosity on the Fatigue Properties of 5083 Aluminum Alloy Weldments.*, 1974.
- [148] Ardika RD, Triyono T, Muhayat N, Triyono. A review porosity in aluminum welding. *Procedia Structural Integrity* 2021;33:171–80. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.10.021>.
- [149] Jesus JS, Costa JM, Loureiro A, Ferreira JM. Fatigue strength improvement of GMAW T-welds in AA 5083 by friction-stir processing. *International Journal of Fatigue* 2017;97:124–34. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.12.034>.
- [150] Sonsino CM, Bruder T, Baumgartner J. S-N Lines for Welded Thin Joints — Suggested Slopes and FAT Values for Applying the Notch Stress Concept with Various Reference Radii. *Welding in the World* 2010;54:R375–92.

STRESZCZENIE

Analiza połączeń spawanych różnoimiennych materiałów z zastosowaniem cienkościennych łączników zgrzewanych wybuchowo Al/Fe

mgr inż. Dominika Płaczek

Słowa kluczowe: zgrzewanie wybuchowe, połączenia spawane stal/aluminium, właściwości mechaniczne, modelowanie trwałości zmęczeniowej, rozkłady naprężeń i odkształceń

Wymagania stawiane nowoczesnym konstrukcjom sprawiają, że dużą popularność zyskuje łączenie różnoimiennych materiałów, w tym wykonane ze stopów metali. Odmienne właściwości fizyczne i chemiczne umożliwiają tworzenie zaawansowanych struktur, łączących zalety dwóch lub więcej materiałów co pozwala na wykorzystanie ich pełnego potencjału aplikacyjnego. Powszechnie stosowane połączenia mechaniczne takie jak skręcanie lub nitowanie obarczone są m.in. obecnością zarówno szczelinowych jak i galwanicznych różnic potencjałów, które mają tendencję do powodowania korozji. Jednym ze sposobów uzyskiwania hybrydowych struktur jest spawanie z zastosowaniem łączników zgrzewanych wybuchowo.

Zasadniczy cel pracy stanowi opracowanie i weryfikacja technologii spawania wraz z analizą jego wpływu na właściwości cienkościennego łącznika zgrzewanego wybuchowo w strefie przejściowej oraz analiza statyczna i zmęczeniowa właściwości połączenia spawanego z jego zastosowaniem. Badaniom poddano połączenie krzyżowe stopu aluminium AA5083 H321 oraz stali 355J2+N. Łącznik zgrzewany wybuchowo stanowi laminat z wyżej wymienionych materiałów rozdzielony warstwą pośredniczącą w postaci stopu aluminium AA1050 H24.

Praca składa się z części teoretycznej oraz omówienia wyników i analizy badań własnych. W części teoretycznej opisano zastosowanie połączeń spawanych z łącznikami zgrzewanymi wybuchowo, technologię wytwarzania laminatów zgrzewanych wybuchowo oraz połączeń spawanych powstających przy ich udziale. Przedstawiono również metody obliczeniowe stosowane do określania trwałości zmęczeniowej połączeń spawanych oraz przegląd literatury dotyczący badań wytrzymałości i trwałości tego typu struktur.

Omówienie wyników badań własnych zawiera opis metod, wyniki i analizę przeprowadzonych badań obejmujących materiały bazowe, laminat zgrzewany wybuchowo oraz połączenia spawane z jego użyciem. Zakres prac badawczych obejmuje między innymi teoretyczną i doświadczalną analizę wpływu parametrów spawania na strefę interfejsu łącznika zgrzewanego wybuchowo, analizę statyczną i zmęczeniową wytrzymałości połączenia, analizę miejsc inicjacji i przebiegu pęknięcia w warunkach obciążeń monotonicznie i cyklicznie

zmiennych, modelowanie właściwości mechanicznych połączenia, w tym analizę lokalnych właściwości mechanicznych materiału w wybranych strefach połączenia. Podczas realizacji pracy zastosowano liczne metody badawcze obejmujące próby statyczne i zmęczeniowe, pomiary rozkładów przemieszczeń i odkształceń metodą cyfrowej korelacji obrazu, pomiary mikrotwardości, obrazowanie makro i mikrostruktury z użyciem mikroskopii optycznej, analizę przełomów z zastosowaniem elektronowej mikroskopii skaningowej. Ponadto wyznaczono rozkłady temperatury podczas spawania z użyciem termografii i modelowania numerycznego. Przeprowadzono również obliczenia analityczne i numeryczne trwałości badanych połączeń metodą: naprężeń nominalnych, naprężeń efektywnych w karbie oraz naprężeń hot spot.

Badania oraz analiza ich wyników potwierdziły, że istnieje możliwość zastosowania cienkościennych łączników zgrzewanych wybuchowo do łączenia stali ze stopami aluminium w strukturach spawanych poddanych obciążeniom statycznym i zmiennym, a otrzymane w ten sposób złącza spełniają podstawowe kryteria wytrzymałościowe stawiane połączeniom spawanym. Zaproponowana w rozprawie technologia łączenia umożliwiła uzyskanie połączeń spawanych z cienkościennym łącznikiem zgrzewanym wybuchowo, w którym temperatura w trakcie spawania nie przekraczała maksymalnych wartości mogących wpłynąć na istotną zmianę właściwości interfejsu łącznika zgrzewanego wybuchowo.

ABSTRACT

Analysis of welded joints of dissimilar materials using thin walled Al/Fe explosive welded transition joint

mgr inż. Dominika Placzek

Key words: explosive welding, welded joints steel/aluminium, mechanical properties, fatigue life modeling, stress and strain distributions

The requirements placed on modern structures mean that combining dissimilar materials, including metal alloys, is becoming increasingly popular. Different physical and chemical properties enable the creation of advanced structures that combine the advantages of two or more materials, allowing for the use of their full application potential. Commonly used mechanical connections such as bolting or riveting are burdened, including with the presence of both gap and galvanic potential differences, which tend to cause corrosion. One way to obtain hybrid structures is by welding using explosion welded transition joints.

The main objective of this work is to develop and verify the welding technology together with the analysis of its influence on the properties of a thin-walled explosive welded transition joint in the transition zone as well as the static and fatigue analysis of the properties of the welded joint using it. The tests were carried out on a cross connection of AA5083 H321 aluminium alloy and 355J2+N steel. The explosive welded transition joint is a laminate of the above mentioned materials separated by an intermediary layer of AA1050 H24 aluminum alloy.

The work consists of a theoretical part and a discussion of the results and analysis of own research. The theoretical part describes the use of welded joints with explosive welded transition joint, the technology of manufacturing explosion welded laminates and the welded joints created with their participation. The calculation methods used to determine the fatigue life of welded joints and a literature review on the strength and durability of such structures are also presented.

The discussion of the results of our own research includes a description of the methods, results and analysis of the tests performed on the base materials, the explosively welded laminate and the welded joints using it. The scope of research work includes, among others, theoretical and experimental analysis of the effect of welding parameters on the interface zone of an explosive welded transition joint, static and fatigue analysis of the joint strength, analysis of crack initiation locations and the course of cracking under monotonically and cyclically variable load conditions, modeling of the mechanical properties of the joint, including analysis of local mechanical properties of the material in selected joint zones. During the work, numerous research methods were used, including static and fatigue tests, measurements of displacement and strain distributions using digital

image correlation, microhardness measurements, macro- and microstructure imaging using optical microscopy, and fracture analysis using scanning electron microscopy. In addition, temperature distributions during welding were determined using thermography and numerical modeling. Analytical and numerical calculations of the durability of the tested joints were also performed using the method of: nominal stresses, effective stresses in the notch and hot spot stresses.

The tests and analysis of their results confirmed that it is possible to use thin walled explosive welded transition joint to join steel with aluminium alloys in welded structures subjected to static and variable loads, and the joints obtained in this way meet the basic strength criteria for welded joints. The joining technology proposed in the thesis made it possible to obtain welded joints with a thin walled explosively transition joint, in which the temperature during welding did not exceed the maximum values that could significantly change the properties of the explosive welded interface zone.