



POLITECHNIKA GDAŃSKA



**WYDZIAŁ OCEANOTECHNIKI
I OKRĘTOWNICTWA**

Katedra Technologii Obiektów
Pływających, Systemów Jakości
i Materiałoznawstwa

Rozprawa doktorska

pt.

**Zastosowanie naprężeń lokalnych do oceny trwałości
zmęczeniowej spoin laserowych w złączy teowym paneli
stalowych typu sandwich**

Autor:
mgr inż. Karol Niklas

Promotor:
dr hab. inż. Janusz Kozak
prof. nadzw. PG

Gdańsk 2013

Spis treści

Streszczenie.....	5
Słowa kluczowe:	6
Abstract.....	7
Key words:	7
Spis symboli i skrótów	8
1. Wstęp	10
1.1 Tezy pracy	13
1.2 Cele pracy	13
1.3 Struktura rozprawy	14
2. Stalowe panele typu sandwich.....	17
2.1 Definicja stalowych paneli typu sandwich	17
2.2 Prace badawcze dotyczące stalowych paneli typu sandwich.....	17
2.3 Rodzaje konstrukcji sandwichowych.....	20
2.3.1 Stalowe panele typu sandwich	20
2.4 Zalety stalowych paneli typu sandwich	25
2.5 Wady stalowych paneli typu sandwich.....	30
2.6 Technologia produkcji stalowych paneli typu sandwich – spawanie laserowe.....	33
2.7 Stosunek Towarzystw Klasyfikacyjnych do stosowania stalowych paneli typu sandwich w konstrukcji statku	37
2.8 Zastosowanie paneli typu sandwich	38
3. Metodyka określania trwałości zmęczeniowej	44
3.1 Kryterium naprężeń nominalnych	44
3.2 Kryterium naprężeń i odkształceń strukturalnych	46
3.3 Kryteria lokalne (naprężeń lokalnych i odkształceń lokalnych).....	49
3.3.1 Kryterium naprężeń lokalnych (ang. Local Stress Approach)	50
3.3.2 Kryterium odkształceń lokalnych	58
3.4 Kryterium oparte na teorii mechaniki pękania	60
4. Sposoby określania odkształceń i naprężeń jako wielkości do obliczania trwałości zmęczeniowej spoin	63
4.1 Metody analityczne wyznaczania naprężeń i odkształceń lokalnych	63
4.2 Metody numeryczne	64
4.3 Metody doświadczalne pomiaru odkształceń lokalnych.....	66
4.4 Metody hybrydowe.....	69
5. Spoiny laserowe stalowych paneli typu sandwich.....	70
5.1 Geometria spoin laserowych.....	71
5.2 Własności materiałowe spoin laserowych	77
5.3 Własności zmęczeniowe spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich	82
6. Doświadczalne określenie pola odkształceń spoiny laserowej	88
6.1 Metoda badań	88

6.2	Próbki poddane badaniom	89
6.3	Program badań	90
6.4	Wyniki badań.....	91
6.5	Analiza wyników badań	94
7.	Wyznaczanie odkształceń spoin laserowych poprzez obliczenia numeryczne metodą elementów skończonych	95
7.1	Aspekty modelowania MES przy wyznaczaniu lokalnych odkształceń spoin laserowych	95
7.1.1	Geometria, obciążenia, warunki brzegowe	96
7.1.2	Sposób modelowania podczas wyznaczania odkształceń lokalnych (analiza 2D i 3D)	98
7.1.3	Wybór elementu skończonego, podział na elementy skończone	101
7.1.4	Model materiałowy	105
7.1.5	Osobliwości numeryczne	110
7.2	Wyniki numeryczne odkształceń spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich	110
7.3	Porównanie wyników odkształceń spoiny uzyskanych na drodze numerycznej i eksperymentalnej	111
8.	Określenie trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich według koncepcji naprężeń lokalnych	114
8.1	Wyznaczenie współczynnika koncentracji geometrycznej K_t poprzez obliczenia MES	114
8.1.1	Model numeryczny MES	115
8.1.2	Wpływ promienia geometrii zastępczej karbu ρ_f na geometryczny współczynnik koncentracji K_t	118
8.2	Obliczanie efektywnego współczynnika koncentracji K_f	122
8.3	Wpływ zmian własności materiału spoiny na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia	123
8.3.1	Propozycja wyznaczenia materiałowego współczynnika f_m i zastosowania go do korekty obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f	125
8.4	Zastosowanie współczynnika poprawkowego f_m uwzględniającego wpływ zmian własności materiałowych w spoinie na trwałość zmęczeniową do obliczania współczynnika koncentracji naprężeń K_f	129
9.	Wnioski	135
10.	Podsumowanie	138
11.	Bibliografia	141
12.	Spis rysunków i tabel	150
	Spis rysunków	150
	Spis tabel	153
13.	Załączniki	155
13.1	Wykresy dodatkowe dla rozdziału 6.4	155
13.2	Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.1.1	159
13.3	Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.1.4	161
13.4	Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.2	163
13.5	Stabelaryzowana wartość współczynnika f_m dla rozdziału 8.3.1	167

Streszczenie

Rozwój technologiczny umożliwił wytwarzanie nowych, innowacyjnych cienkościennych konstrukcji wielowarstwowych – stalowych paneli typu sandwich. Idea konstrukcji tego typu polega na połączeniu bardzo cienkich blach układem oddzielających ich usztywnień, co technicznie stało się możliwe poprzez wprowadzenie przemysłowej techniki spawania laserowego. Zastosowanie innowacyjnych rozwiązań w praktyce wymaga m.in. zapewnienia odpowiedniego poziomu ryzyka. Jednym z najważniejszych czynników z punktu widzenia bezpieczeństwa tego typu konstrukcji jest wiarygodna ocena trwałości zmęczeniowej spoin laserowych łączących poszycia i usztywnienia paneli. Spoiny te prezentują znacząco odmienne własności wytrzymałościowe, a w tym trwałość zmęczeniową, w porównaniu z połączeniami wykonywanymi innymi metodami. W pracy szczegółowo zbadano geometrię i własności materiałowe spoin laserowych stalowych paneli sandwichowych. Przeanalizowano aspekty modelowania numerycznego połączeń spawanych metodą MES i zbudowano model spoiny laserowej. Wyniki koncentracji odkształceń w rejonie karbu grani, uzyskane z obliczeń numerycznych, zweryfikowano w oparciu o wyniki doświadczalne odkształceń uzyskane optyczną metodą laserowej ekstensometrii siatkowej. Wyniki obliczeń numerycznych dla spoin laserowych, zweryfikowane badaniami doświadczalnymi, wskazały, że źródłem koncentracji odkształceń i naprężeń w spoinach laserowych są głównie karby geometryczne lica i grani. Właściwą ocenę trwałości złączy laserowych paneli sandwichowych wykonano wg hipotezy lokalnych naprężeń, z fikcyjnym zaokrągleniem karbu. Przeanalizowano wpływ zaokrąglenia karbów na wyniki odkształceń i naprężeń, a następnie zaproponowano promień geometrii zastępczej karbów właściwy dla analizowanego połączenia. Wyznaczono współczynnik koncentracji geometrycznej K_t dla analizowanych złączy laserowych. Następnie obliczono efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f . Dla spoin laserowych zaobserwowano znaczącą rozbieżność pomiędzy wynikami obliczeniowymi, a wynikami eksperymentalnymi. Jako przyczynę wskazano wpływ zmian materiałowych w spoinie będących efektem nowej technologii spawania. W oparciu o badania zmęczeniowe mikropróbek materiałowych różnych spoin, wyznaczono zależność wiążącą wpływ zmian materiałowych, wyrażonych poprzez twardość, z trwałością zmęczeniową do inicjacji pęknięcia dla umownej liczby $N_i=2e6$ cykli. Zależność ta pozwala wyznaczyć współczynnik materiałowy f_m , mający zastosowanie w korygowaniu obliczeniowego współczynnika koncentracji naprężeń K_f w lokalnym, naprężeniowym podejściu zmęczeniowym. Wykazano, że uwzględnienie, obok efektu karbu, również wpływu zmian własności materiału w spoinie, wyrażonego rozkładem twardości, znacznie zwiększa dokładność obliczeń zmęczeniowych dla stalowych paneli typu sandwich, jak i innych spoin wykonanych technikami spawania laserowego, czy też hybrydowego.

Słowa kluczowe:

zmęczenie, spoiny laserowe, stalowe panele typu sandwich, hipoteza lokalnych naprężeń, współczynnik materiałowy, twardość

Abstract

Technological development enabled the production of new, innovative thinwalled and multilayered constructions – steel sandwich panels. The idea of the construction is based on connecting thin plates with inner stiffeners, that started to be technically possible thanks to introducing industrial laser welding. Practical application of this innovative solution needs to ensure proper level of a risk. One of the most important issue regarding safety is reliable fatigue assessment of laser welds, which connect plates with stiffeners. These welds differ to standard one in respect of strength properties and fatigue resistance. In this thesis detailed analysis of laser welds geometry and material properties was performed. The investigation of Finite Element Modelling aspects were taken into account and detailed numerical model of the laser weld was built. The results from numerical simulations were verified with the use of experimental optical method - laser grating extensometry. The results of numerical simulations supported by experimental testing show that strain and stress concentration at laser welds mainly result from geometric notches of weld toe and root. The main part of fatigue analysis of laser weld was performed with the use of Local Stress Approach with fictitious notch rounding. The study of an influence of fictitious notch rounding radius on strain and stress results was performed and the suitable value of the radius was proposed. For analysed laser welds the geometric stress concentration factor K_t as well as effective stress concentration factor K_f were calculated. Significant difference between calculated and experimental factor K_f was observed. The reason for this was the influence on material properties changes being result of laser welding technology. On the basis of fatigue testing of material micro-gauges, the relationship between material hardness and fatigue resistance to crack initiation at $N_i=2e6$ cycles was determined. This relationship enables calculation of introduced material factor f_m , which describes the influence of material properties changes on fatigue. Practical usage of this factor was shown as way for correction of calculated K_f coefficient with respect to Local Stress Approach. It was shown, that taking into account, among with geometric notch effect, also the influence of material properties changes, expressed by hardness, significantly increases the accuracy of fatigue resistance calculation of laser and hybrid welds.

Key words:

fatigue, laser welds, steel sandwich panel, local stress approach, material factor, hardness

Spis symboli i skrótów

Symbol/skrót	Opis	jednostka
$\bar{\sigma}_k dop.$	Naprężenia dopuszczalne w karbie	MPa
$\bar{\sigma}_k mat.$	granica zmęczenia dla określonego prawdopodobieństwa zniszczenia materiału	MPa
ρ_f^*	współczynnik osłabienia przekroju	-
$\sigma^* = \sigma_l / \sigma_u$	współczynnik ilorazu naprężenia w dolnej i górnej warstwie płyty	-
a_0	początkowy wymiar pęknięcia	mm
ABS	American Bureau of Shipping, Towarzystwo Klasyfikacyjne	
a_{kr}	krytyczny wymiar pęknięcia	mm
b_M	wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej w równaniu Morrowa	-
BV	Bureau Veritas, Towarzystwo Klasyfikacyjne	
C	Wyraz wolny, przesunięcia w równaniu prostej $y=mx+C$	
CEV	Równoważnik węgla (ang. Carbon Equivalent Value)	-
c_M	wykładnik plastyczności przy obciążeniach zmiennych w równaniu Morrowa	-
CNC	ang. Computerized Numerical Control - komputerowe sterowanie urządzeń numerycznych	
DNV	Det Norske Veritas, Towarzystwo Klasyfikacyjne	
E	Stała materiałowa - moduł Younga	MPa
EPTO	odkształcenie całkowite (suma odkształceń sprężystych i plastycznych)	mm
f	częstość	Hz
f_m	wprowadzony w pracy współczynnik materiałowy służący do korygowania wsp. K_f w lokalnym, naprężeniowym podejściu zmęczeniowym. Wielkość wiążąca wpływ zwiększenia twardości w sponie na wzrost trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia dla umownej liczby $N_i=2e6$ cykli	-
GL	Germanischer Lloyd, Towarzystwo Klasyfikacyjne	
GMAW	Gas Metal Arc Welding – spawanie łukowe w osłonie gazowej	
IIW	International Institute of Welding – organizacja zajmująca się tematyką spawalnictwa	
IMO	International Maritime Organization	
K	Współczynnik umocnienia w zależności Ramberga-Osgooda	-
K'	Stała w równaniu krzywej S-N, zależna od materiału, typu spoiny, obciążenia, geometrii połączenia i środowiska pracy (powietrze lub woda)	-
K_f	Efektywny współczynnik koncentracji naprężeń	-
K_{f_obl1}	Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń wg koncepcji naprężeń lokalnych w karbie	-
K_{f_obl2}	Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń wg koncepcji naprężeń lokalnych w karbie z uwzględnieniem wprowadzonego w pracy współczynnika materiałowego f_m	-
$K_{f_tab.}$	Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń, Wartość tablicowa wyznaczona przez Radaja metodą elementów brzegowych	-
$K_{f_eksp.}$	Eksperymentalny (rzeczywisty) efektywny współczynnik koncentracji naprężeń	-
K_t	Geometryczny (teoretyczny) współczynnik koncentracji naprężeń	-
LES	Laserowa Ekstensometria Siatkowa, metoda pomiaru odkształceń	
LR	Lloyd Register of Shipping, Towarzystwo Klasyfikacyjne	
m	Współczynnik kierunkowy prostej $y=mx+C$	
m'	W kryterium naprężeń nominalnych, w równaniu krzywej S-N, stała zależna od materiału i typu spoiny, obciążenia, geometrii połączenia i środowiska (powietrze lub woda)	-
MAG	Metal Active Gas, Spawanie łukiem elektrycznym w osłonie gazu aktywnego	
MES	Metoda Elementów Skończonych, numeryczna metoda obliczeniowa	
MIG	Metal Inert Gas, Spawanie łukiem elektrycznym w osłonie gazu obojętnego	

MMA	Manual Metal Arc – spawanie ręczne elektrodą otuloną	
MR	Materiał rodzimy	
N	Liczba cykli	-
n	Wykładnik umocnienia w zależności Ramberga-Osgooda	-
N_c	Całkowita liczba cykli do zniszczenia	-
N_i	Liczba cykli do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego	-
N_p	Liczba cykli propagacji pęknięcia	-
R	Współczynnik asymetrii cyklu	-
R^2	Współczynnik wyznaczania w aproksymacji metodą najmniejszych kwadratów	-
R_e	Granica plastyczności	MPa
Ro-ro	Roll in roll out – statki o załadunku metodą wtocz/wytocz	
s	W kryterium naprężeń lokalnych, współczynnik zależny od rodzaju obciążenia i kryterium wytrzymałości	-
S	W kryterium naprężeń nominalnych, w równaniu krzywej S-N, zakres obciążeń	MPa
SAW	Submerged Arc Welding – spawanie kryte pod topnikiem	
S-N	Naprężenie-liczba cykli	
SPAT	ang. Stress Pattern Analysis by Thermal emissions – Odmiana metody termowizyjnej polegająca na analizie naprężeń za pomocą emisji cieplnej w zakresie obciążeń sprężystych podczas obciążenia cyklicznego	
SPS	Steel Plate System, konstrukcja kompozytowa firmy Intelligent Engineering (ie-sps.com)	
FPSO	Floating Production Storage and Offloading units (jednostka pływająca do wydobywania, składowania i przeładunku)	
SWC	Strefa wpływu ciepła	
t	Grubość blachy	mm
α_ε	Współczynnik w równaniu Neubera równy ilorazowi odkształcenia maksymalnego i odkształcenia nominalnego	-
α_k	Współczynnik kształtu karbu w równaniu Neubera	-
α_σ	Współczynnik w równaniu Neubera równy ilorazowi naprężenia maksymalnego i naprężenia nominalnego	-
ΔK	Amplituda zmian współczynnika intensywności naprężeń	
ε_{max}	Odształcenie maksymalne	mm
ε_{ac}	Amplituda odkształcenia całkowitego	mm
ε_{apl}	Amplituda odkształcenia plastycznego	mm
ε_{as}	Amplituda odkształcenia sprężystego	mm
ε_f	Współczynnik plastyczności przy obciążeniach zmiennych w równaniu Morrowa	-
ε_n	odkształcenie nominalne	mm
ε_U	Odształcenia na kierunek osi U	mm
ε_V	Odształcenia na kierunek osi V	mm
v	Stała materiałowa – liczba Poissona	-
ρ^*	W kryterium naprężeń lokalnych, mikrostrukturalna strefa oddziaływania – wyrażona na ogół przez zastępczą mikrostrukturalną długość	mm
ρ_f	Promień fikcyjny w lokalnej naprężeniowej metodzie oceny trwałości zmęczeniowej	mm
σ_a	Amplituda naprężenia	MPa
$\sigma_{a,i}$	Przyrost amplitudy naprężenia	MPa
σ_f	Współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej w równaniu Morrowa	-
σ_k	Naprężenia w karbie	MPa
σ_{max}	Naprężenie maksymalne	MPa
σ_{min}	Naprężenia minimalne	MPa
σ_n	Naprężenia nominalne	MPa
$\sigma_{Y0.2}$	Naprężenia odpowiadające granicy plastyczności materiału przy 0.2% wydłużenia plastycznego	MPa
δ	współczynnik bezpieczeństwa	-

1. Wstęp

Globalna gospodarka światowa od końca XX oparta jest w dużej mierze na transporcie morskim. Transport dóbr i surowców drogą morską wymuszony jest z jednej strony faktem, że 2/3 powierzchni Ziemi zajmują morza i oceany, z drugiej zaś przyczynami ekonomicznymi. W ostatnim 20-leciu za sprawą dynamicznie rosnącego popytu na transport morski wielkość statków i ich liczba znacznie wzrosła. Rozwój techniki jaki dokonał się na przełomie XX i XXI, napędzany czynnikami globalnej gospodarki wprowadził do okrętownictwa innowacyjne rozwiązania, m.in.:

- numeryczne techniki wspomagania projektowania,
- nowe rozwiązania konstrukcyjne,
- nowe technologie prefabrykacji (m.in. automatyzacje procesów produkcyjnych, spawanie hybrydowe),
- nowe materiały (stale wysokiej i ultra-wysokiej wytrzymałości, konstrukcje ze stopów aluminium, konstrukcje kompozytowe).

Wprowadzanie nowych technologii w oceanotechnice i okrętownictwie jest procesem ciągłym. W ostatnich latach szczególnie zauważalne są zmiany wywołane czynnikami proekologicznymi mającymi na celu zmniejszenie negatywnego wpływu środków transportu morskiego na środowisko naturalne. Szczególnie statki przewożące ładunki niebezpieczne uległy znaczącym zmianom konstrukcyjnym (m.in. wprowadzono konstrukcję dwuposzyciową, zmieniono rozmieszczenie zbiorników paliwowych). Kierunek zmian legislacyjnych mających zmniejszyć emisję substancji szkodliwych w UE, jak i drastycznie rosnące koszty skutków wypadków morskich (w tym kolizji i wejść na mieliznę) są powodem prowadzenia prac badawczo-rozwojowych nad nowymi rozwiązaniami technicznymi w przemyśle okrętowym. Jednym z innowacyjnych rozwiązań technicznych, mających duży potencjał wdrożeniowy są panele typu sandwich. Panele stalowe typu sandwich opisać można jako wielkogabarytowe, na ogół dwuwarstwowe, konstrukcje płytowe składające się z bardzo cienkich poszyc zewnętrznych połączonych oddzielającymi je usztywnieniami. Konstrukcje te prefabrykowane są na skale przemysłową, m.in. przy użyciu technologii spawania laserowego. Potrzeba zastosowania lekkich konstrukcji cienkościennych w konstrukcji kadłuba statku podyktowana jest poprzez:

a) czynniki ekonomiczne:

- dążenie do zmniejszenia kosztów i czasu prefabrykacji powtarzalnych paneli w reżimie produkcyjnym bez zapasów magazynowych (ang. just on time),
- zmniejszenie odkształceń spawalniczych, których naprawa przy konwencjonalnych metodach prefabrykacji sięga 30% kosztów konstrukcji kadłuba. Na średniej wielkości statku pasażerskim długość spoin wynosi około 400km, a pracochłonność

związana z redukcją, bądź naprawą odkształceń spawalniczych sięgać może aż 50% roboczogodzin przeznaczonych na produkcję konstrukcji stalowej kadłuba [1],

- dążenie do zwiększenia niezawodności i żywotności konstrukcji okrętowych, wydłużenie czasu między przeglądami, zmniejszenie kosztów inspekcji i napraw,
- budowanie konstrukcji lekkich umożliwiających zwiększenie ładowności lub zmniejszenie wyporności, zwiększenie prędkości lub zmniejszenie kosztów eksploatacyjnych,
- nowoczesny charakter stoczni jako dużego zakładu montażowego elementów dostarczanych przez podwykonawców (gotowe panele, sekcje). Umożliwia to skrócenie czasu budowy i zmniejszenie kosztów,
- potrzebę modułowego podejścia do konstrukcji statków, co znacznie wpływa na możliwość zredukowania czasu projektowania i prefabrykacji,
- automatyzację procesów produkcyjnych,
- konieczność spełnienia coraz bardziej restrykcyjnych i złożonych przepisów dotyczących projektowania konstrukcji okrętowych i offshore, a mających na celu zmniejszenie ryzyka podczas eksploatacji.

b) czynniki ekologiczne:

- zmniejszenie ryzyka zanieczyszczeń podczas eksploatacji: wprowadzenie wymogu podwójnego dna i burt statków przewożących materiały ropopochodne [2], wycofanie jednostek starych i jednoposzyciowych, ograniczenia wpływania na wody strefy ekonomicznej niektórych państw dla statków przewożących materiały niebezpieczne [3], wprowadzenie ograniczenia dotyczące ilości i rozmieszczenia paliwa lekkiego w dnie podwójnym i burtach [4],
- zwiększenie bezpieczeństwa podczas kolizji i wejścia statku na mieliznę włączając pierwsze przepisy definiujące minimalną odporność konstrukcji statku w przypadku kolizji - przepisy regionalne na rzece Rhine [5]. Planowane nowe wymagania dla zbiornikowców przewożących gaz skroplony (LNG),
- zmniejszenia zanieczyszczeń emitowanych przez statki do powietrza. Konstruowanie statków o mniejszej masie może wpłynąć w znaczny sposób na mniejszą emisję substancji niebezpiecznych.

Śledząc zmiany zachodzące w transporcie morskim przez ostatnie 5 lat można stwierdzić, że wprowadzanie nowych rozwiązań konstrukcyjnych, takich jak panele sandwichowe, może nabierać coraz większego znaczenia. Kierunek rozwoju sektora okrętowego w Europie obejmuje projektowanie, produkcję, przebudowy i remonty statków specjalistycznych i innych konstrukcji o wysokim poziomie technologicznym. Wprowadzanie nowych technologii i rozwiązań konstrukcyjnych jest obecnie jedynym

racjonalnym sposobem konkurencji na globalnym rynku okrętowym. Masowa produkcja statków typowych, wykorzystujących standardowe technologie niemal całkowicie przeniesiona została do krajów o mniejszych kosztach pracy i mniejszych obciążeniach ekologicznych - Chin, Japonii i Korei Płd. Sytuację komplikuje dodatkowo niejasny sposób subsydiowania sektora stocznioвого w krajach dalekowschodnich. Zauważyć należy również, że ewolucja konstrukcji okrętowych oparta na idei usztywnionej płyty wydaje się już niemal wyczerpana. Dalszy rozwój upatruje się w zastosowaniu nowych materiałów i innych formach konstrukcyjnych, których doskonałym przykładem są sandwichowe konstrukcje cienkościenne. Jednak wprowadzanie nowych rozwiązań konstrukcyjnych wymaga rozwiązania szeregu problemów technologicznych, konstrukcyjnych, projektowych i eksploatacyjnych. Konstrukcje stalowych paneli typu sandwich rozwijane są od lat 90-tych XX wieku (wytwarzane głównie przez amerykański, fiński, niemiecki i japoński przemysł militarny, oraz stoczniovy) i z powodzeniem znalazły zastosowanie zarówno w konstrukcjach okrętowych, jak i budownictwie lądowym, oraz transporcie szynowym i kołowym. Jednym z niedostatecznie zbadanych jak dotąd zagadnień związanych z bezpieczeństwem stosowania paneli typu sandwich w zastosowaniach okrętowych, jest trwałość zmęczeniowa spoin laserowych wiążących konstrukcje elementów panelu. Ocena trwałości zmęczeniowej spoin laserowych łączących poszycia paneli z usztywnieniami jest jednym z kluczowych aspektów związanych z bezpieczeństwem, gdyż warunkuje zdolność panelu do przenoszenia obciążeń. Obecnie stosowane w praktyce inżynierskiej metody obliczeniowe trwałości zmęczeniowej, czyli głównie metoda naprężeń nominalnych i metoda hot-spot nie umożliwiają wiarygodnej oceny trwałości zmęczeniowej nietypowych połączeń laserowych, jakie występują w konstrukcji paneli sandwichowych. Wydaje się, że najbardziej odpowiednią hipotezą obliczeniową, która może zostać wykorzystana do analizy tego typu spoin laserowych jest podejście w oparciu o kryterium naprężeń lokalnych (ang. Local Stress Approach [6]). Jednak i ta metoda nie może być wprost stosowana, ze względu na jej ograniczenia dla grubości maksymalnej łączonych blach równej 5mm [7], [8]. Najnowsze prace badawcze analizują również możliwość wykorzystania metodologii oceny trwałości zmęczeniowej dla blach o mniejszej grubości [9], [10].

Należy zaznaczyć, że spoiny występujące w stalowych panelach typu sandwich charakteryzują się znacząco odmienną geometrią i własnościami materiałowymi. Eksperymentalne badania trwałości zmęczeniowej tych nowych połączeń wykazały znacząco wyższą, w porównaniu ze spoinami konwencjonalnymi, trwałość zmęczeniową. Badania eksperymentalne w tej dziedzinie prowadzone były głównie na Wydziale Oceanotechniki i Okrętownictwa Politechniki Gdańskiej przez zespół pod kierownictwem dr hab. inż. Janusza Kozaka. Znacząca część unikalnych na skalę światową wyników badań eksperymentalnych konstrukcji w skali rzeczywistej opublikowana została w pracy [11], [12]. Do znaczących publikacji naukowych w obszarze badań nad własnościami

zmęczeniowymi nietypowych spoin laserowych należy wymienić również prace zespołu Prof. Józefa Szali i Prof. Dariusza Borońskiego [13]. Szeroko zakrojone badania prowadzone są również przez zespół badawczy Profesora Petri Varsty i Profesora Pentti Kujali na Uniwersytecie Technicznym w Helsinkach, obecnie Aalto University [14], [15], [16], [17], [18], [19], [20]. Bardzo istotne wyniki eksperymentalne opublikowane zostały niedawno w pracy doktorskiej Heikki Remesa [14].

Bazując na wymienionych wyżej pracach naukowych, jak i na badaniach własnych autora stwierdzono, że możliwa jest wiarygodna ocena trwałości zmęczeniowej analizowanych spoin laserowych poprzez lokalną metodę naprężeniową. Jednak uzyskanie wiarygodnych wyników trwałości zmęczeniowej wymaga uwzględnienia zarówno efektu wpływu karbu (poprzez teoretyczny współczynnik koncentracji naprężeń K_t), jak i wpływu zmian materiałowych w spoinie na skutek nowej technologii spawania (poprzez wprowadzony w pracy współczynnik materiałowy f_m).

1.1 Tezy pracy

W pracy postawiono następujące tezy:

1. Do obliczania trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich może zostać wykorzystane lokalne, naprężeniowe podejście zmęczeniowe z wykorzystaniem do obliczeń rozkładu naprężeń hipotezy fikcyjnego zaokrąglenia karbu. Do tego celu możliwe jest wyznaczenie wartości charakterystycznego promienia zaokrąglenia karbu ρ_f , umożliwiające obliczenie geometrycznego współczynnika koncentracji K_t , przy zastosowaniu modelowania numerycznego spoiny laserowej metodą elementów skończonych.
2. Uwzględnienie, w obliczeniach efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_t , obok efektu oddziaływania karbu, również efektu wpływu zmian materiałowych w spoinie, poprzez wprowadzony współczynnik materiałowy f_m , znacznie zwiększa dokładność obliczeń trwałości zmęczeniowej.

1.2 Cele pracy

Aby udowodnić postawione tezy sformułowano następujące zadania:

1. Przegląd literaturowy i analiza stalowych paneli typu sandwich. Zalety i wady nowego typu konstrukcji. Technologia produkcji. Zastosowanie praktyczne konstrukcji sandwichowych w przemyśle.
2. Przegląd literaturowy najważniejszych metod określania trwałości zmęczeniowej, ze szczególnym uwzględnieniem podejścia lokalnego.

3. Przegląd literaturowy najważniejszych metod określania odkształceń i naprężeń jako wielkości służącej do obliczania trwałości zmęczeniowej spoin.
4. Szczegółowa analiza spoin laserowych paneli typu sandwich z uwzględnieniem ich geometrii, własności materiałowych. Wyznaczenie własności materiałowych stref materiałowych spoiny laserowej.
5. Analiza odkształceń w rejonie karbu spoiny laserowej uzyskanych eksperymentalnie metodą laserowej ekstensometrii siatkowej.
6. Budowa modelu numerycznego spoiny laserowej i analiza wpływu różnych aspektów modelowania na wyniki odkształceń i naprężeń w rejonie karbów. Określenie wpływu uwzględniania stref materiałowych spoiny. Weryfikacja modelu numerycznego na podstawie porównania odkształceń uzyskanych na drodze numerycznej (MES) i eksperymentalnej (LES).
7. Budowa modelu numerycznego na potrzeby lokalnej naprężeniowej metody oceny trwałości zmęczeniowej wg fikcyjnego zaokrąglenia karbu. Wyznaczenie charakterystycznego promienia fikcyjnego zaokrąglenia karbu zgodnie z hipotezą mikrostrukturalnego podparcia karbu [6]. Wyznaczenie teoretycznego współczynnika koncentracji K_t , a na jego podstawie obliczenia efektywnego współczynnika koncentracji K_f . Weryfikacja obliczonego współczynnika K_f w oparciu o wyniki eksperymentalnych badań zmęczeniowych spoin laserowych.
8. Analiza wpływu zmian materiałowych w spoinie, wyrażonych przez twardość, na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia przy liczbie cykli $N_i=2e6$. Zdefiniowanie na podstawie tej zależności współczynnika materiałowego f_m , służącego do korygowania obliczeniowego, efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f w lokalnym, naprężeniowym podejściu zmęczeniowym.
9. Eksperymentalne badania zmęczeniowe próbek materiałowych (ozn. M2) i spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich (ozn. B1).
10. Weryfikacja uwzględnienia współczynnika materiałowego f_m w obliczeniach trwałości zmęczeniowej, w oparciu o eksperymentalne wyniki spoin wykonanych różnymi metodami. W szczególności porównanie obliczeniowego i eksperymentalnego współczynnika K_f dla spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich.

1.3 Struktura rozprawy

Aby zrealizować sformułowane powyżej zadania i udowodnić postawione tezy przyjęto następujący przebieg prac stanowiących jednocześnie kolejne rozdziały rozprawy:

- W rozdziale 2 przedstawiono ideę stalowych paneli typu sandwich. Wykonano analizę zalet i wad nowego rozwiązania konstrukcyjnego włączając własności wytrzymałościowe, a także

wskazano zagadnienia wymagające prac naukowo-badawczych. Omówiono proces produkcji stalowych paneli sandwichowych, w których wykorzystuje się technologię spawania laserowego. Przedstawiono obecny stosunek Towarzystw Klasyfikacyjnych do nowego rozwiązania, Rozdział kończy zestawienie przykładów praktycznego wykorzystania stalowych paneli typu sandwich w różnych branżach przemysłowych.

- W rozdziale 3 pracy przedstawiono metodykę określania trwałości zmęczeniowej ze szczególnym uwzględnieniem lokalnej metody naprężeniowej zastosowanej w rozprawie do oceny trwałości zmęczeniowej połączeń laserowych stalowych paneli typu sandwich.

- W rozdziale 4 w skrócie omówione zostały najważniejsze sposoby określania odkształceń i naprężeń jako wielkości służących do obliczania trwałości zmęczeniowej połączeń spawanych.

- Rozdział 5 poświęcony jest spoinom laserowym stalowych paneli typu sandwich. Przedstawiono cechy szczególne nowych połączeń: nietypową geometrię, a także własności materiałowe z uwzględnieniem zmian zachodzących na skutek doprowadzenia ciepła w procesie spawania. Szczególną uwagę poświęcono analizie twardości poszczególnych stref materiałowych nietypowego połączenia laserowego. Ważną część rozdziału stanowią wyniki eksperymentalnych badań zmęczeniowych spoin laserowych stalowych paneli sandwichowych.

- W rozdziale 6 przedstawiono wyniki badań doświadczalnych odkształceń w spoinie laserowej wykonanych metodą laserowej ekstensometrii siatkowej. Omówiono metodykę prowadzonych badań, próbki przedmiotowe, oraz program badań. Przedstawiono wyniki pól odkształceń spoin laserowych i ich analizę.

- W rozdziale 7 opisana została metodyka modelowania numerycznego spoin laserowych paneli sandwichowych w celu wyznaczenia lokalnych odkształceń i naprężeń w karkach. Omówiono kluczowe aspekty modelowania metodą elementów skończonych włączając sposób modelowania, podział na elementy, model materiałowy i osobliwości numeryczne. Przedstawiono wyniki obliczeń numerycznych i porównano je z wynikami doświadczalnymi opisanymi w rozdziale 6. Sformułowano wnioski dotyczące wyznaczania lokalnych odkształceń i naprężeń w karkach dla analizowanych spoin laserowych.

- Rozdział 8 poświęcono określeniu trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich lokalnym podejściem naprężeniowym:

- W pierwszej kolejności (punkt 8.1) wyznaczono współczynnik koncentracji geometrycznej K_t spoiny laserowej paneli sandwichowych, przy użyciu metody elementów skończonych.
- W następnym kroku (punkt 8.2) wyznaczono wartość obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń $K_{f_{obl}}$.
- W punkcie 8.3 określono wpływ wzrostu twardości w materiale spoiny na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia. Na podstawie wyników badań zmęczeniowych

próbek materiałowych, w punkcie 8.3.1, zaproponowano równania, umożliwiające wyznaczenie zaproponowanego w pracy współczynnika poprawkowego f_m .

- W punkcie 8.4 zweryfikowano wpływ uwzględniania współczynnika poprawkowego f_m , w obliczaniu trwałości zmęczeniowej lokalnym podejściem naprężeniowym. W szczególności zweryfikowano wpływ uwzględniania współczynnika f_m , na ocenę trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich.
- W Rozdziale 9 przedstawiono najważniejsze wnioski wynikające z przeprowadzonych badań eksperymentalnych i obliczeń numerycznych.
- Rozdział 10 stanowi podsumowanie wykonanych prac.

2. Stalowe panele typu sandwich

2.1 Definicja stalowych paneli typu sandwich

Stalowe panele typu sandwich mogą zostać zdefiniowane jako cienkościenne konstrukcje wielowarstwowe. Konstrukcja paneli posiada bardzo cienkie blachy poszyc o grubości około 2.5mm powiązanych i podpartych usztywnieniami wewnętrznymi. Najczęściej wykorzystywanym rodzajem usztywnień są płaskowniki, a także elementy profilowane. Spotykane są różne inne postaci usztywnień w zależności od wymagań jakie spełniać ma konstrukcja sandwichowa. Przykładowy panel typu I-core (o usztywnieniach w postaci płaskownika) przedstawiono na Rys.2.1. Usztywnienia z poszyciami łączone są nowoczesną technologią spawania laserowego omówioną w dalszej części pracy.



Rys.2.1 Stalowy panel typu sandwich

2.2 Prace badawcze dotyczące stalowych paneli typu sandwich

Stalowe konstrukcje sandwichowe są przedmiotem zainteresowania wielu instytucji naukowo-badawczych, które we współpracy z przemysłem rozwijają tę nową postać konstrukcyjną mogącą mieć zastosowanie przede wszystkim w transporcie morskim i lądowym, ale również w budownictwie i lotnictwie, a także zastosowaniach nietypowych. Pod koniec XX i na początku XXI wieku zainicjowane zostały liczne projekty badawcze dotyczące metalowych paneli typu sandwich. Pierwsze projekty wywodzą się z działalności marynarki wojennej Finlandii, USA i Niemiec (lata 80-te). Następnie tematykę podjęły instytucje naukowo-badawcze w Unii Europejskiej, które finansowane z Funduszy Ramowych i źródeł narodowych poszczególnych krajów zrealizowały kilkanaście projektów związanych z tą tematyką. Początkowo były to projekty obejmujące obszar prac koncepcyjnych, technologii produkcji tego typu konstrukcji, w szczególności technik spawania laserowego. Następnie przeprowadzono programy obejmujące tematykę badania własności wytrzymałościowych, odporności korozyjnej, odporności ogniowej i innych ważnych aspektów z punktu widzenia zastosowania praktycznego. Kolejne projekty w założeniu miały wdrażać nowe technologie do przemysłu i umożliwić szersze ich

wykorzystanie. Prace doczekały się pierwszych praktycznych przemysłowych zastosowań, których testowanie trwa do dzisiaj. Praktyczne wykorzystanie stalowych paneli sandwichowych w różnych branżach omówiono w punkcie 2.8.

W Tab.2.1 przedstawiono listę projektów badawczych związanych z tematyką stalowych paneli typu sandwich. Efektem tych prac jest rozwiązanie wielu problemów związanych z projektowaniem, produkcją, eksploatacją i utylizacją paneli typu sandwich. Jednocześnie szereg czynników ekonomicznych spowodował, że konstrukcje sandwichowe wykorzystywane są jak na razie tylko w specjalnych zastosowaniach. Jest to rozwiązanie „z górnej półki”, które objęte jest dodatkowym ryzykiem i kosztami wynikającymi z braku pełnego rozwiązania niektórych problemów.

Nazwa, akronim	Źródło finansowania	Okres	Opis skrócony
ASPiS - Application of Steel Sandwich Panels into Ship Structure	EU - EUREKA	2004 - 2005	Projekt miał za zadanie wprowadzenia do konstrukcji okrętowych nowego rozwiązania w postaci paneli typu sandwich. Praktyczne zastosowanie nowej techniki spawania laserowego.
BONDSHIP	EU-5FP Transport.	2001-2004	Wprowadzenie do konstrukcji okrętowych połączeń klejonych, szczególnie w odniesieniu do konstrukcji lekkich.
CinSS	NL-SMO	1997-2003	Zastosowanie wielkogabarytowych struktur kompozytowych jako elementy nośne konstrukcji okrętowych.
COMPOSIT	EU	2002 - 2003	Inicjatywa mająca na celu ułatwienie transferu technologii kompozytowych pomiędzy różnymi sektorami transportu (kosmiczny, samochodowy i kolejowy).
Composite Structures Analysis and Design	ESA/ ESTEC	2002-2004	Rozwój oprogramowania ESAComp
Coraldec	Corns		Badania własności mechanicznych aluminiowych paneli sandwichowych
Core Wood	Internal (TUHH. Industr)	2002-2005	Materiały drewnopochodne jako wypełnienie sandwichowych konstrukcji okrętowych
Crashcoaster	EU-5FP Transport		Ocena odporności na kolizje konstrukcji powłokowych składających się z stalowych paneli typu sandwich
CREST	National		Oprogramowanie do analizy konstrukcji cienkościennych zawierających panele sandwichowe – moduł CREST
Development and Investment of Laser Hybrid Welding	Meyer Werft Papenburg	1998-2003	Technologia spawania laserowego i hybrydowego konstrukcji cienkościennych
Development and strength testing of composite coatings for precurved all steel sandwich panels of railway cargon wagon floor panels	National TEKES	1999 - 2000	Rozwój i testy powłok kompozytowych stalowych paneli typu sandwich dla przemysłu kolejowego (platformy wagonów kolejowych)
Development of I-core sandwich panels	Meyer Werft. Papenburg	2004-2003	Zastosowanie, wytwarzanie, prefabrykacja, wyposażanie, projektowanie stalowych paneli typu sandwich
Development of prototype steel sandwich panels	National TEKES	2001 - 2002	Rozwój prototypów stalowych paneli sandwichowych dla konstrukcji okrętowych (pokłady, balkony, platformy, szyby wind)
DockLaser	EU-5FP Transport	2003-2005	Zwiększanie efektywności i jakości w przemyśle okrętowym poprzez rozwój mobilnych urządzeń do spawania laserowego
Entwicklung von Standardrohrhaltern für den Schiffbau	National	2002-2003	Rozwój standardowych połączeń rur (mogących mieć zastosowanie również w konstrukcjach typu sandwich)
Environment friendly ships for Baltic area: BALTECOLOGICALSHIP	EU-EUREKA	2001-2005	Celem projektu jest zbudowanie zaawansowanego technicznie, przyjaznego środowisku i efektywnego ekonomicznie systemu transportowego dla Morza Bałtyckiego
EPSRC - Progressive Damage Modelling of Sandwich Structures	National UK	2001-2005	Określenie przyczyn powstawania różnych uszkodzeń konstrukcji jednoposzcziowych i sandwichowych

Erhöhte Rationalisierungseffekte im Schiffskörperbau durch Laserstrahlschweißen teilangeschlossener T-Stöße	National	2002-2003	Laserowe spoiny pachwinowe o niepełnym przetopie dla konstrukcji lekkich
Euclid - The Residual Strength of Metal to ERP Sandwich joints	National UK	2000 - 2003	Ocena długoterminowej wytrzymałości połączeń pomiędzy stalą i laminatem poliestrowo-szklanym
Euclid:		1998-2003	Europejski projekt współpracy długoterminowej w dziedzinie obronności. Dotyczy żywotność, trwałości i efektywności pracy okrętowych konstrukcji sandwichowych
Extremer Leichtbau für Hochgeschwindigkeitsschiffe	National	2000 - 2003	Analiza i porównanie alternatywnych typów lekkich i sandwichowych konstrukcji okrętowych
Gluesandwich		2006 - 2009	Studium wykonalności nowych alternatywnych wypełnień stalowych konstrukcji sandwichowych
GROUNDING	National FI	1998 - 2002	Opracowanie łatwych w użyciu narzędzi do projektowania konstrukcji o zwiększonym bezpieczeństwie biernym
HYCOPROD	EU5FP	2000-2003	Projekt procesu produkcyjnego zaawansowanych kompozytów dla wytwórców wielkogabarytowych, hybrydowych konstrukcji sandwichowych dla sektora transportu
HYCOTRANS	EU	1997-1999	Opracowanie innowacyjnego materiału dla konstrukcji kompozytowych. Zwiększanie efektywności technologii produkcji konstrukcji sandwichowych
Konstruktive Auslegung von elastischen Dickschichtklebungen für den Schiffbau	National	2002	Zastosowanie połączeń klejonych w okrętownictwie
LASER	National FI	2001-2003	Opracowanie nowych modeli teoretycznych oceny trwałości zmęczeniowej spoin laserowych i hybrydowych poddanych obciążeniu zmiennemu
Laserschweißen neuartiger Schiffskonstruktionen auf Basis des verdeckten T-Stoßes	BMBF (German Ministry of Education and Research)	1994-1998	Technologia spawania laserowego innowacyjnych konstrukcji okrętowych – paneli kompozytowych
Libradynamics:	Royal Schelde	1998-	Zastosowanie elementów sandwichowych w konstrukcji burty statku w celu zwiększania odporności na kolizje
Life Cycle Design C7: Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen Konstruktionen aus Leichtmetall	BMBF. DE	1999	Badania własności zmęczeniowych konstrukcji okrętowych ze stopów aluminium. Testowanie m.in. połączeń ekstrudowanych łączących usztywnione płyty
Lightyacht			Zastosowanie konstrukcji sandwichowych na dużym jachcie motorowym
Long Term Ageing of Metal to FRP Sandwich Hybrid Joints under Hydrothermal and Mechanical Cyclic Loading	National. UK	2001 - 2004	Ocena wybranych własności wytrzymałościowych połączeń stalowo-laminatowych pod jednoczesnym działaniem obciążeń mechanicznych, termicznych i środowiskowych (wpływ wilgoci)
PILOTTI	National FI	1998-2002	Analiza potencjalnych obszarów wykorzystania stalowych paneli sandwichowych spawanych laserowo w konstrukcji statków
RNLI - Repair Procedures for RNLI Sandwich Boats	National UK	2001-2004	Rozwiązanie zagadnień związanych z procedurami kontroli i naprawy uszkodzeń konstrukcji kadłubów z elementami sandwichowymi
Safe Ship		2003-2005	Prace badawczo-rozwojowe nad konstrukcją wielowarstwowej burty statku z usztywnieniami w kształcie Y w celu zastosowania rozwiązania o zwiększonej odporności na kolizje na statkach
Sandcore	EC - UE 5 FP	2003 - 2006	Współpraca mająca na celu koordynację działań związanych z zaawansowanymi konstrukcjami sandwichowymi w transporcie
SANDWICH	EU-5FP Transport	2001-2003	Zaawansowane metalowe konstrukcje kompozytowe typu sandwich
TRANSLAS	EU-4FP	1999-2002	Badania nad technologią spawania laserowego w przemyśle transportowym
Untersuchungen zur Herstellung von Panelstrukturen aus Stahl durch linienförmiges umformtechnisches Fügen und Erprobung der Bauteileigenschaften	Studiengesellschaft Stahl-anwendung V		Analiza produkcji stalowych konstrukcji sandwichowych - badania własności części metalowych wytwarzanych poprzez formowanie
Vergleich unterschiedlicher Verfahrensvarianten des kombinierten Lichtbogen-Laserstrahlschweißens	National	1997	Badania zastosowania spawania laserowego w konstrukcjach lekkich
WONDER (LIRII)	EC - 5 FP TransTm	2001 - 2004	Sieć Rozwojowa i Badawcza w przemyśle morskim

Tab.2.1 Projekty badawcze związane z tematyką metalowych paneli typu sandwich

2.3 Rodzaje konstrukcji sandwichowych

W zależności od zastosowania konstrukcje paneli sandwichowych różnią się:

- użytymi materiałami,
- technologią łączenia (spawanie laserowe; łukowe; tarciove; klejenie; połączenia nitowe; łączenie wybuchowe),
- konstrukcją - różne typy usztywnień,
- geometrią (różne parametry geometryczne opisujące na ogół przekrój poprzeczny danej konstrukcji),
- wypełnieniem (przestrzeni pomiędzy poszyciami i usztywnieniami).

Panele wykonywane z materiałów metalowych nazywane są „całkowicie metalowymi” (ang. all steel sandwich panels). Natomiast panele, których konstrukcja zawiera jeszcze inne materiały niemetalowe nazywane są często „panelami hybrydowymi” (ang. hybrid sandwich panels).

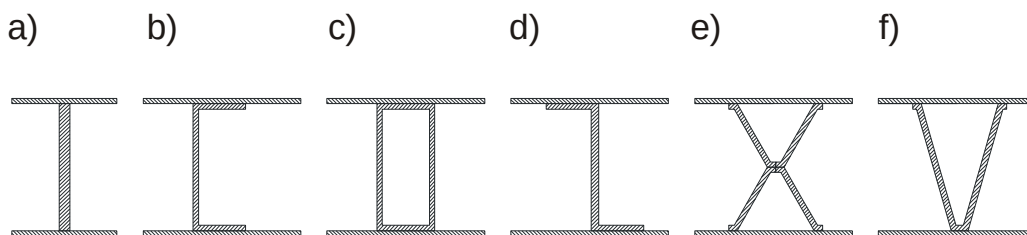
Konstrukcja najważniejszych typów paneli sandwichowych przedstawiona zostanie poniżej. Stalowe panele typu sandwich zostaną opisane najbardziej szczegółowo z racji tego, że właśnie te konstrukcje są przedmiotem badań w niniejszej pracy.

2.3.1 Stalowe panele typu sandwich

Do najczęściej stosowanych rodzajów konstrukcji sandwichowych, różniących się typem usztywnień, należą panele pokazane na Rys.2.2. Na szczególną uwagę z racji właściwości użytkowych zasługują panele typu:

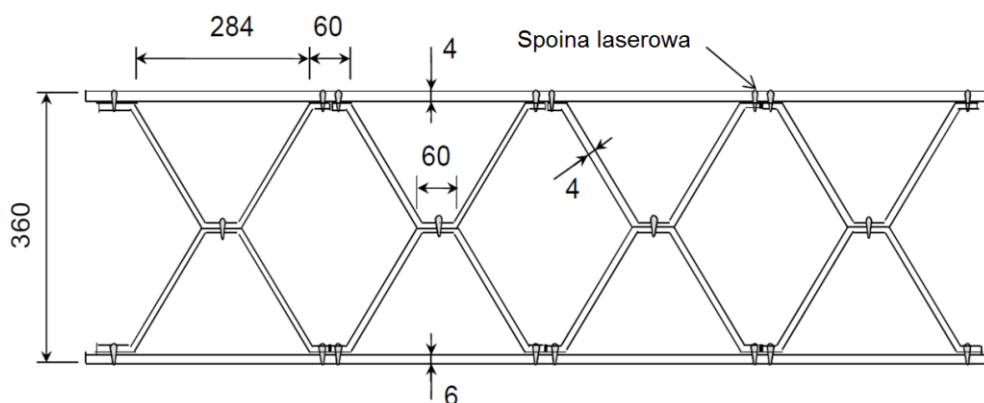
- a) I core – usztywnieniami są płaskowniki,
- b) V-core – usztywnienie występuje w postaci falistej,
- c) X-core – usztywnienie w kształcie litery ‘X’.

Rozwiązania a) i b) zaprojektowane zostały głównie z myślą o nadaniu panelom wysokiej sztywności i wytrzymałości przy niewielkiej masie i pełnieniu tym samym funkcji nośnej w konstrukcji. Masa przykładowej konstrukcji panelu typu I-core (2.5x40x3x120) wynosi około 46 kg/m².



Rys.2.2 Rodzaje usztywnień paneli sandwichowych: a) I-core; b) C-core; c) O-core; d) Z-core; e) X-core; f) V-Core

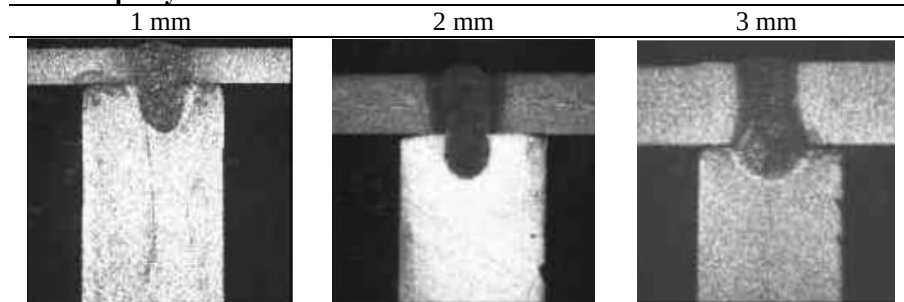
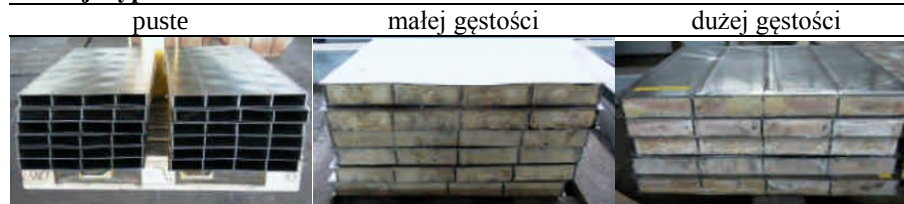
Panele typu X-core (wariant c) zostały zaprojektowane w celu zwiększenia bezpieczeństwa podczas kolizji. Konstrukcja X-core posiada bowiem zdolność do pochłaniania dużej ilości energii podczas odkształcania. Konstrukcja panelu została zaprojektowana w taki sposób, aby podczas deformacji pochłaniać możliwie dużą energię (np. podczas kolizji statek-statek, statek nabrzeże, wejścia na mieliznę). Przekrój poprzeczny konstrukcji panelu typu X-core w powiększeniu przedstawia Rys.2.3. Potencjał jaki drzemie w nowego typu konstrukcjach wielowarstwowych dobrze obrazuje przykład możliwości ich zastosowania w budowie statków przewożących materiały niebezpieczne. Grubość burty statku wykonanej z konstrukcji składającej się z paneli sandwichowych X-core może być przeszło 3-krotnie mniejsza od konstrukcji dwuposzyciowej obecnie stosowanej na tankowcach (np. podwójna burta), przy zapewnieniu ekwiwalentnego bezpieczeństwa [21]. Rzecz jasna dzięki zastosowaniu nowego rozwiązania można również, przy nie zmienionej grubości burty zapewnić konstrukcji, wielokrotnie większą odporność na utratę szczelności. Panele wielowarstwowe, o celowo ukształtowanych formach usztywnień pomiędzy poszyciami, charakteryzują się bardzo wysokim w porównaniu do rozwiązań obecnie stosowanych współczynnikiem pochłaniania energii w relacji do masy własnej.



Rys.2.3 Przekrój poprzeczny konstrukcji panelu typu X-core [21]

W zastosowaniach wymagających większej wytrzymałości lub sztywności, można stosować panele typu sandwich wielowarstwowo. Wówczas panele mogą być łączone w taki sposób, aby usztywnienia przebiegały równoległe do siebie (dokładnie nad sobą lub z przesunięciem).

Wszystkie typy paneli sandwichowych występują w typoszeręgach różniących się grubością poszyc, grubością usztywnień, wysokością paneli (odstępem między poszyciami), odstępem między usztywnieniami, a także rodzajem wypełnienia przestrzeni wewnątrz panelu. Fotografie przykładowych konstrukcji sandwichowych przedstawia Rys.2.4. Wymiary geometrii paneli ujęto w Tab.2.2.

Grubość poszycia**Rodzaj wypełnienia**

Rys.2.4 Przykłady konstrukcji Stalowych Paneli typu sandwich [22]

Wymiar [mm]	od	do	Standard [mm]
Szerokość panelu	500	3000	
Długość panelu	1000	10000	
Grubość poszycia	2	10	2.5
Grubość usztywnień	3	4	4
Odstęp usztywnień	20, 40, 60	120	120
Wysokość usztywnień	40	100	40

Tab.2.2 Wymiary paneli dostępnych w ofercie handlowej stoczni Meyer Werft [22]

Jednym ze sposobów na zmianę własności paneli jest wypełnienie przestrzeni między poszyciami substancją o specjalnych właściwościach. Najbardziej popularnymi wypełniaczami są:

- drewno balsa
- pianka PE
- pianka PU (wstrzykiwana metodą In-situ)
- płyty PVC (różne odmiany)
- płyty ceramiczne
- wata szklana
- beton (spieniony, z różnymi dodatkami)

Spotykane są również inne wypełnienia do zastosowań specjalnych. Dobór materiału wypełnienia i konstrukcji paneli zależy od zastosowania i technologii produkcji. Przykład konstrukcji stalowego panelu typu sandwich z usztywnieniami typu V i wypełnieniem poliuretanowym pokazano na Rys.2.5.



Rys.2.5 Konstrukcja stalowego panelu typu V-core z wypełnieniem [17]

Dość trudnym zagadnieniem technologicznym jest sposób wypełnienia przestrzeni wewnętrznej panelu w warunkach przemysłowych. Pierwsze próby wypełnienia odbywały się w warunkach laboratoryjnych, a następnie testy technologii wypełniania w warunkach przemysłowych przeprowadzono w wariantach:

- aplikacja wypełnienia przed spawaniem na otwartym panelu poprzez klejenie rdzeni w postaci płyt,
- aplikacja wypełnienia do zamkniętego panelu (wylewanie, wypienianie).

Wyniki testów nie zostały jak dotąd opublikowane. Obie metody wypełniania mają zalety i wady. W ramach realizacji projektu badawczego „Sandwich” (Tab.2.1) zweryfikowano sposób rozwiązania wielu problemów technologicznych związanych z wypełnianiem, z których część nadal wymaga badań i bardziej szczegółowej analizy. Technologia produkcji i rodzaj wypełnienia zależy również w znacznej mierze od skali produkcji. Dużym problemem uwytłaczającym się dodatkowo w przypadku paneli wypełnionych są bardzo małe tolerancje

- trudne do osiągnięcia w warunkach masowej produkcji przemysłowej. Niekiedy wypełnienie wnętrza celowo wykonuje się do pewnej wysokości wewnątrz paneli. Wówczas panel w przekroju poprzecznym składa się z warstw: stal-wypełniacz-powietrze-wypełniacz-stal. Spotykane są również rozwiązania w których ze względów estetycznych, korozji, punktowych uderzeń i innych względów zewnętrzną warstwę jednego z poszyci pokrywa się innym materiałem o specjalnych właściwościach. Specjalnym rodzajem paneli są konstrukcje bimetalowe składające się z poszycia aluminiowego po jednej stronie i stalowego po drugiej.

Materiałem używanym do produkcji paneli sandwichowych jest najczęściej stal okrętowa podwyższonej wytrzymałości. Przykład stali do łączenia której można stosować techniki spawania laserowego przedstawia Tab.2.3. Stal ta charakteryzuje się, mniejszym równoważnikiem węgla ($CEV=0.24$) i mniejszą w porównaniu z innymi stalami skłonnością

do hartowania. Jej skład chemiczny dobrany został w taki sposób, aby nie wymagała wstępnego podgrzewania podczas spawania laserowego. Skład chemiczny stali przedstawiono w Tab.2.4.

Gatunek stali	Zakres grubości	R _e	R _m	Wydłużenie	Udarność	
	mm	N/mm ² , min	N/mm ²	A ₅ %	t °C	KV, J
RAEX 220 C LASER	2.0 – 15.0	220	310 – 410	34	–	–
RAEX 250 C LASER	2.0 – 15.0	250	360 – 440	29	+ 20	27
RAEX 275 MC LASER	2.0 – 15.0	275	360 – 460	28	– 20	40
RAEX 355 MC LASER	2.0 – 13.0	355	430 – 510	24	– 20	40
RAEX 380 MC LASER	2.0 – 13.0	380	450 – 550	23	– 20	40
RAEX 420 MC LASER	2.0 – 13.0	420	490 – 570	21	– 20	40
RAEX 460 MC LASER	3.0 – 12.0	460	520 – 670	18	– 20	40
RAEX 500 MC LASER	3.0 – 10.0	500	550 – 690	16	– 20	40
RAEX 700MC LASER	3.0 – 8.0	700	750 - 950	14	-20	40
C – oznacza możliwość gięcia, materiał jest walcowany na gorąco M – oznacza dostawę w stanie po obróbce termo-mechanicznej					EN 10149-2 EN 10025	

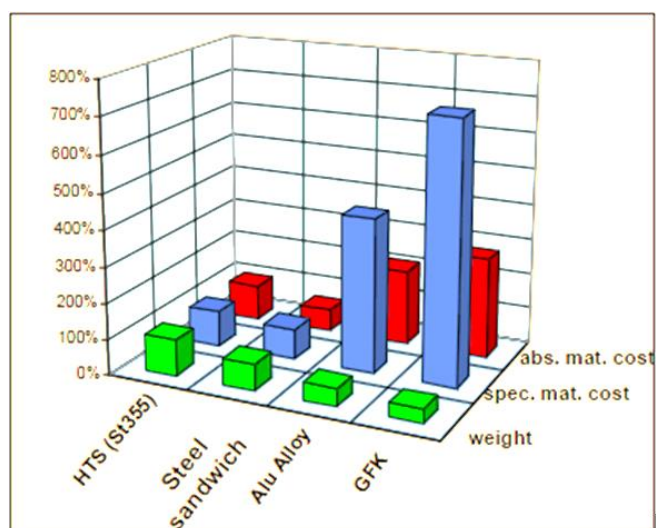
Tab.2.3 Własności stali używanej do spawania laserowego [23]

Nazwa stali	Skład chemiczny %						Równow. węgla
	C max	Si max	Mn max	S max	P max	Al. max	CEV, max
RAEX 220 C LASER	0.12	0.03	0.60	0.02	0.02	0.020	0.2
RAEX 250 C LASER	0.12	0.03	0.80	0.02	0.02	0.015	0.22
RAEX 275 MC LASER	0.12	0.03	1.30	0.01	0.02	0.015	0.22
RAEX 355 MC LASER	0.12	0.03	1.30	0.01	0.02	0.015	0.22
RAEX 380 MC LASER	0.12	0.03	1.40	0.01	0.02	0.015	0.22
RAEX 420 MC LASER	0.12	0.03	1.50	0.01	0.02	0.015	0.28
RAEX 460 MC LASER	0.12	0.03	1.50	0.01	0.02	0.015	0.34
RAEX 500 MC LASER	0.12	0.03	1.50	0.01	0.02	0.015	0.34
RAEX 700MC LASER	0.12	0.25	2.00	0.01	0.02	0.015	0.41

Tab.2.4 Skład chemiczny stali RAEX LASER [23]

2.4 Zalety stalowych paneli typu sandwich

Lekkie panele typu sandwich są jedną z propozycji zwiększenia efektywności eksploatacji konstrukcji w transporcie morskim, lądowym i powietrznym. Te innowacyjne rozwiązania znajdują zastosowania w przypadku rozwiązań, w których znaczącym czynnikiem jest masa konstrukcji. Tak więc najczęściej stosowanymi kryteriami porównawczymi różnych nowych rozwiązań jest kryterium masy konstrukcji w porównaniu z kosztem produkcji. Stalowe panele typu sandwich są jedną z propozycji alternatywnych do najczęściej obecnie praktykowanego zabiegu zmniejszenia masy konstrukcji, jakim jest stosowanie stali o podwyższonej wytrzymałości. Porównanie różnych rozwiązań alternatywnych (dla stosowania stali podwyższonej wytrzymałości), w relacji do ciężaru i kosztów, przedstawiono na Rys.2.6.



Rys.2.6 Porównanie materiałów konstrukcyjnych do zastosowań na duże konstrukcje w sektorze transportu [24]

Aby umożliwić porównanie różnych nowych lekkich rozwiązań (stalowe panele typu sandwich, konstrukcje ze stopów aluminium, konstrukcje z kompozytów polimerowych), z obecnie stosowanym (stal podwyższonej wytrzymałości St355), przyporządkowano stali St355 wartość 100% w kryterium masy, kosztu jednostkowego i kosztu całkowitego materiału. Dla stopów aluminium, a w szczególności dla konstrukcji z laminatów (kompozyt włókna szklane i żywica poliestrowa) masa materiału stanowi odpowiednio 30% i 20% masy stali. Jednocześnie koszt jednostkowy tych materiałów jest kilkukrotnie wyższy. Stal podwyższonej wytrzymałości jest materiałem najbardziej efektywnym ekonomicznie wg kryterium kosztów wytworzenia. Głównymi zaletami stali podwyższonej wytrzymałości jest:

- wysoka wytrzymałość (materiał o szczegółowo zbadanych właściwościach, powszechnie stosowany, izotropowy),
- dobra spawalność (powszechnie znane, zaawansowane technologie łączenia, w tym spawanie laserowe i hybrydowe),

- znacznie niższa cena w porównaniu z tworzywami sztucznymi i stopami aluminium,
- znakomita odporność na ogień i wodę,
- produkcja w dużych gabarytowo arkuszach,
- łatwe i tanie ponowne przetworzenie.

Stale podwyższonej, wysokiej i ultra wysokiej wytrzymałości stanowią obecnie standardowe rozwiązanie techniczne umożliwiające uzyskać zwiększoną wytrzymałość wielkogabarytowych konstrukcji.

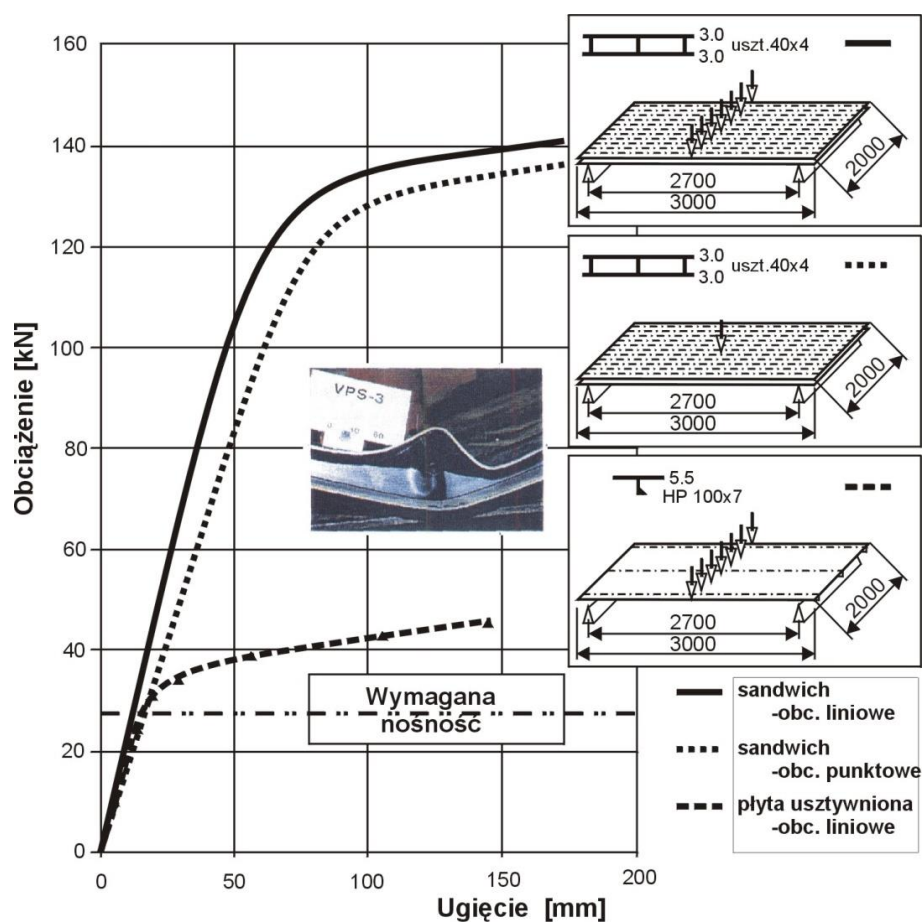
Do końca XX wieku wykorzystanie materiałów metalowych w konstrukcjach sandwichowych ograniczone było brakiem odpowiedniej technologii spawania. Wraz z rozwojem technik spawania laserowego i hybrydowego wytwarzanie stalowych konstrukcji cienkościennych, o grubościach poszyc rzędu 2mm stało się możliwe na skale przemysłową.

Stalowe panele typu sandwich można traktować jako konstrukcję łączącą korzyści konstrukcji sandwichowych, z zaletami stali podwyższonej wytrzymałości. Największymi zaletami stalowych paneli typu sandwich są:

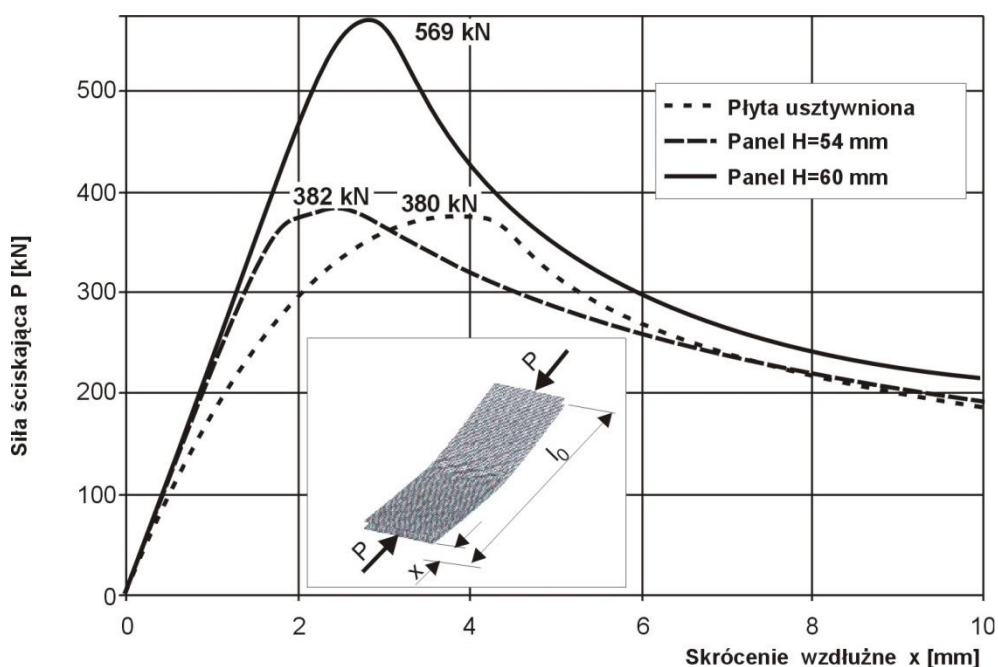
a) zwiększona wytrzymałość i sztywność w porównaniu z konstrukcjami klasycznymi (usztywniona płyta):

- Na Rys.2.7 przedstawiono wykres porównawczy wytrzymałości i sztywności stalowej konstrukcji sandwichowej i klasycznej (obie o tej samej masie). Konstrukcje sandwichowe ulegają odkształceniom trwałym przy 4-krotnie większej sile, aniżeli konstrukcja klasyczna. W praktyce panele sandwichowe mogą posiadać 4-krotnie większą nośność bez zwiększenia masy konstrukcji. Co więcej konstrukcja sandwichowa charakteryzuje się zdolnością do przenoszenia obciążeń w dużym przedziale ugięć. Panele po przekroczeniu siły krytycznej ulegają odkształceniom plastycznym i nadal są zdolne do przenoszenia obciążeń bliskich sile krytycznej w przedziale odkształceń około 8-krotnie większym od zakresu odkształceń sprężystych,

- Wykres na Rys.2.8 przedstawia porównanie konstrukcji sandwichowej z klasyczną (równie o tej samej masie) pod obciążeniem ściskającym. Obliczenia prowadzone na drodze numerycznej metodą elementów skończonych wskazują, że panele sandwichowe posiadają około 30% większą nośność (analiza na przykładzie panelu o wysokości $H=60$).



Rys.2.7 Porównanie wytrzymałości na zginanie stalowych paneli typu sandwich z konstrukcją klasyczną [11], [25]



Rys.2.8 Porównanie wytrzymałości na ściskanie stalowych paneli typu sandwich z konstrukcją klasyczną [11], [26]

b) Możliwość prefabrykacji konstrukcji w postaci powtarzalnych modułów. Wówczas znacząco skrócony zostaje czas przeznaczony na prefabrykację, gdyż odbywa się ona na

wyspecjalizowanych stanowiskach. W warunkach hali produkcyjnej, ze specjalnym systemem kontroli jakości możliwe jest uzyskanie większych dokładności i powtarzalności wytwarzanych konstrukcji. Dzięki zastosowaniu nowoczesnych technik kontroli jakości spoin możliwe jest zapewnienie ich powtarzalności (w granicach przyjętych tolerancji), co przy konstrukcjach cienkościennych ma kluczowe znaczenie.

Modułowa prefabrykacja umożliwia produkcję wielkogabarytowych paneli poza miejscem budowy statku i dostarczenie gotowych do montażu elementów. Powtarzalność modułów i systemów łączenia może skrócić również czas montażu.

c) Uniknięcie prostowania konstrukcji, ze względu na brak odkształceń pospawalniczych. W procesie produkcji statku pracochłonność prac spawalniczych wynosi około 30%, a prostowanie konstrukcji sięgać może około 20% ogółu prac (analiza prowadzona dla kontenerowca [27], [28]. Zatem zastosowanie stalowych paneli typu sandwich znacznie redukuje ilość prac spawalniczych w konstrukcji, natomiast same panele ze względu na technologię spawania laserowego nie posiadają odkształceń pospawalniczych. Ograniczenia prac prostowania konstrukcji ma również duży wpływ na własności wytrzymałościowe konstrukcji (doprowadzenie ciepła podczas prostowania powoduje zmiany w materiale - na ogół rozrost ziaren i pogorszenie się własności wytrzymałościowych). Jest to również bezpośredni powód, dla którego dopuszczalne współczynniki bezpieczeństwa mogłyby być niższe niż w konstrukcjach klasycznych, bowiem konstrukcje sandwichowe nie są poddawane, w tak dużym stopniu, procesom cieplnym pogarszającym własności materiału (oczywiście poza etapem prefabrykacji samych paneli).

d) Zmniejszenie masy konstrukcji, lub zwiększenie jej nośności. Analiza możliwości redukcji masy konstrukcji przeprowadzona dla różnych rozwiązań wskazuje na olbrzymi potencjał drzemiący w stalowych konstrukcjach sandwichowych. Dla konstrukcji drugiego rzędu (elementy nie biorące udziału w zgięciu ogólnym kadłuba) możliwość redukcji masy konstrukcji wynosi 35-50%, co może powodować zmniejszenie masy całkowitej stali w statku typu ro-ro nawet o 10% [24]. Przy zastosowaniu konstrukcji sandwichowych hybrydowych zmniejszenie masy może ulec o kolejne 10-15%, jednak są to wyliczenia wymagające weryfikacji.

e) Płaska powierzchnia po obu stronach konstrukcji. Konstrukcje sandwichowe posiadają po obu stronach gładką powierzchnię, co w wielu zastosowaniach jest dużą zaletą. Gładka ścianka po jednej stronie może być zewnętrznym poszyciem kadłuba, a od wewnątrz poszyciem zbiornika. Gładkie, symetryczne o jednakowych wymiarach elementy są również łatwiejsze w transporcie. Ponadto bardzo istotną cechą jest możliwość umieszczenia większości przewodów i izolacji w przestrzeni pomiędzy poszyciami. Rozwiązuje to wiele problemów związanych z przeprowadzeniem instalacji (tysiące otworów i przejść, kłopotliwy montaż),

f) Zastosowanie paneli powoduje zwiększenie przestrzeni ładunkowej. Grubość paneli jest znacznie mniejsza niż analogiczna konstrukcja konwencjonalna (płyta z usztywnieniami niskimi),

g) Bardzo duże znaczenie ma również znakomita ochrona antykorozyjna paneli wykonywana na jednym z końcowych etapów prefabrykacji. Testy odporności antykorozyjnej wykonane na rzeczywistych panelach wskazują na większą od wymaganej ochronę przed korozją [29]. Badania przeprowadzone były zgodnie z normą ISO 7253 w środowisku słonym. Proces korozji przyspieszony był poprzez podwyższenie temperatury. Po 1000-godzinnych teście maksymalne ubytki korozyjne na powierzchni paneli wynosiły 0.2mm. Analizie poddano również problem korozji spoin laserowych i przestrzeni pomiędzy usztywnieniami i poszyciami (w miejscu niepełnego przetopu). Badania złądów spoin wykazały większą odporność korozyjną połączeń laserowych aniżeli spoin innego typu.

h) Panele sandwichowe posiadają również znacznie lepsze aniżeli konstrukcje innego typu właściwości tłumienia drgań, co skutkuje bardzo korzystnymi własnościami tłumienia hałasu i wibracji,

i) Znacznie wyższa odporność konstrukcji sandwichowych podczas przewodzenia ciepła. W wielu zastosowaniach bardzo duże znaczenie ma również znakomita izolacja ogniowa tego typu konstrukcji wielowarstwowych, których własności można w dużym stopniu kształtować stosując odpowiednie wypełnienie.

Zalety stalowych paneli typu sandwich w dużej mierze wynikają z własności nadawanych właściwą konstrukcją paneli i jego wypełnieniem. Panele o najlepszych właściwościach będą kombinacją stali i odpowiedniego do zastosowania wypełnienia. Porównanie potencjalnych zalet konstrukcji sandwichowych całkowicie stalowych, paneli kompozytowych (niemetalowych) i paneli hybrydowych (stalowych z wypełnieniem niemetalowym) przedstawia Tab.2.5.

		Stalowe panele typu sandwich bez wypełnienia (ang. "All steel")	Panele kompozytowe (niemetalowe)	Stalowe panele typu sandwich z wypełnieniem
Cechy eksploatacyjne:				
Wytrzymałość	Zginanie	bardzo dobre	słabe	bardzo dobre
	Wyboczenie	bardzo dobre	słabe	bardzo dobre
	Uderzenie	bardzo dobre	słabe	bardzo dobre
	Rozciąganie	bardzo dobre	słabe	bardzo dobre
	Ściskanie	słabe	dobrze	dobrze
	Kolizja	dobrze	dobrze	bardzo dobre
	Zmęczenie	dobrze	różne	dobrze
Odporność ogniowa	wytrzymałość	bardzo dobre	różne	bardzo dobre
	Przewodzenie ciepła	słabe	bardzo dobre	dobrze
Izolacja	Przewodzenie ciepła	dobrze	bardzo dobre	dobrze
Korozja		słabe	bardzo dobre	dobrze
hałas / wibracje	Sztywność	bardzo dobre	różne	bardzo dobre
	Tłumienie	słabe	bardzo dobre	bardzo dobre

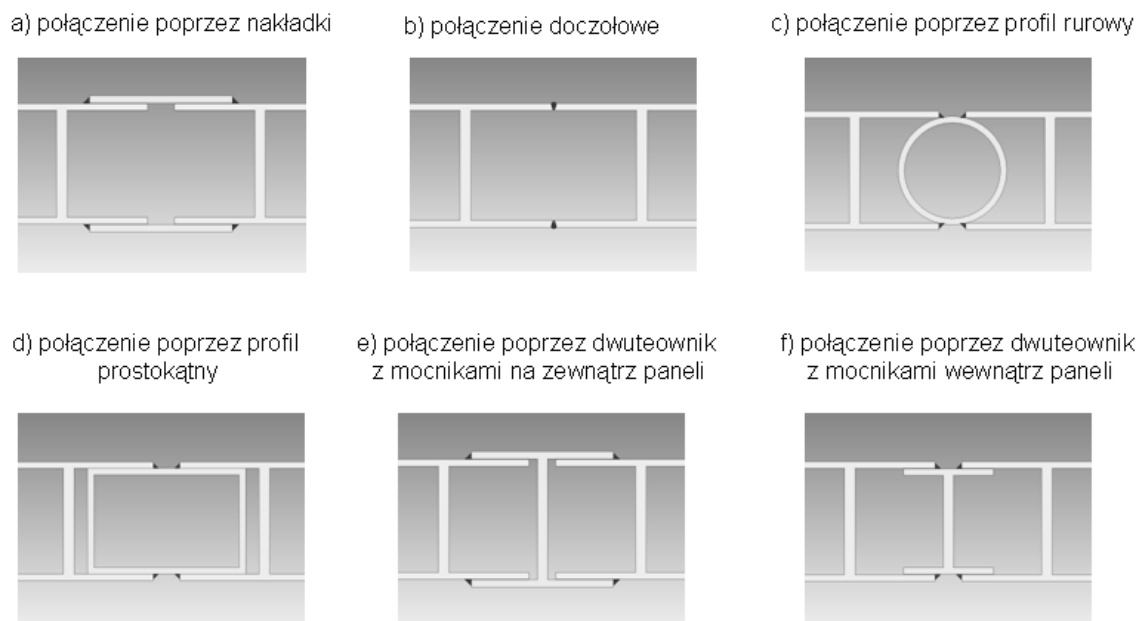
Łączenie	Spawanie	możliwe	niemożliwe	możliwe
	klejenie	częściowo możliwe	możliwe	możliwe
Integracja w kadłubie		możliwe	trudne	możliwe

Tab.2.5 Porównanie zalet paneli różnych typów

2.5 Wady stalowych paneli typu sandwich

Wszystkie konstrukcje typu sandwich posiadają zalety, jak i wady. Zazwyczaj producenci nowych rozwiązań skupiają się na przedstawieniu korzyści, jakie wnoszą nowe rozwiązania. Pamiętać należy jednak, że każde nowe rozwiązanie przynosi również szereg problemów. Do najważniejszych problemów związanych z zastosowaniem konstrukcji stalowych paneli typu sandwich należy zaliczyć:

- a) Trudniejszy i bardziej kosztowny projekt zawierający konstrukcje sandwichowe wynikający z braku, albo niepełnych przepisów Towarzystw Klasyfikacyjnych, a także braku narzędzi projektowych. Bardziej skomplikowany (indywidualny) proces klasyfikacji, konieczność przeprowadzenia dodatkowych testów i analiz numerycznych. Rozszerzony zakres nadzoru podczas budowy i eksploatacji jednostek prototypowych.
- b) Wysoki koszt inwestycyjny, który w przypadku sprzedaży statku przez pierwszego właściciela niekoniecznie musi zostać zrekompensowany. Długi okres zwrotu inwestycji.
- c) Brak doświadczenia produkcyjnego i eksploatacyjnego (bardziej skomplikowane naprawy, które mogą zostać wykonane tylko w bardziej zaawansowanych technicznie stocznich).
- d) Problemy związane z integracją nowego rozwiązania z istniejącymi procesami technologicznymi w zakładzie produkcyjnym.
- e) Problem z połączeniem paneli między sobą i z konstrukcją tradycyjną (brak, lub niepełne katalogi połączeń, duża pracochłonność wykonywania połączeń konstrukcji cienkościennych). Problem z oceną trwałości zmęczeniowej nowych połączeń. Aby uzmysłowić problemy łączenia paneli sporządzono szkice połączeń typu panel-panel w układzie wzdłużnym (połączenie paneli jest równoległe do kierunku przebiegu usztywnień, Rys.2.9).



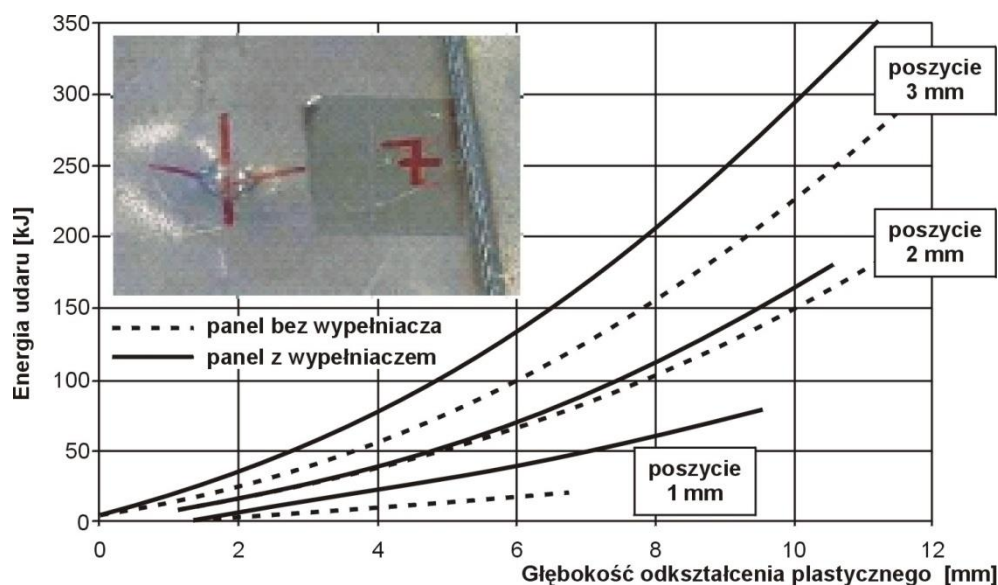
Rys.2.9 Przykład połączeń typu panel-panel w układzie wzdłużnym

f) Problem mocowania do paneli urządzeń i wyposażenia, przeprowadzenia rurociągów, rozwiązanie węzłów konstrukcyjnych przenikania się konstrukcji.

g) Bezpieczeństwo przeciwpożarowe konstrukcji.

h) Aspekt korozji w miejscach niedostępnych i trudnodostępnych.

i) Odporność na obciążenia lokalne. Poszycia paneli mają grubości rzędu 2mm, więc ich odporność na uderzenia lokalne jest bardzo istotnym zagadnieniem. Wprawdzie odporność konstrukcji sandwichowej można znacznie poprawić stosując wypełnienie (Rys.2.10), jednak problem sam w sobie nadal pozostaje (również w kwestii naprawy lokalnych uszkodzeń).



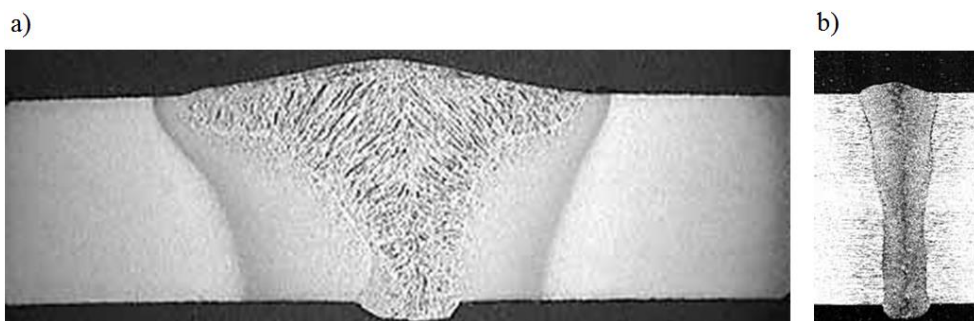
Rys.2.10 Wpływ grubości poszycia i wypełniacza w konstrukcji stalowego panelu typu sandwich na uderowe obciążenia lokalne [11], [30], [31]

j) Aspekty związane z ryzykiem finansowym ze strony armatora i ubezpieczyciela.

Wymienione powyżej problemy zostały częściowo, a w niektórych przypadkach całkowicie rozwiązane. Głównym czynnikiem hamującym wprowadzanie nowych rozwiązań, jest brak doświadczenia w tej dziedzinie i związane z tym ryzyko. Istotnym czynnikiem zniechęcającym inwestorów do stosowania innowacyjnych rozwiązań jest również zbyt długi czas zwrotu inwestycji. Trzeba pamiętać, że statki często zmieniają właścicieli i operatorów, a ich wyższa cena i niekonwencjonalne rozwiązania nie zawsze muszą zwiększać ich atrakcyjność. Z drugiej strony, jeśli uwzględnić mniejsze koszty eksploatacji zaawansowanych technicznie konstrukcji, w perspektywie wieloletniej, ich rentowność inwestycyjna może być znacznie wyższa. Dochodzimy tutaj jednak do typowego problemu – konieczności poniesienia zwiększonego ryzyka inwestycyjnego, w celu osiągnięcia większych zysków.

2.6 Technologia produkcji stalowych paneli typu sandwich – spawanie laserowe

Stalowe panele typu sandwich produkowane są przy użyciu technologii spawania laserowego. Jest to proces polegający na doprowadzeniu w strefę połączenia skoncentrowanej wiązki lasera o mocy rzędu 10^9 W/mm^2 . Bardzo duża gęstość mocy wiązki laserowej skupionej na niewielkiej powierzchni blachy powoduje powstanie spoiny o wyjątkowej geometrii - bardzo wąskiej i głębokiej z minimalną strefą wpływu ciepła. Typowa doczołowa spoina laserowa pokazana została na Rys.2.11 wraz ze spoiną wykonaną metodą konwencjonalną (MIG/MAG). Proces umożliwia spawanie wielkogabarytowych paneli cienkościennych o grubościach blach rzędu 2mm, bez konieczności prostowania. Odształcenia spawalnicze są na tyle małe, że konstrukcja nie wymaga prostowania.



Rys.2.11 Spoina wykonana metodą MIG/MAG (po lewej) i metodą laserową (po prawej), [32]

Pierwsza i zarazem największa linia produkcyjna paneli znajduje się w stoczni Meyer-Werft w Papenburgu. Proces łączenia usztywnień z poszyciami odbywa się na specjalnym ciągu produkcyjnym uruchomionym w 2002r. Najważniejszymi elementami linii produkcyjnej są 4 stanowiska do spawania laserowego i hybrydowego, 2 stanowiska do cięcia plazmowego i 2 frezarki do przygotowania krawędzi. Proces produkcji zaczyna się trymowaniem krawędzi blach, przy pomocy palnika plazmowego (maksymalne wymiary blach: 10 x 4m). Następnie blachy transportowane są na stanowisko łączenia blach w podłużne płyty. Spoiny doczołowe wykonywane są laserem 12kW na stanowisku ze zintegrowaną frezarką do precyzyjnego przygotowania krawędzi przed spawaniem (Rys.2.12).



Rys.2.12 Stanowisko do łączenia blach w płyty z zintegrowaną frezarką do przygotowania krawędzi [33]

Maksymalne wymiary prefabrykowanego płatu to 20 x 4m. Kolejnym etapem jest łączenie pasów blach między sobą laserem mocy 14kW w płat o maksymalnych wymiarach 20 x 20m. Następnie płat trafia na stanowisko do wycinania otworów i spawania usztywnień z poszyciami.

Stanowisko do spawania laserowego składa się ze specjalnego stołu do unieruchamiania spawanych elementów za pomocą systemu siłowników hydraulicznych (Rys.2.13), oraz z automatu spawającego (laser CO₂ o mocy 14kW - Rys.2.14).



Rys.2.13 Siłowniki hydrauliczne do dociskania elementów paneli podczas spawania [33]



Rys.2.14 Stanowisko do spawania Stalowych paneli typu sandwich laserem 14kW [33]

Usztywnienia z poszyciami spawane są przy użyciu nieruchomych źródeł lasera i ruchomego stołu, do którego utwierdzone są spawane elementy. Wiązka lasera ogniskowana jest przy pomocy parabolicznych luster do średnicy plamki 0.5mm i kierowana jest na zewnętrzną powierzchnię poszycia panelu. Skupiona wiązka lasera o bardzo dużej gęstości mocy ($10e9 \text{ W/mm}^2$) powoduje przetop materiału poszycia i usztywnienia. Powstaje bardzo wąska i głęboka spoina, jednak bez całkowitego przetopu na krawędziach. Pomiędzy poszyciem i usztywnieniem po obu stronach spoiny pozostaje szczelina technologiczna. Szczelina między poszyciem a usztywnieniem minimalizowana jest poprzez docisk poszycia do usztywnień przy pomocy specjalnych rolek zamocowanych na głowicy spawalniczej. Spawanie odbywa się z prędkością do 10 m/min dla ultra-cienkich blach. Panele łączone są w sekcje ważące maksymalnie 600t i następnie transportowane przy pomocy suwnicy na kolejne etapy prefabrykacji.

Kluczowym aspektem w procesie produkcji paneli jest przygotowanie krawędzi przed spawaniem i ich wzajemne unieruchomienie podczas procesu spawania. Przy połączeniach doczołowych blach o grubości do około 5mm spawanych z pełnym przetopem bez materiału dodatkowego nie wymagane jest ukosowanie krawędzi, jednak ich dopasowanie musi być bardzo dokładne. Szczelina między łączonymi blachami nie może być większa niż 3-5% grubości spawanych elementów. Przy większej szczelinie może powstać wadliwe połączenie (najczęściej wklęsłe lico, lub brak przetopu). Przy połączeniach zakładkowych odległość między górnym i dolnym elementem nie może być większa niż 10% grubości cieńszego elementu.

Ze względu na bardzo małe grubości łączonych blach istnieje konieczność ich precyzyjnego pozycjonowania. Wzajemne położenie elementów i wiązki lasera kontrolowane w sposób ciągły. Aby zapewnić odpowiednią jakość produkowanych konstrukcji proces produkcyjny podlega kontroli, w szczególności kontroli jakości spoiny. Panele wykonywane są w systemie „just on time”, czyli w procesie w którym magazynowanie elementów składowych, jak i gotowych paneli ogranicza się do minimum. Specyfika konstrukcji sandwichowych powoduje, że panele za każdym razem produkowane są w indywidualnej serii przeznaczonej dla konkretnego zastosowania. Cały proces produkcji wspomagany jest systemem komputerowym z numerycznym sterowaniem maszyn:

- numerycznie sterowane cięcie plazmowe,
- numerycznie sterowane frezowanie krawędzi,
- numerycznie sterowane pozycjonowanie usztywnień,
- numerycznie sterowane spawanie laserowe.

Według producenta proces produkcji z użyciem nowej technologii przebiega do 3-razy szybciej w porównaniu z procesami spawania GMAW (MIG/MAG) i SAW, czyli spawaniem w osłonie gazów i spawaniem pod topnikiem. Spawanie laserowe umożliwiło spawanie cienkich blach z prędkością 2.5-3m/min. Blachy o grubości 15mm spawane są z prędkością 1.2m/min.

W przypadku łączenia blach grubszych, ze względu na niewielki kąt nachylenia krawędzi spawanych elementów (około 6° , przy GMAW wynosi on $30-40^{\circ}$) znacząco zmniejszono zużycie drutu spawalniczego (materiału dodatkowego). Należy zaznaczyć, że spawanie laserowe jest rozwiązaniem „z górnej półki”, stosowanym w przypadku zapewnienia minimalnych odkształceń, przy jednoczesnej najwyższej osiągalnej obecnie jakości złączy. Jest to technologia wymagająca olbrzymich nakładów inwestycyjnych i wyższych, niż w innych technikach spawalniczych, kosztów eksploatacyjnych. Więcej informacji na temat technologii spawania laserowego można znaleźć m.in. w [34], [35], [36], [37], [38], [39], [40], [18], [41], [42].

Podsumowując, zastosowana w produkcji paneli sandwichowych technologia spawania laserowego posiada szereg zalet:

- możliwość łączenia elementów wielkogabarytowych o bardzo małej grubości (rzędu 2mm),
- spawanie bez powstawania odkształceń pospawalniczych – nie jest wymagane prostowanie, które w przypadku konstrukcji cienkościennych jest olbrzymim problemem znacznie zwiększającym koszty,
- powstanie połączeń o bardzo dobrych właściwościach wytrzymałościowych (w tym trwałości zmęczeniowej),
- spoina posiada unikalną geometrię: stosunek głębokości do szerokości wynosi 10:1, połączenie posiada bardzo wąską strefę wpływu ciepła i niewielkie lico spoiny,

- możliwość pełnej automatyzacji procesu, wraz z zapewnieniem powtarzalności połączeń (w przyjętych tolerancjach),
- duża prędkość spawania,
- spawanie jednostronne, przy jednym przejściu wiązki lasera.

Jednocześnie spawanie laserowe posiada wady:

- konieczność precyzyjnego pozycjonowania łączonych elementów i wiązki lasera. Wiąże się to również z bardzo dokładnym przygotowaniem krawędzi unieruchamianych względem siebie elementów,
- bardzo wysokie koszty zakupu technologii (know-how), koszty inwestycyjne i eksploatacyjne (głowice ogniskujące),
- bardzo duże wymiary i masa urządzeń,
- duża wrażliwość jakości połączeń na parametry technologiczne,
- odpowiednie przygotowanie powierzchni, aby zwiększyć współczynnik absorpcji promieniowania,
- bardziej złożony i dokładny system kontroli procesów produkcyjnych, złożona kontrola jakości,
- niska sprawność energetyczna procesu (50% dla laserów stałych, 10-20% dla laserów CO₂), ze względu na to, że współczynnik absorpcji energii wynosi 2-30% dla laserów stałych i 1-5% dla laserów CO₂.

2.7 Stosunek Towarzystw Klasyfikacyjnych do stosowania stalowych paneli typu sandwich w konstrukcji statku

Towarzystwa Klasyfikacyjne dopuszczają stosowanie stalowych paneli typu sandwich w konstrukcjach okrętowych pod warunkiem ich indywidualnego rozpatrywania. Dokumentacja klasyfikacyjna konstrukcji zawierających stalowe panele typu sandwich powinna zawierać [43]:

- dokumentację potwierdzającą, że projektowana konstrukcja posiada odpowiednią wytrzymałość i niezawodność,
- dokumentację technologiczną producenta dotyczącą wytwarzania, montażu i napraw.

Narzędzia obliczeniowe do określania wytrzymałości i niezawodności konstrukcji stalowych paneli typu sandwich nie zostały jak dotąd opublikowane. Natomiast klasyfikacja samych paneli rozpoczęła się w 1996r. Polega ona na przedstawieniu szczegółowej specyfikacji dotyczącej geometrii paneli, użytych materiałów, połączeń, powłok ochronnych, odporności ogniowej i akustycznej i innych własności istotnych przy konkretnych zastosowaniach.

Obecnie stalowe panele typu sandwich są stosowane na elementy konstrukcyjne nie biorące udziału w wytrzymałości globalnej. Dopuszczenie na elementy nośne warunkowane

jest w praktyce indywidualnym procesem klasyfikacji, dotyczącą m.in. akceptacją połączeń (pomiędzy panelami, oraz pomiędzy panelami i konstrukcją innego typu). W zależności od zastosowania indywidualnie rozpatrywane są aspekty takie jak:

- zdolność do przenoszenia obciążeń (statycznych, uderowych, zmiennych),
- wytrzymałości zmęczeniowej (problem jak dotąd nierozwiązany),
- sztywności,
- korozji,
- drgań i hałasu,
- bezpieczeństwa ogniowego,
- wodoszczelności,
- pełzania,
- montażu, konserwacji, inspekcji, napraw.

Największą jak dotąd praktyczną aplikacją stalowych paneli typu sandwich na elementy nośne są pokłady statków rzecznych w 2006 r. Niemczech. Wnioski z ich eksploatacji mogą przyczynić się do szybszego sformułowania przepisów klasyfikacyjnych dla konstrukcji zawierających stalowe panele sandwichowe.

Należy zaznaczyć, że pomimo olbrzymiego konserwatyzmu praktykowanego przez Towarzystwa Klasyfikacyjne w ostatnich latach zostały opublikowane przepisy tymczasowe (ang. 'provisional rules') dla konstrukcji sandwichowych typu SPS służących zarówno do naprawy istniejących konstrukcji, jak i budowy nowych jednostek [44].

2.8 Zastosowanie paneli typu sandwich

Zastosowanie stalowych paneli typu sandwich praktykowane jest najczęściej w przypadkach, kiedy znaczącym czynnikiem jest minimalna masa konstrukcji, bądź wymagana jest duża sztywność konstrukcji przy ograniczonych wymiarach.

Ze względu na indywidualny proces zatwierdzenia przez Towarzystwa Klasyfikacyjne tego typu konstrukcji, ich obecnie wykorzystanie dotyczy głównie zastosowań prototypowych, specjalnych, bądź niestandardowych.

Jednocześnie znane są przypadki zastosowania stalowych paneli typu sandwich na pokłady statków rzecznych (Rys.2.15); międzypokłady i rampy zjazdowe statków ro-ro (Rys.2.16, Rys.2.17, Rys.2.18); balkony i tarasy na statkach pasażerskich (Rys.2.19); podesty, klatki schodowe, ścianki działowe; konstrukcje megajachtów (Rys.2.20). Poza zastosowaniami okrętowymi konstrukcje sandwichowe znajdują zastosowanie w transporcie lądowym:

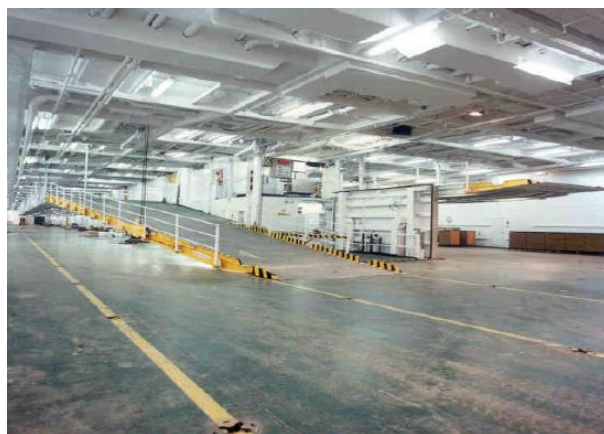
- pokłady naczep (Rys.2.21),
- konstrukcje wagonów kolejowych (Rys.2.22),

Wykorzystanie stalowych paneli typu sandwich ma miejsce również w budownictwie:

- elementy budynków,
- balkony dostawiane do budynków (Rys.2.23),
- rampy i platformy parkingów automatycznych (Rys.2.24),
- mosty, kładki (Rys.2.25).



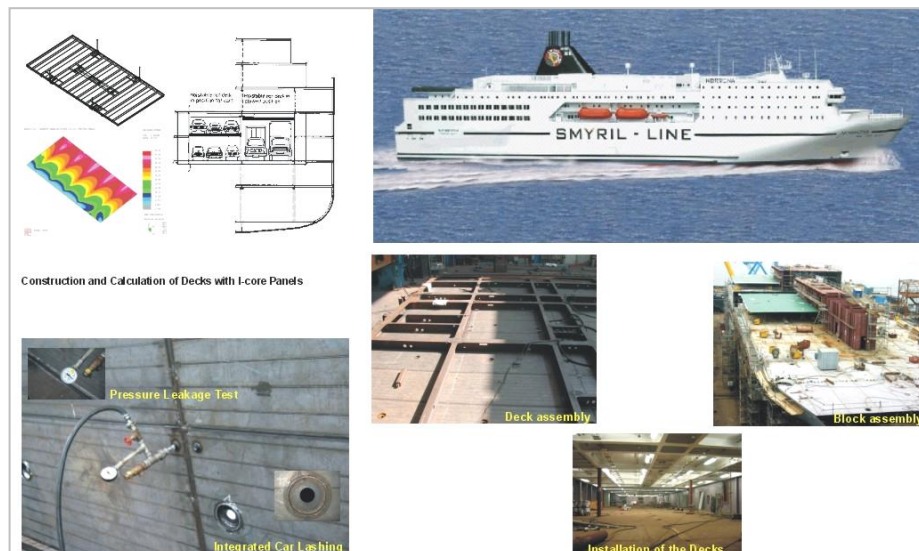
Rys.2.15 Pokłady statków rzecznych wykonanych ze stalowych paneli typu sandwich [45], [46]



Rys.2.16 Rampa zjazdowa statku ro-ro [47]



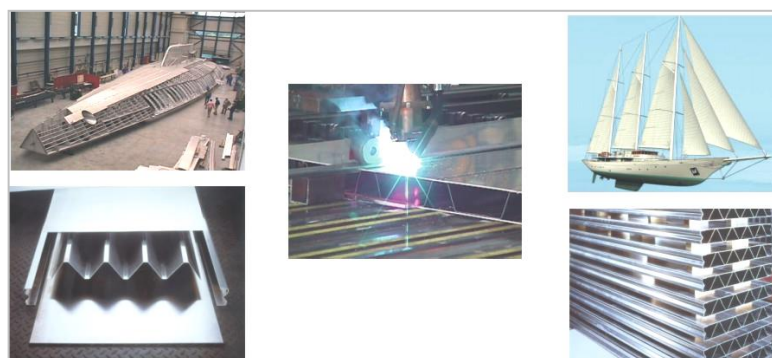
Rys.2.17 Międzypokłady promu pasażerskiego wykonany ze stalowych paneli typu sandwich [45], [47]



Rys.2.18 Międzypokłady promu pasażerskiego [45]



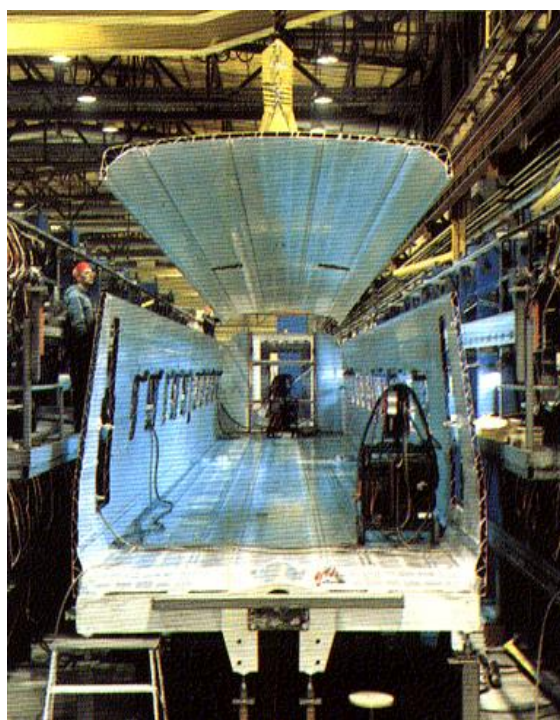
Rys.2.19 Balkony i tarasy na statkach pasażerskich [45]



Rys.2.20 Konstrukcje jachtów z paneli sandwichowych [45]



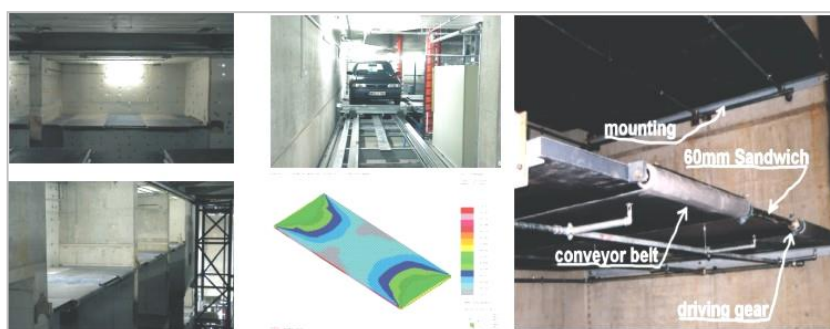
Rys.2.21 Naczepy z panelami typu sandwich [45]



Rys.2.22 Konstrukcja wagonu z panelami sandwichowymi [48]



Rys.2.23 Balkony dostawiane do budynków [45]



Rys.2.24 Rampy i platformy parkingów automatycznych dla samochodów [45]



Rys.2.25 Mosty i kładki z paneli sandwichowych typu I-core [49], [50]

Pomimo znacznie większych kosztów inwestycyjnych, zarówno w transporcie morskim, jak i lądowym obserwuje się wzrost zainteresowania konstrukcjami sandwichowymi. Potrzeba zastosowania nowego typu konstrukcji wynika z szeregu czynników, w których uwypuklają się zalety konstrukcji sandwichowych:

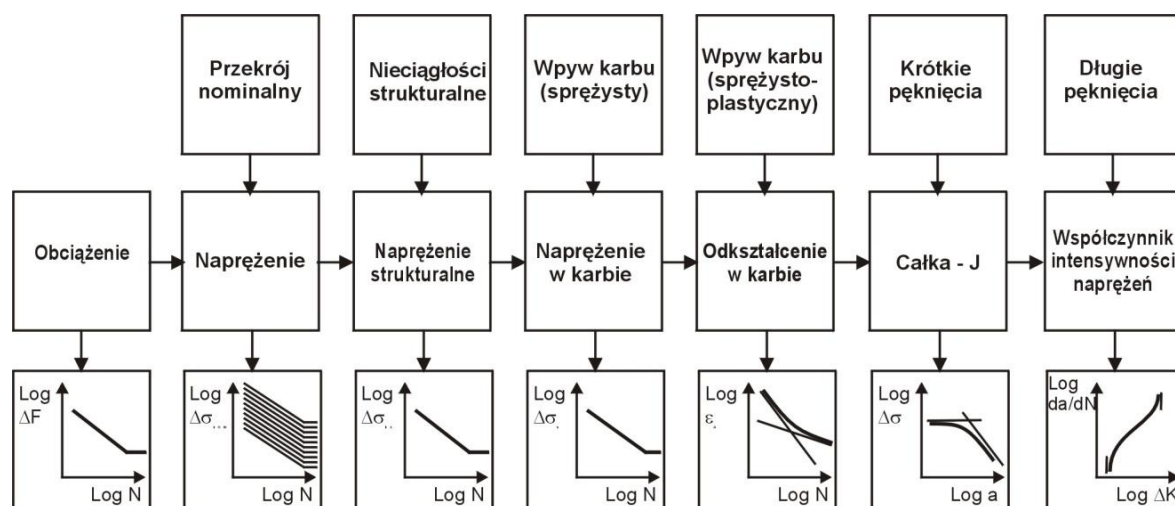
- wysoka wytrzymałość lub sztywność przy niskiej masie konstrukcji,
- wysoka wytrzymałość lub sztywność podczas, gdy konstrukcja ma ograniczone wymiary,
- konieczności zwiększania efektywności konstrukcji określanej często poprzez współczynnik masa ładunku - masa konstrukcji,
- zwiększanie bezpieczeństwa (podczas kolizji, pożaru, trzęsienia ziemi),
- umożliwienia eksploatacji konstrukcji poddawanej większym prędkościom i przyspieszeniom,
- zwiększenie komfortu (hałas, drgania, izolacja cieplna),
- potrzeba zwiększenia stopnia prefabrykacji i automatyzacji produkcji,
- zwiększenie trwałości zmęczeniowej konstrukcji.

3. Metodyka określania trwałości zmęczeniowej

W tematyce zmęczenia materiałów wyróżnić można różne metodyki prowadzenia obliczeń trwałości zmęczeniowej proponowane przez poszczególne instytucje klasyfikujące i badawcze. Ogólne zestawienie podejść określania trwałości zmęczeniowej przedstawia Rys.3.1. Podział ten wyróżnia cztery ogólne grupy analizowania trwałości zmęczeniowej:

- kryterium naprężeń nominalnych (ang. nominal stress approach),
- kryterium naprężeń i odkształceń strukturalnych (ang. hot spot approach),
- kryterium naprężeń lokalnych i odkształceń lokalnych (ang. local approach),
- kryterium oparte na teorii mechaniki pęknięcia (crack propagation approach).

W każdej z metod wyróżnić możemy szereg odmian i propozycji prowadzenia obliczeń zmęczeniowych zależnych od przedmiotu obliczeń i twórców opracowań [51], [52], [53], [54], [55], [56], [57]. Poniżej przedstawione zostanie w skrócie każde z podejść oceny trwałości zmęczeniowej pod kątem połączeń spawanych. W ostatnich latach opublikowane zostały również prace świadczące o łączeniu poszczególnych metod w celu obliczenia trwałości zmęczeniowej analizowanych obiektów.



Rys.3.1 Najważniejsze metodyki prowadzenia obliczeń zmęczeniowych [6]

3.1 Kryterium naprężeń nominalnych

Podejście to polega na określeniu naprężeń nominalnych panujących w obliczanym fragmencie konstrukcji na podstawie znajomości sił tnących i momentów gnących danej geometrii połączenia (na ogół uwzględnia się również geometrię elementów współpracujących). Nie uwzględnia się natomiast efektu wzrostu naprężeń na skutek obecności spoiny, jej geometrii, lokalnych karbów i nieciągłości geometrycznych, a także innych czynników jak niedoskonałości wykonania. Wszystkie te czynniki powodujące w rzeczywistym połączeniu lokalny wzrost naprężeń ujęte są natomiast w krzywej S-N (naprężenie nominalne-liczba cykli), która dotyczy danej kategorii elementów i stanu

obciążenia, a także innych czynników mających wpływ na trwałość. Trwałość zmęczeniową złącza charakteryzuje odpowiednia krzywa S-N wiążąca obciążenia jakim podlega dany detal konstrukcyjny z liczbą cykli do zniszczenia – równanie 3.1. Zakres obciążeń S obliczany jest równaniem, w którym uwzględnia się oprócz wartości naprężeń od momentów gnących i ciśnień również szereg współczynników zależnych od położenia danego złącza, jego geometrii i warunków środowiskowych.

$$S^{m'} \cdot N = K' \quad (3.1)$$

,gdzie:

S - zakres obciążeń

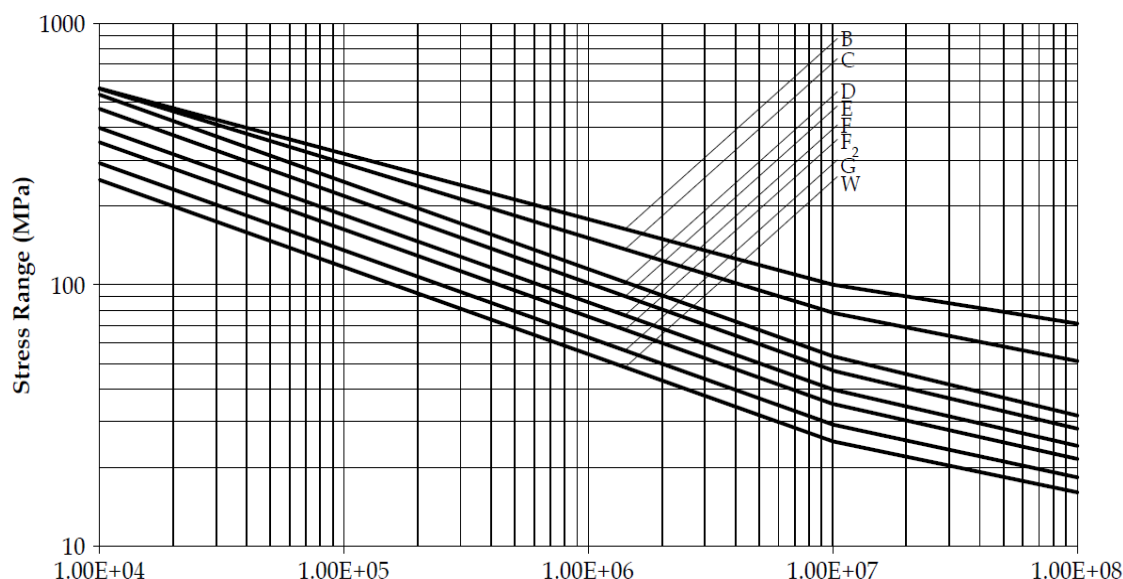
N – liczba cykli do zniszczenia

m' – stała zależna od materiału i typu spoiny, obciążenia, geometrii połączenia i środowiska (powietrze lub woda)

K' – stała zależna od materiału, typu spoiny, obciążenia, geometrii połączenia i środowiska pracy (powietrze lub woda)

Obecnie stosowane w przepisach Towarzystw Klasyfikacyjnych krzywe projektowe S-N są przesuniętymi o wartość współczynnika odchylenia standardowego $\log(N)$ $k=2$ poniżej średnie krzywe S-N uzyskane ze zmęczeniowych badań doświadczalnych przeprowadzonych na analizowanych złączach [58], str. 11 p.2.4.1. W ten sposób zwiększono prawdopodobieństwo, że dany element nie ulegnie zniszczeniu po określonej liczbie cykli z 50% (średnie krzywe eksperymentalne) do 97,5% (krzywe projektowe S-N obniżone o $k=2$) [59].

Najczęściej spotykane połączenia podzielone zostały na poszczególne klasy w zależności od występującego sposobu niszczenia. Klasa złącza definiuje na ogół wartość obciążenia odpowiadającego trwałości zmęczeniowej $N=2e6$ cykli. Każdej klasie złączy przyporządkowano oddzielne krzywe projektowe. Na przykład krzywa projektowa FAT80 dotyczy klasy połączeń, dla których trwałość zmęczeniowa przy obciążeniu nominalnym 80MPa wynosi $N=2e6$ cykli. Przykładowe krzywe projektowe S-N definiujące klasy połączeń oznaczone od B do W przedstawia Rys.3.2.



Rys.3.2 Krzywe projekowe S-N, w powietrzu [56]

Metoda naprężeń nominalnych dzięki prostocie stosowania została ujęta i szeroko stosowana jest w przepisach klasyfikacyjnych statków. Jednocześnie metoda ta dotyczy tylko standardowych połączeń i rozwiązań konstrukcyjnych. W przypadku oceny trwałości zmęczeniowej rozwiązań nietypowych pod względem geometrii, lub technologii, stosowanie tej metody jest praktycznie niemożliwe.

3.2 Kryterium naprężeń i odkształceń strukturalnych

Algorytmy obliczeniowe trwałości zmęczeniowej wg metody naprężeń strukturalnych, nazywanej również metodą hot-spot, lub metodą naprężeń geometrycznych, według założeń uwzględniać powinny wszystkie czynniki powodujące wzrost poziomu naprężeń w rejonie spoiny wyłączając koncentracje naprężeń spowodowane lokalnym kształtem samej spoiny. W metodzie hot-spot uwzględniany jest efekt makro-geometryczny - efekt wpływu zmiany geometrii elementów konstrukcyjnych na skutek obecności spoiny. Natomiast nie uwzględniane są skutki koncentracji naprężeń wynikające z kształtu samej spoiny, a dokładniej kształtu i własności strefy wtopu spoiny. Wpływ kształtu i własności samej spoiny i jej korbów uwzględnia się w odpowiednich krzywych projektowych S-N sporządzonych na podstawie badań eksperymentalnych, dla poszczególnych typów połączeń i obciążeń.

Określenie naprężeń geometrycznych (hot-spot) może odbywać się poprzez:

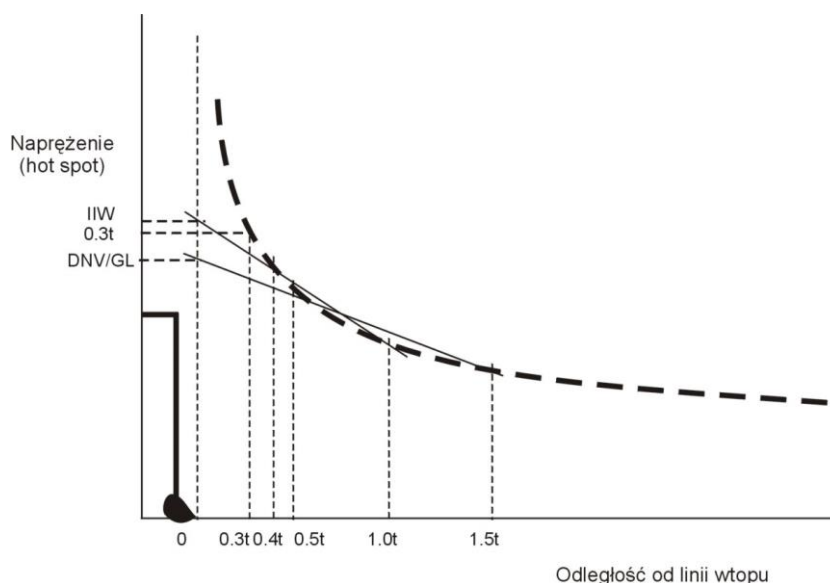
- wykorzystanie odpowiednich współczynników koncentracji naprężeń przypisanych dla konkretnego przypadku,
- pomiarzenie odkształceń w charakterystycznych punktach,

c) obliczenie naprężeń strukturalnych Metodą Elementów Skończonych (metoda rekomendowana przez IIW).

Naprężenia obliczone w referencyjnych punktach ekstrapolowane są do punktu wtopu spoiny w którym wyliczana jest koncentracja. Wybór punktów referencyjnych i sposobu ekstrapolacji jest przedmiotem szerokiej dyskusji. Najczęściej stosowane są definicje:

- International Institute of Welding (IIW) - zaleca liniową ekstrapolację wartości naprężeń z punktów leżących w odległości $0.4t$ i t od punktu wtopu spoiny, gdzie t oznacza grubość blachy, [60], [61], [62], [63],
- Det Norske Veritas (DNV) i Germanischer Lloyd zalecają liniową ekstrapolację wartości naprężeń z punktów $0.5t$ i $1.5t$ od punktu wtopu, [55],
- Bureau Veritas (BV) proponuje natomiast ekstrapolację wartości naprężeń z dwóch najbliższych położonych punktów całkowania elementów skończonych [64],
- inne miejsca referencyjne dla specyficznych przypadków sformułowane na ogół przez poszczególnych autorów na podstawie zgodności z wynikami eksperymentalnymi, np. wartości brane z punktu oddalonego o $0.3t$ od wtopu spoiny [65], lub naprężenia ekstrapolowane z dwóch punktów oddalonych o $1.57t^{3/4}$ i $4.9t^{3/4}$ od miejsca wtopu spoiny [66].

Graficzne zobrazowanie proponowanych przez różne instytucje punktów referencyjnych i sposobu ich ekstrapolacji, a na tym tle różnice w wyliczanych wartościach naprężeń, przedstawiono na Rys.3.3.



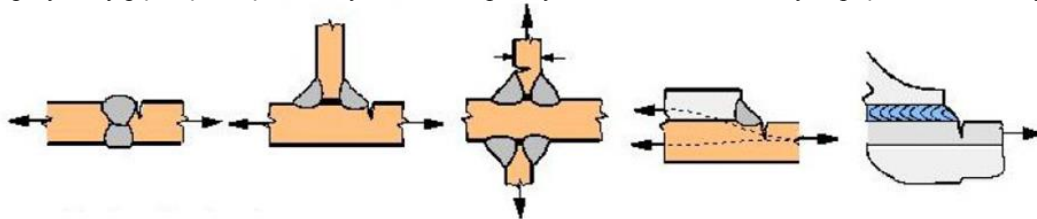
Rys.3.3 Punkty referencyjne do ekstrapolacji naprężeń strukturalnych proponowane przez różne instytucje [11]

Sposób postępowania w metodzie hot-spot jest następujący. Obliczoną na podstawie ekstrapolacji wartość naprężenia w miejscu koncentracji nanosi się na krzywą projektową S-N i następnie odczytuje się liczbę cykli do zniszczenia. Należy pamiętać, że wartości naprężeń uzyskiwanych na podstawie ekstrapolacji z punktów referencyjnych i wartość

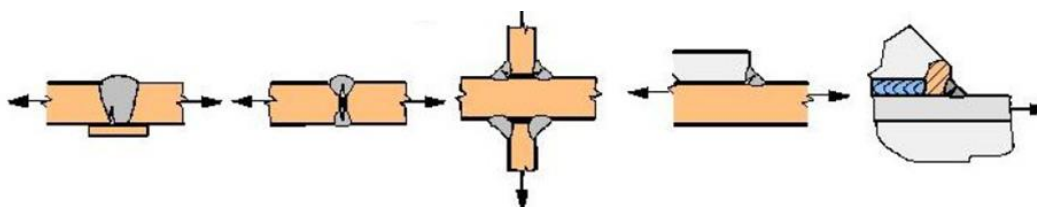
naprężeń referencyjnych dla użytej krzywej projektowej S-N muszą być wyznaczone przy jednakowej geometrii, własnościach materiałowych, a także warunkach obciążenia. W przeciwnym wypadku uzyskane wyniki trwałości mogą być nieprawdziwe.

W ostatnich latach opublikowane zostały różne metody zarówno sposobu modelowania połączeń w metodzie hot-spot, jak i sposobu wyboru punktów referencyjnych i metody ich ekstrapolacji, a także wyznaczania krzywych referencyjnych S-N dla metody hot-spot [61], [63], [67], [68], [69], [70]. Jednocześnie należy zdawać sobie sprawę z tego, że metoda hot-spot jest prawdziwa tylko dla połączeń w których pęknięcie zmęczeniowe ma miejsce od strony lica spoiny (Rys.3.4). Metoda służy do określenia wartości naprężeń w „gorących” miejscach, w których spodziewana jest ich koncentracja.

a) przykłady pęknięć zmęczeniowych dobrze opisanych w literaturze metody naprężeń strukturalnych



b) przykłady pęknięć zmęczeniowych nieanalizowanych metodą naprężeń strukturalnych



Rys.3.4 Przykłady dobrze opisanych przypadków pęknięć zmęczeniowych w metodzie „Hot-Spot” [71]

O popularności metody i szerokim zakresie jej wykorzystywania świadczą liczne publikacje i nowe propozycje obliczania trwałości zmęczeniowej w oparciu o metodę Hot-Spot [72], [73], [74], [75], [76], [77]. Wiele hipotez w metodzie hot-spot wydaje się być dopasowana do konkretnych przypadków i brak jest najczęściej uogólnień metody, a na wyniki w trudno kontrolowalny sposób wpływają aspekty sposobu modelowania spoiny, wielkości siatki, czy wybór elementu skończonego, a także wiele innych czynników. Toteż metoda naprężeń strukturalnych podlega silnej krytyce. Jednocześnie w praktycznych obliczeniach zmęczeniowych podejście hot-spot jest bardzo wygodne i szeroko stosowane. Niejednoznaczności w stosowaniu metod hot-spot do obliczeń trwałości zmęczeniowej omówione zostały m.in. w [78].

3.3 Kryteria lokalne (naprężeń lokalnych i odkształceń lokalnych)

Podejścia naprężeń lokalnych i odkształceń lokalnych uwzględniają koncentracje naprężeń lub odkształceń w krawędziach i granicach poprzez liniowo-elastyczny, bądź nieliniowy rozkład naprężeń lub odkształceń w strefie karbu. Przyjmuje się, że metoda naprężeń lokalnych obowiązuje dla wytrzymałości średnio i wysokocyklowej ($N > 1e5$ cykli). Natomiast metody odkształceń lokalnych dotyczą przypadków zmęczenia niskocyklowego. Dla przeprowadzenia pełnej analizy trwałości elementu konstrukcyjnego wyniki trwałości powinny obejmować złożenie wyników obliczeń prowadzonych dla obu faz rozwoju pęknięcia (inicjacji i propagacji) – w każdej w oparciu o wymienione wyżej metody, jednakże ze względu na występujące w obu metodach różnice omówione zostaną one osobno.

3.3.1 Kryterium naprężeń lokalnych (ang. Local Stress Approach)

W każdych połączeniach spawanych występują karby w postaci lokalnych, gwałtownych zmian geometrii. Prowadzi to do powstawania bardzo lokalnych naprężeń, obejmujących obszar karbu, przekraczających granicę plastyczności zwykle już na poziomie obciążeń eksploatacyjnych złącza. Dochodzi do bardzo lokalnego uplastyczniania się materiału strefy karbu, a obciążenie przenoszone jest przez materiał sąsiadujący z tą strefą. Ten efekt przejmowania obciążenia przez materiał przyległy do strefy plastycznej powoduje zwiększenie trwałości zmęczeniowej spoiny i uwzględniony jest w tzw. efektywnym współczynniku karbu K_f , zredukowanym w stosunku to teoretycznego współczynnika koncentracji K_t wyliczanego jako iloraz naprężeń maksymalnych w karbie i naprężeń nominalnych. W opisie teoretycznym tego zjawiska wprowadzono termin „mikrostrukturalnego podparcia karbu” który oznacza, że o inicjacji i propagacji pęknięcia nie decydują maksymalne naprężenia wyznaczone zgodnie z teorią sprężystości, a te wyznaczone przez uśrednienie naprężeń w karbie na podstawie charakterystyki materiałowej w obszarze dna karbu (wytlumaczalnej z budowy mikrostrukturalnej, mikroplastyczności i procesu inicjacji pęknięcia). Efekt podparcia mikrostrukturalnego nie dotyczy tylko ostrych karbów, ale również łagodniejszych, jeśli ich wymiary są dostatecznie małe. Wówczas efektywny współczynnik karbu zależy od jego promienia i charakterystyki materiałowej (określającej mikrostrukturalną strefę oddziaływania – wyrażoną na ogół przez zastępczą mikrostrukturalną długość i oznaczoną ρ^*) zależnej od parametrów kontrolujących współczynnik koncentracji naprężeń. Wartość zastępczej mikrostrukturalnej długości ρ^* można obliczyć z wzorów zaproponowanych przez Neubergera (3.2) lub Radaję (3.3) [6]. Wartość zastępczej mikrostrukturalnej długości jest różna, w zależności od analizowanego materiału. Na Rys.3.5 przedstawiono wartości ρ^* dla wybranych materiałów.

$$\rho^* = \frac{\rho_r}{s} \cdot \left[\left(\frac{K_t}{K_f} \right)^2 - 1 \right] \quad (3.2)$$

$$\rho^* = \frac{\rho_r}{s} \cdot \left[\frac{(K_t - 1)^2}{(K_f - 1)^2} - 1 \right] \quad (3.3)$$

,gdzie:

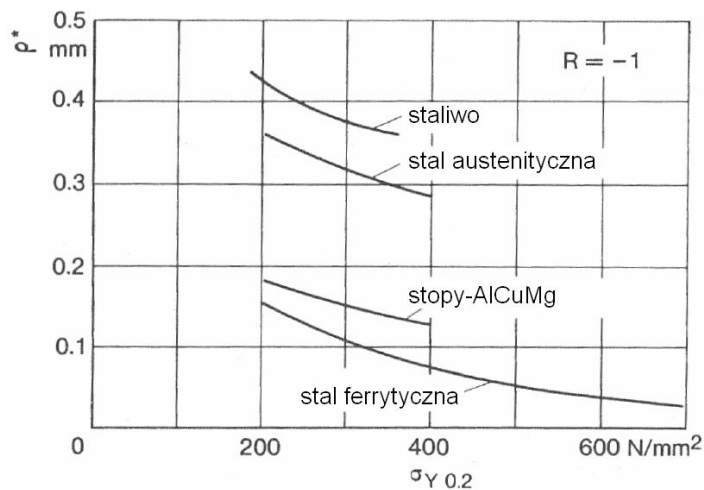
ρ^* – zastępcza mikrostrukturalna długość

ρ_r – rzeczywisty promień karbu

s – współczynnik zależny od rodzaju obciążenia i kryterium wytrzymałości

K_t – geometryczny współczynnik koncentracji

K_f – efektywny współczynnik koncentracji



Rys.3.5 Zastępcza długość mikrostrukturalna ρ^* w funkcji granicy plastyczności $\sigma_{Y 0.2}$ dla różnych materiałów [79]

Do oceny trwałości zmęczeniowej mogą zostać wykorzystane różne hipotezy mikrostrukturalnego podparcia:

- hipoteza gradientu naprężeń [80],
- hipoteza uśredniania naprężeń [79], [81], [82],
- hipoteza krytycznej odległości [83],
- hipoteza wysoko wyteżonej objętości [84].

Hipoteza uśredniania w praktyce najczęściej stosowana jest w dwóch odmianach:

- uśredniania w zastępczej mikrostrukturalnej odległości ρ^* ,
- uśredniania poprzez zastosowanie fikcyjnego zaokrąglenia karbu o promieniu ρ_f .

Graficzne wyjaśnienie sposobu redukcji naprężeń obliczeniowych w karbie do wartości efektywnych przedstawiono na Rys.3.6.

wpływ na proces zmęczenia ujmować można, opierając się na statystycznych danych geometrii i defektów złączy [94], [95]. Do analizy zmęczeniowej metodami lokalnymi powinny zostać użyte średnie wartości parametrów geometrycznych analizowanych złączy, średnie wartości niedoskonałości (np. wstępna niewspółosiowość blach), a także średnie wartości odkształceń pospawalniczych. W literaturze znaleźć można opracowania dotyczące wymiarów spoin i karbów typowych połączeń spawanych [96], [97], [98], [99]. Uogólniając, poprawnie wykonane złącza elementów o standardowej grubości i technologii spawania, bez obróbki po procesie spawania posiadają karby o promieniu równym 0.1-4mm. Kąty pochylenia lica spoiny wahają się pomiędzy 10-80°. Można przyjąć, że średnie wartości promienia karbu lica wynoszą 0.5-1.2mm, a dla karbu grani około 0.1mm [6]. Hipoteza mikrostrukturalnego podparcia, według której o inicjacji pęknięcia decyduje stan uśrednionych naprężeń w karbie w pewnej niewielkiej objętości materiału pozwala na fikcyjne zaokrąglenie rzeczywistego karbu. Kluczowym parametrem materiałowym opisującym ten efekt jest mikrostrukturalna długość ρ^* na której uśredniane są naprężenia w karbie. Promień geometrii zastępującej rzeczywisty kształt karbu (w postaci zaokrąglenia lub koncentratora kołowego) obliczany jest z wzoru 3.4 [6].

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (3.4)$$

,gdzie:

ρ_f – fikcyjny promień karbu

ρ – rzeczywisty promień karbu

s – współczynnik zależny od rodzaju obciążenia i kryterium wytrzymałości

ρ^* – zastępcza mikrostrukturalna długość

Współczynnik s zależy od rodzaju obciążenia (płaski stan naprężenia, płaski stan odkształcenia, płaskie ścinanie, ścinanie w płaszczyźnie prostopadłej do przekroju), a także od przyjętego kryterium wytrzymałości [81], [82]. Dla obciążenia rociągającego w płaskim stanie naprężenia, czy też odkształcenia $s=2.0-3.0$, dla ścinania płaskiego $s=0.074, 0.5$, lub 1.415 [100], [101]. Dla obciążenia ścinającego prostopadłego do płaszczyzny spoiny $s=0.5$ lub 1.0 [102]. W pracy [102] wyznaczono również wzory umożliwiające wyznaczenie wartości współczynnika s dla mieszanych stanów obciążenia. Jednakże do celów obliczeń inżynierskich połączeń spawanych stosuje się uniwersalną wartość współczynnika $s=2.5$ (obejmujące najczęściej stosowane wieloosiowe kryterium wytrzymałości Hubera-Misesa). Dla spoin doczołowych stali zwykłej wytrzymałości stosuje się najczęściej $\rho^*=0.4$ i $s=2.5$. Dla najgorszego z możliwych przypadków karbu, czyli takiego o promieniu rzeczywistym $\rho=0\text{mm}$ wymienione wyżej wartości ρ^* i s prowadzą do wartości fikcyjnego promienia karbu $\rho_f=1\text{mm}$.

Na podstawie obliczeń geometrycznego współczynnika koncentracji naprężeń K_t wyznacza się efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f . Współczynnik K_f wyprowadzony dla karbu w kształcie eliptycznego otworu może zostać obliczony ze wzoru 3.5 [103].

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{\sqrt{1 + \frac{s \cdot \rho^*}{\rho}}} \quad (3.5)$$

,gdzie:

K_t – fikcyjny promień karbu

ρ – rzeczywisty promień karbu

s – współczynnik zależny od rodzaju obciążenia i kryterium wytrzymałości

ρ^* – zastępcza mikrostrukturalna długość

Dla innych geometrii karbów efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f może być obliczany bezpośrednio z wzoru 3.6, w którym wartość maksymalnego naprężenia w karbie $\bar{\sigma}_k$ wyznacza się numerycznie uwzględniając zastąpienie rzeczywistego karbu karbem fikcyjnym o promieniu ρ_f .

$$K_f = \frac{\bar{\sigma}_k}{\sigma_n} \quad (3.6)$$

W praktyce najczęściej stosowana jest wartość $\rho_f=1\text{mm}$ (zakładająca najgorszy możliwy przypadek karbu). Wówczas przyjmowana jest wartość efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f zgodnie z równaniem 3.7.

$$K_{f\max}=K_t \text{ (dla } \rho_f=1\text{mm)} \quad (3.7)$$

International Institute of Welding (IIW) zaleca do obliczeń zmęczeniowych stosowanie promienia $\rho_f=1\text{mm}$ dla połączeń spawanych bez późniejszej obróbki (ang. as-welded condition).

Z kolei badania połączeń spawanych stopów aluminium AlMg4.5Mn (AA5083) [104] i [85], wskazują na wartość promienia fikcyjnego równą $\rho_f=0.25\text{mm}$. Wartość współczynnika K_f wyznacza się tu zgodnie z równaniem 3.7 z tą różnicą, że obliczenia maksymalnych naprężeń w karbie prowadzi się dla modelu z $\rho_f=0.25\text{mm}$. Dla bardzo cienkich blach stalowych (1-2mm) przy analizowaniu zgrzein punktowych karoserii samochodowych stosuje się promienie zaokrągleń 0,05mm [105], [106]. Inni autorzy dla zgrzein punktowych cienkich elementów rekomendują wartości zaokrągleń $\rho_f=0.1\text{mm}$ [107], dla połączeń zakładkowych cienkich blach spawanych laserowo. Spotykane są również inne propozycje promieni zastępczych uzależnionych na ogół od typu złącza, obciążenia i rodzaju materiału. Stosowanie różnych wartości promienia zaokrąglenia karbu, ma na celu na ogół dopasowanie modeli numerycznych złączy do uzyskanych wyników eksperymentalnych trwałości zmęczeniowej dla analizowanego przypadku. Niestety stosowalność proponowanej wartości promienia ρ_f ograniczona jest wówczas do bardzo wąskiej grupy typów połączeń, jego geometrii, materiału i sposobu obciążenia. Do inżynierskich obliczeń proponowana jest

wartość promienia $\rho_f=1\text{mm}$ dla wszystkich rodzajów połączeń i obciążeń, zarówno dla połączeń stalowych, jak i ze stopów aluminium [6]. Wówczas obliczenia prowadzone są od bezpiecznej strony.

Wprowadzanie fikcyjnego zaokrąglenia w złączu może powodować nierealistyczne zwiększenie naprężeń w karbie. Problem dotyczy szczególnie połączeń o niewielkiej grubości (około 5mm), w których ubytek przekroju poprzecznego materiału na skutek wprowadzenia np. koncentratora kołowego wpływa na wyniki naprężeń. Wówczas stosuje się zmodyfikowaną metodę fikcyjnego zaokrąglenia karbu. Metoda ta uwzględnia osłabienie przekroju złącza wprowadzając współczynnik redukujący efektywny współczynnik karbu K_f , zgodnie ze wzorem 3.8, dla połączeń z karbem jednostronnym i wzorem 3.9 dla połączeń z karbami lica i grani. Współczynnik korygujący zależy od wartości promieni fikcyjnych i od sposobu obciążenia.

$$K_f^* = \frac{(1 - \rho_f^*)^2}{1 + \rho_f^* \cdot (1 + \sigma^*)} \cdot K_f \quad (3.8)$$

$$K_f^* = \frac{2 \cdot (1 - \rho_f^*)^2}{2 - \rho_f^* \cdot (1 + \sigma^*)} \cdot K_f \quad (3.9)$$

,gdzie:

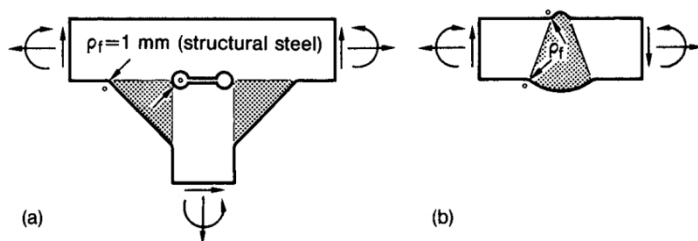
K_f^* – zredukowany efektywny współczynnik koncentracji naprężeń

$\rho_f^* = \rho_f/t$ – współczynnik osłabienia przekroju

t – grubość blachy

$\sigma^* = \sigma_l/\sigma_u$ – współczynnik ilorazu naprężenia w dolnej i górnej warstwie płyty

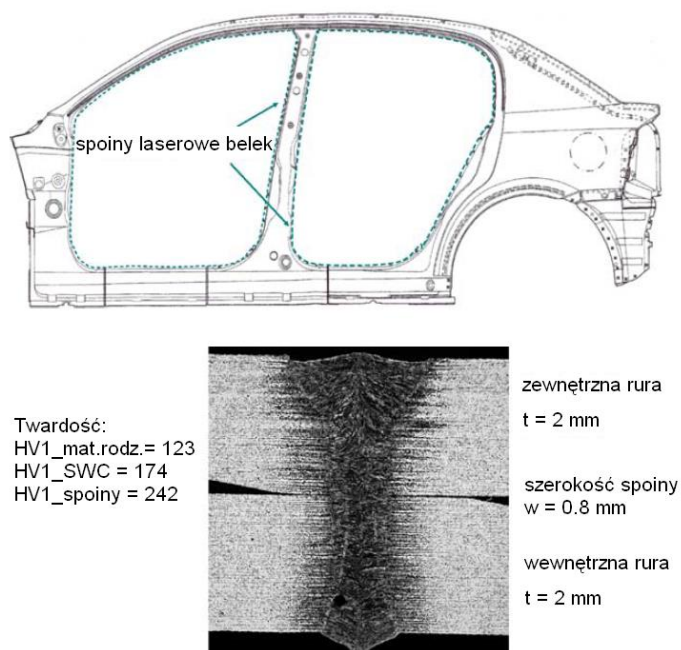
Stosowanie uniwersalnego promienia zaokrąglenia $\rho_f=1\text{mm}$ i możliwość uwzględniania osłabienia przekroju poprzecznego połączenia przy użyciu współczynnika korekcyjnego znajduje zastosowanie dla połączeń blach o grubości powyżej 5mm. Przykładowe połączenie z dodanymi zaokrągleniami przedstawia Rys.3.7.



Rys.3.7 Model spoiny a) pachwinowej i b) doczołowej z zaokrągleniami w miejscach karbów lica i grani [6]

Modelowanie karbów połączeń elementów o bardzo małej grubości (rzędu 1-3mm) jest mało poznanym tematem badawczym. Najnowsze prace dotyczą zgrzein punktowych cienkich blach – połączeń zakładkowych karoserii samochodowych. Metodologia zaokrąglenia karbu fikcyjnym promieniem wykorzystana została w hipotezie efektywnych

naprężeń zastępczych [106]. Zgrzeiny punktowe blach o grubości mniejszej niż 3mm modelowane zastały poprzez koncentratory kołowe o promieniu $\rho_f=0.05\text{mm}$. Wyniki koncentracji naprężeń z zastosowaniem promienia $\rho_f=0.05\text{mm}$ dla zgrzein i spoin laserowych punktowych zweryfikowane zastały doświadczalnie [108], [109]. Obecnie prowadzone są prace badawcze nad sposobem modelowania karbów połączeń zakładkowych (Rys.3.8), a także nad metodyką oceny ich trwałości zmęczeniowej.



Rys.3.8 Spoiny laserowe belek konstrukcji ramy samochodu osobowego [106]

W celu wyznaczenia maksymalnych dopuszczalnych naprężeń nominalnych w danym połączeniu konstrukcji korzysta się z zależności 3.10, gdzie $\bar{\sigma}_k$ oznacza wartość maksymalnych efektywnych naprężeń w karbie wyznaczonych zgodnie z hipotezą mikrostrukturalnego podparcia.

$$\sigma_n = \frac{\bar{\sigma}_k}{K_f} \quad (3.10)$$

Procedura oceny trwałości oparta jest na porównaniu efektywnych naprężeń w karbie $\bar{\sigma}_k$ z granicą zmęczenia $\bar{\sigma}_{k\text{ dop.}}$ wyznaczoną dla określonego prawdopodobieństwa i współczynnika bezpieczeństwa zgodnie z zależnościami 3.11 i 3.12:

$$\bar{\sigma}_k < \bar{\sigma}_{k\text{ dop.}} \quad (3.11)$$

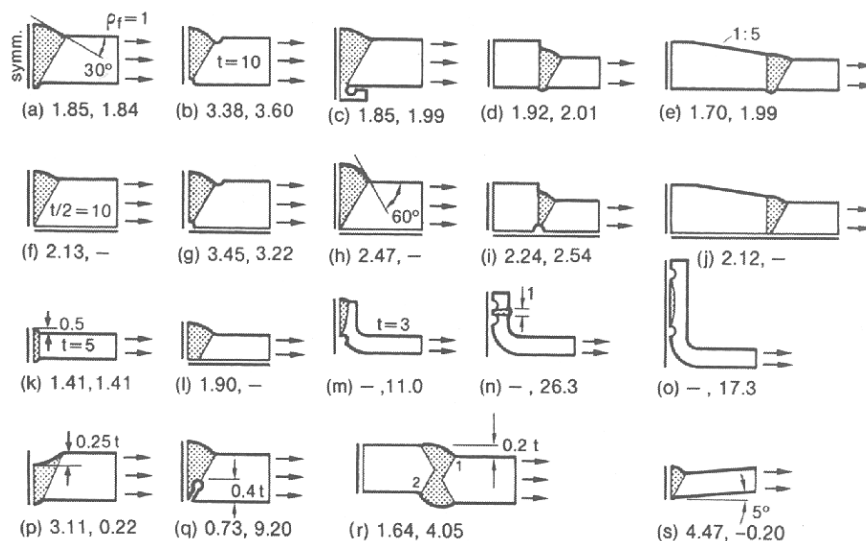
$$\bar{\sigma}_{k\text{ dop.}} = \frac{\bar{\sigma}_{k\text{ mat.}}}{\delta} \quad (3.12)$$

,gdzie:

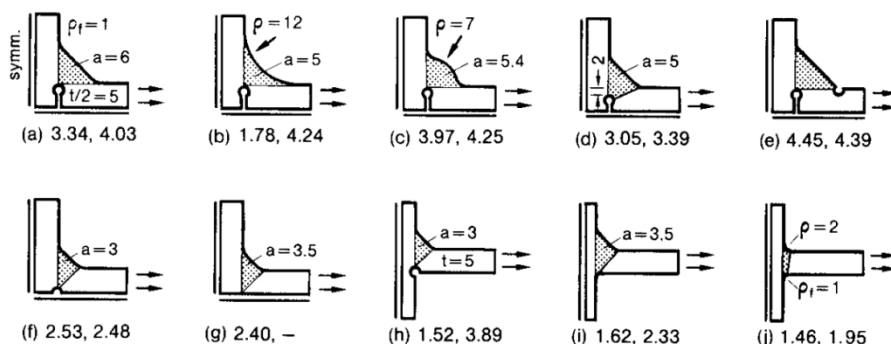
$\bar{\sigma}_{k\text{ mat.}}$ – granica zmęczenia dla określonego prawdopodobieństwa zniszczenia materiału

δ – współczynnik bezpieczeństwa

Tak więc do wyznaczenia maksymalnych naprężeń nominalnych dla danego połączenia wymagana jest znajomość efektywnego współczynnika karbu K_f . Wartości tego współczynnika dla najczęściej spotykanych typów połączeń i sposobu obciążenia zostały wyznaczone (numerycznie metodą elementów skończonych, bądź metodą elementów brzegowych) i skatalogowane. Przykładowe wartości współczynników połączeń, wraz z podanymi wartościami efektywnych współczynników koncentracji naprężeń w krawędziach lica (pierwsza liczba) i grani (druga liczba) pokazane zostały na Rys.3.9 i Rys.3.10.

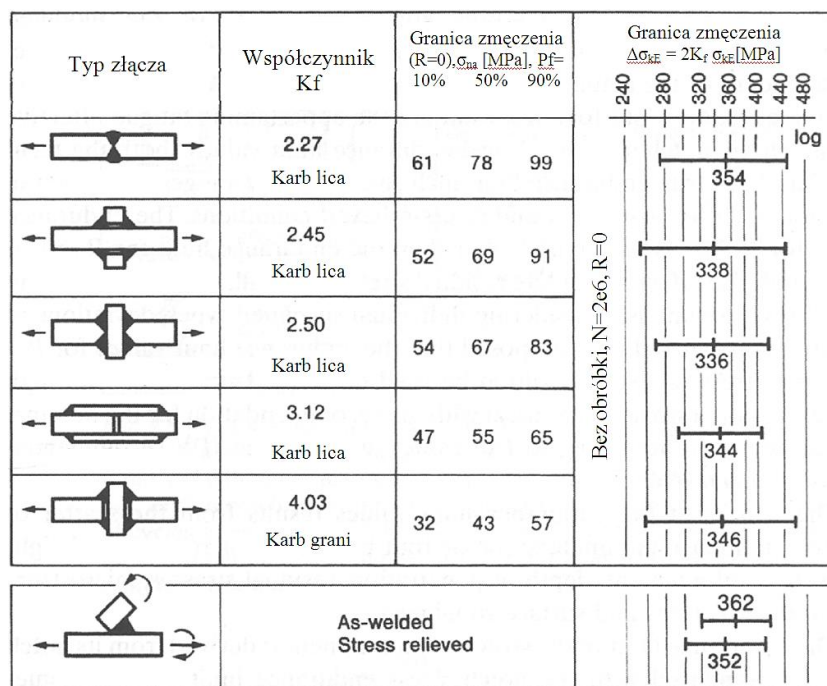


Rys.3.9 Spoiny czolowe, obciążenie rozciągające, wartości efektywnych współczynników koncentracji naprężeń w krawędziach lica (pierwsza liczba) i grani (druga liczba). Pierwszy rząd: połączenia V spawane na podkładce ceramicznej, Drugi rząd połączenia X, trzeci rząd: połączenia specjalne, czwarty rząd: niedoskonałości połączeń [6]



Rys.3.10 Połączenia krzyżowe, obciążenie rozciągające, wartości efektywnych współczynników koncentracji naprężeń w krawędziach lica (pierwsza liczba) i grani (druga liczba) [6]

Skuteczność metody została wielokrotnie zweryfikowana. Na Rys.3.11 zestawiono wartości teoretyczne współczynnika K_f obliczone przez [110], z obliczeniami i wynikami doświadczalnymi [111], [112]. Wartości średnie granicy zmęczenia (prawdopodobieństwo zniszczenia $P_F=50\%$) są bardzo zbliżone. Wartości graniczne różnią się nieznacznie.

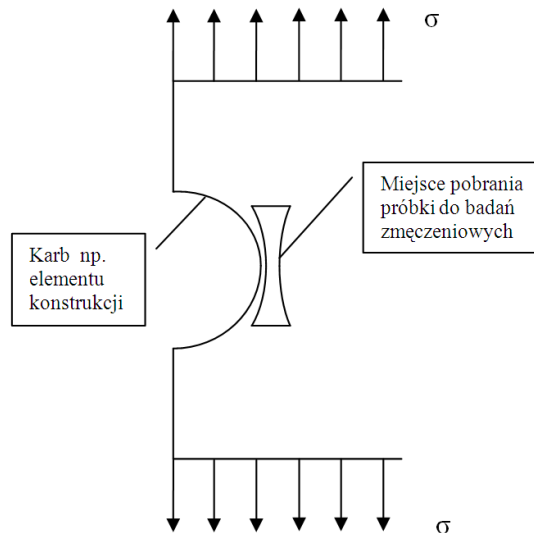


Rys.3.11 Zestawienie granic zmęczenia obliczonych na podstawie teoretycznych efektywnych współczynników koncentracji K_f (z r_f=1mm dla karbów lica i grani) dla różnych wartości prawdopodobieństwa zniszczenia z wartościami doświadczalnymi (czwarta kolumna od lewej) [6], [112]

3.3.2 Kryterium odkształceń lokalnych

Podejście to opiera się na opisie odkształceń plastycznych w rejonie karbu i dotyczy na ogół niskocyklowego zakresu trwałości zmęczeniowej. Kryteria odkształceń lokalnych opierają się na założeniu, że zniszczenie materiału zachodzi na skutek tzw. krytycznej wartości odkształcenia całkowitego (lub plastycznego). Pomimo, że naprężenia nominalne w elemencie konstrukcyjnym, a w szczególności w przekroju spoiny mają często niewysokie wartości, dochodzić może do lokalnych koncentracji kumulujących się w niedużej objętości materiału i powodujących pęknięcia zmęczeniowe. Procedura obliczeń polega na ogół na wyznaczeniu trwałości danego elementu rozumianej jako liczby cykli do powstania pęknięcia w karbie. Trwałość ta odpowiada w założeniu metody odkształceniu całkowitemu (lub plastycznemu) próbki bez karbu o przekroju charakterystycznym dla wymiarów karbu (Rys.3.12).

Próbka do badań nazywana jest 'porównawczą' i powinna być pobrana z dna karbu, oraz posiadać własności materiałowe identyczne jak analizowany karb. Badania zmęczeniowe pozwalają na sformułowanie krzywej odkształcenie-liczba cykli dla karbu o konkretnej geometrii, własnościach materiałowych i sposobie obciążenia.



Rys.3.12 Próbka do modelowania warunków odkształcenia podczas wyznaczania koncentracji w karbie

Najczęściej stosowaną w praktyce metodą obliczeniową lokalnych odkształceń jest zależność Mansona-Cofina (równanie 3.13).

$$\epsilon_{pl} \cdot N^K = C \quad (3.13)$$

,gdzie:

ϵ_{apl} – amplituda odkształcenia plastycznego,

N – liczba cykli do zniszczenia,

K, C – stałe materiałowe.

Niekiedy zamiast amplitudy odkształcenia plastycznego używana jest amplituda odkształcenia sprężystego ϵ_{as} lub całkowitego ϵ_{ac} . Gdy w zależności Mansona-Cofina, lub jej modyfikacjach używana jest amplituda odkształcenia całkowitego ϵ_{ac} , to do jej wyznaczenia często stosuje się równanie Morrowa (równanie 3.14):

$$\epsilon_{pl} = \epsilon_{as} + \epsilon_{apl} \quad (3.14)$$

$$= \frac{\sigma_f}{E} \cdot (N_c)^{b_M} + \epsilon_f \cdot (N_c)^{c_M}$$

,gdzie:

ϵ_f, c_M – współczynnik i wykładnik plastyczności przy obciążeniach zmiennych,

σ_f, b_M – współczynnik i wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej.

Obliczenie naprężeń i odkształceń w karbie nieco inną metodą zaproponował Neuber [81], który do opisu odkształceń plastycznych w rejonie karbu użył ‘współczynnika kształtu’ karbu oznaczonego α_k (równanie 3.15).

$$\alpha_k^2 = \alpha_\sigma \cdot \alpha_\epsilon \quad (3.15)$$

$$\text{,gdzie: } \alpha_\sigma = \sigma_{\max} / \sigma_n \quad (3.16)$$

$$\alpha_\epsilon = \epsilon_{\max} / \epsilon_n \quad (3.17)$$

$\sigma_{\max}, \epsilon_{\max}$ – naprężenie i odkształcenie maksymalne

σ_n, ϵ_n – naprężenie i odkształcenie nominalne

Podstawiając (3.16) i (3.17) do (3.15) otrzymuje się równanie wiążące naprężenia i odkształcenia nominalne ze współczynnikiem karbu, służące do obliczenia naprężeń i odkształceń w dnie karbu. Znajomość współczynnika karbu, naprężeń i odkształceń nominalnych, a także znajomość cyklicznej zależności $\sigma = f(\epsilon)$ umożliwia obliczenie maksymalnych naprężeń i odkształceń w dnie karbu, które podstawić można do równania 3.13 lub 3.14 w celu obliczenia trwałości zmęczeniowej N . Utworzone zostały specjalne katalogi współczynników kształtów dla różnych przypadków karbów i sposobów obciążenia. Szeroko wykorzystywane są do celu metody numeryczne, w tym metoda elementów skończonych. Stosowanie metody Neubergera umożliwia pominięcie skomplikowanych obliczeń numerycznych pod warunkiem, że dotyczy przypadków geometrycznych, dla których wyznaczone zostały współczynniki kształtu.

W ostatnich latach rozwinęły się liczne odmiany lokalnych metod odkształceniowych polegających m.in. na wprowadzeniu do równań podstawowych różnych współczynników korekcyjnych [113], [114], [115], [116]. Powstały również hipotezy oceny trwałości zmęczeniowej łączące podejście lokalnych odkształceń z innymi metodami, np. mechaniki pęknięcia [117], [118], [119].

3.4 Kryterium oparte na teorii mechaniki pęknięcia

W procesie zmęczenia materiału całkowita trwałość danego elementu wyrażona w liczbie cykli do zniszczenia jest sumą dwóch faz zmęczenia: inicjacji i propagacji - równanie 3.18.

$$N_c = N_i + N_p \quad (3.18)$$

Najbardziej znaną i najczęściej stosowaną w praktyce jest hipoteza Parisa [120], w której zaproponował uzależnienie prędkości propagacji pęknięcia od wartości zmian amplitudy współczynnika intensywności naprężeń ΔK . Współczynnik ten opisuje całościowo efekty działania obciążenia i rozkład pola naprężeń w obszarze czoła pęknięcia. Obszar liniowego przyrostu pęknięcia opisuje równanie 3.19. Zakres trwałości elementu w której występuje założona stała prędkość pęknięcia obejmuje obszar 2 (Rys.3.13). Stałe materiałowe C i m zależą od szeregu czynników:

- materiału (skład chemiczny, mikrostruktura),
- poziomu naprężeń średnich (i wpływem naprężeń pozostających, które mają znaczący wpływ na mechanizm przyrostu pęknięcia i efekt zamykania się pęknięcia zmęczeniowego),
- warunków środowiskowych (temperatura, stopień agresywności korozyjnej środowiska),

- częstotliwości i postaci obciążenia cyklicznego (w podwyższonych temperaturach, lub w środowisku agresywnym korozyjnie).

Zależnie od autorów proponowane są różne wartości stałych C i m [121], [122], [123], [124]. Dla stali zwykłej wytrzymałości pracującej w powietrzu przy współczynniku asymetrii cyklu $R=0$ proponowane przez IIW wartości wynoszą: $m=3$ i $C_0=1.58e-11$ przy jednostkach $\text{MPa}\sqrt{m}$ i m [125], [126].

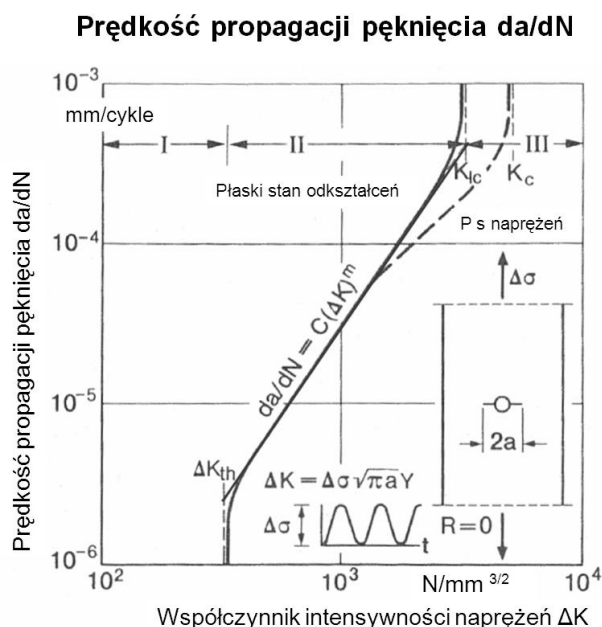
$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad (3.19)$$

,gdzie:

da/dN – przyrost długości pęknięcia podczas jednego cyklu obciążenia,

C, m – stałe materiałowe,

ΔK – amplituda zmian współczynnika intensywności naprężeń.



Rys.3.13 Wykres przyrostu pęknięcia zmęczeniowego w modelu teoretycznym płaskiej płyty z pęknięciem o długości $2a$ [6]

W praktyce często korzysta się z założenia, że okres inicjacji pęknięcia jest znacznie krótszy w porównaniu z okresem propagacji. Przyjmuje się, że całkowita trwałość jest równa trwałości okresu propagacji ($N_c \approx N_p$). Zależność Parisa opisana równaniem 3.19, po obustronnym całkowaniu, umożliwia obliczenia trwałości zmęczeniowej N w sposób analityczny (równanie 3.20). Jako początkowy wymiar pęknięcia przyjmuje się największą wartość niewykrywalnego stosowanymi w praktyce metodami pęknięcia. Zakłada się tym samym, że pęknięcia o takim wymiarze w konstrukcji istnieją, jako wady powykonawcze. Zakładana długość pęknięcia początkowego dla konstrukcji okrętowej wynosi na ogół 1mm. Krytyczna długość pęknięcia a_{kr} rozumiana jest jako pęknięcie o długości powodujące zniszczenie konstrukcji.

$$N_c \approx N_p = \int_{a_0}^{a_{kr}} \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^m} \quad (3.20)$$

,gdzie:

a_0 - początkowy wymiar pęknięcia,

a_{kr} - krytyczny wymiar pęknięcia,

ΔK - amplituda zmian współczynnika intensywności naprężeń.

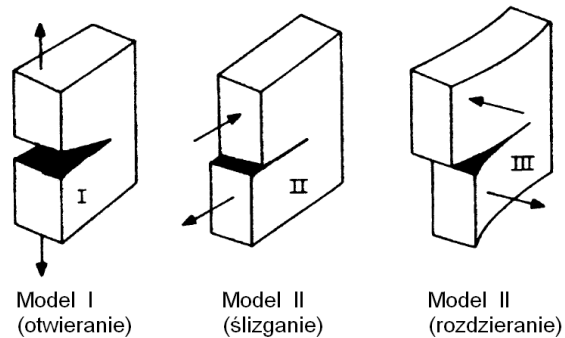
Największą trudnością w stosowaniu metody jest problem w określeniu współczynnika intensywności naprężeń ΔK . Dla nieskończonej płaskiej płyty i długości pęknięcia o długości $2a$, przy założeniu rozwoju pęknięcia według modelu I, czyli otwierania się szczeliny w kierunku prostopadłym do działania obciążenia (Rys.3.14) współczynnik intensywności naprężeń ΔK jest zdefiniowany wzorem 3.21.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.21)$$

,gdzie:

a – długość pęknięcia,

σ – naprężenie nominalne poza obszarem pęknięcia.



Rys.3.14 Modele rozwijania się pęknięcia zmęczeniowego w konstrukcjach stalowych [6]

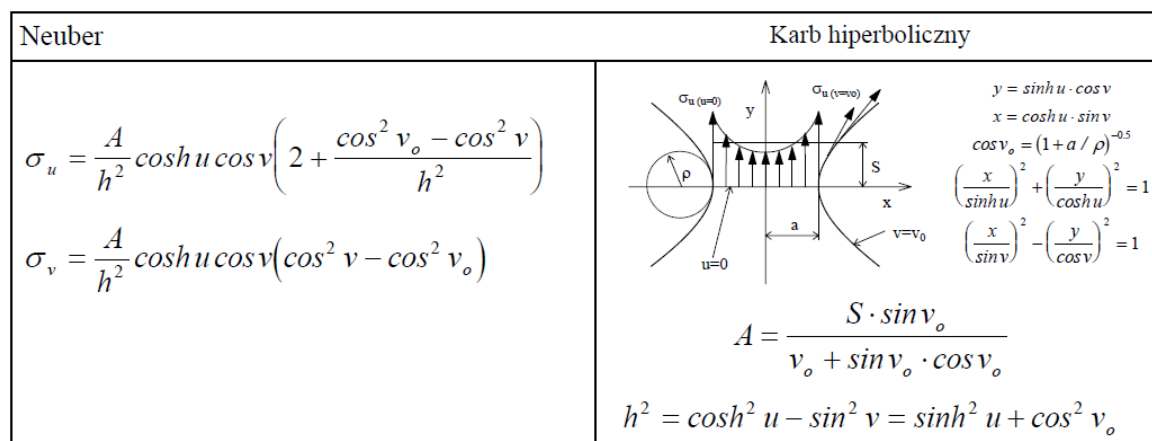
Dla innych przypadków istnieje konieczność wprowadzenia do równania służącego do obliczenia ΔK współczynników poprawkowych, najczęściej w postaci współczynnika wielokrotności M_k (związanego z koncentracją w karbie) i funkcji poprawkowej Y (uwzględniającej kształt karbu i bliskość krawędzi) [127], [128].

4. Sposoby określania odkształceń i naprężeń jako wielkości do obliczania trwałości zmęczeniowej spoin

Podczas oceny trwałości zmęczeniowej, w szczególności określonej z wykorzystaniem metod lokalnych bardzo pomocne jest obliczenie odkształceń i/lub naprężeń w rejonie karbów spoiny. Poniżej w skrócie przedstawione zostaną najważniejsze metody wyznaczania naprężeń i odkształceń jako wielkości do obliczania trwałości zmęczeniowej spoin. Będą to metody analityczne, numeryczne, doświadczalne i hybrydowe.

4.1 Metody analityczne wyznaczania naprężeń i odkształceń lokalnych

Metody analityczne wyznaczania naprężeń i odkształceń wykorzystują matematyczne modele teorii sprężystości i plastyczności opisujące zachowanie się wyidealizowanych modeli geometrii połączeń i karbów. Klasycznym przykładem modelowania analitycznego jest płyta o nieskończonych wymiarach z karbem w kształcie otworu. Przy karbach o bardziej skomplikowanych kształtach zależności do wyznaczania wartości naprężeń bardziej się komplikują - hipoteza Neubera dla wyidealizowanego karbu hiperbolicznego (Rys.4.1). Przy pomocy równań wynikających na ogół z teorii sprężystości i funkcji stanowiących hipotetyczny rozkład naprężeń, lub odkształceń wokół karbu możliwe jest wyprowadzenie zależności analitycznych opisujących np. pole naprężeń. Znaczna część modeli analitycznych do opisu karbu używa wielkości teoretycznego współczynnika koncentracji K_t .



Rys.4.1 Płyta z karbem hiperbolicznym [129]

Szczegółowy opis metod wyznaczania współczynników K_t dla różnych przypadków geometrii połączeń i karbów, oraz różnych stanów obciążenia zawiera opracowanie [130]. Opisy najczęściej spotykanych karbów wraz z równaniami opisującymi pola naprężeń i odkształceń sprężystych można znaleźć m.in. w [131], [132], [133], [134], [135], [136], [137]. Bardzo duża liczba hipotez i opracowań dotycząca metod analitycznych oceny stanu odkształceń i naprężeń wynika z wygody ich stosowania. Należy pamiętać jednak, że część

hipotez powstała w oparciu o wyniki doświadczalne wybranych połączeń i ich zakres stosowania ogranicza się to bardzo wąskiej grupy przypadków geometrii i sposobu obciążenia. Modelowanie w sposób analityczny odkształceń plastycznych jest bardzo złożonym zagadnieniem i najczęściej stosowane jest w hipotezach opisujących odkształcenia plastyczne na czole pęknięcia zmęczeniowego. W przypadku wyznaczania naprężeń i odkształceń w zakresie sprężysto-plastycznym wyróżnić można m.in. :

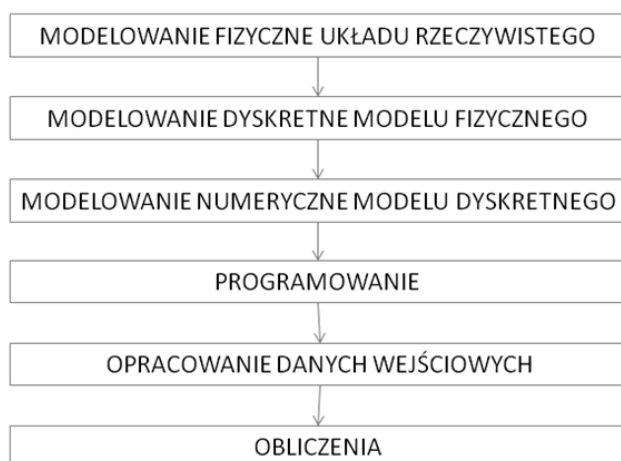
- metodę pół poślizgu [138],
- metodę Glinki-Molskiego [139], [140],
- modyfikacje metody Glinki-Molskiego [141], [142],
- metodę Neubergera [143],
- modyfikacje metody Neubergera: [144], [145], [146], [147], [148],
- metodę Łagody-Machy [149], [150].

4.2 Metody numeryczne

Metody numeryczne są obecnie najczęściej wykorzystywanym narzędziem służącym do wyznaczania odkształceń i naprężeń w konstrukcjach. Dzieje się tak, ze względu na duże możliwości specjalistycznych programów komputerowych, jak i powszechną dostępność komputerów o mocy obliczeniowej wystarczającej do rozwiązywania nawet złożonych problemów. Najbardziej popularną metodą obliczeniową jest Metoda Elementów Skończonych (MES), która wraz z Metodą Elementów Brzegowych niemal zdominowały obszar wyznaczania naprężeń i odkształceń w analizach inżynierskich. Programy komputerowe jako narzędzia inżynierskie wykorzystujące metody numeryczne umożliwiają zamodelowanie bardzo złożonych geometrii konstrukcji, oraz ich karbów. Przy stosunkowo niewielkim nakładzie pracy możliwe jest wyznaczenie wartości naprężeń i odkształceń w dowolnym punkcie analizowanego modelu. Stosowanie metod numerycznych, wraz z szeregiem niezwykle istotnych zalet ma również swoje wady, z których najistotniejszą jest możliwość błędnego zinterpretowania wyników na skutek niezrozumienia metody lub błędnego modelowania. Stosowanie programu komputerowego MES jako 'czarnej skrzynki' z której uzyskujemy wyniki może być niewystarczające do ich poprawnej interpretacji, szczególnie podczas obliczeń uwzględniających nieliniowości. Metody numeryczne są potężnym narzędziem do wyznaczania odkształceń i naprężeń, jednak każdorazowo wymagają indywidualnego podejścia w kwestii:

- sposobu modelowania (co tak naprawdę modelujemy?),
- budowy geometrii,
- budowy modelu (wyboru elementu skończonego, siatki, warunków brzegowych, obciążeń, solvera),
- interpretacji wyników.

Zwykle modelowanie przy użyciu metod numerycznych przebiega zgodnie z algorytmem pokazanym na Rys.4.2. W pierwszej kolejności odbywa się modelowanie fizyczne układu rzeczywistego, podczas którego trzeba podjąć decyzję jakie zjawiska fizyczne podlegają modelowaniu i jakie elementy zjawiska rzeczywistego są istotne z punktu widzenia celu obliczeń. Następnym krokiem jest modelowanie dyskretne modelu fizycznego, w którym następuje matematyczny opis i dyskretyzacja modelu fizycznego. Model dyskretny w kolejnych etapach podlega modelowaniu numerycznemu, programowaniu, wprowadzeniu danych wejściowych i obliczeniach. Szczegółowe opisy algorytmów obliczeniowych Metodą Elementów Skończonych przedstawiono w [87], [151], [152], [153], [154].



Rys.4.2 Etapy modelowania numerycznego [155]

W praktyce obliczeniowej stosuje się najczęściej modelowanie fragmentu analizowanego obiektu (modele lokalne). Umożliwia to stosowanie znacznie gęstszej podziału na elementy skończone i zwiększenie efektywności obliczeń. Prowadzi natomiast do konieczności dekompozycji obiektu na elementy składowe i odpowiednie zadanie warunków brzegowych i obciążeń. Analizy dużych konstrukcji, w szczególności okrętowych odbywają się na ogół kilkietapowo – od zgrubnego modelu globalnego lub strefowego, do modelu lokalnego (ang. Submodel).

Niezwykle ważnym z punktu widzenia obliczeń naprężeń i odkształceń w analizie zmęczeniowej są modele materiałowe. W analizach zmęczeniowych stosuje się najczęściej modele z kinematycznym umocnieniem. Modele te uwzględniają efekt Bauschingera i anizotropie poprzez umocnienie plastyczne. Efekt Bauschingera polega na zmianie wartości granicy plastyczności po zmianie kierunku obciążenia, jeśli przed nawrotem obciążenia nastąpiło odkształcenie plastyczne. Prowadzi to do lokalnego cyklicznego umocnienia i sumowania się odkształceń plastycznych – przemieszczania się pętli histerezy. Podstawowym modelem z kinematycznym umocnieniem jest model umocnienia linowego w którym przebieg odkształceń plastycznych opisany jest przez współczynnik umocnienia. Model nadaje się więc dla materiałów z liniową charakterystyką odkształceń plastycznych. Do bardziej złożonych modeli z kinematycznym umocnieniem należy model z umocnieniem

izotropowo-kinematycznym, który umożliwia dokładniejsze odwzorowanie charakterystyki naprężenie-odkształcenie. Jest to model nieliniowy, który opisuje przemieszczenie powierzchni plastyczności w zależności od składowej umocnienia kinematycznego. Uwzględnia również zmianę naprężeń definiujących rozmiar powierzchni plastyczności, jako funkcji deformacji plastycznych (składowa umocnienia izotropowego).

Stosowanie nieliniowych modeli materiałowych z umocnieniem izotropowo-kinematycznym umożliwia prowadzenie analiz odkształceń i naprężeń z uwzględnieniem charakterystycznych efektów zmęczenia materiałów:

- efektu Bauschingera,
- cyklicznego umocnienia z plastycznym przystosowaniem,
- sumowania odkształceń plastycznych (przemieszczania się pętli histerezy),
- relaksacji naprężeń średnich.

Podczas modelowania należy zdawać sobie sprawę, że modele nieliniowe, nawet z najdokładniej dobranymi parametrami nie odzwierciedlają zachowania się rzeczywistego materiału. Założenia i ograniczenia metody, a także użytych modeli numerycznych zawsze powinny podlegać ocenie krytycznej. Bardziej złożone aspekty wykorzystania MES do obliczeń nieliniowych opisano w [87], [156], [157].

Oprócz najczęściej używanej Metody Elementów Skończonych do analiz zmęczeniowych używana jest również Metoda Elementów Brzegowych, metody bezsiatkowe i inne.

4.3 Metody doświadczalne pomiaru odkształceń lokalnych

Zadanie pomiaru odkształceń lokalnych w karbach spoin jest trudne do zrealizowania ze względu na bardzo małe wymiary badanych obszarów i niewielkie wartości mierzonych wielkości. Zadanie utrudnia dodatkowo cykliczny charakter obciążenia zmęczeniowego i dynamiczne aspekty badań, które wpływają na możliwości i dokładności pomiaru. Szeroki opis metod pomiaru odkształceń lokalnych zawiera publikacja [158]. Poniżej przedstawione zostaną najważniejsze informacje najczęściej stosowanych w praktyce doświadczalnych metod pomiaru odkształceń lokalnych:

a) Do najbardziej rozpowszechnionych metod należą metody elastooptyczne:

- Dwuwymiarowa elastooptyka (badania na modelu analizowanego obiektu wykonanego z materiału elastooptycznego). Wynikiem pomiaru jest różnica naprężeń głównych i ich kierunki,
- Trójwymiarowa elastooptyka. Metoda polega na zamrażaniu naprężeń poprzez zastosowanie do badania materiału składającego z fazy sprężystej i plastycznej. Faza sprężysta poddawana jest obciążeniu podczas badań, a faza plastyczna służy do utrwalenia naprężeń fazy sprężystej. Podczas obciążenia na skutek zmiany temperatury faza plastyczna zmienia swój stan skupienia i zamraża obraz naprężeń fazy sprężystej. W ten sposób po

odciążeniu próbki i pocięciu jej na odpowiednie przekroje można zaobserwować przebieg odkształceń w badanym materiale,

- Metoda pokryw elastooptycznych. W tej metodzie badany obszar próbki pokrywa się cienką folią elastooptyczną, która wg założenia ulega takim samym odkształceniom jak badany materiał. Pomiar odkształceń odbywa się na podstawie rejestracji izochron i izoklin światła przepuszczonego przez folie światłoczułą i odbitego od powierzchni badanego materiału.

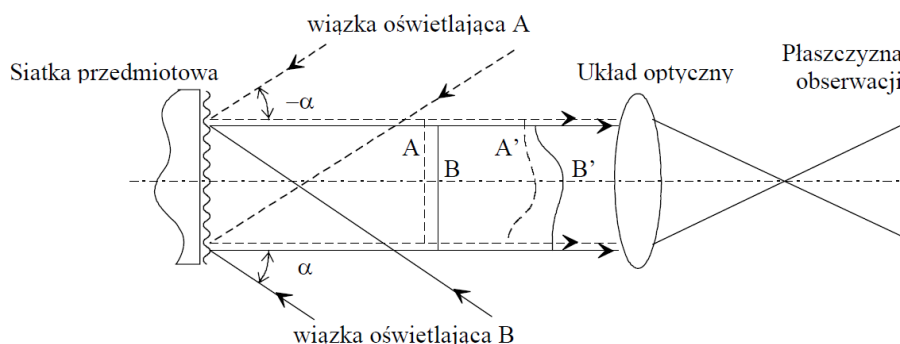
b) Inną metodą polegającą na porównaniu zarejestrowanego obrazu próbki przed i po odkształceniu jest metoda cyfrowej korelacji obrazu. Oprócz światła białego do oświetlania badanego obiektu używane jest też światło lasera. Dokładność metody w dużej mierze zależy od rozdzielczości geometrycznej rejestrowanego obrazu. W przypadku obciążeń zmiennych znacznym ograniczeniem jest prędkość transmisji i rejestracji danych z kamery, dlatego metoda częściej stosowana jest do badań, w których rejestrowane są stosunkowo duże odkształcenia (np. materiały kompozytowe, tworzywa sztuczne, inne materiały o stosunkowo niedużym module Younga).

c) Metoda termowizyjna natomiast wykorzystuje promieniowanie światła podczerwieni do analizy rozkładu temperatur badanego obiektu. Przyczyny badanej zmiany temperatury wynikają z efektu termosprężystego i wewnętrznej dyssypacji energii. Efekt termosprężysty polega na odwracalnej zamianie energii mechanicznej na ciepłą (i odwrotnie) podczas obciążeń rozciągających i ściskających. Odmiana metody termowizyjnej polegająca na analizie naprężeń za pomocą emisji ciepłej w zakresie obciążeń sprężystych podczas obciążenia cyklicznego znana jest pod akronimem SPAT (ang. Stress Pattern Analysis by Thermal emissions).

d) Interferometria holograficzna natomiast bazuje na pomiarze odkształceń poprzez porównanie dwóch fal światła: fali przedmiotowej z falą biegnącą od przedmiotu podczas rejestracji hologramu.

e) metoda holografii cyfrowej – wykorzystuje zjawisko interferencji światła. W metodzie zmiany wzorów rejestrowanych prążków interferencyjnych wywołane są odkształceniem powierzchni badanego obiektu powstałymi pomiędzy kolejnymi zapisami obrazu plamek.

f) Metoda laserowej interferometrii siatkowej. Metoda wykorzystuje światło lasera, które pada na siatkę dyfrakcyjną naklejoną na badany obiekt. Dwie spójne wiązki lasera o płaskich czołach falowych ulegają zagięciu na siatce dyfrakcyjnej i propagują w kierunku prostopadłym do powierzchni. Metodę zilustrowano na Rys.4.3. Płaskie czoło falowe wiązki oznacza, że jest ona w tej samej fazie w każdym punkcie jej płaskiego przekroju normalnego do kierunku propagacji.



Rys.4.3 Zasada działania dwuwieżkowej interferometrii siatkowej [159]

W wyniku deformacji siatki spowodowanej odkształceniem obiektu na który jest naklejona ulegają deformacji czoła falowe obu wiązek falowych. W wyniku interferencji powstaje obraz prążków na podstawie którego obliczyć można odkształcenia powierzchni badanej próbki. Dokładność metody wynika głównie z częstości siatki dyfrakcyjnej - liczby linii przypadających na mm długości. Więcej na temat metod interferometrii siatkowej i jej odmian można znaleźć m.in. w [160], [161], [162], [163], [164], [165], [166]. Dokładny opis metody i realizacji technicznej systemu do pomiaru metodą interferometrii laserowej zawarto w [167].

W Tab.4.1 przedstawiono porównanie opisanych wyżej doświadczalnych metod wyznaczania odkształceń lokalnych. Z analizy porównania wywnioskować można, że nie istnieje metoda uniwersalna, a wybór metody może mieć decydujący wpływ na otrzymane wyniki. Do analizy lokalnych odkształceń w strefie złącza spawanego jedną z odpowiednich metod jest metoda Interferometrii Siatkowej. Metodę tą charakteryzuje jednoczesna duża czułość, rozdzielczość, dokładność, jak i możliwość automatyzacji pomiaru i jego zapisu.

Metoda	3W	Warunki warsztat.	Wielkości mierzone bezpośr.	Wielkości po obróbce	Przem. poza płaszc.	Tryb on-line	Obciąż. dynam.	Czułość	Dokładn.	Wys. temp.	Zakres odkształceń	Rozdzielczość	Obszar pomiarowy
Elastoptyka - 2D Met. pokryć el-op	NIE	TAK	$(\sigma_1 - \sigma_2), \theta$ $(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)$	$\sigma_1, \sigma_2, \theta$	NIE	TAK	TAK	DOBRA	DOBRA	NIE	SPRĘŻYSTE	DOBRA	ϕ 0.3 m
Elastoptyka - 3D (zamrażanie nap.)	TAK	TAK	$(\sigma_1 - \sigma_2), \theta$	$\sigma_1, \sigma_2, \theta$	NIE	TAK	TAK	DOBRA	DOBRA	NIE	SPRĘŻYSTE	DOBRA	ϕ 0.3 m
Metoda Mory	NIE	TAK	$\delta_x, \delta_y, \delta_z$	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	TAK	TAK	TAK	SLABA	NISKA	TAK	PLASTYCZ.	SLABA	ϕ 0.3 m
Interferometria siatkowa	NIE	TAK	δ_x, δ_y	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	NIE	TAK	TAK	DOBRA	DOBRA	NIE	SPRĘŻYSTE PLASTYCZ.	BARDZO DOBRA	ϕ 0.1 m
Fotografia plamkowa	NIE	NIE	δ	$\varepsilon_x, \varepsilon_y$	NIE	NIE	NIE	NISKA	ŚREDN.	NIE	SPRĘŻYSTE	DOBRA	BARDZO DUŻY
Interferometria plamkowa	NIE	NIE	$\delta_x, \delta_y, \delta_z$	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	TAK	TAK	NIE	SLABA	SLABA	NIE	SPRĘŻYSTE	SLABA	BARDZO DUŻY
Holografia	NIE	NIE	$\delta_x, \delta_y, \delta_z$	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	TAK	TAK	TAK	DOBRA	ŚREDN.	NIE	SPRĘŻYSTE	ŚREDN.	BARDZO DUŻY
Elektro.interf.plamk ESPI	NIE	NIE	$\delta_x, \delta_y, \delta_z$	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	TAK	TAK	TAK	DOBRA	SLABA	NIE	SPRĘŻYSTE	SLABA	BARDZO DUŻY
Termowizja	NIE	TAK	$(\sigma_1 + \sigma_2)$		NIE	T/N	NIE	DOBRA	?	?	SPRĘŻYSTE	DOBRA	BARDZO DUŻY
White-light speckle	NIE	TAK	δ	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	NIE	NIE	NIE	ŚRED.	ŚREDN.	NIE	SPRĘŻYSTE	DOBRA	BARDZO DUŻY
Cyfrowa korelacja obrazu	NIE	TAK	δ_x, δ_y	$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$	NIE	NIE	?	ŚRED.	ŚREDN.	NIE	SPRĘŻYSTE PLASTYCZ.	DOBRA	BARDZO DUŻY

Tab.4.1 Porównanie wybranych metod doświadczalnych pomiaru odkształceń lokalnych [159], [158]

4.4 Metody hybrydowe

Metody hybrydowe łączą co najmniej dwie różne metody analizy odkształceń w celu wykorzystania zalet obu metod i uzupełnienia tym samym ograniczeń każdej metody stosowanej osobno. W zależności od potrzeb możliwe jest łączenie różnych metod wymienionych w punktach 5.1-5.3. Wyróżnić można różne odmiany metod hybrydowych:

- analityczno-doświadczalną,
- analityczno-numeryczną,
- numeryczno-doświadczalną,
- doświadczalno-doświadczalną,
- numeryczno-numeryczną,
- inne.

Na szczególną uwagę zasługują często stosowane metody numeryczno-analityczne, w których pola odkształceń lub naprężeń uzyskuje się na drodze symulacji komputerowej.

5. Spoiny laserowe stalowych paneli typu sandwich

Stalowe panele typu sandwich prefabrykowane są przy użyciu technologii spawania laserowego, które polega na stopieniu materiału w rejonie łączonych elementów na skutek doprowadzenia do tego obszaru skoncentrowanej wiązki światła. Dzięki skupieniu wiązki lasera na małym obszarze uzyskuje się bardzo duże gęstości mocy (do 10^{11} W/m²). Skutkuje to dostarczeniem w rejon spoiny minimalnej ilości ciepła potrzebnej do stopienia materiału. Umożliwia to wykonywanie połączeń bardzo cienkich elementów (w przypadku paneli typu sandwich są to grubości rzędu 2.5mm) i prefabrykację ultra-cienkościennych konstrukcji wielkogabarytowych [168], [169], [170], [171], [172], [173]. Porównanie różnych metod spawania stosowanych w okrętownictwie ujęto w Tab.5.1.

Metoda spawania		Gazowe	MMA	MAG	MIG	SAW	Laserowe
Grubość blachy	<10	+	+	+	+	+	+
	>10	-	+	+	+	+	+
Koszty inwestycyjne		+	+	+	+	+	-
Produkcja inwestycyjna	Jednostkowa	+	+	+	+	+	-
	Seryjna	-	-	+	+	+	+
Pozycje spawania		-	+	+	+	-	+
Uniwersalność		+/-	+	+	+	-	-
Wielkość odkształceń		-	-	+/-	+/-	-	+
Legenda: + bardzo dobra; +/- zadowalająco; - niezadowalająca							

Tab.5.1 Zestawienie różnych metod spawania stosowanych w okrętownictwie

Technika spawania laserowego na tle innych metod wyróżnia się istotnymi zaletami:

- brak odkształceń spawalniczych,
- możliwość łączenia bardzo cienkich elementów wielkogabarytowych w konstrukcje wielowarstwowe,
- możliwość wysokiej automatyzacji procesu technologicznego,
- panelizacja (produkcja serii powtarzalnych elementów),
- zwiększona jakość połączeń,
- możliwość uzyskania wysokiej wydajności procesu produkcji.

Jednak spawanie laserowe posiada również szereg wad, z których do najważniejszych zaliczyć można:

- bardzo małe tolerancje wzajemnego położenia łączonych elementów,
- duży wpływ parametrów spawania i wszelkich niedoskonałości procesu na jakość złączy,
- niska sprawność procesu (duża energochłonność),
- wysokie koszty inwestycyjne i eksploatacyjne,
- konieczność utrzymania bardziej złożonego systemu kontroli jakości,

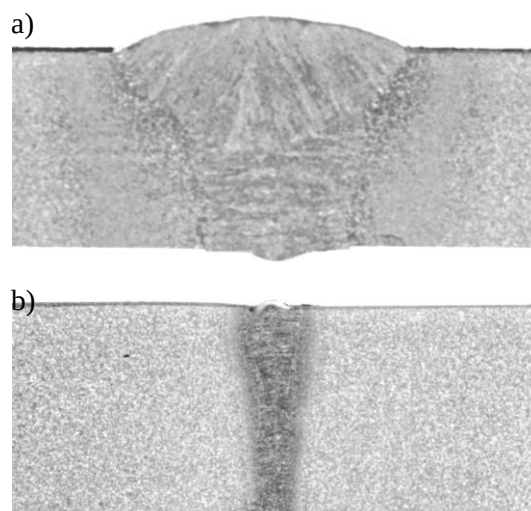
- problemy z integracją nowego systemu z istniejącą infrastrukturą.

Sporządzone wyżej listy zalet, jak i wad pozostają otwarte i zakreślić mają problematykę spawania laserowego w prefabrykacji konstrukcji okrętowych. Z punktu widzenia tematyki pracy istotnym aspektem techniki spawania laserowego jest odmiennność tego procesu od metod powszechnie stosowanych w przemyśle. Na tle konwencjonalnych metod spawania łączenie cienkich elementów techniką laserową jest procesem znacznie bardziej zaawansowanym technicznie. Połączenia laserowe charakteryzują się odmienną geometrią i zmianami materiałowymi. Własności spoin laserowych i hybrydowych (z użyciem wiązki lasera) łączących elementy o standardowej grubości (od 5mm do około 35mm) są dobrze rozpoznane i szeroko stosowane w przemyśle. Natomiast jeśli chodzi o spoiny łączące blachy cienkie, to zarówno technika spawania laserowego, jak i połączenia będące efektem procesu technologicznego są stosunkowo słabo rozpoznany obszarem badawczym. W poniższych podpunktach opisane zostaną najważniejsze własności spoin laserowych istotne z punktu widzenia oceny ich trwałości zmęczeniowej.

5.1 Geometria spoin laserowych

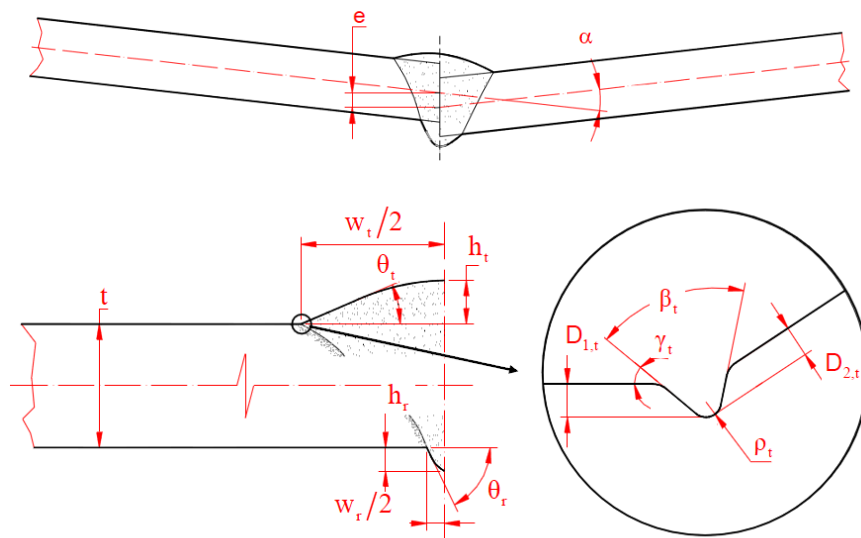
Geometria spoin laserowych przedstawiona zostanie w pierwszej kolejności na podstawie badań prowadzonych przez Uniwersytet Techniczny w Helsinkach i opublikowanych w [14]. Badania te dotyczą doczołowych złączy blach o grubości 12mm. Szczegółowa analiza geometrii spoin laserowych przedstawiona zostanie na tle analogicznych spoin wykonanych techniką SAW i dwiema technikami hybrydowymi. Porównanie parametrów geometrycznych spoin wykonanych różnymi metodami i prezentowanymi na przykładzie prostego przypadku – spoiny doczołowej, ma na celu uwidocznienie odmienności geometrii spoin laserowych, będących efektem zastosowania nowej technologii. W drugiej kolejności przedstawiona zostanie geometria spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich, która jest szczególnym przypadkiem połączenia spawanego techniką laserową.

Nowa metoda łączenia wielkogabarytowych konstrukcji cienkościennych prowadzi do powstania w konstrukcji spoin o znacząco odmiennej geometrii w porównaniu do złączy konwencjonalnych. Spoina laserowa posiada znacznie mniejszą szerokość, niezwykle wąską strefę wpływu ciepła i niewielką wysokość lica. Na Rys.5.1 zaobserwować można proporcje wymiarów spoin wykonanych technologią spawania łukiem krytym pod topnikiem (SAW) i spawania laserowego dla spoiny doczołowej blach o grubości 12mm. Poza geometrią samej spoiny, złącza wykonane różnymi technikami cechują znacząco odmienne odkształcenia pospawalnicze. Ze względu na trwałość zmęczeniową połączeń potencjalnie najbardziej istotnymi różnicami w geometrii spoin są kształty karbów lica i grani, a także kąty pochylenia lica, jego wysokość i szerokość.



Rys.5.1 Spoina wykonana a) metodą SAW, b) spawaniem laserowym [14]

Dokładną analizę wymiarów spoin wykonywanych różnymi metodami przedstawiono w [14]. Geometrię połączeń opisano zależnościami geometrycznymi przedstawionymi na Rys.5.2. Opis parametryczny dotyczy zarówno geometrii samej spoiny, jak i niedoskonałości wykonawcze i odkształcenia spawalnicze. Przyjęte oznaczenia parametrów w pełni opisują geometrie połączeń elementów o standardowej grubości. Spoiny laserowe elementów bardzo cienkich (rzędu 2.5mm), a w szczególności wykonywanych nietypową technologią (jak ma to miejsce w spoinach stalowych paneli typu sandwich) wykraczają poza przedstawiony tutaj opis geometryczny.



Rys.5.2 Opis geometrii spoin doczółowych [14]

W pracy [14] analizowane są spoiny wykonane 4 różnymi technikami spawalniczymi:

- Próbki spawane metodą łukiem krytym pod topnikiem (ozn. SAW). Spawane metodą jednostronną dwoma drutami spawalniczymi z podkładką ceramiczną formującą grań spoiny,

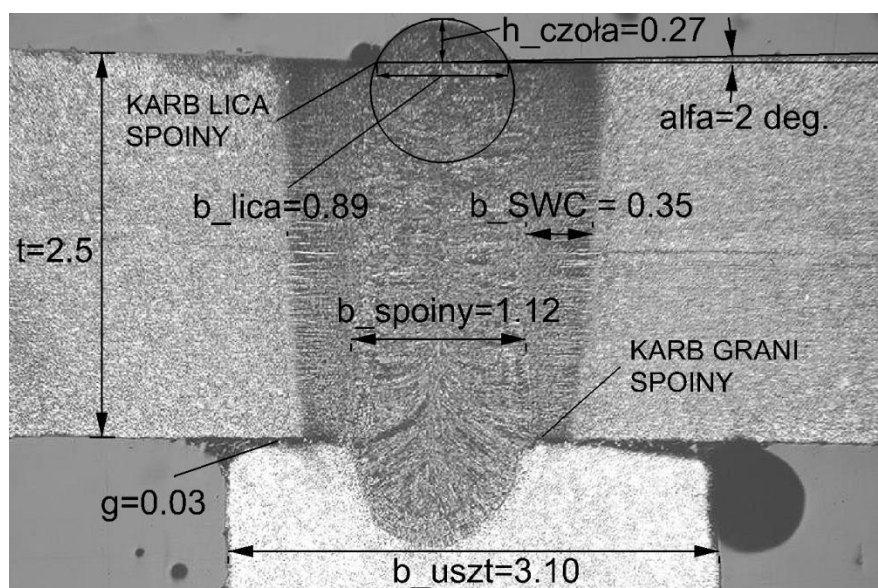
- Próbki spawane metodą hybrydową będącą połączeniem metody MAG i spawania laserowego w konfiguracji oznaczonej "Hybrid LF". Wiązka lasera CO₂ w tej metodzie znajduje się 2mm przed elektrodą topliwą w osłonie gazów aktywnych. Jezioro spawalnicze jest pchane przez elektrodę topliwą. Krawędzie spawanych blach są równoległe bez ukosowania,
- Próbki spawane metodą hybrydową będącą połączeniem metody MAG i spawania laserowego w konfiguracji oznaczonej "Hybrid MF". Wiązka lasera CO₂ w tej metodzie znajduje się 5mm za elektrodą topliwą w osłonie gazów aktywnych. Jezioro spawalnicze jest ciągnięte przez elektrodę topliwą. Krawędzie blach są ukosowane "na Y",
- Próbki spawane metoda laserową (laser CO₂).

Wszystkie próbki wykonane zostały z jednakowego materiału - stali RAEX S275 LASER [14].

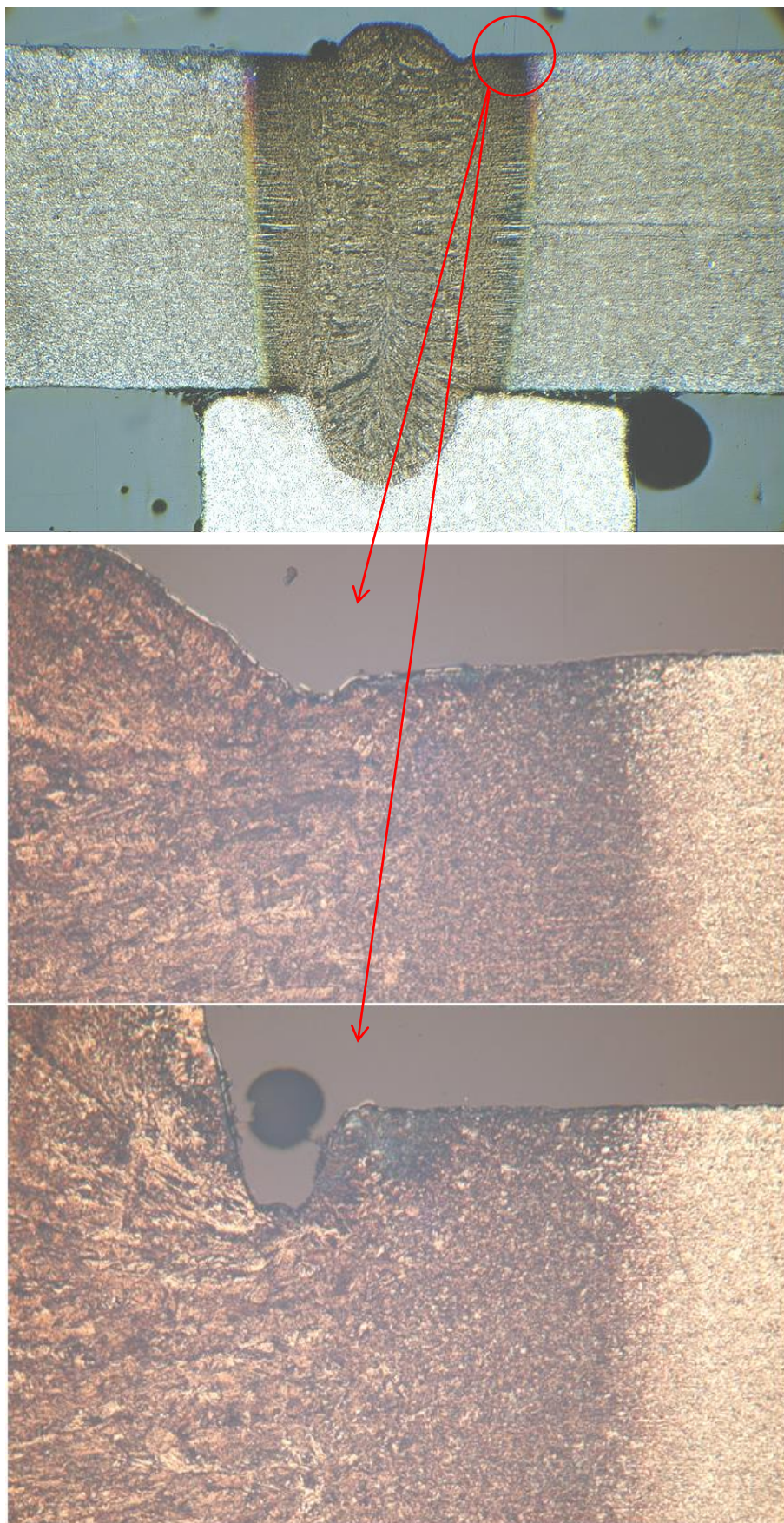
Szczegółowe pomiary wykonane na spoinach doczołowych wykonanych różnymi technikami pozwala stwierdzić, że spoina laserowa posiada około 35-krotnie mniejszą wysokość lica od spoiny wykonanej łukiem krytym pod topnikiem (SAW) i 5-krotnie mniejszą wysokość od połączeń hybrydowych. Szerokość spoiny laserowej jest o połowę mniejsza od połączeń hybrydowych i ponad 6-krotnie mniejsza od spoin SAW. Istotnym parametrem geometrycznym jest kąt nachylenia lica spoiny. Dla spoin laserowych jest on znacznie mniejszy i wynosi średnio około 4°, jednak jego wartość charakteryzuje się dużym rozrzutem z maksymalną pomierzoną wartością poprawnie wykonanego złącza równą 25°. Dla porównania standardowe nachylenie lica spoiny wykonanej techniką SAW wynosi około 30°. Ze względu na trwałość zmęczeniową niezwykle istotnym elementem spoiny jest geometria karbu lica i grani. W miejscach nieciągłości geometrycznych bowiem powstają koncentracje geometryczne, w których często inicjują się pęknięcia zmęczeniowe. Szczegółowa analiza geometrii karbów lica i grani zawiera praca [14]. Z pomiarów przeprowadzonych na omawianych próbkach wynika, że karby lica o największej głębokości posiadają spoiny laserowe - około 3-krotnie głębsze aniżeli spoiny SAW i hybrydowe. Jednocześnie w przypadku spoin laserowych zaobserwować można większy aniżeli w przypadku spoin wykonywanych innymi metodami rozrzut wyników pomiarów geometrii karbów lica. W przypadku karbów grani spoin nie zaobserwowano już tak znacznych różnic między spoinami wykonywanych różnymi metodami. Zarówno głębokości karbów, jak i kąty pochylenia ich krawędzi różnią się między sobą w znacznie mniejszym stopniu.

Powyższe wyniki pomiarów geometrii spoin i karbów dotyczą doczołowego spawania blach o grubości 12mm. Ze względu na odmienną technologię spawania laserowego stosowaną w przypadku stalowych paneli typu sandwich, ich spoiny wymagają osobnej analizy. Spoiny laserowe stalowych paneli typu sandwich są połączeniami wykonywanymi w nietypowy sposób - poprzez doprowadzenie wiązki lasera od strony poszycia i przetopienia materiału poszycia i usztywnienia. Prowadzi to do powstania

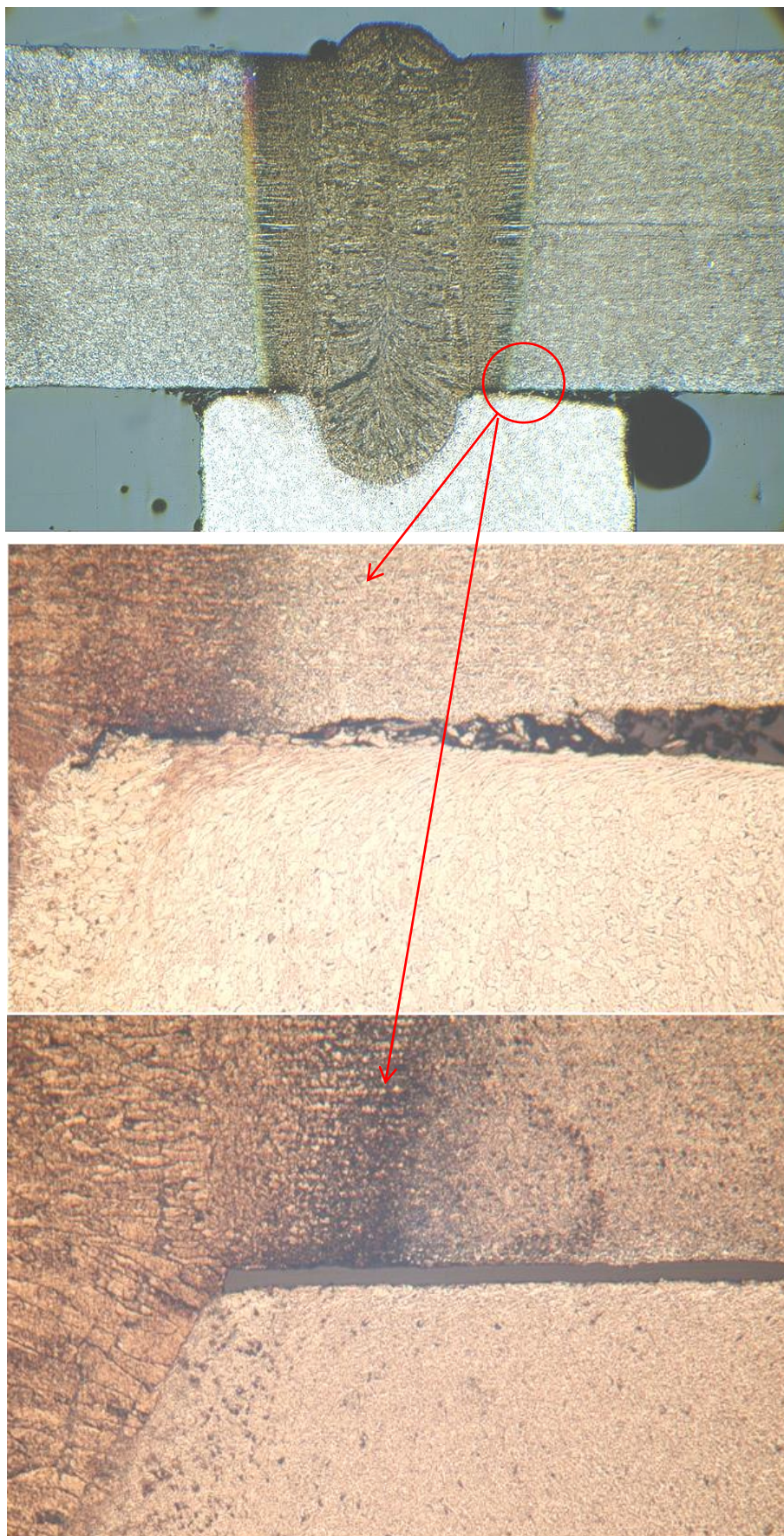
połączenia charakteryzującego się unikalną geometrią (Rys.5.3). Dokonano szczegółowych pomiarów zarówno geometrii spoiny jak i karbów lica i grani połączenia, a ich wartości średnie naniesiono na Rys.5.3. Połączenie cechuje bardzo mała szerokość, wąska strefa wpływu ciepła (SWC) i charakterystyczne dla spoin laserowych lico o przekroju kołowym. W połączeniu występują również karby lica i grani spoiny. Połączenia laserowe stalowych paneli sandwichowych nie posiadają pełnego przetopu, co skutkuje obecnością szczelin po obu stronach spoiny. Ze względu na zachowanie w procesie technologicznym produkcji paneli sandwichowych bardzo wysokich dokładności i procesu kontroli spoiny, geometrie połączeń charakteryzuje duża powtarzalność. Jednocześnie geometria samych karbów lica i grani może się znacząco różnić i trudna jest do opisanie zależnościami geometrycznymi stosowanymi dla spoin konwencjonalnych. Przykładowe fotografie karbów lica i grani przedstawiono na Rys.5.4 i Rys.5.5. Dla połączeń blach o grubości powyżej 5mm stosowane są różne opisy geometrii spoin i karbów, z których jeden opisano powyżej. Natomiast dla geometrii karbów połączeń cieńszych elementów (w tym szczególnie spoin stalowych paneli typu sandwich) nie znaleziono opisów literaturowych.



Rys.5.3 Spoina laserowa stalowych paneli typu sandwich (przekrój poprzeczny w powiększeniu 100x)



Rys.5.4 Karby lica spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich



Rys.5.5 Karby grani spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich

5.2 Własności materiałowe spoin laserowych

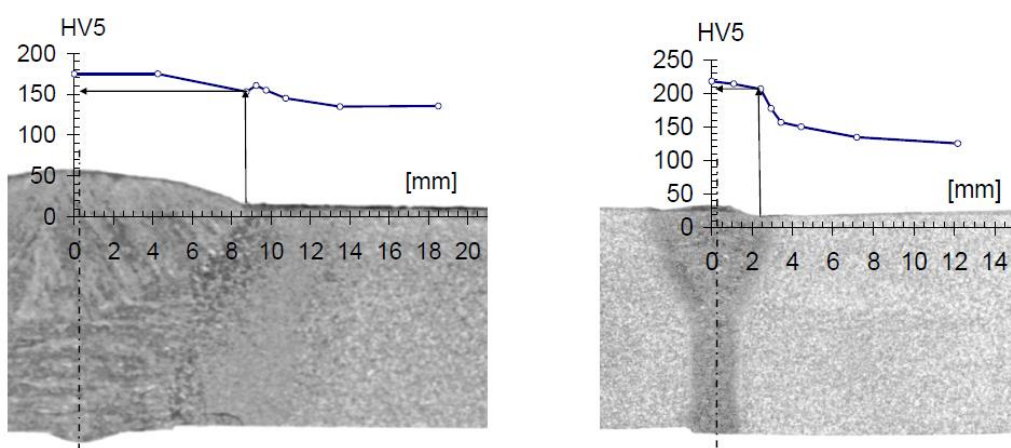
Jak widać z wyżej przedstawionych danych, we wszystkich połączeniach spawanych wyróżnić można charakterystyczne strefy, w których własności materiału uległy zmianie na skutek doprowadzenia ciepła. Zmiana struktury materiału strefy wpływu ciepła i materiału spoiny powoduje zmianę własności wytrzymałościowych. Można wyszczególnić trzy charakterystyczne obszary materiałowe: spoiny, strefy wpływu ciepła, materiału rodzimego. Aby zbadać własności materiału poszczególnych stref spoiny wykonuje się badania twardości, a także monotoniczne badania trwałości zmęczeniowej, z których zgodnie z zależnością Ramberga-Osgooda wyznaczyć można cykliczne krzywe rozciągania.

Własności materiałowe spoiny laserowej przedstawiona zostanie w pierwszej kolejności na podstawie badań prowadzonych przez Uniwersytet Techniczny w Helsinkach [14]. Badania te dotyczą doczołowych złączy blach o grubości 12mm. Szczegółowa analiza własności materiałowych spoin laserowych przedstawiona zostanie na tle analogicznych spoin wykonanych techniką SAW i dwiema technikami hybrydowymi. W drugiej kolejności przedstawione zostaną własności materiałowe spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich, która jest szczególnym przypadkiem połączenia spawanego techniką laserową. Własności materiałowe spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich zbadane zostały w ramach współpracy z Uniwersytetem Techniczno-Przyrodniczym w Bydgoszczy [13].

Ze względu na analizę wpływu zmian materiałowych (mierzonych poprzez zmianę twardości) na trwałości zmęczeniowe spoin wykonanych różnymi metodami spawania, na szczególną uwagę zasługują wyniki pomiarów twardości w karbach. Szczegółowe wyniki badań twardości zawierają prace [174], [175], [176]. Badania twardości wykonano metodą Vickers-a zgodnie z wymaganiami Towarzystw Klasyfikacyjnych [177]. Wyniki badań ujęto w Tab.5.2. Twardość badano w 3 strefach: spoinie, strefie wpływu ciepła i materiale rodzimym. Dodatkowo zbadano twardości w karbach. Twardość materiału rodzimego wszystkich próbek wynosiła 130 HV5. Największe wartości twardości zarejestrowano dla wszystkich trzech stref w spoinie laserowej. Maksymalna wartość twardości występowała w materiale spoiny połączenia laserowego. Twardość w karbie spoiny laserowej miała zbliżoną wartość do twardości spoiny, jednak znacznie wyższą niż materiału rodzimego. Połączenia laserowe charakteryzuje duży gradient twardości i znacznie wyższa bezwzględna wartość twardości aniżeli w spoinach wykonanych innymi metodami spawania. Wzrost twardości spoiny w stosunku do materiału rodzimego wynosi około 45%. W przypadku połączeń SAW wzrost twardości materiału spoiny wynosi około 25% w stosunku do twardości materiału rodzimego i ma znacznie łagodniejszy charakter. Bardzo duży gradient twardości spoin laserowych jest efektem ich niewielkiej szerokości. Wyniki twardości naniesione na fotografii przekroju poprzecznego spoin przedstawiono na Rys.5.6.

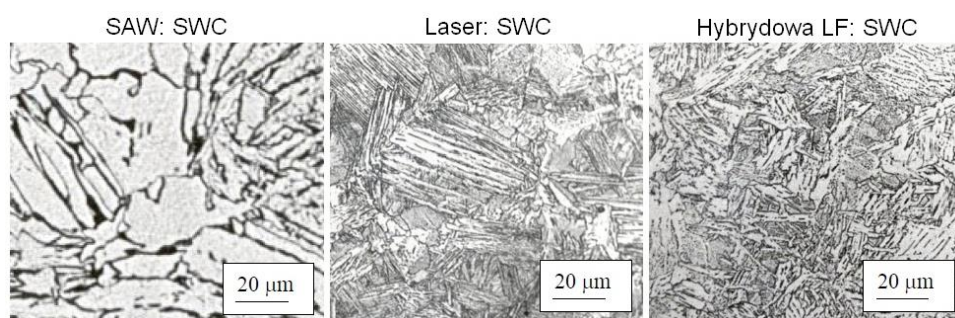
Metoda spawania	SAW	Laser	Hybrydowa LF	Hybrydowa MF	Laser (steel sandwich panel)
Strefa spoiny					
Wartość maksymalna	188	255	231	248	420
Wartość średnia	175	238	219	234	410
Odchylenie standardowe	9.2	9.3	6.6	11.2	7.1
Strefa wpływu ciepła					
Wartość maksymalna	173	241	215	248	385
lico: Wartość średnia	165	228	207	222	380
lico: Odchylenie stand.	5.7	13.3	7.0	13.7	6.9
grań: Wartość średnia	157	202	187	179	380
grań: Odchylenie stand.	3.1	6.4	16.2	12.2	6.7
Karb spoiny					
lico: Wartość średnia	153	233	210	229	410
grań: Wartość średnia	147	225	199	201	410

Tab.5.2 Wyniki pomiaru twardości HV5 dla poszczególnych stref materiałowych spoin wykonanych różnymi metodami spawania [14], [175], [11]



Rys.5.6 Przekroje poprzeczne spoin SAW (po lewej) i spoiny laserowej (po prawej) z naniesionymi wykresami twardości HV5 [14]

Do oceny mikrostruktury analizowanych stref materiałowych wykonano zglądy spoin. Fotografie zglądów mikroskopowych stref wpływu ciepła spoin wykonanych różnymi technikami spawania przedstawia Rys.5.7 [176], [178]. Strefa wpływu ciepła spoin laserowych posiadają około 8-krotnie mniejsze ziarna w porównaniu ze spoiną wykonaną łukiem krytym pod topnikiem. Połączenie laserowe posiada większą niejednorodność rozmiaru ziaren, aniżeli ma to miejsce w połączeniu hybrydowym.



Rys.5.7 Zglądy mikroskopowe stref materiałowych spoin wykonanych różnymi metodami [176]

Również wyniki cyklicznych badań zmęczeniowych próbek materiałowych pobranych z poszczególnych stref spoin wykonanych różnymi metodami spawania dostarczają istotnych informacji dla analizy własności materiałowych spoiny pod kątem procesu zmęczenia. Monotoniczne krzywe naprężenie-odkształcenie dla różnych spoin przedstawiono na Rys.5.8. Na wykresach dla porównania naniesiono również krzywe naprężenie-odkształcenie dla materiałów rodzimych. We wszystkich zbadanych połączeniach w strefie spoiny materiał uległ umocnieniu (wartość granicy plastyczności - wzrosła). Zwrócić uwagę należy na fakt, że ten wzrost w strefie spoiny jest znacząco wyższy dla spoin laserowych, a także hybrydowych (w szczególności typu MF). Współczynniki umocnienia K i wykładnik umocnienia n zgodnie z zależnością Ramberga-Osgooda [179] przedstawioną równaniem 5.1, ujęto w Tab.5.3.

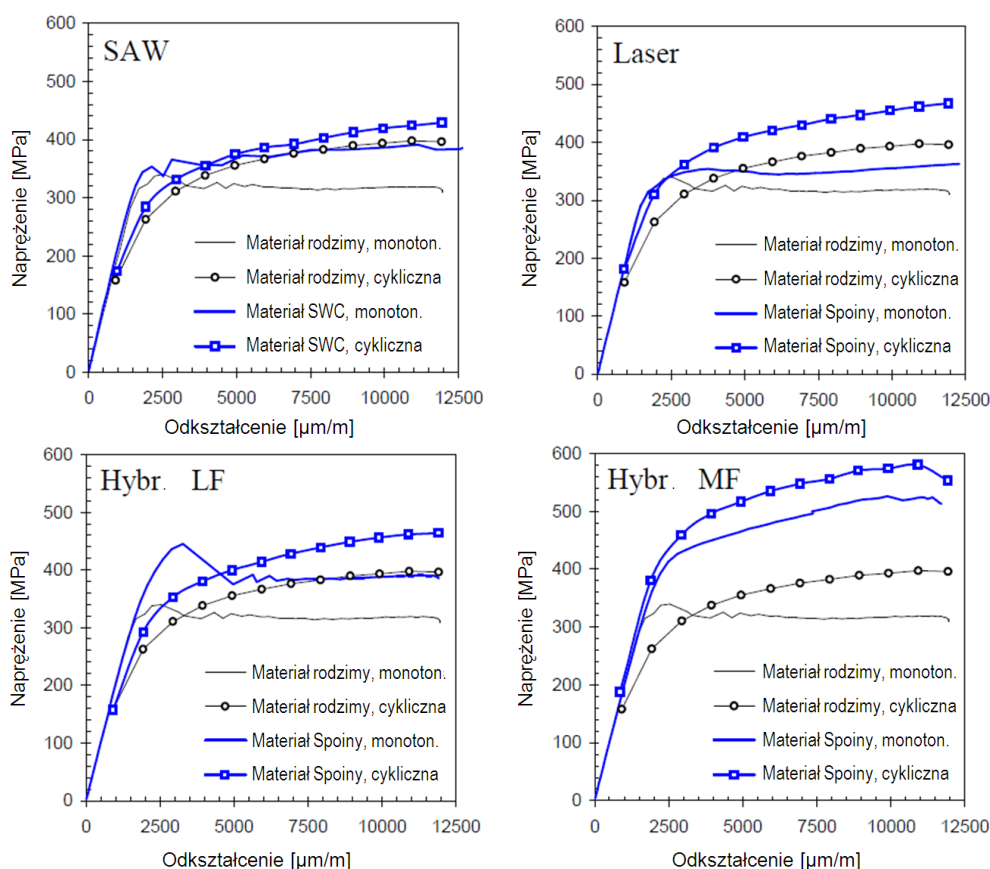
$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + K \cdot \left(\frac{\sigma}{E}\right)^n \quad (5.1)$$

,gdzie:

ϵ – odkształcenie,

σ – naprężenie,

K, n – współczynnik umocnienia i wykładnik umocnienia; stałe materiałowe.



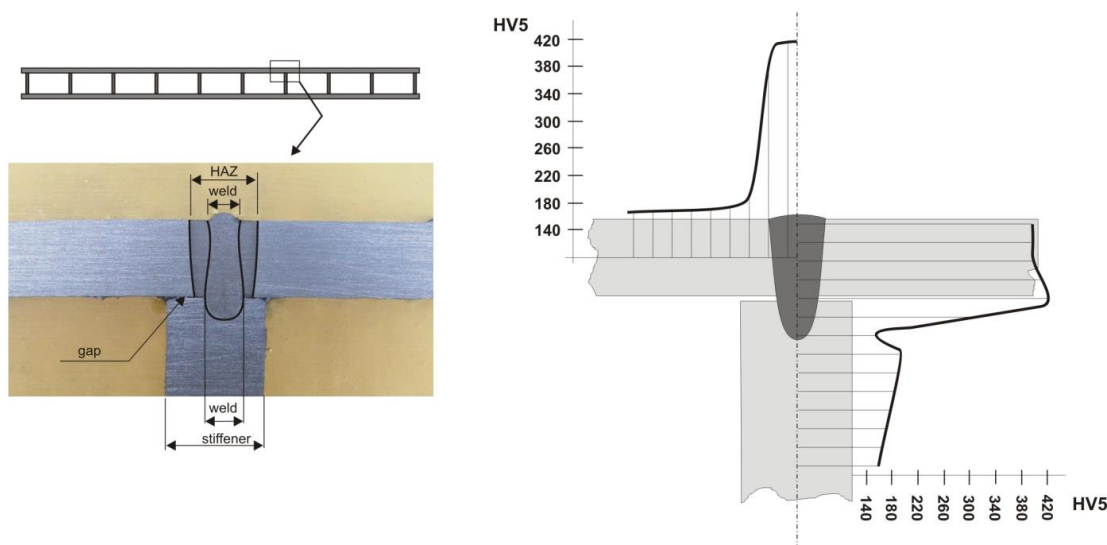
Rys.5.8 Monotoniczne i cykliczne krzywe naprężenie-odkształcenie dla różnych połączeń [174], [14]

Metoda spawania	Strefa materiałowa	parametry krzywej Ramberg-Osgooda	
		n	K [MPa]
bez spawania	Materiał rodzimy	0.143	794
SAW	SWC	0.136	813
Laser	Materiał Spoiny	0.121	823
Hybrydowa LF	Materiał Spoiny	0.144	922
Hybrydowa MF	Materiał Spoiny	0.082	852

Tab.5.3 Współczynnik umocnienia K i wykładnik umocnienia n równania Ramberga-Osgooda dla poszczególnych stref spoin wykonanych różnymi metodami [174]

Spoiny laserowe stalowych paneli typu sandwich charakteryzują się bardzo dużym gradientem twardości zarówno w kierunku równoległym, jak i prostopadłym do płaszczyzny panelu (Rys.5.10). W połączeniu wyróżnić można 5 charakterystycznych stref:

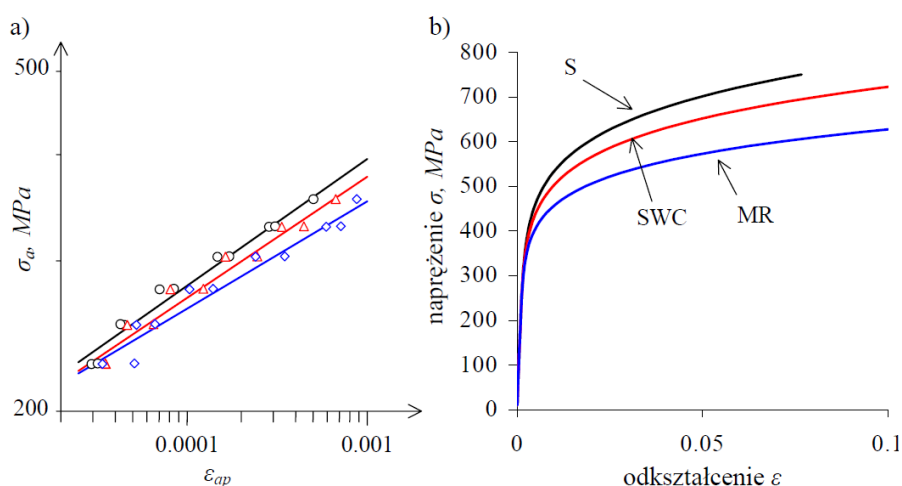
- materiał rodzimy,
- strefa wpływu ciepła,
- spoina,
- strefa pośrednia między materiałem rodzimym a strefą wpływu ciepła,
- strefa przejściowa pomiędzy strefą wpływu ciepła a spoiną.



Rys.5.9 Strefy materiałowe (po lewej) i zmiany twardości w spoiny laserowej (po prawej) [11], [180]

Wyniki cyklicznych badań zmęczeniowych dla stalowych paneli typu sandwich przedstawiono na Rys.5.10. Podczas badań rejestrowano zmiany odkształceń w strefie złącza i na tej podstawie sporządzono krzywe histerezy umożliwiające wyznaczenie wartości współczynnika umocnienia i wykładnika dla krzywej Ramberga-Osgooda. Wykresy cyklicznego odkształcenia dla poszczególnych stref złącza laserowego uzyskane z zależności Ramberga-Osgooda przedstawia Tab.5.4. Sporządzono również krzywą monotoniczną dla materiału spoiny pobranego ze stalowych paneli typu sandwich (Rys.5.11). Różnice w przebiegu krzywych monotonicznych i cyklicznych wskazują na to, że użycie statycznych danych materiałowych do modelowania złącza laserowego może być niewystarczające.

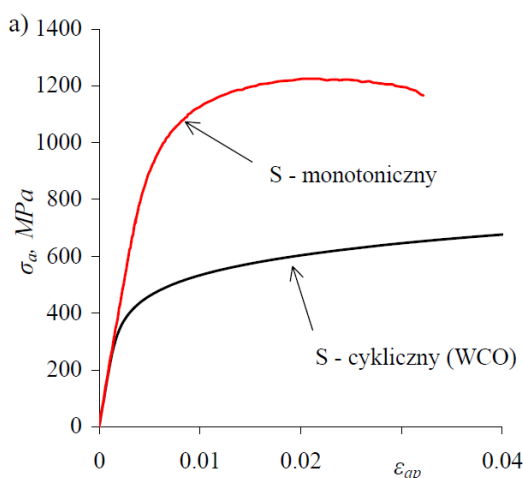
Porównując stałe K i n równania Ramberga-Osgooda dla spoin laserowych łączących blachy standardowej grubości (12mm) i spoin laserowych stalowych paneli sandwichowych można zaobserwować, że wykładniki n mają zbliżone wartości, natomiast współczynnik umocnienia K w przypadku spoin paneli sandwichowych jest znacznie większy. Współczynnik umocnienia dla materiału rodzimego spoin laserowych łączących blachy 12mm i blachy poszyć paneli sandwichowych 2.5mm były bardzo zbliżone. Współczynnik K strefy materiału spoiny laserowej dla spoin laserowych blach 12mm wzrósł o 4%, a blach paneli sandwichowych jest większy o 30%.



Rys.5.10 Wykresy cyklicznego odkształcenia dla stref spoin laserowych: a) w układzie amplituda odkształcenia plastycznego-amplituda naprężenia, b) opisane zależnością Ramberga-Osgooda [13]

strefa złącza	n	K
	-	MPa
spoina S	0.1493	1108
Strefa Wpływu Ciepła	0.1426	1008
materiał rodzimy	0.1262	842

Tab.5.4 Cykliczne własności stref materiałowych spoiny laserowej paneli sandwichowych [13]

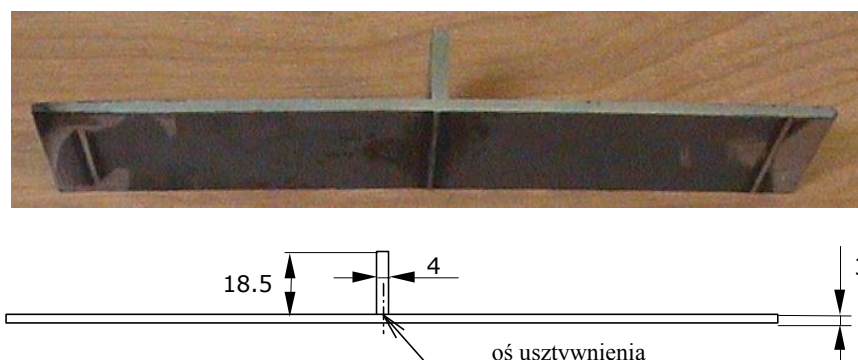


Rys.5.11 Wykres monotonicznego rozciągania i cyklicznego odkształcenia dla połączenia laserowego (strefa spoiny) [13]

W związku z omówionymi wyżej cechami spoin wykonywanych różnymi technikami spawalniczymi, dotyczącymi zarówno ich geometrii, jak i własności wytrzymałościowych, można spodziewać się odmiennych trwałości zmęczeniowych analizowanych połączeń. Różnice własności materiałowych poszczególnych stref spoiny laserowej skłaniają do szczegółowej analizy naprężeń i odkształceń występujących w każdej ze stref. Widać stąd, że metodyka oceny trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich oparta na obliczeniach odkształceń i naprężeń w spoinie powinna uwzględniać różnorodność materiałową i geometryczną analizowanych złączy. Spoiny laserowe prezentują bowiem największe różnice we własnościach materiałowych pomiędzy poszczególnymi strefami połączenia. Wnioski wynikające bezpośrednio z analizy geometrii i własności materiałowych spoin laserowych uwzględnione zostaną w dalszej części pracy, w szczególności podczas obliczania odkształceń spoin laserowych poprzez obliczenia numeryczne MES.

5.3 Własności zmęczeniowe spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich

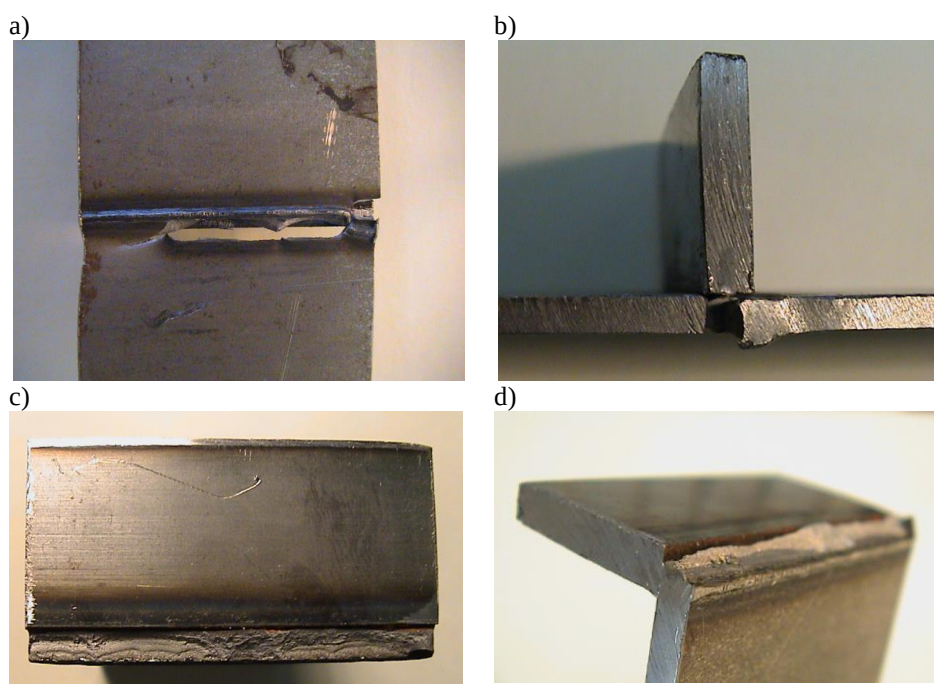
Przedstawione poniżej wyniki badań trwałości zmęczeniowej spoin laserowych dotyczą połączeń poszyć z usztywnieniami stalowych paneli typu sandwich. Badania wykonane zostały w ramach projektu De-Light (6 PRUE) na zlecenie Wydziału Oceanotechniki i Okrętownictwa, we współudziale autora pracy, w laboratorium Wydziału Inżynierii Mechanicznej w Uniwersytecie Techniczno-Przyrodniczym w Bydgoszczy. Próbkę spoin laserowych pobrano z wielkogabarytowych, seryjnie produkowanych stalowych paneli typu sandwich. Badania zmęczeniowe prowadzono dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0$, dla sterowania siłą przy częstotliwości $f=5\text{Hz}$. Wymiary próbek przedstawia Rys.5.12. Próbkę w części pomiarowej obejmuje usztywnienie i poszycie o długości równej odstępowi między usztywnieniami po obu jego stronach. Badaniom poddano 21 próbek, a jako kryterium niszczenia przyjęto pęknięcie rozdzielające próbkę na dwie części. W przypadku próbek osiągających trwałość powyżej $N=2\text{e}6$ cykli badania przerywano.



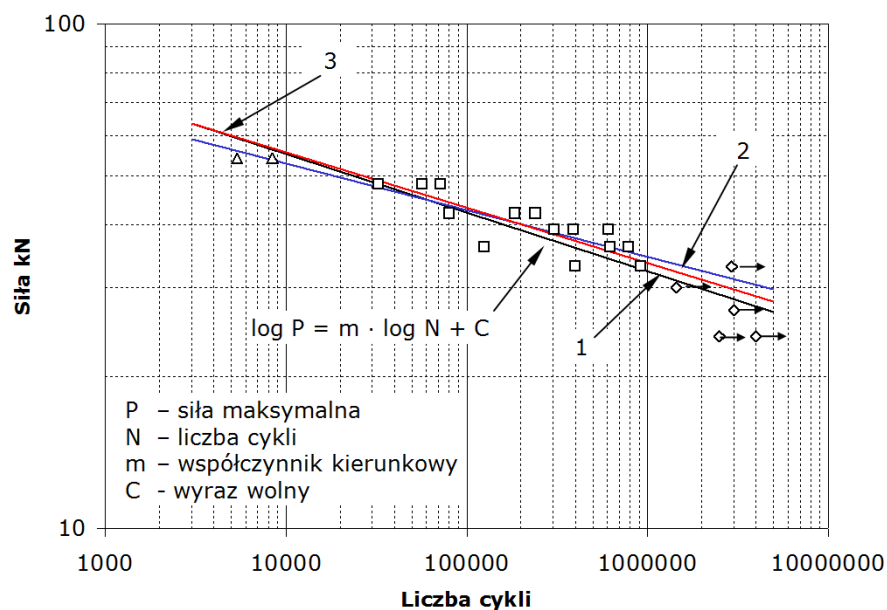
Rys.5.12 Wymiary próbki spoiny laserowej do badań zmęczeniowych

Przykładowe próbki z pęknięciami zmęczeniowymi przedstawiono na Rys.5.13. Próbka oznaczona jako "03" poddana była obciążeniu nominalnemu 300MPa, a jej trwałość zmęczeniowa wynosi $N_i=326000$ cykli. Próbka oznaczona jako "05" obciążona była siłą powodującą naprężenia nominalne równe 350MPa i jej trwałość wyniosła $N_i=81000$ cykli. Wyniki badań przedstawiono w postaci wykresu w skali podwójnie logagarytmicznej w układzie siła-liczba cykli na Rys.5.14.

Wyniki badań trwałości (dla wszystkich próbek) aproksymowano linią prostą oznaczoną nr 1 o parametrach podanych w Tab.5.5. Ze względu na małą liczbę wyników dotyczących próbek na poziomach $P=24, 27$ i 30 kN wyznaczono także linię regresji oznaczoną na wykresie nr 2 dla wyników badań bez uwzględnienia wyników prób przerwanych (oznaczonych na Rys.5.14 obróconymi kwadratami ze strzałkami). Ponadto wyznaczono linię regresji oznaczoną na wykresie nr 3 dla zbioru danych nie uwzględniających prób przerwanych, oraz wyników badań dla poziomu $P=54$ kN wchodzącego w zakres trwałości niskocyklowej (zaznaczone na Rys.5.14 trójkątami).



Rys.5.13 Widok próbek "03" (a i b) oraz "05" (c i d)

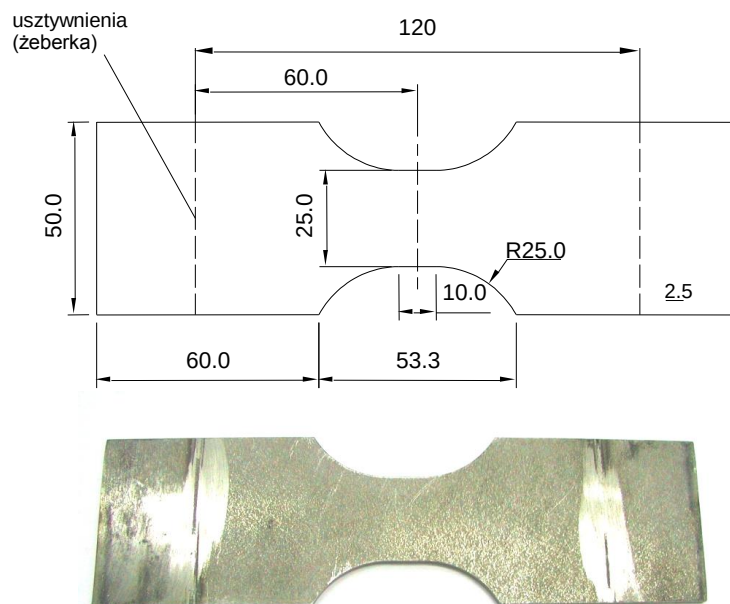


Rys.5.14 Wykres trwałości zmęczeniowej próbek spoin laserowych paneli sandwichowych

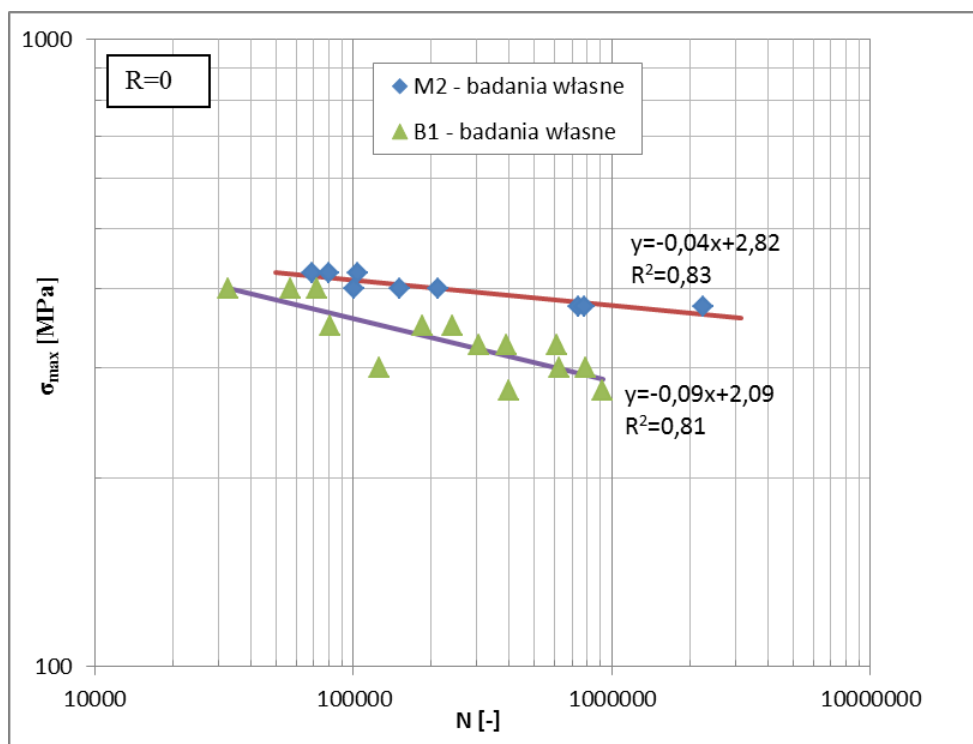
Nr linii	Parametr	m	C	R ²
1	Wartość	-0.12	2.21	0.83
2	Wartość	-0.09	2.09	0.81
3	Wartość	-0.11	2.18	0.74

Tab.5.5 Wartości parametrów opisujących linie regresji

Wykonano również badania zmęczeniowe materiału rodzimego na próbkach pobranych z poszyć paneli sandwichowych. Badania wykonano dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0$ (odzerowo tętniący, przy $\sigma_{\min}=0$). Wymiary próbek przedstawiono na Rys.5.15. Wyniki badań materiałowych (Rys.5.16) naniesiono na wykres trwałości spoin laserowych omówionych powyżej. Na wykresie naniesiono równanie prostej aproksymującej wyniki metodą najmniejszych kwadratów. Jak widać na wykresie Rys.5.16 prosta aproksymująca wyniki badań materiałowych (ozn. M2) ma mniejsze nachylenie aniżeli prosta aproksymująca wyniki próbek spoin (ozn. B1).



Rys.5.15 Wymiary próbek materiałowych



Rys.5.16 Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiałowych (M2) i spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich (B1)

Przeprowadzone badania pozwalają na obliczenie doświadczalnego, efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f . Współczynniki kierunkowe prostych aproksymujących wyniki trwałości zmęczeniowej spoin i materiału rodzimego są różne. Wartość współczynnika kierunkowego prostej aproksymującej wyniki zmęczeniowe spoin laserowych wynosi -0,09 (Tab.5.5). Natomiast wartość współczynnika kierunkowego prostej aproksymującej wyniki zmęczeniowe materiału rodzimego wynosi -0,04. Efektywny współczynnik koncentracji K_f uzyskany na drodze eksperymentalnej obliczyć można jako

iloraz trwałości zmęczeniowej spoiny i materiału rodzimego. Przy czym pod pojęciem trwałości zmęczeniowej rozumie się tutaj wartość amplitudy naprężenia dla analizowanej liczby cykli. Jako że krzywe aproksymujące wyniki eksperymentalne (Rys.5.16) posiadają różne współczynniki kierunkowe, dla różnych wartości umownej liczby cykli do zniszczenia, uzyskuje się różne wartości współczynnika K_f . Zatem dla różnych wartości trwałości uzyskuje się różne wartości efektywnego współczynnika koncentracji. W Tab.5.6 ujęto wybrane wartości dyskretne współczynnika K_f .

N [-]	K_f [-]
250000	1,22
500000	1,27
750000	1,30
1000000	1,32
1250000	1,34
1500000	1,36
1750000	1,37
2000000	1,38

Tab.5.6 Wartości efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f uzyskane doświadczalnie

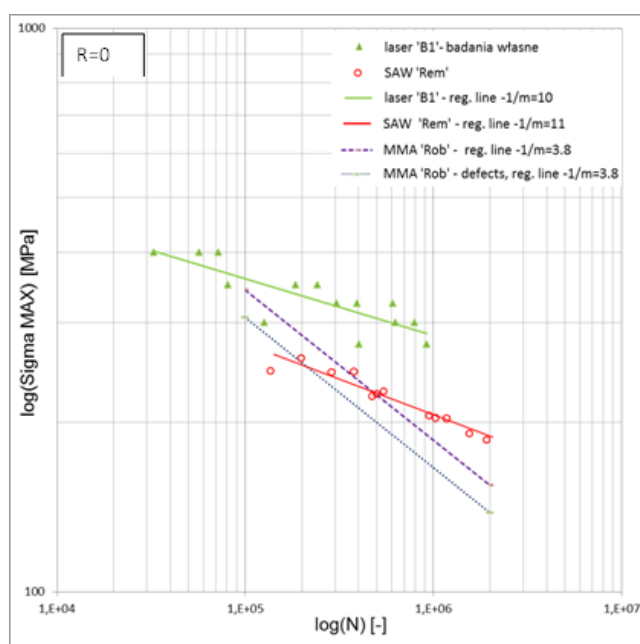
Wyższe wartości współczynnika koncentracji K_f przy wyższych wartościach trwałości można wytłumaczyć w następujący sposób. Dla wyższych trwałości obciążenie nominalne ma mniejszą wartość i etap propagacji pęknięcia jest znacznie dłuższy, aniżeli w przypadku przedziału niższych wartości trwałości. Tak więc znacząco większa liczba cykli obciążeń zadawana jest na próbce posiadającej pęknięcie o pewnej długości. W efekcie może to skutkować większym efektywnym współczynnikiem koncentracji dla większych zakresów trwałości. Wartość współczynnika K_f zależy więc od amplitudy obciążenia. Z Tab.5.12 widać, że dla umownej liczby cykli $N=2e6$ efektywny współczynnik koncentracji dla rozciąganych spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich wynosi $K_f=1.38$.

Na tle połączeń wykonanych innymi metodami spawania połączenia laserowe cechuje wyższa trwałość zmęczeniowa. Na Rys.5.17 przedstawiono wykres wyników trwałości zmęczeniowej połączeń wykonanych różnymi metodami spawalniczymi. Spoiny wykonywane ręcznie elektrodą topliwą (metoda MMA) mają najniższą trwałość zmęczeniową. Przy czym krzywe te cechuje znacząco większy kąt nachylenia. Ponadto spoiny wykonane tą metodą, również ze względu na zwiększony czynnik ludzki mogą posiadać wady wpływające na zmniejszenie trwałości. Prosta aproksymująca wyniki zmęczeniowe spoin z defektami jest równoległa i leży poniżej prostej aproksymującej wyniki zmęczeniowe metody MMA bez wad. Prosta aproksymująca wyniki badań zmęczeniowych próbek spawanych metodą łukiem krytym pod topnikiem (SAW) cechuje znacznie mniejszy współczynnik kierunkowy. Spoiny laserowe stalowych paneli

sandwichowych (oznaczone na wykresie B1) mają znacznie wyższą trwałość zmęczeniową. Współczynnik kierunkowy prostej aproksymującej złącza laserowe ma najmniejszą wartość spośród wszystkich analizowanych wyników badań.

Wyniki badań eksperymentalnych spoin stalowych paneli typu sandwich pozwalają na zaobserwowanie wpływu zmian materiałowych będących efektem technologii spawania laserowego na trwałość zmęczeniową złączy. Wyniki badań makroskopowych złączy przedstawiono w punkcie 3.2., a przykładowe złady pokazano na Rys.5.7. Efektem spawania laserowego i hybrydowego jest znacznie większe rozdrobnienie ziarna w materiale spoiny i strefie wpływu ciepła. Zmiany materiałowe powodujące zwiększenie trwałości zmęczeniowej mogą zostać wyrażone poprzez twardość materiału. Spoiny laserowe, w porównaniu ze złączami wykonywanymi konwencjonalnymi metodami, charakteryzują się znacznie większym wzrostem twardości, jak i większym gradientem twardości. Szczegółowa analiza twardości spoin różnego typu opisana została w punkcie 5.2 i zobrazowana na przykładzie typowych złączy na Rys.5.6. Korelując analizę własności geometrycznych spoin (punkt 5.1) i własności materiałowych (punkt 5.2) można wysnuć następujące wnioski:

- a) Zmiany materiałowe będące efektem spawania laserowego, powodują wzrost trwałości zmęczeniowej spoin laserowych,
- b) Zmiany te znajdują odbicie w rozkładzie twardości, którego duże gradienty mogą doprowadzić do pęknięć zmęczeniowych w materiale rodzimym tuż przed spoiną. W przeprowadzonych badaniach zmęczeniowych połączeń stalowych paneli typu sandwich 54% pęknięć występowało w strefie wpływu ciepła, a 46% w materiale rodzimym bezpośrednio przy spoinie laserowej.



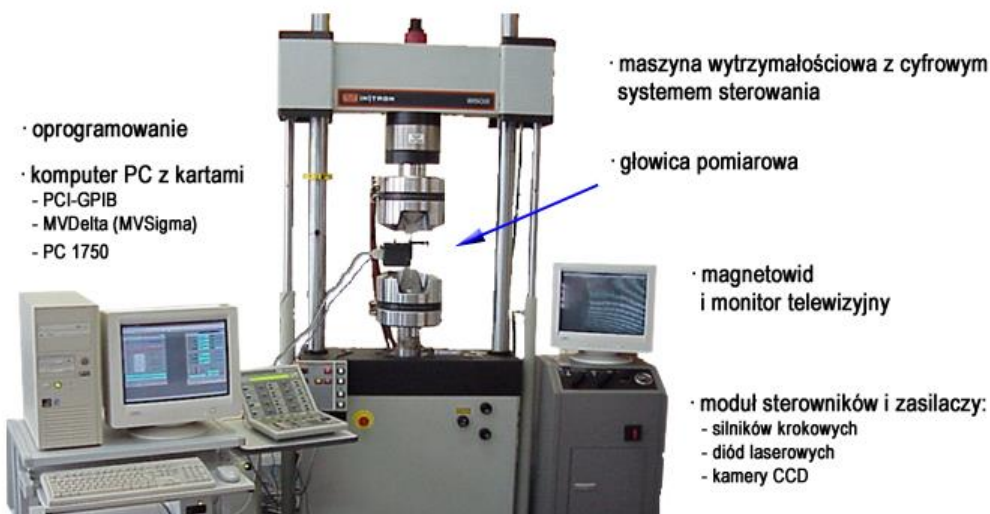
Rys.5.17 Wykres Wöhlera dla spoin wykonanych różnymi metodami, badania własne i [14], [181]

6. Doświadczalne określenie pola odkształceń spoiny laserowej

Podczas obliczania koncentracji naprężeń lub odkształceń w metodach lokalnych oceny trwałości zmęczeniowej bardzo pomocne jest określenie lokalnych odkształceń analizowanego obszaru. W przypadku analizy bardzo nietypowych połączeń, jakimi są spoiny laserowe jedynym wiarygodnym sposobem określenia odkształceń w rejonie karbu są metody doświadczalne. Metody analityczne i numeryczne również mogą być wykorzystywane, jednak ich dokładność powinna zostać zweryfikowana doświadczalnie. Do określenia lokalnych odkształceń w spoinie laserowej pod obciążeniem statycznym zastosowano metodę Laserowej Ekstensometrii Siatkowej [182]. Badania wykonane zostały w laboratorium Wydziału Inżynierii Mechanicznej w Uniwersytecie Techniczno-Przyrodniczym w Bydgoszczy przez zespół badawczy Prof. Józefa Szali i Prof. Dariusza Borońskiego.

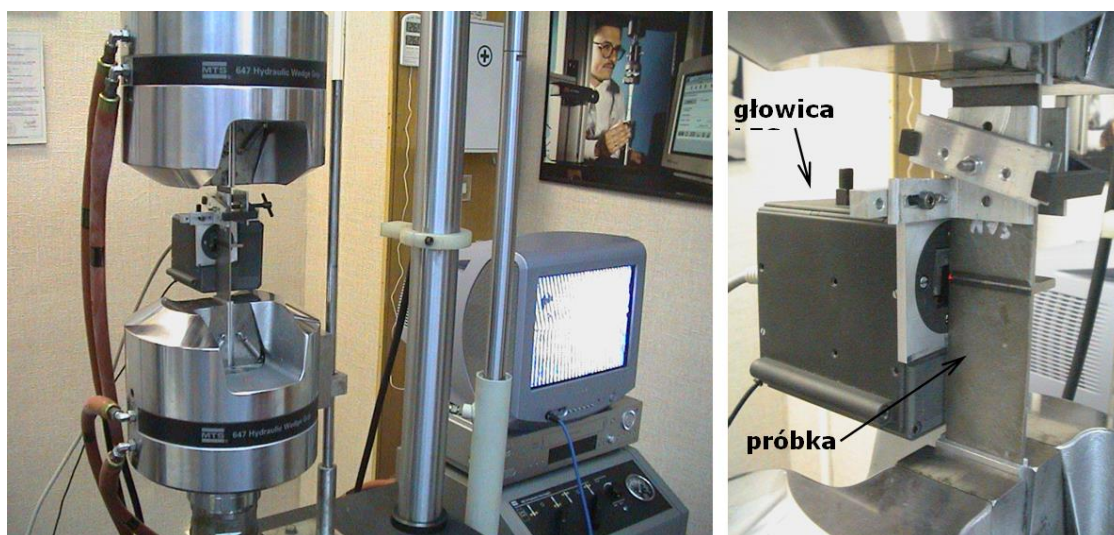
6.1 Metoda badań

Do badań lokalnych odkształceń w rejonie karbów spoiny laserowej użyto techniki laserowej ekstensometrii siatkowej zastosowanej w Zautomatyzowanym Systemie Laserowego Ekstensometru Siatkowego (LES), [183] której podstawy teoretyczne przedstawiono w rozdziale 4.3. Badania realizowane były w jedynym w Polsce ośrodku posiadającym wymieniony system pomiarowy – Uniwersytecie Technologiczno-Przyrodniczym w Bydgoszczy w Zakładzie Podstaw Konstrukcji Maszyn. System badawczy składa się z maszyny do badań zmęczeniowych Instron 8502 z cyfrowym systemem sterowania, komputera z oprogramowaniem sterowania i systemu LES, oraz głowicy pomiarowej (Rys.6.1).



Rys.6.1 Zautomatyzowanym Systemie Laserowego Ekstensometru Siatkowego [184]

Zastosowany system pomiarowy umożliwił wyznaczenie rozkładów przemieszczeń względnych, oraz odkształceń w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach U i V (poziomym i pionowym w płaszczyźnie przekroju próbki) na podstawie analizy obrazów prążków interferencyjnych. Dla różnych poziomów obciążenia wyznaczono mapy odkształceń na kierunku równoległym do poszycia panelu sandwichowego (kierunek oznaczony U) i kierunku prostopadłego (oznaczonego V). Na Rys.6.2 pokazano próbkę w trakcie badań.

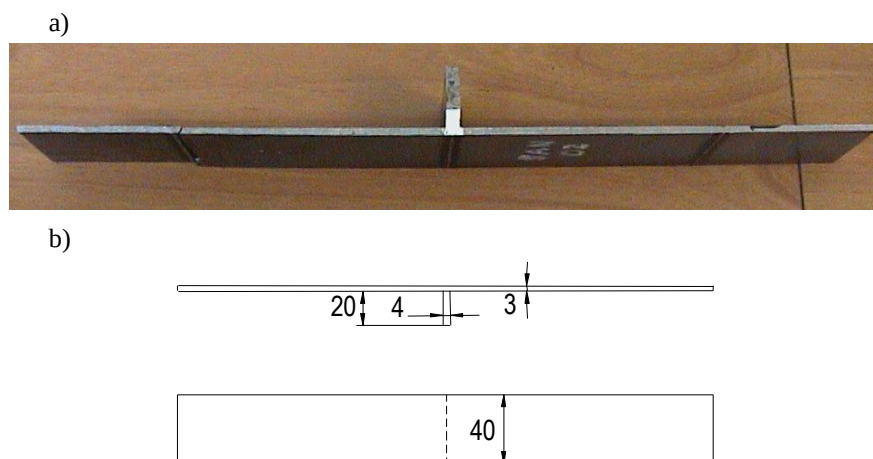


Rys.6.2 Próbkę spoiny laserowej (ozn. B_1) stalowego panelu typu sandwich podczas badań [184]

Obserwacja i późniejsza analiza prążków interferencyjnych możliwa była dzięki naklejeniu na analizowany obszar złącza siatek interferencyjnych odpowiednich dla metody laserowej interferometrii siatkowej i przedmiotu badań. Zastosowano siatki interferencyjne o częstotliwości 1200 linii/mm wykonane poprzez napylenie aluminium na matrycę wykonaną na szklanym podkładzie o wymiarach 5x5cm. Następnie przygotowane fragmenty siatki o wymiarach 8x8mm naniesiono na specjalnie oczyszczoną powierzchnię próbek. Warstwę adhezyjną pomiędzy siatką a powierzchnią próbki stanowiła żywica. Po przyklejeniu odseparowano matrycę pozostawiając siatkę przedmiotową na badanym obszarze połączenia.

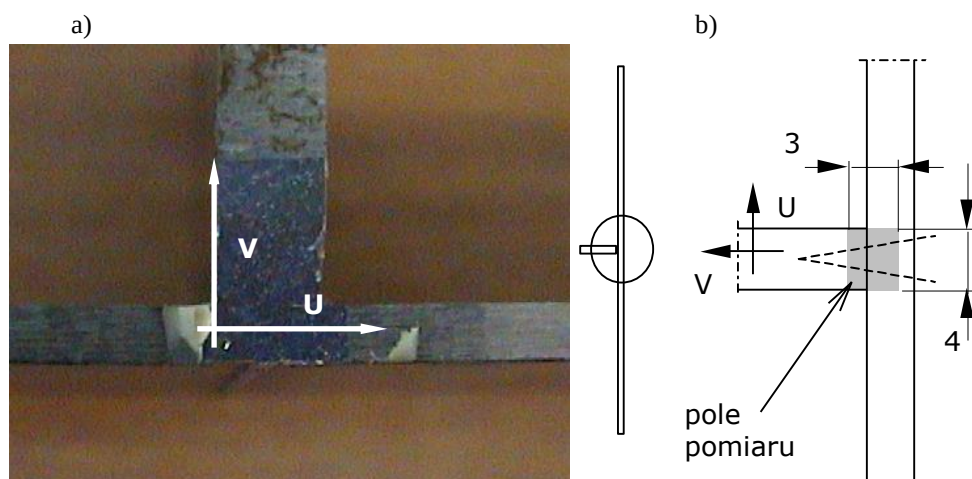
6.2 Próbki poddane badaniom

Badania przeprowadzono na próbkach oznaczonych „B1” pobranych z wielkogabarytowego, seryjnie produkowanego panelu typu sandwich. Próbki obejmowały pas panelu o szerokości 40mm wycięty w kierunku prostopadłym do przebiegu usztywnień panelu. Długość próbki obejmowała dwa odstępy między usztywnieniami, przy czym usztywnienia skrajne zostały odcięte. Poszycia próbek zostały przedłużone, aby umożliwić zamocowanie w szczękach maszyny wytrzymałościowej. Fotografię próbki wraz z wymiarami przedstawia Rys.6.3.



Rys.6.3 Fotografia próbki typu B_1 (a), oraz rysunek próbki z podstawowymi wymiarami (b), [184]

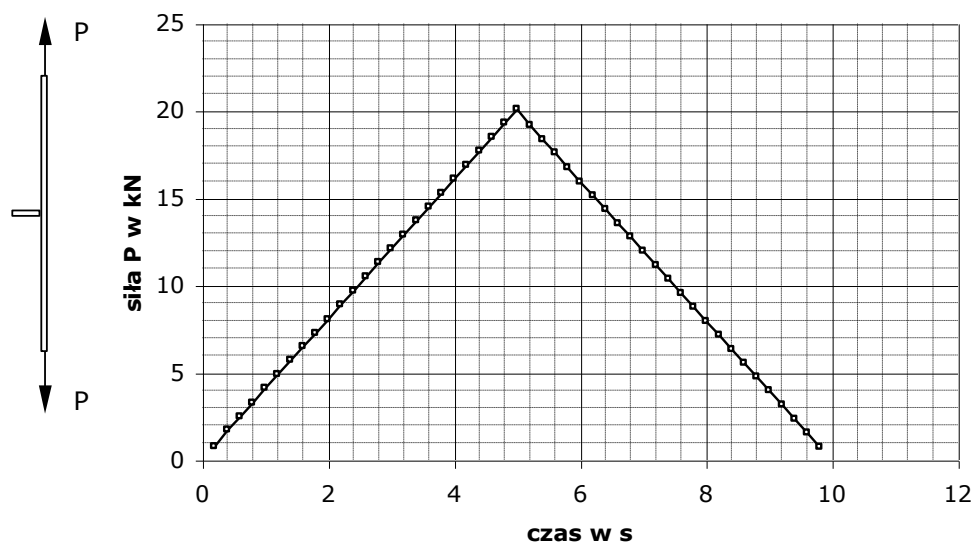
Obszar pomiaru obejmował rejon karbów grani po obu stronach usztywnienia. Próbkę z naniesioną siatką, oraz schematycznie pokazane pole pomiarowe przedstawia Rys.6.4.



Rys.6.4 Próbkę z naklejoną siatką pomiarową (a), oraz położenie pola pomiarowego względem złącza (b), [184]

6.3 Program badań

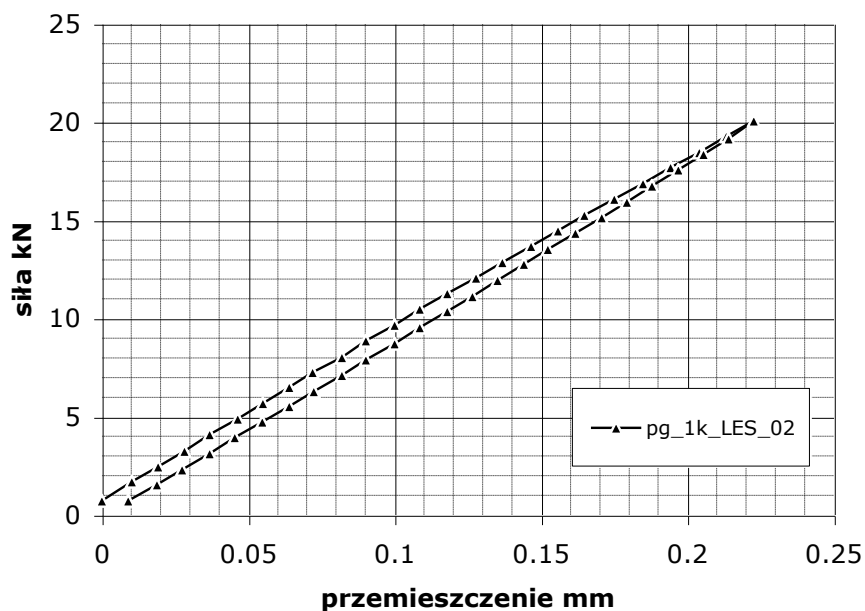
Badania przeprowadzono na 49 różnych poziomach obciążenia rozciągającego pokazanego na Rys.6.5. Eksperymenty przeprowadzono przy sterowaniu siłą na maszynie wytrzymałościowej INSTRON 8502. Obciążenie przyłożone zostało osiowo w płaszczyźnie poszycia panelu. Dla poszczególnych wartości siły rozciągającej P rejestrowano obrazy prążków interferencyjnych w dwóch kierunkach: U i V . Analiza komputerowa prążków interferencyjnych poprzez zastosowanie specjalnego oprogramowania do analizy obrazu umożliwiła wyznaczenie rozkładów odkształceń na obu analizowanych kierunkach dla zadawanych poziomów obciążeń rozciągających.



Rys.6.5 Schemat obciążania próbek podczas badań [184]

6.4 Wyniki badań

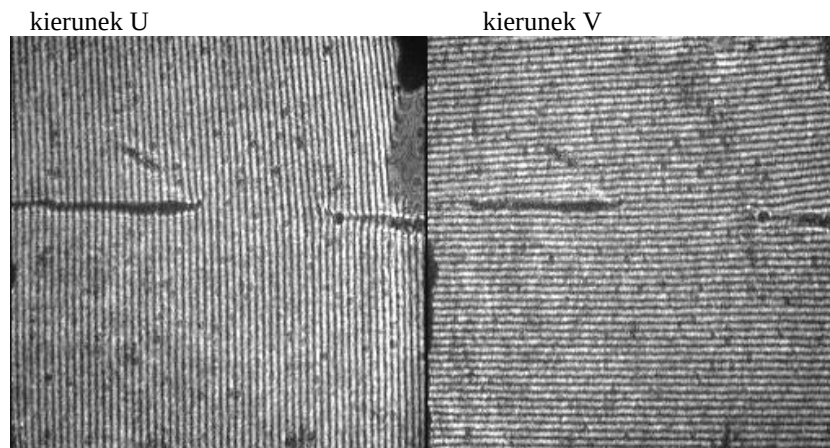
Badania prowadzono na 49 poziomach obciążenia rozciągającego (Rys.6.5). Wykres zmian siły w funkcji przemieszczenia tłoka maszyny wytrzymałościowej z zaznaczonymi punktami pomiaru odkształceń pokazano na Rys.6.6.



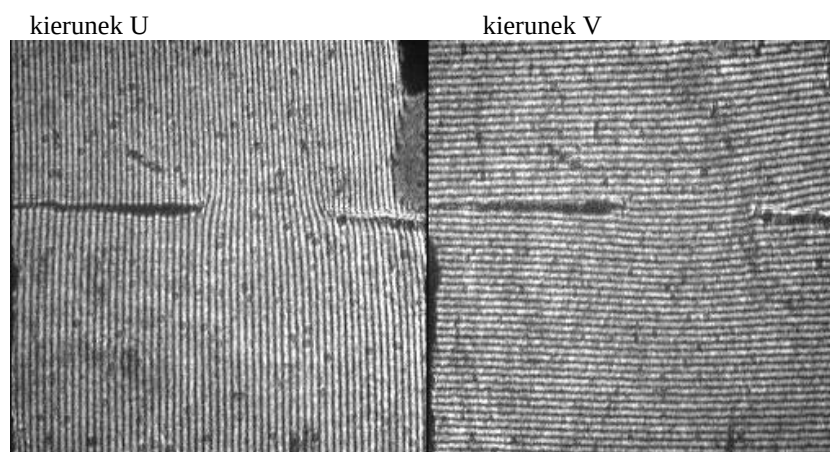
Rys.6.6 Wykres zmian siły w funkcji przemieszczenia tłoka maszyny z zaznaczonymi punktami pomiarowymi [184]

Przykładowe obrazy prążków interferencyjnych dla kierunku U i V dla obciążenia o niewielkiej wartości siły (0.7kN) i dużej wartości siły (20kN) przedstawiono na Rys.6.7.

a) $P=0.7\text{ kN}$



b) $P=20\text{ kN}$



Rys.6.7 Przykładowe mapy prążków interferencyjnych zarejestrowane dla $P=0.7\text{ kN}$ (a) i $P=20\text{ kN}$ (b) [184]

Analiza zarejestrowanych obrazów prążków interferencyjnych pozwoliła na wyznaczenie rozkładów odkształceń w badanym obszarze połączenia.

Wyznaczenie odkształceń wymagało poddania analizie map prążków interferencyjnych z zastosowaniem szeregu procedur numerycznych umożliwiających identyfikację poszczególnych prążków, oraz ich fazy w analizowanym polu. Obliczenia realizowano za pomocą oprogramowania Systemu LES, oraz dodatkowego oprogramowania opracowanego dla celów realizowanego tematu badawczego.

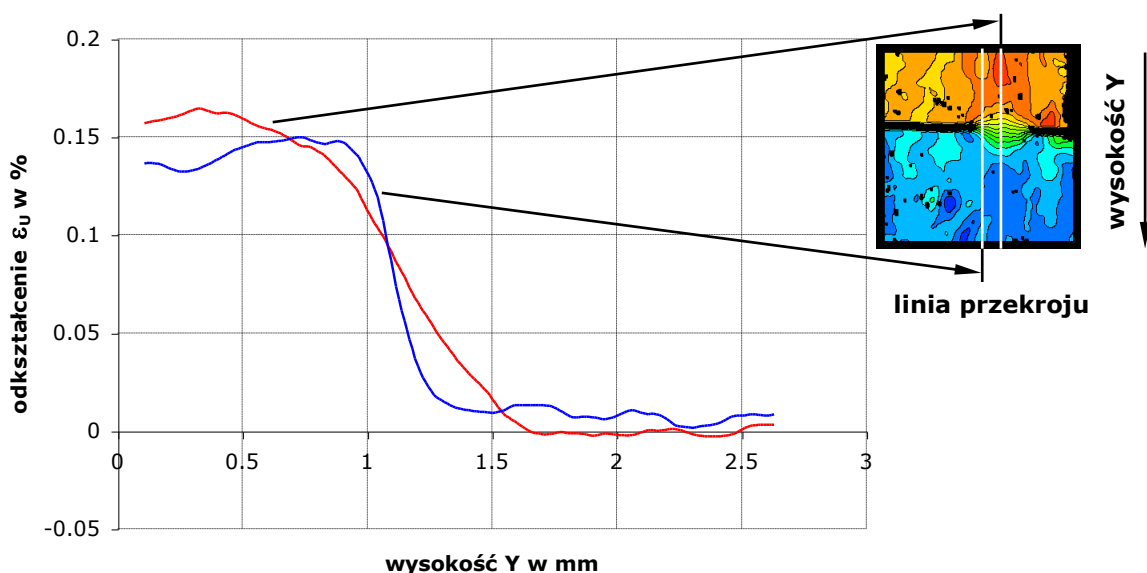
Wyniki odkształceń w rejonie karbu grani analizowanych połączeń laserowych przedstawione zostały w załączniku na końcu pracy w postaci map odkształceń na kierunek U (Rys.13.1 na str. 155) i kierunek V (Rys.13.2 na str. 156) dla różnych poziomów obciążenia. Sporządzono również wykresy:

- odkształceń na kierunku U w przekroju osi i brzegu spoiny dla obciążenia największą siłą $P=20.1\text{ kN}$, przekrój pionowy (Rys.6.8),
- odkształceń na kierunku V w przekroju osi i brzegu spoiny dla obciążenia największą siłą $P=20.1\text{ kN}$, przekrój pionowy (Rys.6.9).

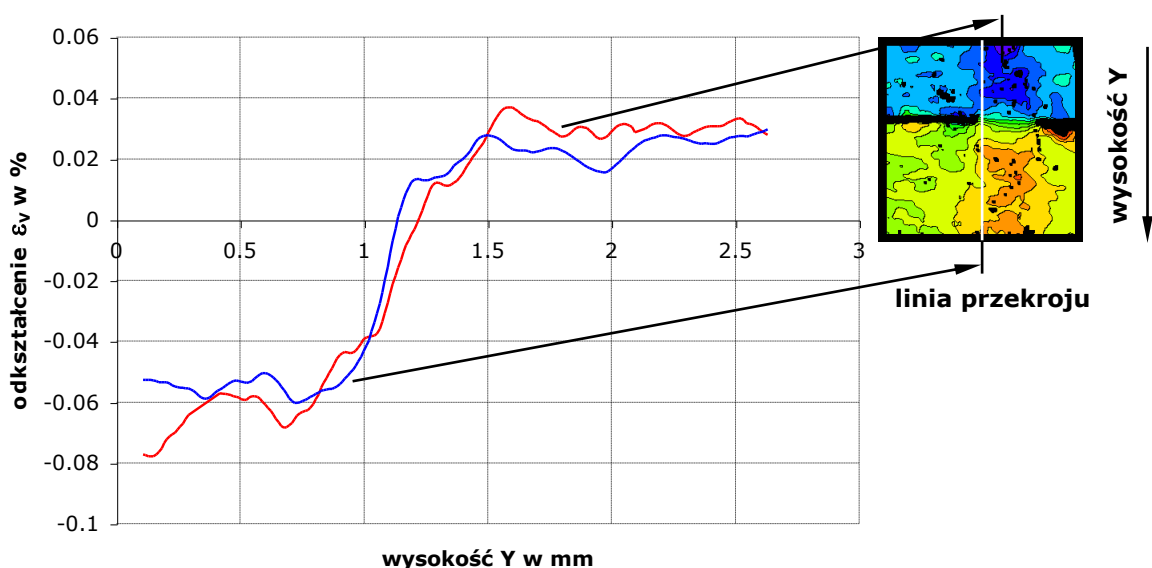
Pozostałe szczegółowe wykresy zamieszczono w załączniku, są to:

- odkształceń na kierunek U w płycie poszycia próbki w odległości 0.1mm i 0.5mm od krawędzi wewnętrznej poszycia w przekroju poziomym (Rys.13.3 na str. 157),
- odkształceń na kierunek U w osi spiny w przekroju pionowym dla trzech różnych wartości obciążenia (Rys.13.4 na str. 157),
- odkształceń na kierunek V w płycie poszycia w odległości 0.5mm od krawędzi wewnętrznej poszycia dla największego obciążenia równego $P=20.1\text{kN}$ w przekroju poziomym (Rys.13.5, str. 158),
- odkształceń na kierunku V w osi spiny w przekroju pionowym dla trzech różnych wartości obciążenia (Rys.13.6 na str. 158),

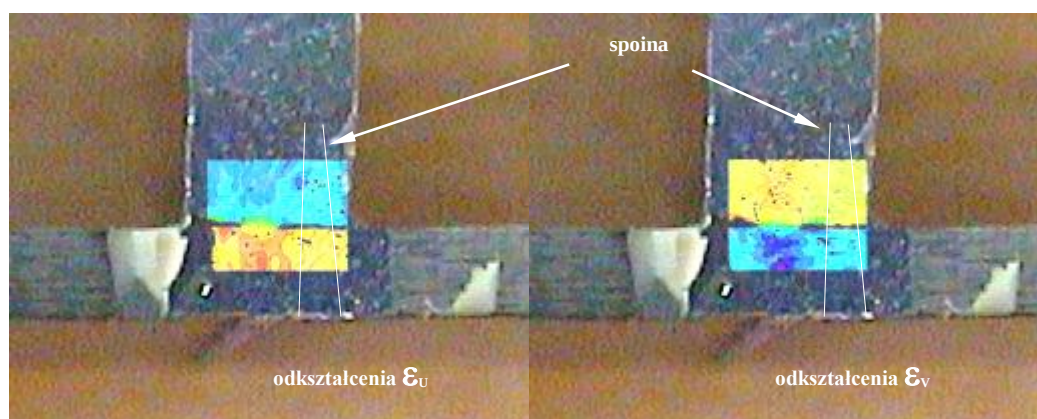
Rozkłady odkształceń na obu kierunkach U i V dla maksymalnego obciążenia $P=20.1\text{kN}$ naniesione na fotografie analizowanych spoin laserowych przedstawiono na Rys.6.10.



Rys.6.8 Gradienty odkształcenia ε_U dla $P=20.1\text{ kN}$ [184]



Rys.6.9 Gradienty odkształcenia ε_V dla $P=20.1\text{ kN}$ [184]



Rys.6.10 Rozkład odkształceń dla obciążenia $P=20.1$ kN na tle geometrii połączenia [184]

6.5 Analiza wyników badań

Analiza otrzymanych rozkładów odkształceń pozwala na sformułowanie wniosków:

- Analizowany obszar spoiny laserowej panelu sandwichowego na skutek zadanego obciążenia rozciągającego posiadał znaczne zróżnicowanie wartości odkształceń w poszyciu i usztywnieniu na obu analizowanych kierunkach U i V, pokazanych odpowiednio na Rys.13.3 (str. 157) i Rys.13.4 (str. 157). Powoduje to silne gradienty odkształcenia w strefach połączenia (Rys.13.3, Rys.13.4, Rys.13.5, Rys.13.6). Największe gradienty odkształceń występują w obszarze przejścia pomiędzy płytą i przegrodą na krawędziach spoiny (Rys.6.8 i Rys.6.9), oraz w strefie przejścia pomiędzy spoiną a materiałem rodzimym (Rys.13.3, Rys.13.5).
- Analiza odkształceń ϵ_U wykazuje, że w płycie występują odkształcenia rozciągające, zaś w przegrodzie wartości odkształcenia zbliżone są do zera. Natomiast w przypadku odkształceń ϵ_V w płycie powstają odkształcenia ściskające, zaś w przegrodzie w obszarze spoiny pojawiają się odkształcenia rozciągające, a poza nią podobnie jak w przypadku odkształceń ϵ_U wartości odkształceń zbliżone są do zera.
- W trakcie obciążania próbki, w obszarze spoiny występują większe wartości odkształceń ϵ_U i ϵ_V w stosunku do odkształceń w materiale rodzimym.

7. Wyznaczanie odkształceń spoin laserowych poprzez obliczenia numeryczne metodą elementów skończonych

Najważniejsze metody wyznaczenia odkształceń w rejonie spoin omówiono w rozdziale 4. Do wyznaczenia odkształceń w rejonie karbów spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich zostały użyte dwie metody: ekperymentalna metoda laserowej ekstensometrii siatkowej (LES), opisana w rozdziale 6 i numeryczna metoda elementów skończonych (MES). Modelowanie numeryczne spoin może być skutecznym i efektywnym narzędziem ułatwiającym obliczanie odkształceń i naprężeń w spoinach. Wyznaczenie odkształceń w rejonie połączeń, a w szczególności w okolicy karbów geometrycznych może zostać wykorzystane do oceny trwałości zmęczeniowej metodami lokalnymi: lokalnych naprężeń i lokalnych odkształceń. Jednak obliczenia numeryczne MES nietypowych połączeń, jakimi są spoiny laserowe stalowych paneli sandwichowych wymagają specjalnego podejścia polegającego na analizie wpływu cech szczególnych połączenia na uzyskiwane wyniki. W przypadku analizowanych spoin poza nietypowymi karbami geometrycznymi lica i grani na koncentrację odkształceń i naprężeń mogą mieć wpływ zmiany materiałowe wywołane technologią spawania laserowego.

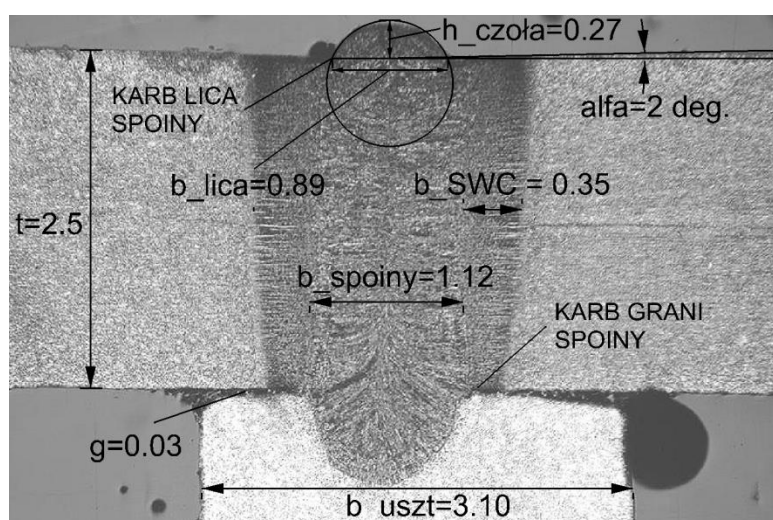
W rozdziale 7 model numeryczny spoiny laserowej budowany jest na potrzeby analizy wpływu aspektów modelowania numerycznego na wyniki. W szczególności wpływu sposobu uwzględniania własności materiałowych spoiny. Poniżej przedstawione zostaną najważniejsze elementy modelowania spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich. W punkcie 7.3 wyniki numeryczne odkształceń spoin laserowych porównane zostały z odkształceniami uzyskanymi na drodze ekperymentalnej metodą Laserowej Ekstensometrii Siatkowej. Na bazie doświadczeń uzyskanych w modelowaniu szczegółowym połączenia laserowego i prezentowanym w rozdziale 7, w kolejnym etapie obliczeń numerycznych, w rozdziale 8, zbudowany zostanie model numeryczny na potrzeby obliczeń zgodnych z lokalnym naprężeniowym podejściem zmęczeniowym.

7.1 Aspekty modelowania MES przy wyznaczaniu lokalnych odkształceń spoin laserowych

Zastosowanie metody MES do wyznaczenia odkształceń w rejonie połączeń spawanych wymaga analizy aspektów sposobu modelowania, wyboru elementów skończonych, siatki elementów skończonych, modelu materiałowego. Szczególnej uwadze podlegać powinna interpretacja wyników w karbach geometrycznych i ich bezpośrednim sąsiedztwie. Poniżej przeanalizowane zostaną najważniejsze aspekty modelowania MES spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich.

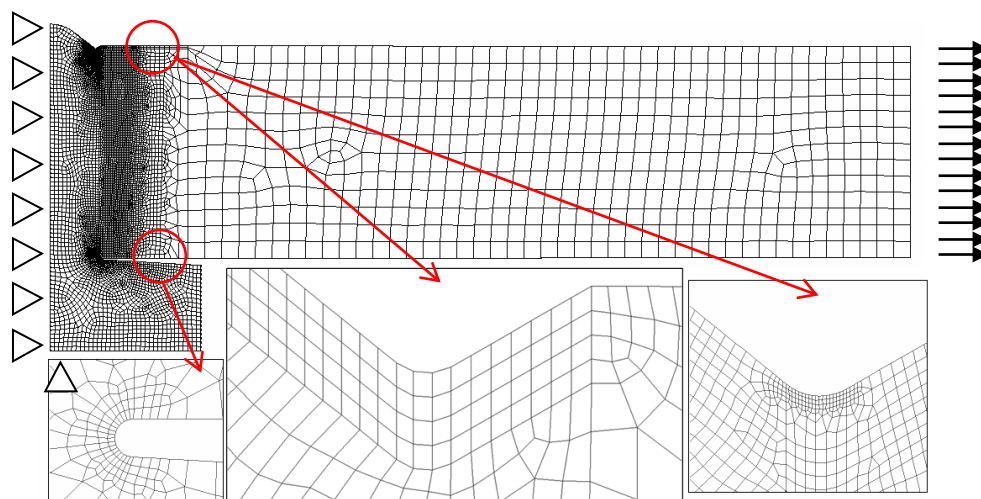
7.1.1 Geometria, obciążenia, warunki brzegowe

Geometrię spoiny laserowej połączenia poszycia z usztywnieniem stalowej konstrukcji sandwichowej odwzorowano przyjmując wartości uśrednione rzeczywistych odkształceń wstępnych, wymiarów spoiny i karbów. Geometria karbów odwzorowana została na podstawie średnich wartości pomierzonych z fotografii rzeczywistych spoin w powiększeniu 100-krotnym. Przy dużej powtarzalności geometrii połączeń należy zaznaczyć, że geometrie samych karbów mogą się od siebie znacząco różnić. Uśrednione wartości parametrów geometrycznych opisujących karby obliczono z wartości pomierzonych dla karbów najbardziej powtarzalnych dla tego typu spoin laserowych. Średnie wartości wymiarów typowej spoiny laserowej paneli typu sandwich pokazano na Rys.7.1.



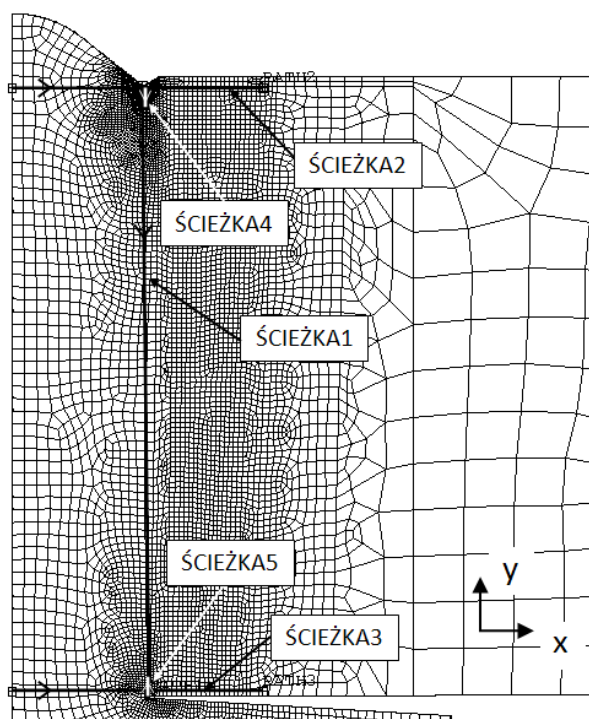
Rys.7.1 Średnie wartości wymiarów geometrycznych złącza laserowego stalowych paneli sandwichowych

Podczas obliczeń przyjęto obciążenie spoiny siłami rozciągającymi o wartości nominalnej równej maksymalnemu obciążeniu jakie zadane zostało podczas badań eksperymentalnych analizowanych połączeń laserowych. Umożliwia to porównanie wyników uzyskanych na drodze numerycznej z wynikami eksperymentalnymi. Obciążenia przyłożono do swobodnego końca poszycia w postaci równo rozłożonych sił w węzłach modelu. Zastosowano warunek symetrii geometrii i obciążeń. Założono obciążenie osiowe, a zginanie spoiny występuje wyłącznie z przyczyn wstępnych odkształceń poszycia po obu stronach usztywnienia. Model numeryczny z zaznaczonymi symbolami obciążeń i warunków brzegowych pokazano na Rys.7.2.



Rys.7.2 Geometria modelu MES z podziałem na elementy skończone, obciążeniami i warunkami brzegowymi

Otrzymane podczas obliczeń wyniki odkształceń przeanalizowane zostały na reprezentatywnych dla modelu ścieżkach (Rys.7.3). Ścieżka 1 przebiega prostopadłe do płaszczyzny poszycia modelu od dna karbu lica do dna karbu grani. Ścieżka 2 (i 4) przebiega równoległe do powierzchni poszycia panelu od osi symetrii spoiny do obszaru materiału rodzimego połączenia w odległości 0,05 mm od karbu lica i 0,02 mm od karbu grani. Ścieżka 4 biegnie od dna karbu lica w kierunku prostopadłym do płaszczyzny poszycia panelu na odległość 0.1 mm (poza obszar największych odkształceń i naprężeń w rejonie karbów). Ścieżka 5 biegnie od dna karbu grani w kierunku prostopadłym do poszycia panelu również na odległość 0.1 mm. Ścieżki 4 i 5 stanowią najbardziej interesujące fragmenty ścieżki 1 i przyjęte zostały po to, aby z większą dokładnością analizować zmiany odkształceń i naprężeń w rejonach karbów lica i grani. Na rysunku tym zaznaczono również układ współrzędnych w którym prezentowane będą wyniki odkształceń i naprężeń.



Rys.7.3 Ścieżki modelu MES do celów analizy wyników

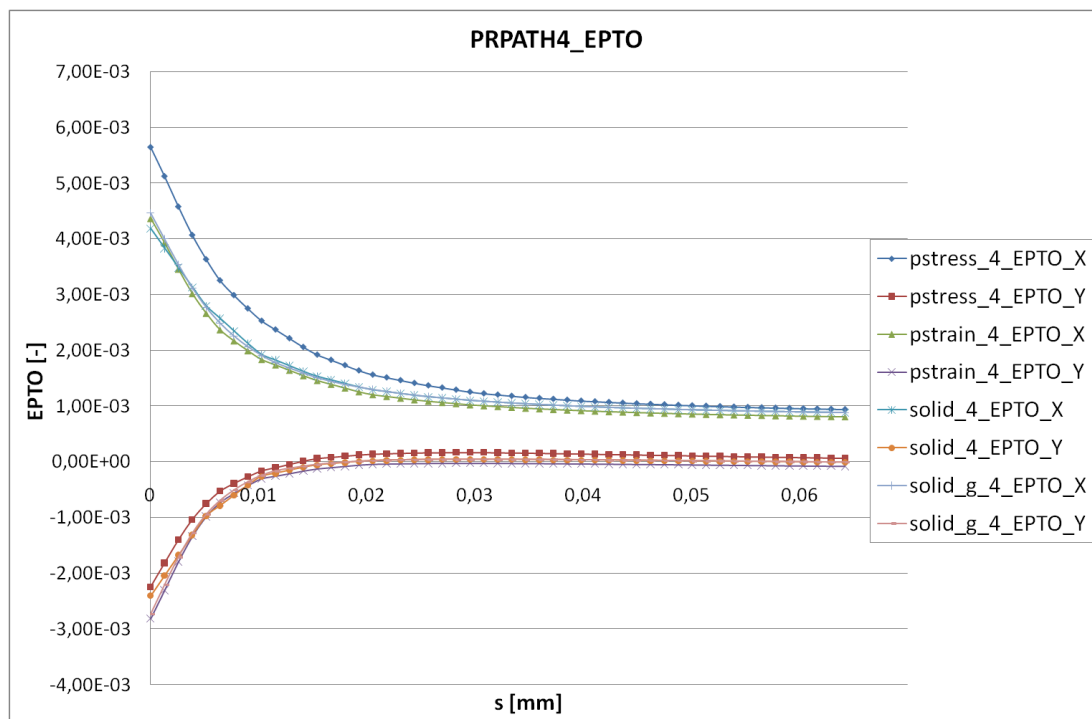
7.1.2 Sposób modelowania podczas wyznaczania odkształceń lokalnych (analiza 2D i 3D)

Odwzorowanie geometrii spoiny laserowej z uwzględnieniem geometrii karbów prowadzi do budowy modeli numerycznych o bardzo dużej różnicy wymiarów gabarytowych i lokalnych. Przy grubości poszycia równej 2.5mm odwzorowanie geometrii karbu grani spoiny wymaga użycia łuków o promieniu około 0,005mm. W efekcie prowadzi to do konieczności operowania modelami wymagającymi dość dużej mocy obliczeniowej również w przypadku, gdy stosowana jest technika lokalnego zagęszczania siatki. Wynika to bezpośrednio z bardzo dużej liczby stopni swobody węzłów użytych w modelu elementów skończonych. Celowym zabiegiem jest sprowadzenie problemu trójwymiarowego (3D) do analizy w płaskim stanie naprężenia, bądź płaskim stanie odkształcenia. Jednak uproszczenie zagadnienia może mieć potencjalnie duży wpływ na wyniki, szczególnie w okolicach karbów, które z punktu widzenia celów obliczeń są najbardziej interesującymi obszarami. Tak więc przeanalizowano wpływ sposobu modelowania na wyniki odkształceń i naprężeń poprzez porównanie wyników na reprezentatywnych ścieżkach (Rys.7.3). Analizowano trzy warianty modelowania:

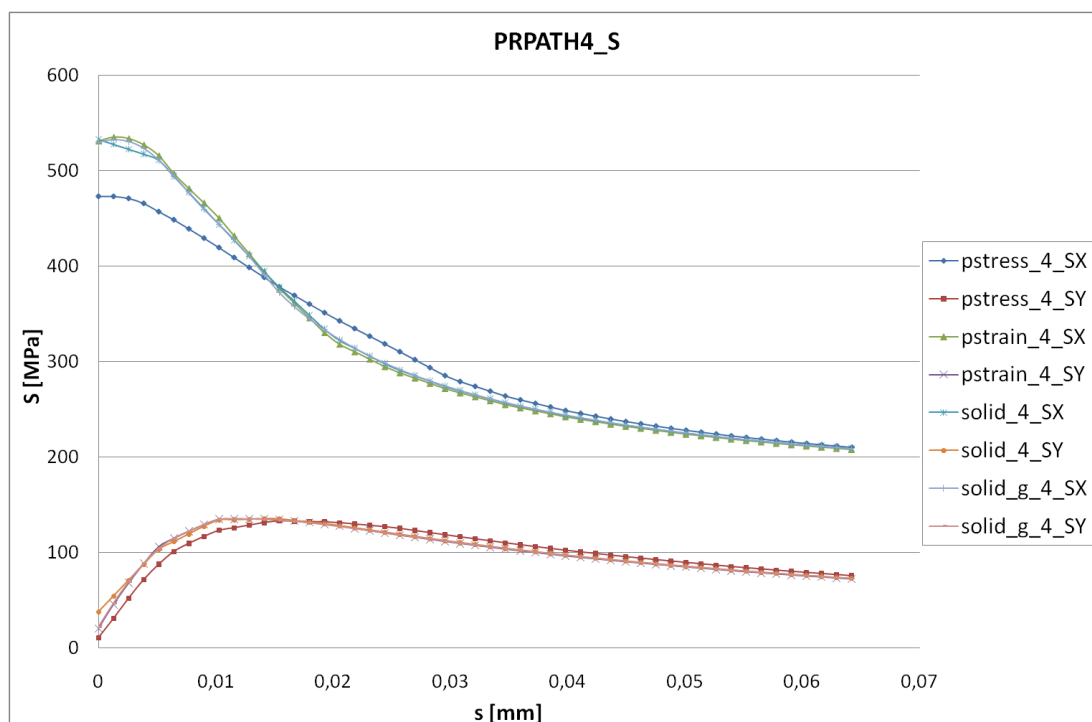
- model 3D w trójosiowym stanie naprężeń i odkształceń (ozn. na wykresach jako "solid"),
- model 2D w płaskim stanie naprężenia (ozn. na wykresach jako "pstress"),
- model 2D w płaskim stanie odkształcenia (ozn. na wykresach jako "pstrain").

Wyniki wpływu sposobu modelowania przedstawiono w postaci wykresów na Rys.7.4 - Rys.7.7. Poniżej znajdują się wyniki dla ścieżki 4 i 5. Pozostałe wykresy znajdują się na Rys.13.7 - Rys.13.10, w załączniku na str. 159. Oznaczenia użyte na wykresach: PRPATH4

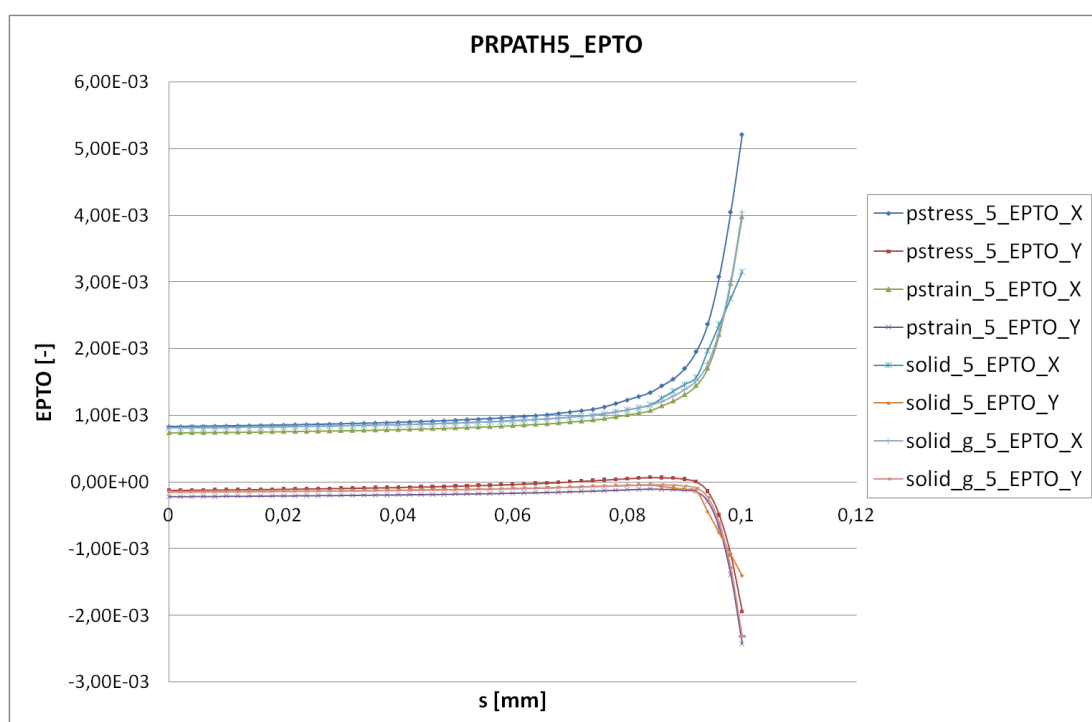
– wyniki na ścieżce nr 4, PRPATH5 – wyniki na ścieżce nr 5 itd., EPTO - odkształcenie całkowite (suma odkształceń sprężystych i plastycznych), S – wartość naprężeń na kierunku osi x (SX) i osi y (SY), pstress – model w płaskim stanie naprężeń, pstrain – model w płaskim stanie odkształceń, solid – model bryłowy, s – długość wzdłuż ścieżki wg oznaczeń kierunków na Rys.7.3. Wyniki obliczeń dotyczą stanu obciążenia siłami rozciągającymi odpowiadającymi naprężeniu nominalnemu równemu 168 MPa. Taki poziom obciążenia przyjęto w celu umożliwienia porównania wyników odkształceń w karbie grani spoiny obliczonych numerycznie, z tymi uzyskanymi na drodze eksperymentalnej.



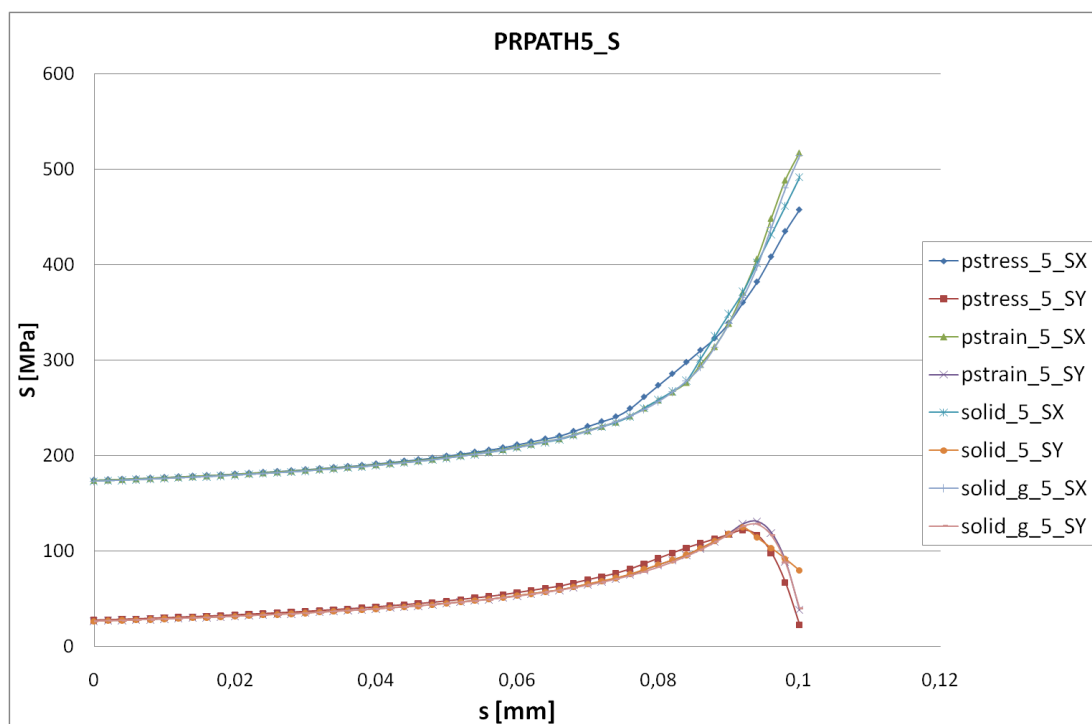
Rys.7.4 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 4



Rys.7.5 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 4



Rys.7.6 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 5



Rys.7.7 Wykres naprężeń na kierunek osi x i y dla ścieżki 5

Wykresy dla ścieżek 4 i 5 przedstawione na Rys.7.4 - Rys.7.7 wskazują, że modelowanie w płaskim stanie odkształcenia pozwala uzyskać bardzo zbliżone wartości odkształceń i naprężeń w karbie do tych, z modelu bryłowego. Wynika to z bardzo lokalnego oddziaływania karbów. Dla ścieżek 2 i 3, które biegną równolegle do poszycia bardzo blisko karbów lica i grani można zauważyć, że podczas modelowania w płaskim stanie odkształcenia uzyskuje się wyniki o wartościach bliższych modelowaniu bryłowemu. Podobnie jak w przypadku ścieżek 4 i 5 wynika to z bardzo lokalnego oddziaływania geometrycznego karbu. Największy wpływ sposobu modelowania na wyniki obserwuje się na krawędzi karbu. Różnice w wynikach bardzo szybko zanikają już w odległości około 0.1mm od dna karbów.

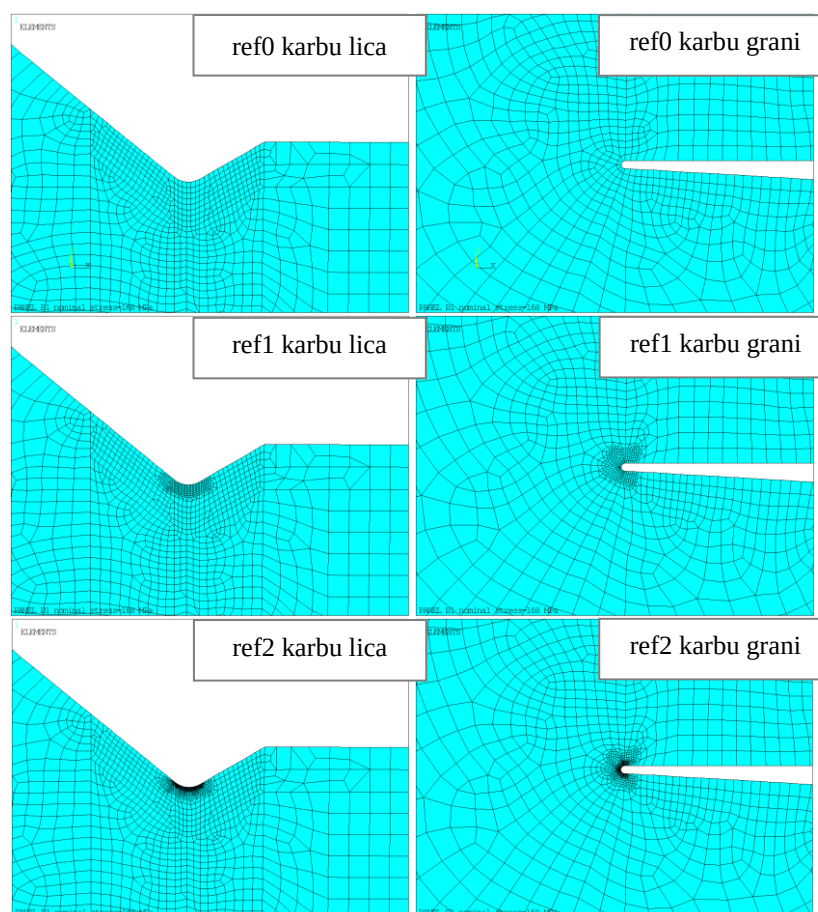
7.1.3 Wybór elementu skończonego, podział na elementy skończone

Programy komputerowe do obliczeń Metodą Elementów Skończonych dysponują własnymi, często bardzo rozbudowanymi bibliotekami elementów. Do obliczeń odkształceń w zakresach nieliniowych najbardziej odpowiednimi są elementy 8-węzłowe (w analizach płaskich), oraz elementy 20-węzłowe (w analizach trójwymiarowych), ze względu na kwadratową funkcję kształtu. Jakość podziału obszarów geometrycznych na elementy skończone, szczególnie jeśli analiza uwzględnia nieliniowości (duże odkształcenia, nieliniowości materiałowe) może mieć znaczny wpływ na wyniki, bo jak to pokazano powyżej, ze względu na duże różnice wymiarów gabarytowych i detali karbów modeli wymagane jest lokalne zagęszczenie elementów siatki w obszarach karbów geometrycznych. Zbadano wpływ lokalnego zagęszczenia siatki modelu w rejonie karbów na wyniki

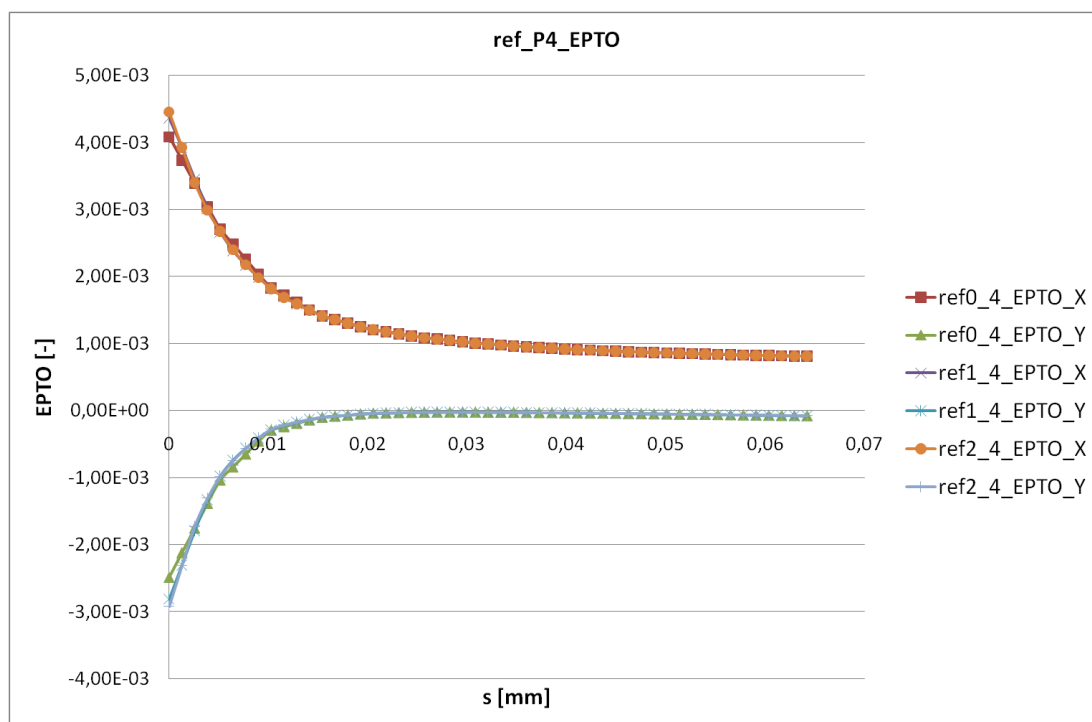
odkształceń i naprężeń. Wyniki przedstawiono na ścieżce 4 i 5 (Rys.7.9 do Rys.7.12). Stopień zagęszczenia oznaczono w legendzie wykresów jako:

- ref0, to najmniejszy stopień zagęszczenia (stosunek długości boku elementu do promienia karbu lica wynosi 0.2, a dla karbu grani wynosi 0.05)
- ref1, to pierwszy stopień zagęszczenia (stosunek długości boku elementu do promienia karbu lica wynosi 0.07, a karbu grani wynosi 0.02),
- ref2, to największy stopień zagęszczenia (stosunek długości boku elementu do promienia karbu lica wynosi 0.02, a karbu grani wynosi 0.01).

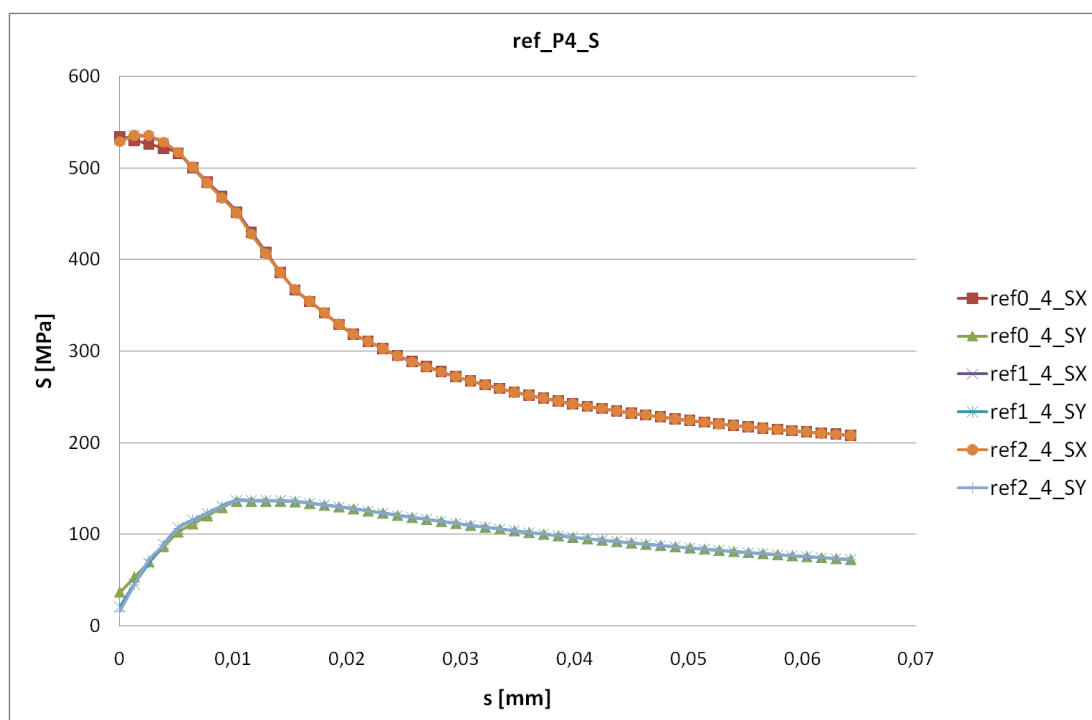
Zagęszczenia siatek przedstawiono na Rys.7.8. Obliczenia prowadzono dla modeli ze strefami materiałowymi (szczegółowe omówienie w punkcie Model materiałowy). Obciążenie nominalne wynosi 168 MPa (największa nominalna wartość obciążenia rozciągającego podczas badań eksperymentalnych).



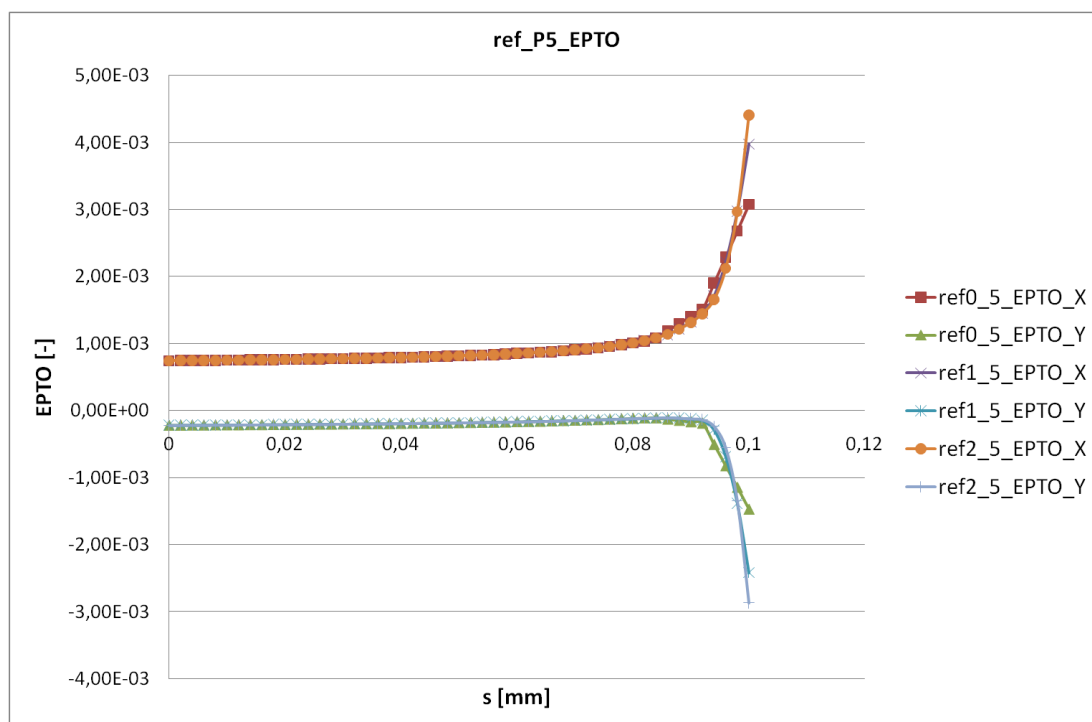
Rys.7.8 Zagęszczenie siatek elementów skończonych karbów lica i grani



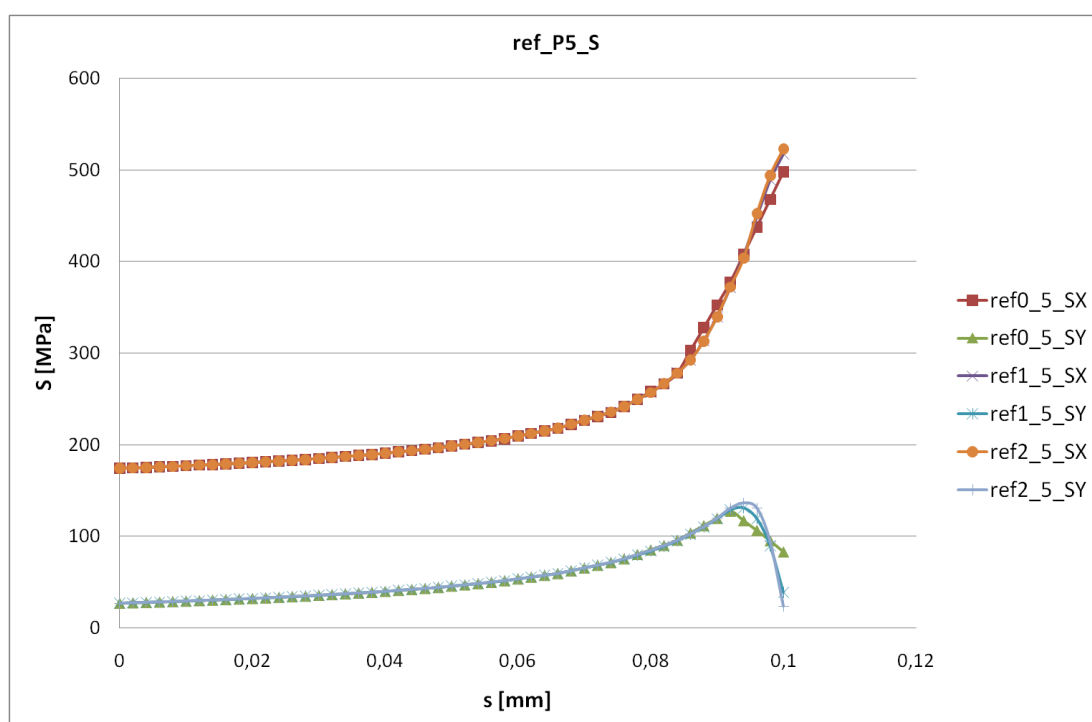
Rys.7.9 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na odkształcenia w karbie lica (ścieżka 4)



Rys.7.10 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na naprężenia w karbie lica (ścieżka 4)



Rys.7.11 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na odkształcenia w karbie grani (ścieżka 5)



Rys.7.12 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na naprężenia w karbie grani (ścieżka 5)

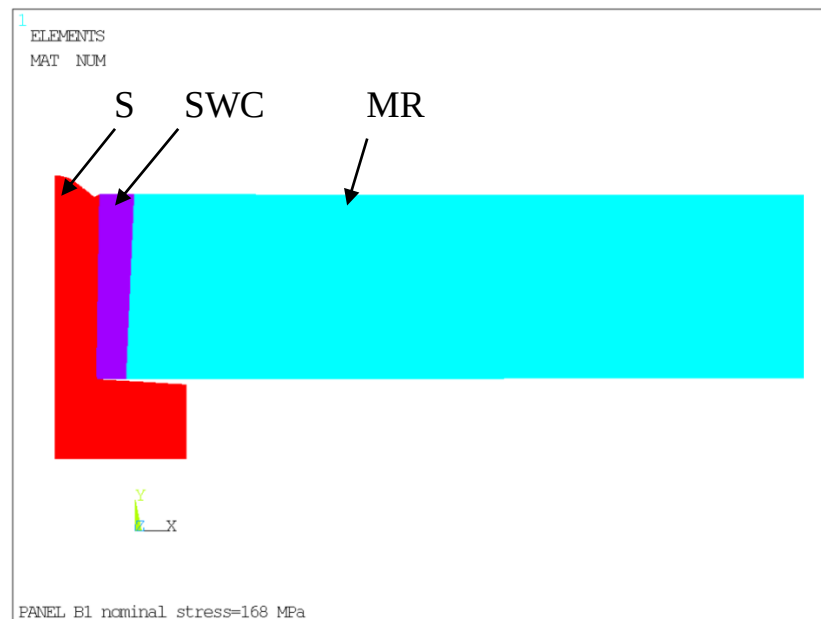
Z analizy wykresów wynika, że wpływ zagęszczenia siatki modelu numerycznego powyżej ref1 (stosunek długości boku elementu do promienia karbu 0,07, a karbu grani 0,02) nie wpływa na wyniki, a powoduje jedynie wzrost liczby elementów skończonych w modelu i wydłużenie czasu obliczeń. Na podstawie tych wyników zakłada się, że do dalszej analizy wpływu elementów modelowania na wyniki użyte zostaną elementy o długości boku zapewniającym iloraz długości do promienia jak w zagęszczeniu ref1 i rozłożonych w

sposób regularny wokół karbu. Pozostałe aspekty związane z pokrywaniem modelowanej geometrii elementami skończonymi, takimi jak regularność siatki, gradient wymiarów elementów, współczynniki kształtu elementów (zależnych od długości boków i kątów między krawędziami), również były analizowane w ramach pracy jednak nie zostały tutaj opisane. Przy przestrzeganiu standardowych zasad rozpinania siatek i dbałości o jej jakość wpływ parametrów siatki jest niewielki. Przy spełnieniu podstawowych kryteriów jakości siatki (np. determinant, współczynnik długości boków oraz kątów między krawędziami) nie stwierdzono istotnego wpływu parametrów siatki na wyniki. Jednocześnie celowo nie analizowano siatek umiarkowanej i złej jakości, które dość często generowane są przez automatyczne algorytmy rozpinające siatki. Założono, że do obliczeń koncentracji w karkach połączeń spawanych stosowane są siatki wysokiej jakości.

7.1.4 Model materiałowy

Kluczowym elementem podczas modelowania numerycznego jest przyjęcie poprawnego modelu materiałowego. W przypadku obliczeń odkształceń i naprężeń w modelach spoin szczególnie ważne jest uwzględnienie nieliniowości własności materiałowych, ponieważ specyfika połączeń spawanych wskazuje na znacznie bardziej zróżnicowane własności materiałowe w różnych obszarach spoiny. Technologia wykonywania spoiny laserowej poprzez doprowadzenie punktowej wiązki światła o bardzo dużej gęstości mocy powoduje lokalnie występujące zmiany materiałowe, które wyrażone mogą być przez zmianę twardości. Spoiny laserowe charakteryzują się bardzo dużym gradientem twardości zarówno w kierunku równoległym, jak i prostopadłym do płaszczyzny panelu (patrz Rys.5.9). Ze względu na duży gradient twardości w strefach połączenia należy przeanalizować celowość uwzględniania różnych własności materiałowych, dla każdej ze stref i wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki. Potencjalnie wpływ odmiennych własności materiałowych na wyniki może być bardzo duży, szczególnie w rejonie karków gdzie występują koncentracje odkształceń i naprężeń.

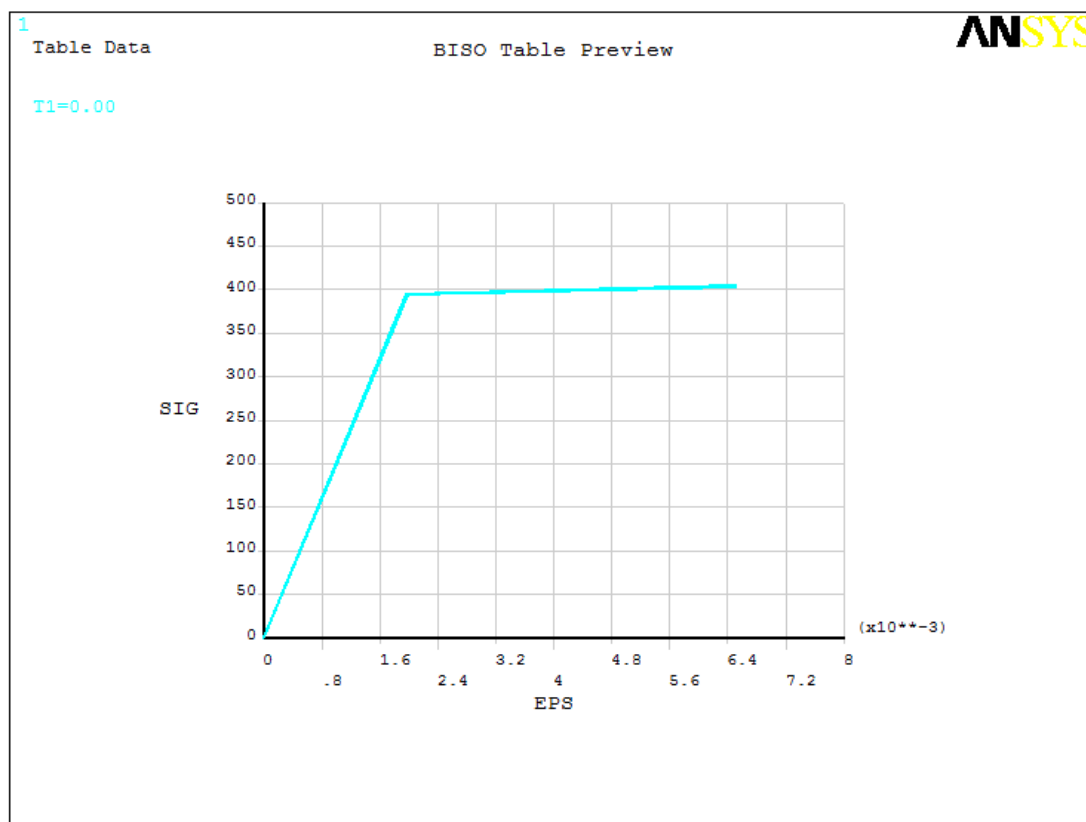
W modelu numerycznym użyto nieliniowy model umocnienia izotropowego według hipotezy Hubera-Misesa. Liczbę stref ograniczono do trzech (spoina, SWC, materiał rodzimy), a każdej ze stref materiałowych przypisany został materiał o indywidualnej krzywej naprężenie-odkształcenie. Analizowano również model z pięcioma strefami materiałowymi (spoina, strefa przejściowa 1, SWC, strefa przejściowa 2, materiał rodzimy). Uzyskano zbliżone wnioski do modelu 3-strefowego. Zastosowane w modelu krzywe naprężenie-odkształcenie, dla każdej ze stref, przyjęto zgodnie z krzywymi odkształcenie-naprężenie uzyskanymi z zależności Ramberga-Osgood'a na drodze cyklicznych badań zmęczeniowych, co omówione zostało w rozdziale 5.2.



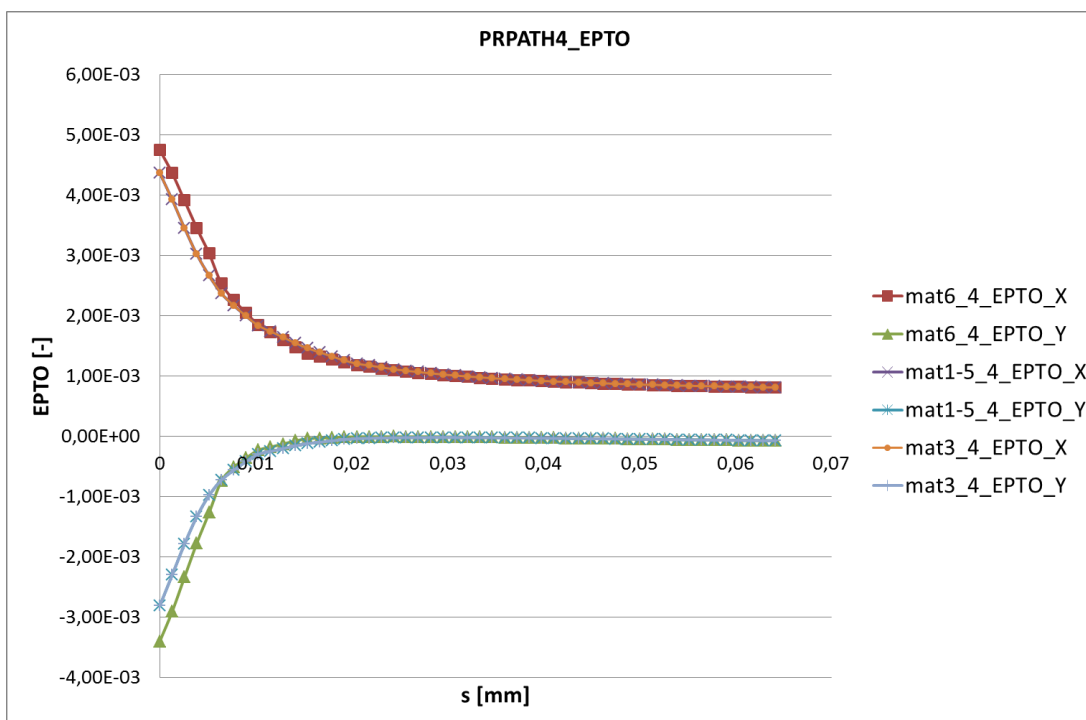
Rys.7.13 Podział na strefy materiałowe S-spoiny, SWC- strefy wpływu ciepła, MR - materiału rodzimego dla modelu 3-strefowego

Pierwszą serię obliczeń wykonano dla modeli ze strefami materiałowymi (Rys.7.13) dla obciążenia nominalnego równego 168MPa. Następnie wykonano obliczenia dla modeli z jednym modelem materiałowym we wszystkich strefach. Był to model oznaczony 'mat3', w który charakterystyka materiałowa strefy spoiny przypisana została wszystkim strefom połączenia. Umieszczenie charakterystyki modelu spoiny we wszystkich strefach ma na celu sprawdzenie, w jakim stopniu uwzględnienie pozostałych dwóch charakterystyk materiałowych (strefy wpływu ciepła i materiału rodzimego) wpływa na wyniki odkształceń i naprężeń w rejonie karbów. Przeprowadzono również obliczenia dla modeli z bi-liniowym modelem umocnienia izotropowego (moduł styczny równy $2e5\text{MPa}/100$, $R_e=395\text{MPa}$) oznaczonego jako 'mat6'. Model bi-liniowy zakłada odwzorowanie krzywej odkształcenie-naprężenie materiału przy pomocy dwóch prostych. Pierwsza prosta odpowiada zakresowi odkształceń sprężystych (krzywa nachylona pod kątem $\tan(E)$ do osi odciętych). Natomiast druga prosta modeluje w sposób uproszczony plastyczny przedział odkształceń. Zaczyna się ona w punkcie odpowiadającym granicy plastyczności i nachylona jest do osi rzędnych pod takim kątem, aby możliwie dokładnie odwzorować nieliniowy przebieg odkształceń plastycznych przy pomocy jednej prostej. Model materiałowy bi-liniowy przedstawiono na Rys.7.14. Model ten uwzględnia kryterium granicy plastyczności wg naprężeń zredukowanych Misesa, oraz zakłada izotropowe umocnienie plastyczne materiału. Powodem przeprowadzenia analiz z własnościami materiałowymi 'mat6' we wszystkich strefach spoiny, było sprawdzenie wpływu na wyniki takiego modelu materiałowego, który często używany jest w inżynierskich nieliniowych obliczeniach numerycznych i uważany za wystarczający model nieliniowy krzywej naprężenie-odkształcenie dla stali. Wyniki odkształceń i naprężeń na ścieżkach 4 i 5 (w poprzek blachy od karbu lica i grani)

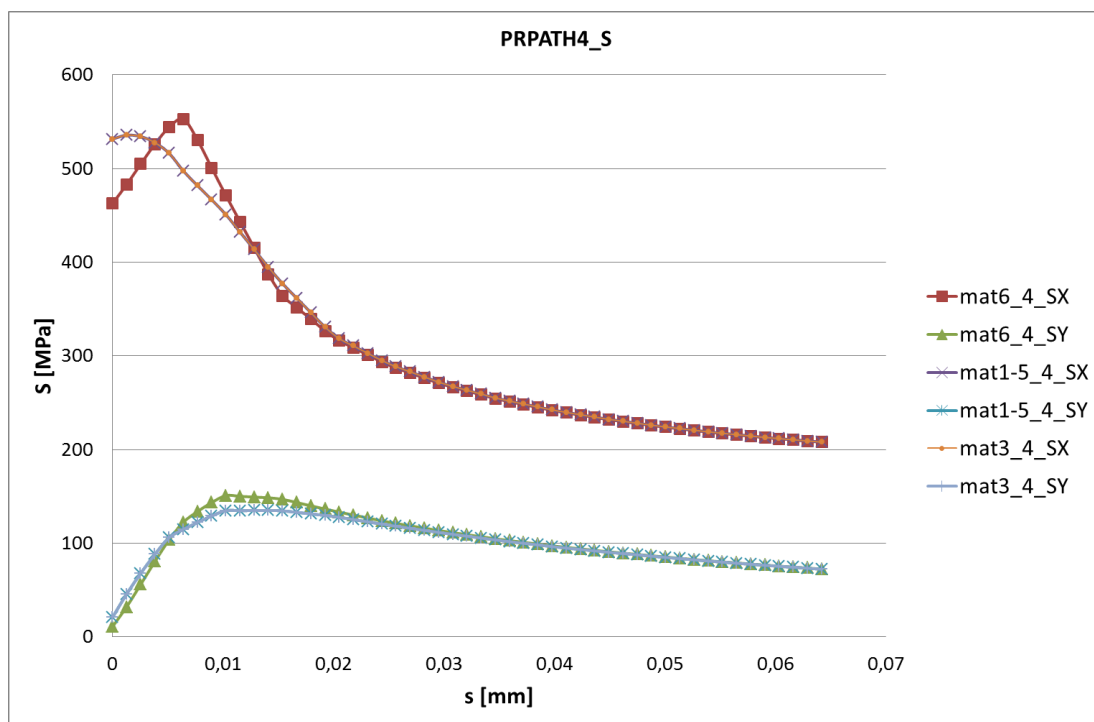
przedstawiono na Rys.7.15 - Rys.7.18. Wyniki dla ścieżek 2 i 3 (równoległe do poszycia tuż przy karbie lica i grani) zamieszczono na Rys.13.11 - Rys.13.14 w załączniku na str. 161.



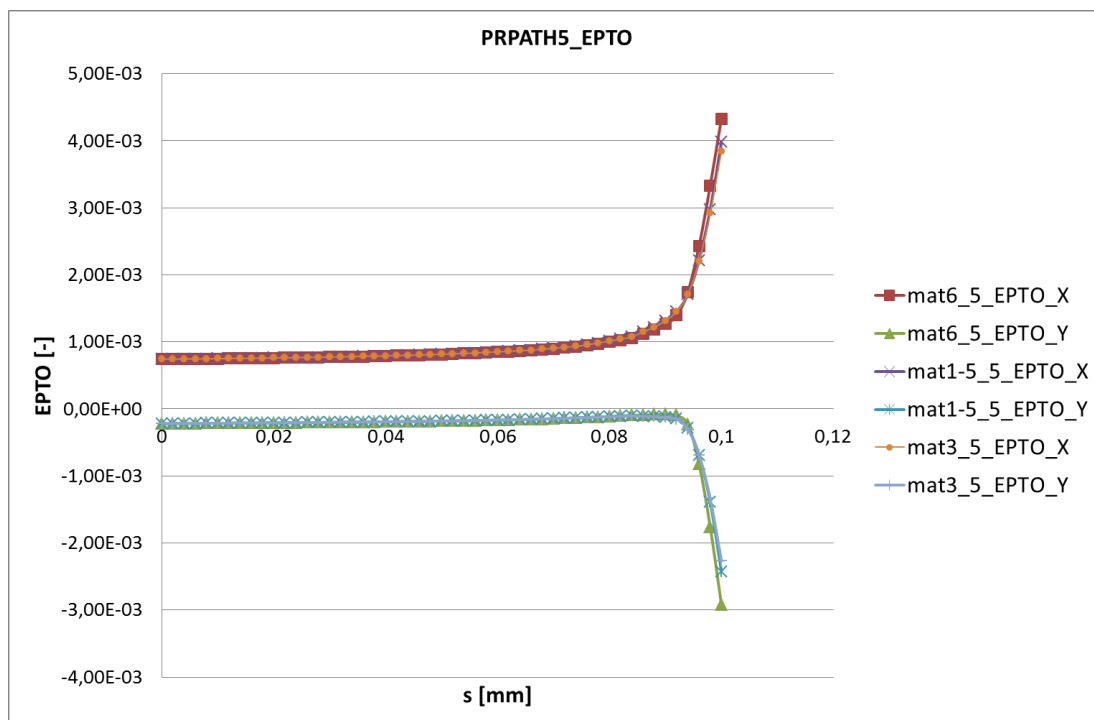
Rys.7.14 Model materiałowy bi-liniowy dla danych: $E=2e5\text{MPa}$, $Re=395\text{MPa}$, moduł styczny (ang. Tangent modulus)= 2000MPa



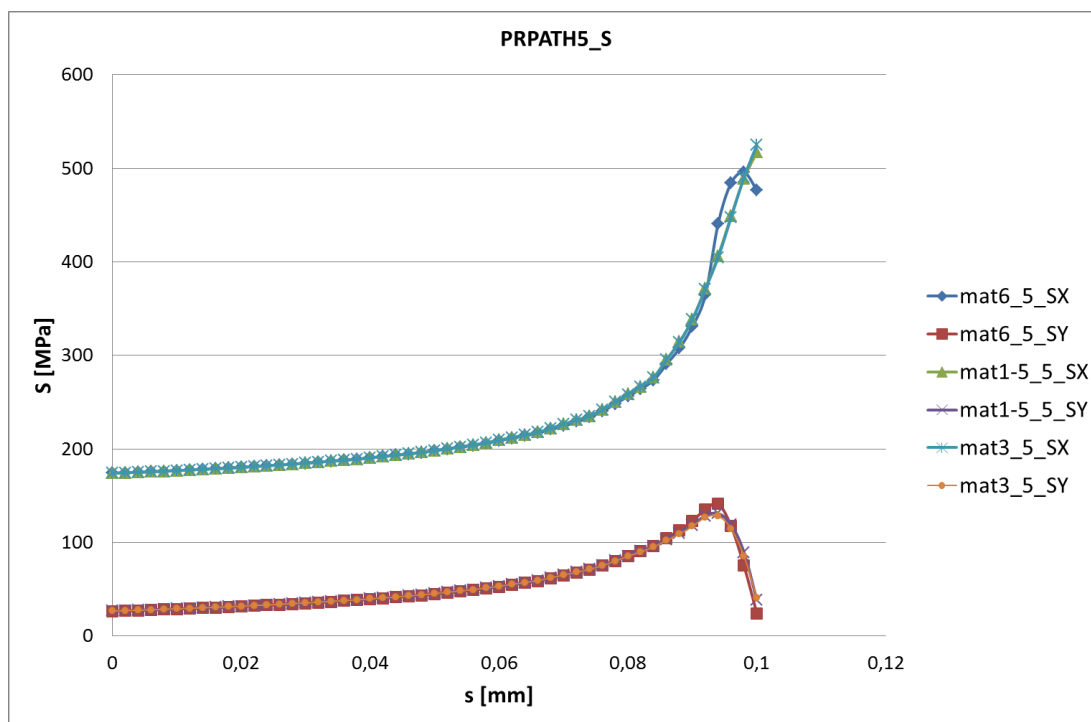
Rys.7.15 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 4



Rys.7.16 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 4



Rys.7.17 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 5



Rys.7.18 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 5

Wyniki przedstawione na powyższych wykresach pozwalają zauważyć, że krzywe odkształceń i naprężeń na analizowanych ścieżkach dla sposobu modelowania z 'mat3' są bardzo zbliżone do tych z modelu z podziałem na strefy materiałowe ('mat1-5'). Uzyskane wyniki skłaniają do stwierdzenia, że uproszczenie sposobu modelowania stref materiałowych wyłącznie do strefy materiałowej strefy spoiny, przypisanej do wszystkich obszarów modelu, nie wpływa w sposób znaczący na dokładność uzyskiwanych wyników odkształceń i naprężeń w rejonach karbów. Przyczyną jest bardzo lokalne oddziaływanie karbu geometrycznego, który we wszystkich analizowanych modelach posiadał własności materiałowe strefy spoiny. Zatem zmiany materiałowe strefy wpływu ciepła, materiału rodzimego i stref przejściowych nie oddziałują na wartości odkształceń i naprężeń w obszarze karbów lica i grani połączenia.

Natomiast wyniki odkształceń i naprężeń podczas obliczeń wykonanych ze sposobem modelowania własności materiałowych jako materiału biliniowego (ozn. 'mat6') w nieznacznym stopniu odbiegały od tych z pozostałych dwóch sposobów modelowania. Na ścieżkach 4 i 5 wartości odkształceń były około 10% wyższe, natomiast krzywe naprężeń odbiegały w większym stopniu (Rys.7.15 - Rys.7.18). Wartość maksymalna naprężenia na ścieżce 4 była bardziej odsunięta od krawędzi karbu lica i była większa niż w przypadku modelowania materiałem 'mat1-5' i 'mat3'. W przypadku ścieżki 5 (karb grani) wartość maksymalna naprężeń również była przesunięta w stosunku to pozostałych krzywych, jednak wartość maksymalna była około 15% niższa. Uzyskane wykresy odkształceń i naprężeń na ścieżkach 2 i 3 zarówno na kierunek osi x, jak i y w przypadku modelu materiałowego 'mat6'

były bardzo zbliżone do wartości i charakteru przebiegu pozostałych analizowanych krzywych (patrz załącznik Rys.13.11 - Rys.13.14 na str. 161).

7.1.5 Osobliwości numeryczne

Najbardziej dyskusyjnym problemem podczas numerycznych obliczeń spoin jest sposób modelowania karbów geometrycznych. W miejscach gwałtownej zmiany geometrii (narożniki, ostre załamania) występują osobliwości numeryczne (ang. singularities), w których uzyskane wyniki są nieprawdziwe (na ogół znacznie zawyżone w porównaniu z rzeczywistymi). Rozwiązaniem problemu osobliwości w karbach podczas obliczeń MES jest umieszczenie w miejscu karbu geometrii zastępczej w postaci zaokrąglenia promienia karbu, bądź koncentratora kołowego – przedyskutowano to szerzej w rozdziale 3.3.1 .

W modelu numerycznym analizowanym w rozdziale 7 celowo nie stosowano techniki fikcyjnego zaokrąglenia karbu. W tym modelu spoiny laserowej geometrię karbu stanowi uśredniony obrys zarysu spoiny laserowej na podstawie wartości pomierzonych z fotografii paneli (w powiększeniu x100). Celem obliczeń numerycznych jest wyznaczenie odkształceń w rejonie karbu spoiny laserowej, a nie uzyskanie wartości odkształceń i naprężeń wykorzystywanych do obliczenia współczynników koncentracji w lokalnych metodach zmęczeniowych. Wyniki uzyskane z obliczeń numerycznych przedstawianych w rozdziale 7 mają posłużyć do weryfikacji poprawności zbudowanego modelu numerycznego spoiny laserowej w oparciu o wyniki eksperymentalne odkształceń w rejonie karbu grani uzyskanymi metodą LES.

7.2 Wyniki numeryczne odkształceń spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich

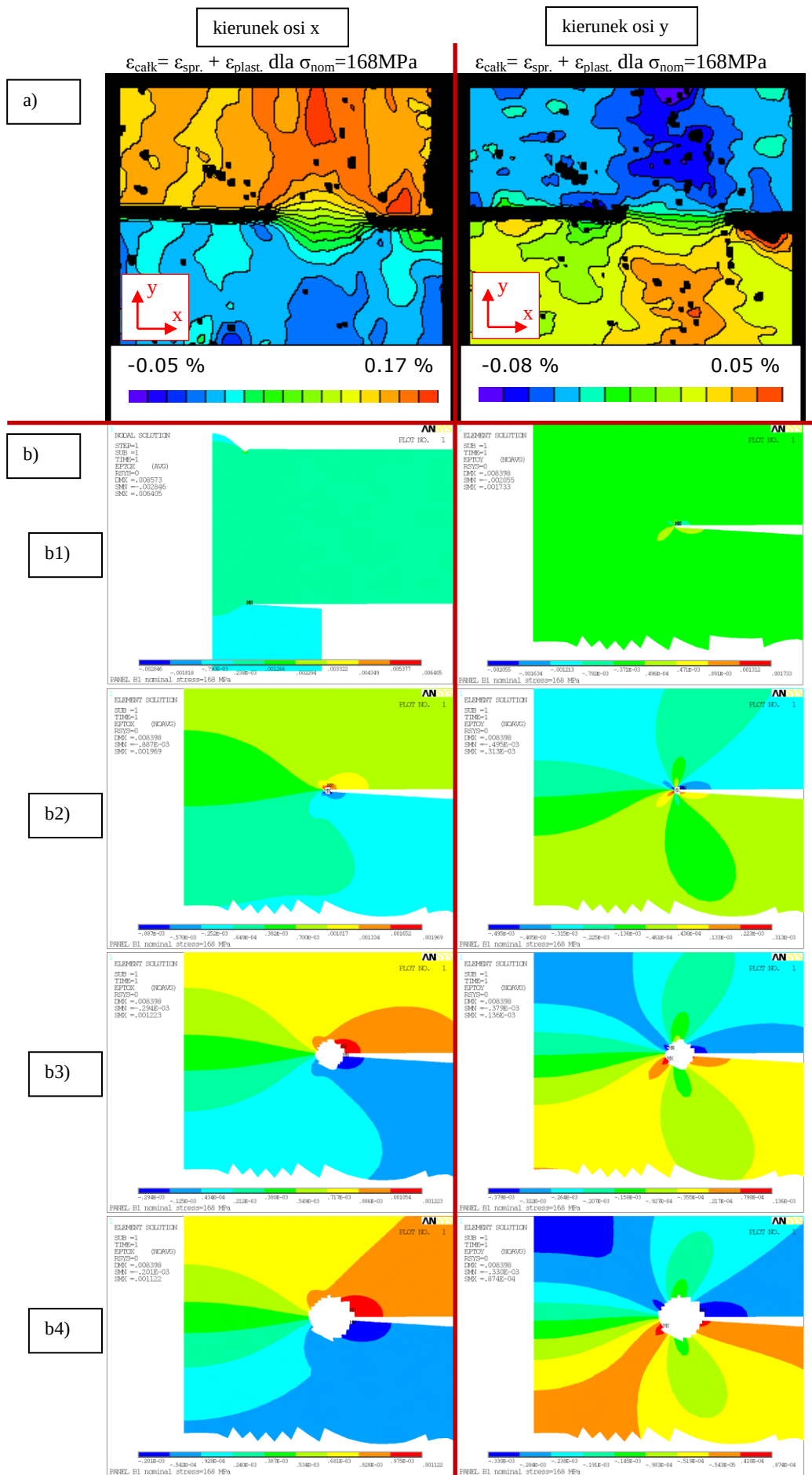
Obliczenia przeprowadzono dla następujących poziomów naprężeń nominalnych: $\sigma_{nom}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5$ [MPa]. Wyniki przedstawione w postaci map odkształceń i naprężeń na kierunek osi x i y w rejonie spoiny dla różnych poziomów obciążenia przedstawiono na Rys.13.15 - Rys.13.18 w załączniku na str. 163 - 164. Wyniki wartości odkształceń i naprężeń maksymalnych ujęto w Tab.7.1. Obliczenia dotyczą sposobu modelowania w płaskim stanie naprężenia z uwzględnieniem stref materiałowych. W punkcie 7.3, dla maksymalnej wartości naprężenia nominalnego równego 168MPa, przedstawione zostanie porównanie wyników numerycznych z wynikami eksperymentalnymi uzyskanymi metodą laserowego ekstensometru siatkowego.

S_nom [Mpa]	Sx_max [Mpa]	Sy_max [Mpa]	eps_x max [-]	eps_y max [-]	S_eqv/S_nom [-]	eps_eqv/eps_nom [%]
14,2	78,9	41,5	0,000385	0,000178	6,16	0,0618
27,5	152,8	80,4	0,000746	0,000344	6,14	0,0617
40,8	226,8	119,2	0,001107	0,000511	6,14	0,0616
66,7	314,8	186	0,001646	0,000815	5,03	0,0578
87,5	370,9	209,4	0,002363	0,000887	4,47	0,0634
107,5	412,6	238,4	0,003146	0,001063	3,96	0,0677
127,5	446	236,8	0,004116	0,001194	3,58	0,0750
147,5	469,7	251,5	0,005309	0,001459	3,27	0,0855
160,8	484,5	260,9	0,005996	0,001641	3,10	0,0887
167,5	492,6	266,6	0,006405	0,001731	3,01	0,0905

Tab.7.1 Maksymalne wartości odkształceń i naprężeń dla różnych poziomów obciążenia nominalnego

7.3 Porównanie wyników odkształceń spoiny uzyskanych na drodze numerycznej i eksperymentalnej

Porównanie wyników odkształceń na kierunek osi x i y zosownie wykonane dla wartości obciążenia nominalnego równego 168 MPa (największej analizowanej). Porównanie dotyczy rejonu karbu grani, gdyż w tym obszarze stwierdzono maksymalne wartości odkształceń i dla tego obszaru wykonane zostały doświadczalne badania odkształceń. Mapy odkształceń rzeczywistych uzyskano metodą Laserowej Ekstensometrii Siatkowej, opisanej w punkcie 4.3. Mapy uzyskanych odkształceń w celach porównawczych zestawiono na Rys.7.19. Rysunek zawiera dwie kolumny. Lewa kolumna dotyczy odkształceń na kierunek osi x (równoległej do płaszczyzny poszycia), a prawa na kierunek osi y. W wierszu "a)" ujęto wyniki odkształceń uzyskanych na drodze eksperymentalnej, natomiast w wierszu "b)" umieszczono mapy uzyskane poprzez obliczenia numeryczne MES. Dodatkowo w wierszu "b)" dokonano podziału na wiersze "b1)", "b2)", "b3)" i "b4)". Wiersz "b1)" dotyczy wyników odkształceń dla wszystkich elementów skończonych modelu. Wiersz "b1)" zawiera mapy odkształceń, w których ukryto 2-rzędy elementów okalających karb. Wiersz "b2)" zawiera mapy odkształceń w których ukryto elementy w promieniu 0.025mm od środka promienia karbu. W wierszu "b3)" ujęto mapy odkształceń w których z interpretacji wyników wykluczono elementy w promieniu 0,075mm od środka promienia karbu. W wierszu "b4)" ukryto elementy w promieniu 0,15mm od środka promienia karbu. Zawężenie interpretacji wyników poprzez ukrycie elementów okalających karb geometryczny podyktowane było chęcią porównania wyników numerycznych z eksperymentalnymi dla elementów oddalonych od krawędzi karbu. Poczyniono tak również ze względu na umożliwienie porównania wyników numerycznych z eksperymentalnymi w bezpośrednim sąsiedztwie karbu. Bowiem mapy pomierzonych eksperymentalnie odkształceń rzeczywistych w rejonie karbów posiadają czarne koliste obszary, w których wyniki odkształceń są niewidoczne. Są to obszary, w których przekroczony został zakres pomiarowy użytych siatek dyfrakcyjnych w metodzie LES. Tak więc w obszarach, w których odkształcenia przekroczyły wartości dopuszczalne dla zastosowanej metody pomiarowej wyniki nie mogą być interpretowane.



Rys.7.19 Mapy odkształceń całkowitych (suma sprężystych i plastycznych) otrzymanych z
a) metody LES ; b) metody MES z zawężeniem interpretacji wyników do wyświetlonych elementów

Na podstawie analizy map odkształceń prezentowanych na Rys.7.19 uzyskanych eksperymentalnie i numerycznie można stwierdzić, że przy użyciu metody MES odkształcenia analizowanej spoiny laserowej są bliskie wartościom pomierzonym przy użyciu metody LES. Porównanie wykonano dla uśrednionych odkształceń całkowitych, na kierunku osi x i osi y, w rejonie karbu grani spoiny laserowej. Odkształcenia całkowite, rozumiane są tu jako suma odkształceń sprężystych i plastycznych. Różnica względna odkształceń całkowitych w karbie grani, pomiędzy wynikami eksperymentalnymi i numerycznymi wynosi 7% i 10%, odpowiednio na kierunek osi x i osi y – patrz Tab.7.2. Zarówno wartości uśrednionych odkształceń w karbach, jak i kształty map odkształceń ‘b3’ na Rys.7.19 na kierunek osi x i osi y są bardzo bliskie wartościom z eksperymentu.

	Eksperyment (LES) $\epsilon_{\text{całk_LES}} [-]$	Obliczenia (MES) $\epsilon_{\text{całk_MES}} [-]$	$\frac{\epsilon_{\text{całk_LES}} - \epsilon_{\text{całk_MES}}}{\epsilon_{\text{całk_LES}}} \cdot 100 [\%]$
Wartość $\epsilon_{\text{całk}} = \epsilon_{\text{spr.}} + \epsilon_{\text{plast}}$ na kierunek osi x, uśredniona w karbie grani [-]	0,05e-3	0,046e-3	7
Wartość $\epsilon_{\text{całk}} = \epsilon_{\text{spr.}} + \epsilon_{\text{plast}}$ na kierunek osi y, uśredniona w karbie grani [-]	-0,014e-3	-0,012e-3	10

Tab.7.2 Porównanie wyników odkształceń obliczonych MES, z wynikami eksperymentalnymi LES w karbie grani spoiny laserowej dla poziomu obciążeń nominalnych $\sigma_{\text{nom}}=168$ MPa

8. Określenie trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich według koncepcji naprężeń lokalnych

Ze względu na cel analizy, do oceny trwałości zmęczeniowej zostanie użyta lokalna metoda naprężeniowa, według podejścia fikcyjnego zaokrąglenia karbu - opisana szerzej w punkcie 3.3.1. Metoda ta jest oparta na hipotezie mikrostrukturalnego efektu podparcia w karbie sformułowanej przez Neuber'a [82], [81]. Przyjęta metoda uwzględnia wpływ kształtu spoiny i efektu karbów geometrycznych na trwałość zmęczeniową. Do wyznaczania odkształceń i naprężeń, wykorzystanych do obliczenia geometrycznego współczynnika koncentracji K_t , użyta została metoda elementów skończonych. Zastosowanie innych metod oceny trwałości zmęczeniowej, do zagadnień obejmujących temat pracy, jest mocno ograniczone ze względu na odmienny sposób uwzględniania efektów związanych z kształtem spoiny i karbów.

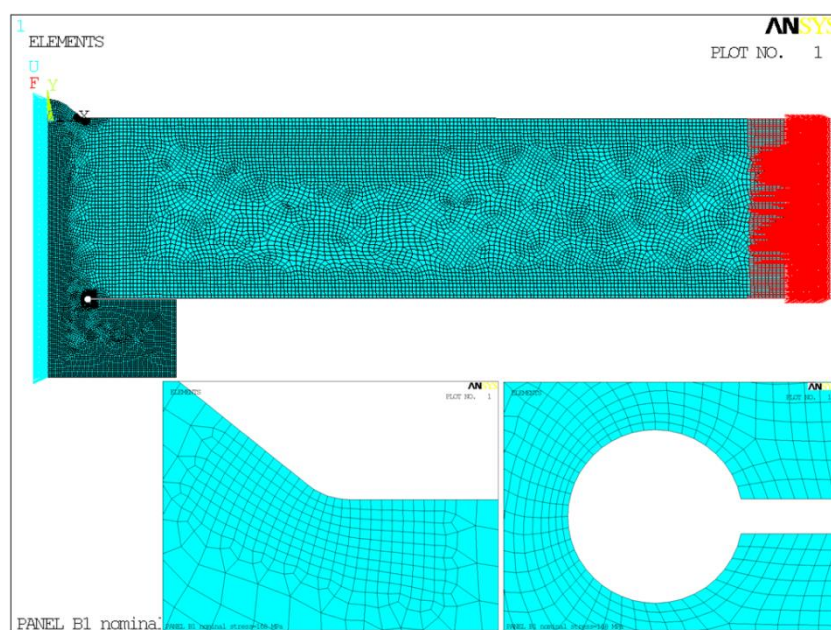
8.1 Wyznaczenie współczynnika koncentracji geometrycznej K_t poprzez obliczenia MES

Koncentracje naprężeń i odkształceń w spoinach występują na ogół w miejscach nieciągłości geometrycznych. Geometrie samego połączenia spawanego są przy zachowaniu poprawnej technologii na tyle powtarzalne, że do poprawnego modelowania używa się parametrów opisujących średnie wartości parametrów pomierzonych z rzeczywistych połączeń. Ponadto wpływ różnic w geometrii połączeń ma znacznie mniejszy wpływ na wyniki aniżeli wpływ geometrii samych karbów. Analizowane połączenia laserowe stalowych paneli typu sandwich, przy powtarzalności geometrii samej spoiny, charakteryzują trudne do opisanego zależnościami geometrycznymi karby lica i grani spoiny. Największy wpływ na wyniki maksymalnych koncentracji odkształceń i naprężeń w spoinie ma kształt karbu. Wyniki obliczeń odkształceń i naprężeń w karbach, modelowanych jako odwzorowanie możliwe bliskie kształtowi rzeczywistemu są bardzo trudne do zinterpretowania. Modelowanie karbów w postaci odwzorowania ich dokładnej geometrii jest ponadto mocno dyskusyjne, ze względu na uwzględnianie w ten sposób jedynie ograniczonego zbioru karbów rzeczywistych. Dlatego też do obliczenia koncentracji naprężeń zostanie użyty model zbudowany zgodnie z hipotezą mikrostrukturalnego podparcia w karbie, w której karb zastąpiony zostaje geometrią zastępczą: zaokrągleniem, lub koncentratorami kołowymi o właściwym promieniu. Najczęściej stosowana metodologia prowadzenia obliczeń wg kryterium lokalnych naprężeń, zakłada obliczenie tzw. fikcyjnego

promienia zaokrąglenia karbu przy założeniu, że karb rzeczywisty jest znacznie mniejszy od wartości mikrostrukturalnej długości ρ^* , na której uśredniane są naprężenia w karbie. Bardziej szczegółowy opis obliczania promienia ρ_f znajduje się w punkcie 3.3.1. Poniżej przedstawiony zostanie model numeryczny spoiny laserowej z zaokrągleniem w miejscu karbu lica i koncentratorem kołowym w miejscu grani spoiny. Celem obliczeń jest wyznaczenie geometrycznego (tzw. teoretycznego) współczynnika koncentracji naprężeń K_t rozumianego, jako iloraz maksymalnych naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa i naprężeń nominalnych.

8.1.1 Model numeryczny MES

Model numeryczny MES spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich zbudowano w celu wyznaczenia maksymalnych wartości naprężeń w połączeniu i obliczenia na ich podstawie współczynnika koncentracji geometrycznej K_t . W odróżnieniu od obliczeń rozkładów naprężeń prezentowanych w rozdziale 7, tu zastosowano model z wykorzystaniem koncentratora kołowego. Geometria modelu wraz z obciążeniem o wartości nominalnej 168MPa i warunkami brzegowymi przedstawiona została na Rys.8.1. Metody obliczania koncentracji naprężeń i odkształceń spoin łączących cienkie elementy są słabo rozpoznany obszarem badawczym, o czym świadczy niewielka liczba publikacji na ten temat i znikoma ilość wyników doświadczalnych (punkt 3.3.1). Dlatego też w obliczeniach wartość promieni zaokrąglenia karbów lica i grani przyjęto jako parametr, którego wpływ na wyniki podlegać będzie analizie w punkcie 8.1.2.

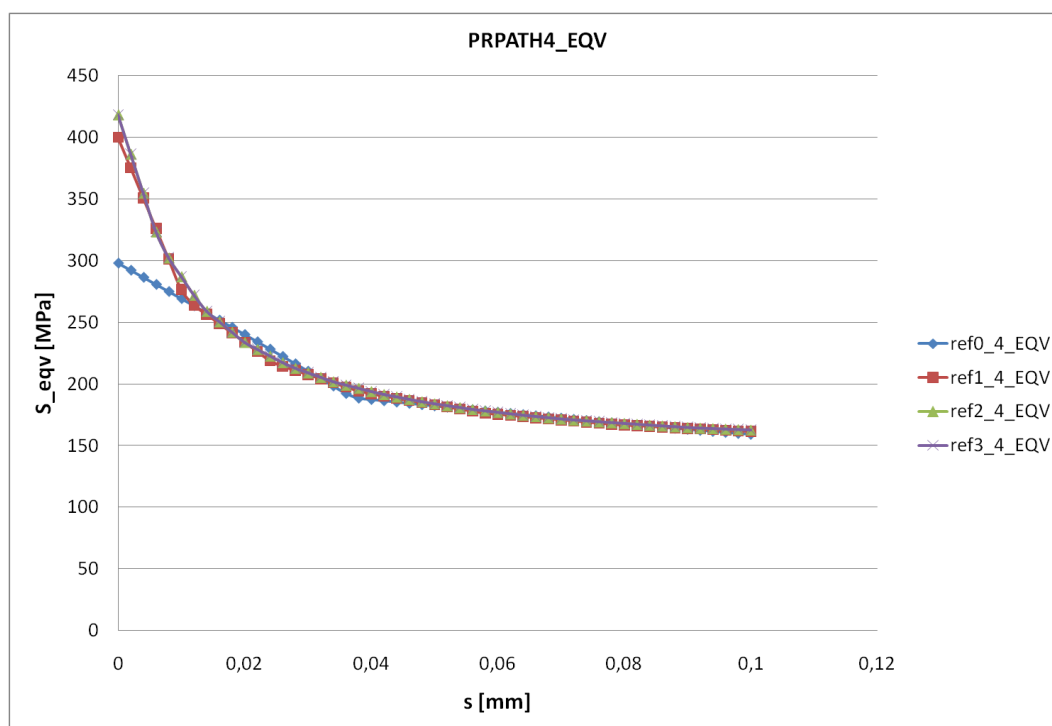


Rys.8.1 Geometria modelu spoiny laserowej z obciążeniem i warunkiem brzegowym

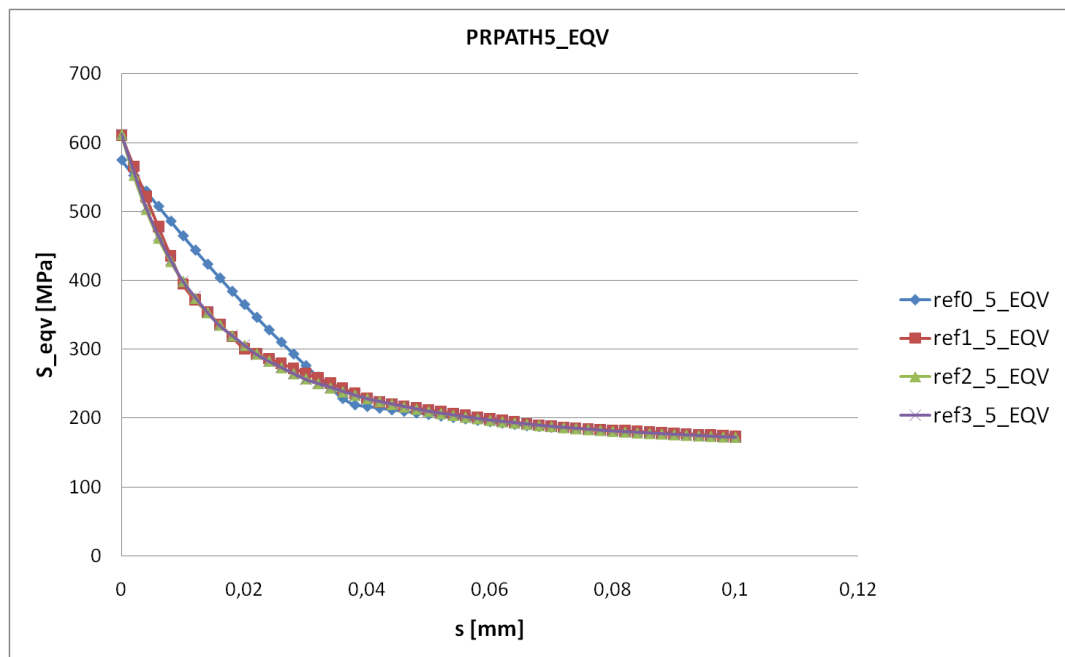
W modelu przyjęto model materiału liniowo sprężystego o module Younga $E=2e5$ MPa i liczbie Poissona $\nu=0.3$. Obliczenia prowadzono dla płaskiego stanu naprężenia. Użyto 8-węzłowe elementy czworoboczne z kwadratową funkcją kształtu. Wpływ gęstości siatki na wyniki poddany został analizie, którą przeprowadzono dla stałej wartości promienia zaokrąglenia karbów równego $\rho_f=0.05$. Dla oceny wpływu wielkości elementów skończonych na wyniki odkształceń i naprężeń przyjęto 4 poziomy zagęszczenia siatki:

- ozn. "ref0" dla którego długość boku elementu do promienia zaokrąglenia karbu wynosiła dla lica 0,67 i grani 0,77
- ozn. "ref1" dla którego długość boku elementu do promienia zaokrąglenia karbu wynosiła dla lica 0,23 i grani 0,22
- ozn. "ref2" dla którego długość boku elementu do promienia zaokrąglenia karbu wynosiła dla lica 0,12 i grani 0,13
- ozn. "ref3" dla którego długość boku elementu do promienia zaokrąglenia karbu wynosiła dla lica 0,04 i grani 0,04

Wyniki wpływu wielkości elementu skończonego w rejonie karbu na wyniki odkształceń analizowane na ścieżce 4 i 5 (oznaczenie ścieżek identyczne jak w punkcie 7.1.1) przedstawiono na Rys.8.2 i Rys.8.3. Na ich podstawie stwierdzić można, że stosowanie siatek o zagęszczeniu oznaczonym jako 'ref2' jest wystarczające. Użycie mniejszych elementów nie wpływa w sposób znaczący na wyniki, a zwiększa jedynie rozmiar modelu.



Rys.8.2 Wpływ wielkości elementu na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 4

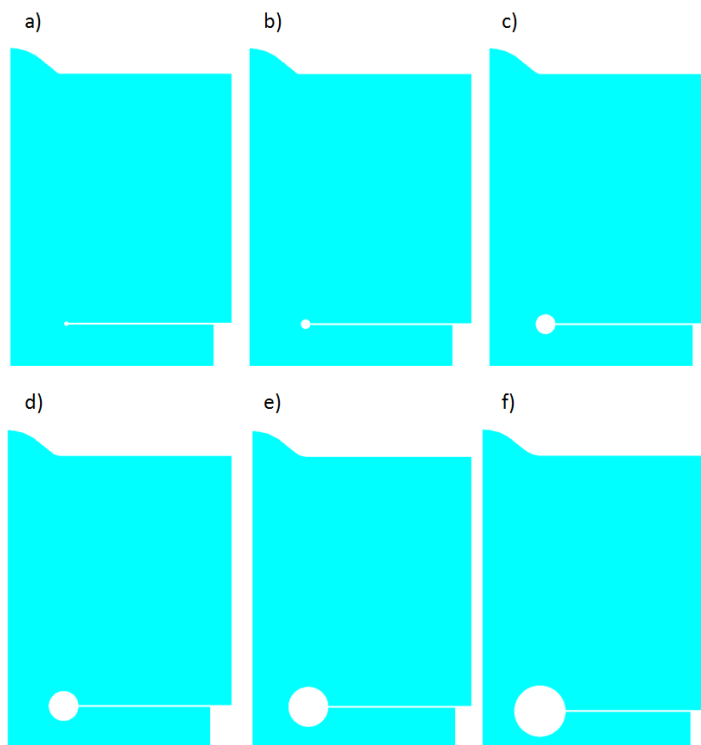


Rys.8.3 Wpływ wielkości elementu na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 5

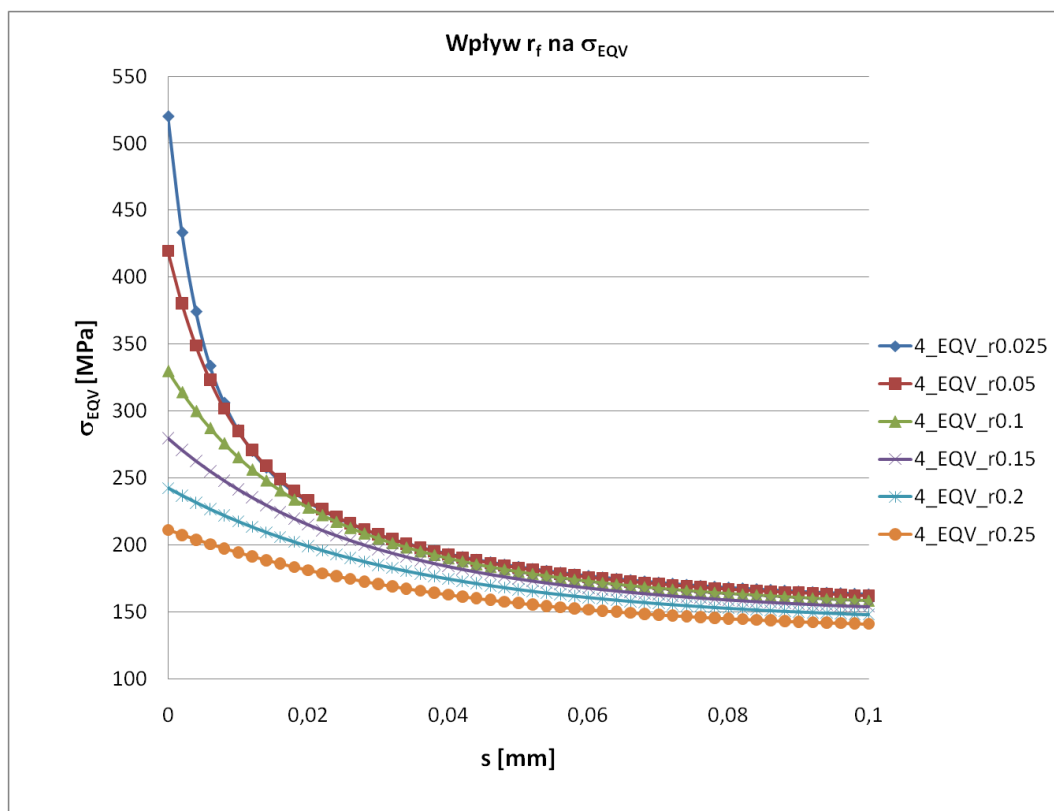
8.1.2 Wpływ promienia geometrii zastępczej karbu ρ_f na geometryczny współczynnik koncentracji K_t

Brak pozycji literaturowych na temat doboru promienia geometrii zastępczej dla karbów analizowanych spoin laserowych skłania do zbadania wpływu promienia ρ_f na wyniki odkształceń i naprężeń. Do analizy przyjęto 6 różnych wartości promienia zastępczego, określanego w literaturze mianem "fikcyjnego" i oznaczonego symbolem ρ_f : 0.025mm, 0.05mm, 0.1mm, 0.15mm, 0.2mm i 0.25. Założono, że wartość zaokrąglenia karbu lica i grani są sobie równe we wszystkich analizowanych przypadkach. Geometrie modeli z zaokrągleniem karbu lica i koncentratorem kołowym karbu grani przedstawiono na Rys.8.4. Uzyskane wyniki naprężeń zredukowanych Hubera-Misena analizowano na ścieżce 4 i 5 i przedstawiono na Rys.8.5 i Rys.8.6. Dla karbu lica (ścieżka 4) różnice wartości maksymalnych naprężeń zredukowanych dla poszczególnych promieni karbu różnią się znacznie, jednak wraz z oddalaniem się od dna karbu (pionowo w dół) różnice te gwałtownie maleją. W odległości około 0.1mm od dna karbu wartości maksymalnych naprężeń zredukowanych dla wszystkich analizowanych promieni mają niemal jednakowe wartości. Dla karbu grani (ścieżka 5) zmiany wartości naprężeń zredukowanych przy zmianie promienia zaokrąglenia karbu mają inny charakter. Wartości naprężeń zredukowanych różnią się od siebie w wyrażnie większej odległości od dna karbu osiągając dla odległości 0.1mm od dna karbu znaczące różnice. Odmienności w rozkładzie naprężeń dla karbów lica i grani wynikają z większej koncentracji naprężeń w karbie grani spoiny. Dla obu analizowanych ścieżek można zaobserwować również, że wraz ze wzrostem promienia zaokrąglenia maleje gradient naprężeń. Jednak dla karbu lica wraz ze wzrostem promienia zaokrąglenia gwałtownie maleją również wartości maksymalne naprężeń. Dla karbu grani natomiast zwiększenie promienia zaokrąglenia w mniejszym stopniu wpływa na zmniejszenie wartości maksymalnych naprężeń zredukowanych. Wpływ wartości zaokrąglenia karbu ρ_f na geometryczny współczynnik koncentracji naprężeń K_t przedstawiono na Rys.8.7. W karbie grani obserwowane są znacznie wyższe wartości koncentracji naprężeń aniżeli w karbie lica. Dla promienia zaokrąglenia powyżej wartości $\rho_f=0.15$ zmiany współczynnika K_t są niewielkie. Dla karbu lica wartości koncentracji naprężeń maleją w całym zakresie zmienności promienia zaokrąglenia karbów ρ_f , przy czym dla większych wartości promienia zmiany są coraz łagodniejsze. Różnice w przebiegu koncentracji dla karbów lica i grani wynikają z ich geometrii zastępczych. W przypadku karbu lica promień ρ_f jest zaokrągleniem, a w przypadku karbu grani jest promieniem koncentratora kołowego. Ze względu na większe wartości koncentracji naprężeń w grani spoiny i przedstawiony na Rys.8.7 przebieg zmian wartości współczynnika K_t można stwierdzić, że do modelowania numerycznego koncentracji naprężeń i odkształceń metodami lokalnymi może zostać użyta wartość promienia geometrii zastępczej $\rho_f=0.15$ mm. Jest to

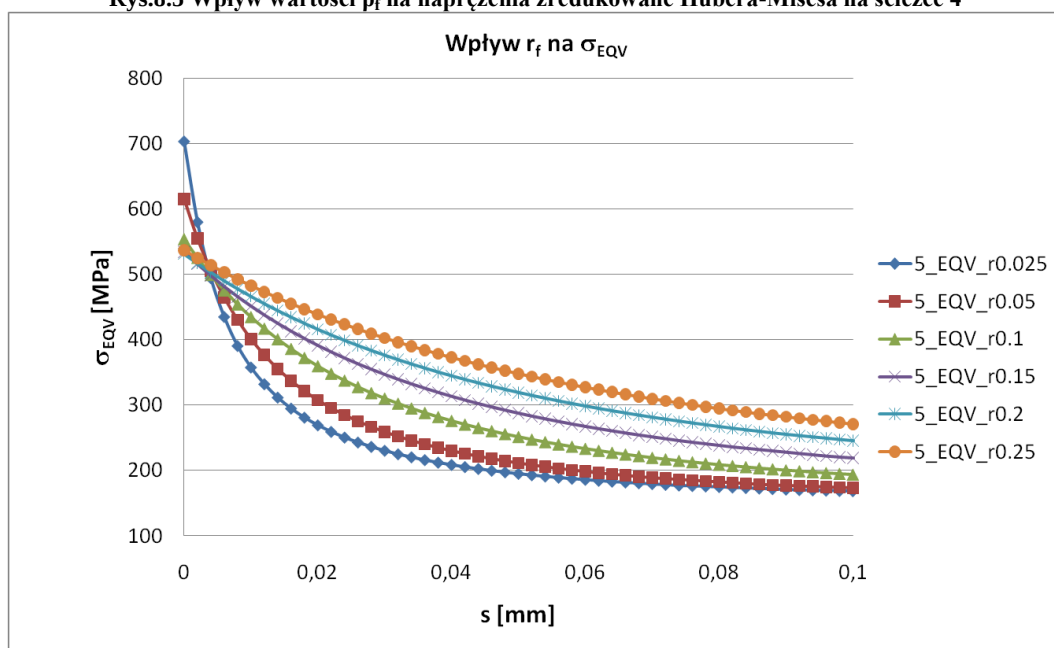
najmniejsza wartość promienia dla której poziom koncentracji można wyznaczyć w sposób jednoznaczny. Zastosowanie większej wartości promienia nie wpływa na wynik koncentracji a jedynie powoduje sztuczne zmniejszenie przekroju na skutek usunięcia materiału spoiny. Natomiast zastosowanie mniejszych promieni powoduje uzyskaniem zawyżonych wartości koncentracji na skutek zbyt małego złagodzenia karbu. Proponowana wartość fikcyjnego promienia złagodzenia karby dla spoiny laserowej stalowych paneli sandwichowych wynosi $\rho_f=0.15\text{mm}$. Wartość koncentracji geometrycznej dla tego typu złącza wynosi $K_t=3.18$ (dla $\rho_f=0.15\text{mm}$).



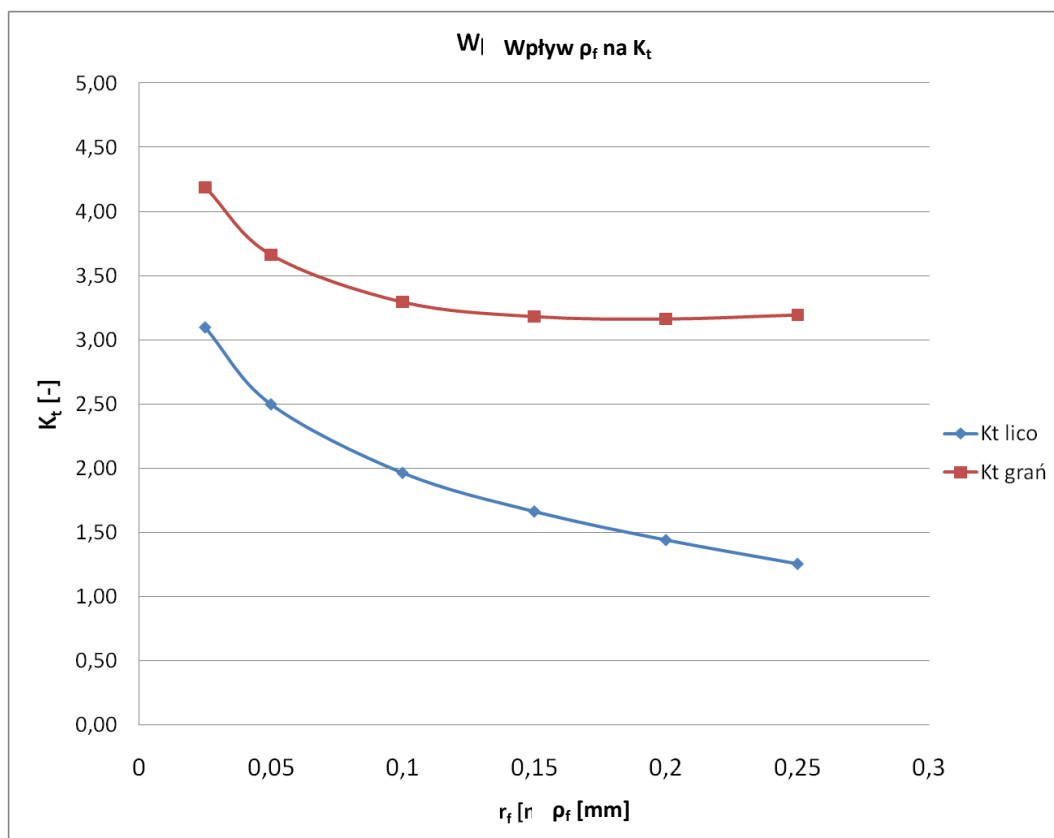
Rys.8.4 Geometrie modeli z różnymi wartościami promieni ρ_f geometrii zastępczej:
a) $\rho_f=0.025\text{mm}$, b) $\rho_f=0.05\text{mm}$, c) $\rho_f=0.1\text{mm}$, d) $\rho_f=0.15\text{mm}$, e) $\rho_f=0.2\text{mm}$, f) $\rho_f=0.25\text{mm}$



Rys.8.5 Wpływ wartości p_f na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 4



Rys.8.6 Wpływ wartości p_f na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 5



Rys.8.7 Wpływ promienia zaokrąglenia karbu ρ_f na geometryczny współczynnik koncentracji K_t

8.2 Obliczanie efektywnego współczynnika koncentracji K_f

Obliczanie efektywnego współczynnika koncentracji K_f w lokalnym podejściu naprężeniowym może odbywać się na podstawie geometrycznego współczynnika koncentracji K_t . Dla połączeń elementów o grubości powyżej 5mm zastosowanie promienia zaokrąglenia $\rho_f=1\text{mm}$ umożliwia skorzystanie z zależności $K_f=K_t$. Ta prosta zależność może być korygowana następnie o odpowiednie współczynniki wynikające np. ze zmniejszenia przekroju poprzecznego połączenia na skutek wprowadzenia geometrii zastępczych [6]. Szczegółowy opis zamieszczono w rozdziale 3.3.1. Poruszane wyżej podejście oceny trwałości zmęczeniowej wyznaczone zostało dla połączeń o grubości powyżej 5mm i konwencjonalnych metod spawania (metody MIG/MAG, SAW, MMA). Jednocześnie należy zdawać sobie sprawę, że jest to oszacowanie trwałości zmęczeniowej od strony bezpiecznej, zakładając że promień karbu rzeczywistego jest równy zero.

Wartości użyte do wyznaczenia obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji geometrycznej ujęto w Tab.8.1. Współczynnik K_f obliczony z zależności 3.5 (na str. 54) w pracy oznaczono symbolem K_{f_obl1} . Dla stalowych paneli typu sandwich obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń wynosi $K_{f_obl1}=1.86$.

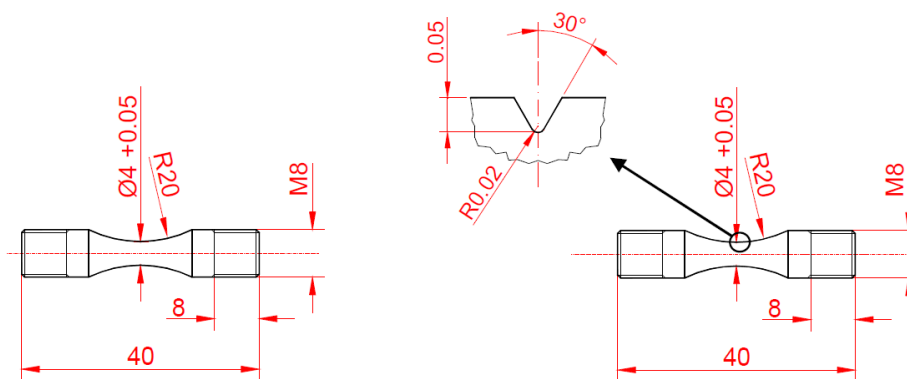
K_{f_obl1}	1.86	[-]
K_t	3.18	[-]
ρ	0.03	[mm]
s	2.5	[-]
ρ^*	0.19	[mm]

Tab.8.1 Wartości użyte do obliczenia K_{f_obl1}

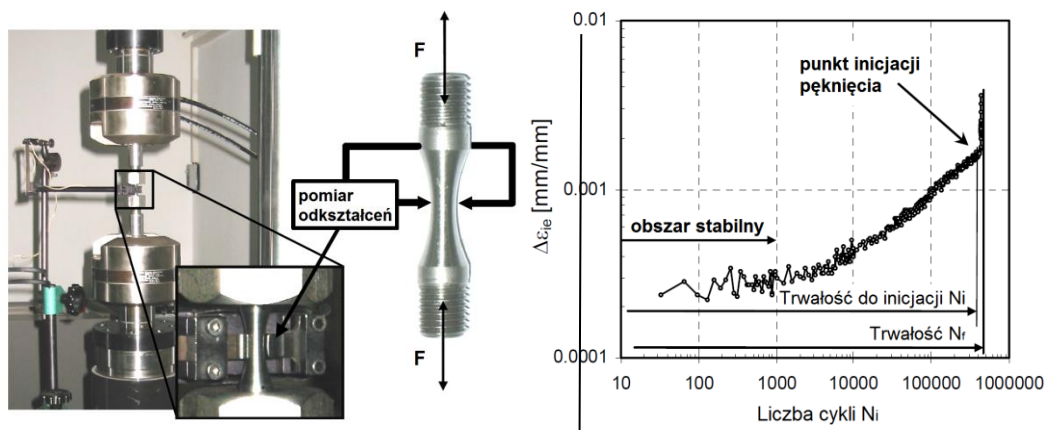
Obliczony zgodnie z hipotezą lokalnych naprężeń w karbie efektywny współczynnik koncentracji geometrycznej znacząco odbiega od wartości uzyskanej z badań eksperymentalnych, tj. $K_{f_eksp.}=1.38$ – patrz rozdział 5.3. Powodem zawyżenia wartości współczynnika K_{f_obl1} w porównaniu do rzeczywistego, eksperymentalnego współczynnika $K_{f_eksp.}$ jest nieuwzględnienie w metodzie obliczeniowej wzrostu trwałości zmęczeniowej materiału spoiny na skutek spawania laserowego. Wpływ zmian materiałowych na trwałość zmęczeniową przedstawiono w rozdziale 8.3.

8.3 Wpływ zmian własności materiału spoiny na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia

Analiza wpływu własności materiałowych na trwałość zmęczeniową wykonana została na podstawie wyników badań wykonanych na Uniwersytecie Aalto w Helsinkach przez zespół Profesora Petri Varsty i Profesora Pentti Kujali [14]. Jako miarę zmian własności materiałowych przyjęto twardość pomierzoną w różnych rejonach złącza. Wpływ zmian twardości na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia, przeanalizowano na podstawie wyników badań miniaturowych próbek pobranych z poszczególnych stref spoin wykonanych różnymi metodami spawania. Sposób przygotowania próbek i stanowisko badawcze przedstawiono na Rys.8.9. Określenie inicjacji pęknięcia oznacza przedział stabilnego przyrostu odkształceń całkowitych w badanym materiale. Cykliczne badania zmęczeniowe stref materiałowych pobranych ze spoin doczołowych łączących blachy o grubości 12mm przeprowadzone były ze współczynnikiem asymetrii cyklu $R=-1$ i częstotliwością 20Hz. Badaniom poddane zostały gładkie próbki materiału rodzimego i materiału strefy wpływu ciepła (SWC) złączy spawanych łukiem krytym pod topnikiem (SAW), a także materiału SWC i spoiny połączeń spawanych hybrydowo. Natomiast próbki materiału SWC i spoiny dla połączeń laserowych, jako że charakteryzują się znacznie wyższą trwałością zmęczeniową, badano z karbem obrączkowym (Rys.8.8), co uwzględniono w późniejszej analizie.

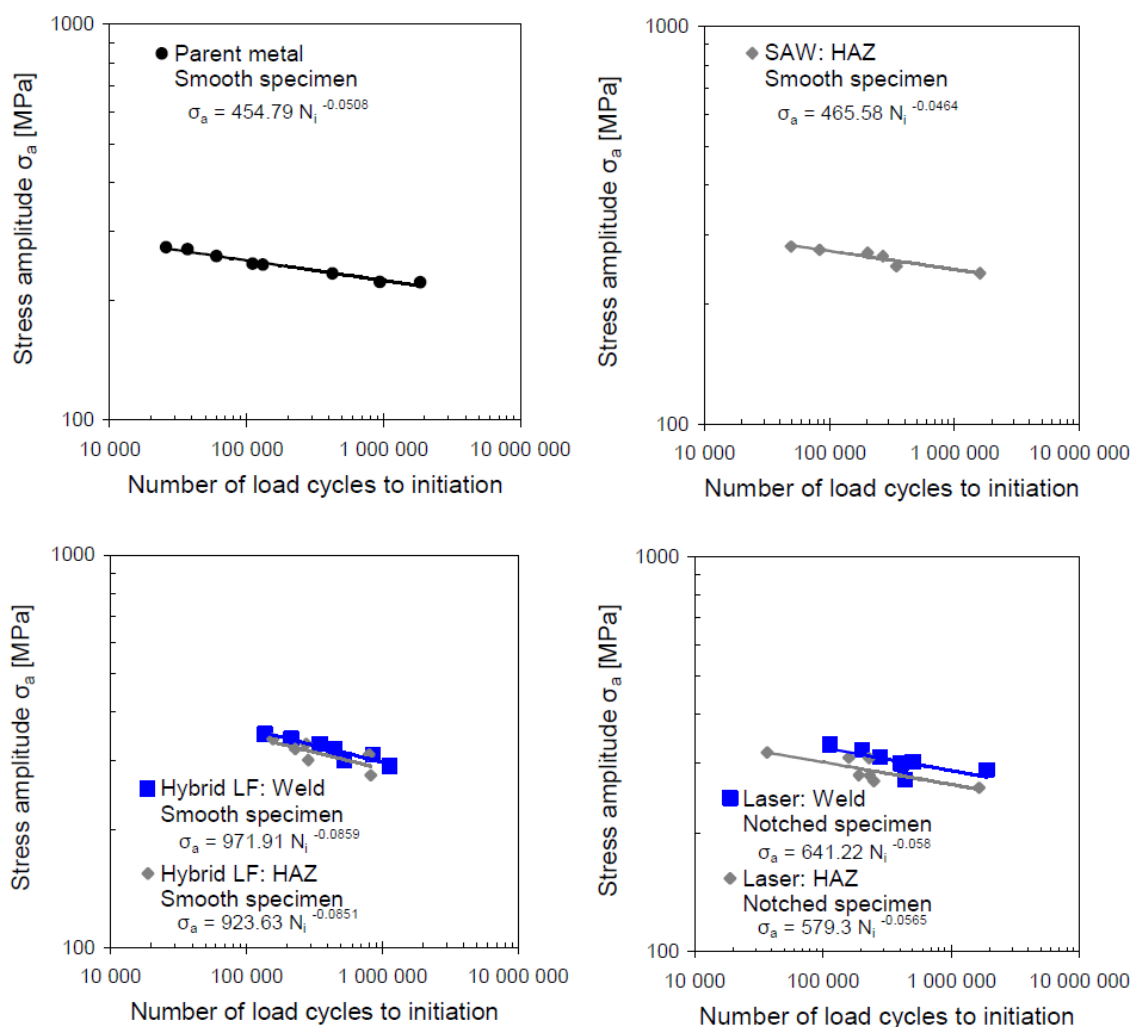


Rys.8.8 Próbki pobrane z materiałów spoin poddane badaniom zmęczeniowym, po lewej - próbki gładkie; po prawej – próbki z karbem obrączkowym [14]



Rys.8.9 Stanowisko badawcze i miniatura próbki materiału spoiny (po lewej),
określenie obszaru do inicjacji pęknięcia (po prawej), [14]

Wyniki badań próbek stref materiału rodzimego, strefy wpływu ciepła i spoiny dla różnych technologii spawania przedstawiono na Rys.8.10. W Tab.8.2 zawarto zarówno wyniki badań twardości poszczególnych stref materiałowych spoin, jak i amplitud naprężeń do inicjacji pęknięcia dla liczby cykli $N_i=2e6$. Amplituda naprężenia dla materiału rodzimego (do inicjacji pęknięcia, przy liczbie cykli $N_i=2e6$) wynosi 218 MPa.



Rys.8.10 Wyniki badań zmęczeniowych do inicjacji pęknięcia dla próbek materiałowych pobranych ze stref spoin wykonanych różnymi metodami [14]

Metoda spawania	Strefa materiałowa	Twardość HV5	Rodzaj próbki	Amplituda naprężenia $\sigma_{a,i}$	
				$\sigma_{a,i}$ [MPa] dla R = -1	różnica [%]
Materiał rodzimy	Materiał rodzimy	131	gładka	218	Wartość referencyjna
SAW	SWC	161	gładka	237	9
Hybrydowa LF	SWC	197	gładka	269	24
	Materiał spoiny	219	gładka	279	28
Laser	SWC	215	z karbem po przeliczeniu	255	17
	Materiał spoiny	238	z karbem po przeliczeniu	276	27

Tab.8.2 Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiałów spoin dla liczby cykli $N_i=2e6$ do inicjacji pęknięcia [14]

8.3.1 Propozycja wyznaczenia materiałowego współczynnika f_m i zastosowania go do korekty obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f

Wyniki badanych próbek pozwalają zaobserwować znacząco wyższą trwałość zmęczeniową materiałów strefy wpływu ciepła i spoiny, w porównaniu z trwałością materiału rodzimego. Wyższa trwałość zmęczeniowa jest efektem zmian zachodzących w materiale pod wpływem doprowadzenia ciepła w procesie spawania. Przy czym dla spawania konwencjonalnego (łukiem krytym pod topnikiem) wzrost analizowanej amplitudy naprężenia odpowiadającej liczbie cykli do inicjacji pęknięcia $N_i=2e6$ jest znacznie mniejszy, aniżeli przy innych metodach spawania. Największy wzrost amplitudy naprężenia, we wszystkich analizowanych metodach spawania, dotyczy materiału strefy spoiny podczas spawania laserowego i hybrydowego.

Analizowane wyniki trwałości zmęczeniowej można skorelować ze zmianami twardości analizowanych materiałów poszczególnych stref spoin. Do tego celu przeliczono wartości amplitudy naprężenia $\sigma_{a,i}$ do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli z wyników eksperymentalnych uzyskanych dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$, do wartości $\sigma_{a,i}$ odpowiadających $R = 0$. Wykorzystano zależność Goodman-a [185], opisaną równaniem 8.1. Następnie obliczono wartości amplitud maksymalnych σ_{max} dla $R=0$, a wyniki przedstawiono w Tab.8.3 i Rys.8.11.

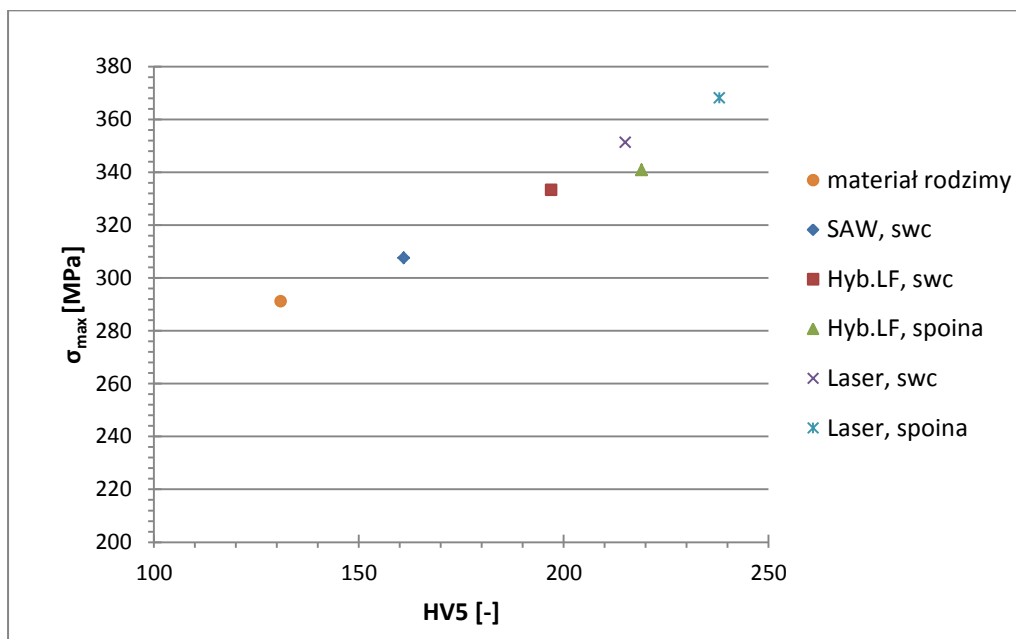
$$\sigma_{ai,R=0} = \frac{\sigma_{ai,R=-1}}{1 + \frac{\sigma_{ai,R=-1}}{R_m}} \quad (8.1)$$

,gdzie:

$\sigma_{a,i,R=0}$ – amplituda naprężenia dla współczynnika asymetrii cyklu $R=0$,
 $\sigma_{a,i,R=-1}$ – amplituda naprężenia dla współczynnika asymetrii cyklu $R=-1$,
 R_m – wytrzymałość na rozciąganie.

Metoda spawania	Strefa materiałowa	Twardość HV5	$\sigma_{\max}$ [MPa] dla R = 0
Materiał rodzimy	Materiał rodzimy	131	291
SAW	SWC	161	308
Hybrydowa LF	SWC	197	333
	Materiał spoiny	219	341
Laser	SWC	215	351
	Materiał spoiny	238	368

Tab.8.3 Wartości $\sigma_{\max}$ dla R=0 i twardości Vickersa analizowanych stref materiałowych [14]



Rys.8.11 Zależność pomiędzy twardością materiału HV5 a amplitudą naprężenia $\sigma_{\max}$ odpowiadającej trwałości do inicjacji pęknięcia $N_i=2e6$ dla asymetrii cyklu R=0 [14]

Na Rys.8.11 widać wyraźny wzrost trwałości zmęczeniowej materiału, wraz ze wzrostem twardości materiału. Trwałość zmęczeniowa na tym wykresie wyrażona jest poprzez maksymalną amplitudę naprężeń odpowiadającą trwałości do inicjacji pęknięcia $N_i=2e6$ cykli. Wykres obrazuje wpływ zmian materiałowych, które zaszły w materiale na skutek zastosowanych różnych technologii spawania. Poszczególne mikroprobki materiałowe pobrane były z różnych stref materiałowych różnych spoin. Efekt wzrostu trwałości zmęczeniowej materiału spoiny może zostać uogólniony i wyrażony poprzez przyrosty względne. Zależność ma charakter liniowy i może zostać wykorzystana do poprawy dokładności oceny trwałości zmęczeniowej spoin wg lokalnego podejścia zmęczeniowego. Do tego celu znormalizowano wartości przyrostów względnych amplitudy naprężenia i twardości. Zwiększenie amplitudy naprężenia towarzyszące wzrostowi twardości wyrażono w postaci przyrostów w odniesieniu do bazy, za którą przyjęto trwałość materiału rodzimego. Przyrost twardości odniesiono to wartości bazowej, za którą przyjęto

typowy wzrost twardości w spoinie, będący efektem spawania konwencjonalnego (tutaj HV5=161 dla spoiny SAW). Punkty po znormalizowaniu przedstawia Tab.8.4. Znormalizowane wielkości aproksymowano przy pomocy prostej wyznaczonej metodą najmniejszych kwadratów. Równanie na wykresie (Rys.8.12) opisuje relację między wielkościami $\frac{HV5 \text{ badanego materiału}}{HV5 \text{ SAW, swc}}$, a $\frac{\sigma_{\max} \text{ badanego materiału}}{\sigma_{\max} \text{ materiału rodzimego}}$. Wyprowadzona zależność służyć może do obliczenia materiałowego współczynnika poprawkowego f_m . Wartością wejściową do równania, z którego wyznaczyć można wzrost amplitudy naprężenia, jest względny przyrost twardości analizowanych spoin $\frac{HV5 \text{ karbu spoiny}}{HV5 \text{ materiału rodzimego}}$.

Praktyczne zastosowanie równania (Rys.8.12) pozwala na obliczenie względnego wzrostu trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia na podstawie znajomości względnej twardości pomiędzy karbem spoiny (w praktyce w rejonie spoiny blisko karbu) a materiałem rodzimym. Stabelaryzowane wartości współczynnika f_m zamieszczono w załączniku w Tab.13.1 na str.167. Tak więc w zakresie obszaru stabilnego przyrostu odkształceń całkowitych materiału (zakres inicjacji), zaobserwować można liniową zależność przyrostu trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia, wraz ze wzrostem względnej twardości materiału. Przykładowo dla wzrostu twardości w spoinie o 34% większego aniżeli typowy wzrost twardości w spoinie, występujący dla spoin konwencjonalnych (około 22%), względny przyrost amplitudy do inicjacji pęknięcia dla umownej liczby cykli $N_i=2e6$ wynosi 21% (Tab.8.4). O taką wartość względną wzrośnie amplituda naprężenia będąca efektem wzrostu twardości w spoinie.

Wyznaczona znormalizowana zależność może zostać użyta do korekty obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_t przy pomocy zaproponowanego w niniejszej pracy równania 8.2. Weryfikacja wprowadzonego materiałowego współczynnika korekcyjnego f_m , który uwzględnia wpływ zwiększenia trwałości zmęczeniowej ze wzrostem twardości do inicjacji pęknięcia przedstawiona jest w rozdziale 8.4. Efekt wzrostu trwałości zmęczeniowej powinien być widoczny w szczególności dla spoin, w których występuje znaczny wzrost twardości, a okres inicjacji pęknięcia zmęczeniowego stanowi większość trwałości zmęczeniowej połączenia.

$$K_f = (f_m \cdot t_{\%}) \cdot K_{f_obl} \quad (8.2)$$

,gdzie:

K_f – obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń w lokalnym naprężeniowym podejściu zmęczeniowym,

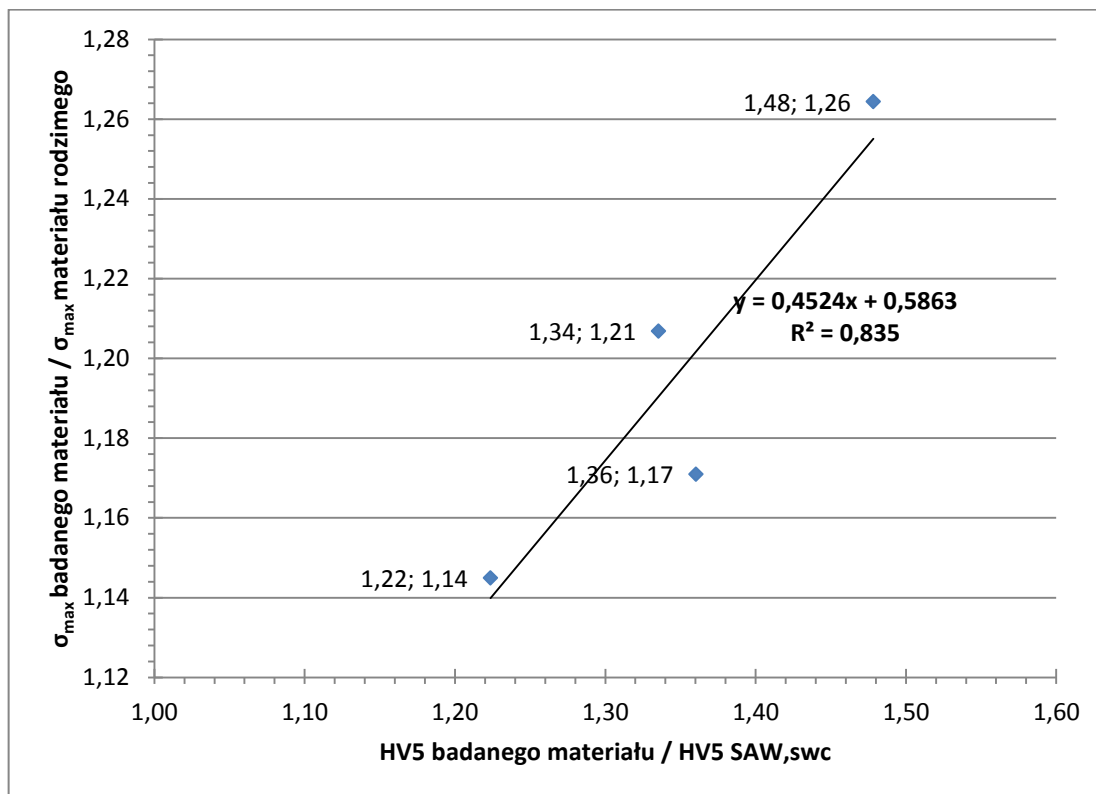
K_{f_obl} – obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń obliczony w lokalnym naprężeniowym podejściu zmęczeniowym z zależności (8.1),

f_m – wprowadzony współczynnik poprawkowy uwzględniający wzrost trwałości zmęczeniowej na skutek wzrostu twardości materiału; dla analizowanych spoin współczynnik ten tabelaryzowano (Załącznik Tab.13.1 na str. 167)

$t_{\%}$ – procentowy udział okresu inicjacji pęknięcia w procesie zmęczeniowym, np. $t_{\%} = 0.9$ dla spoin, w których okres inicjacji pęknięcia wynosi 90% życia, a okres propagacji 10% życia.

	Hyb.LF, swc	Hyb.LF, spoina	Laser, swc	Laser, spoina
$\frac{HV5 \text{ badanego materiału}}{HV5 \text{ SAW,swc}}$	1,22	1,36	1,34	1,48
$\frac{\sigma_{\max} \text{ badanego materiału}}{\sigma_{\max} \text{ materiału rodzimego}}$	1,14	1,17	1,21	1,26

Tab.8.4 Punkty służące do wyznaczenia prostej aproksymującej wpływ zmian twardości na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia dla trwałości $N_i=2e6$ cykli



Rys.8.12 Znormalizowany wpływ zmiany twardości na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli

8.4 Zastosowanie współczynnika poprawkowego f_m uwzględniającego wpływ zmian własności materiałowych w spoinie na trwałość zmęczeniową do obliczania współczynnika koncentracji naprężeń K_f

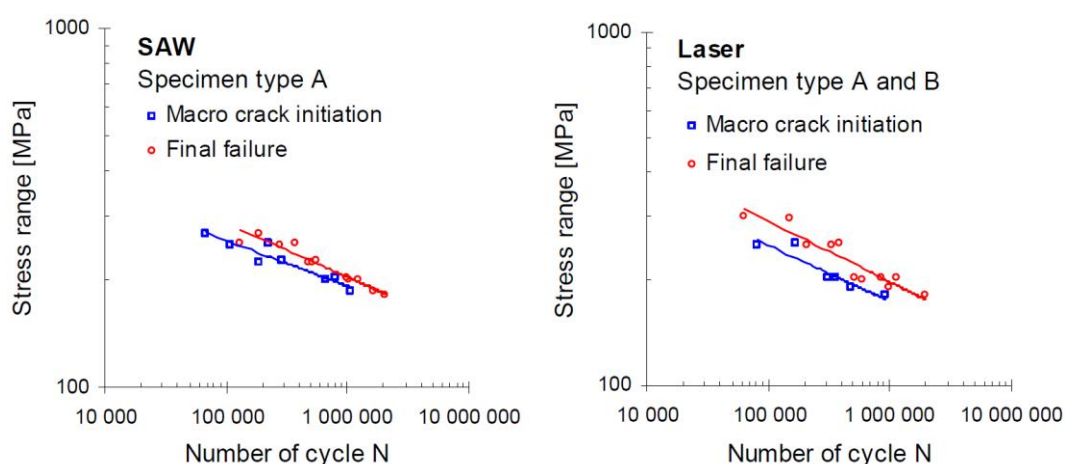
W lokalnym, naprężeniowym podejściu zmęczeniowym standardowa metoda obliczeniowa uwzględnia efekt koncentracji naprężeń w karbie jedynie poprzez geometryczny współczynnik koncentracji naprężeń K_t . Pozostałe czynniki mające wpływ na trwałość złącza nie są uwzględniane. Wyznaczony w podrozdziale 8.3.1 współczynnik f_m , wyprowadzony został w celu dodania do obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f efektu zmian materiałowych w spoinie. Współczynnik f_m ma za celu uwzględnić efekt zwiększenia trwałości zmęczeniowej materiału do inicjacji pęknięcia, na skutek wzrostu twardości w spoinie. W przykładzie zastosowania współczynnika poprawkowego f_m do skorygowania obliczeniowego współczynnika koncentracji naprężeń

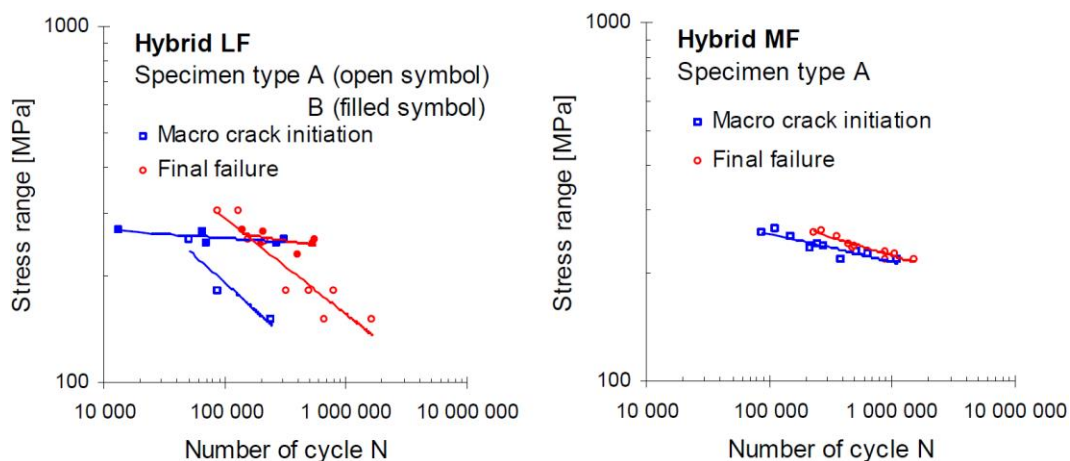
K_f wykorzystane zostaną wyniki badań eksperymentalnych trwałości zmęczeniowej dwóch grup złączy:

Grupa A) - Spoiny doczołowe o grubości 12mm wykonane różnymi technikami spawalniczymi. Badania wykonane zostały na Uniwersytecie Technicznym w Helsinkach (obecnie Aalto University) przez zespół Profesora Petri Varsty i Profesora Pentti Kujali [14],

Grupa B) - Spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich. Badania wykonane przy współudziale autora, w ramach współpracy z zespołem badawczym Prof. Józefa Szali i Prof. Dariusza Borońskiego w Uniwersytecie Techniczno-Przyrodniczym w Bydgoszczy. Wyniki częściowo publikowane w [11].

Pierwsza grupa spoin doczołowych (grupa A) dotyczy blach spawanych przemysłowo różnymi technikami. Przygotowanie próbek przed spawaniem obejmowało frezowanie krawędzi w celu uzyskania odpowiednich tolerancji wymiarowych i jakości krawędzi. Badania zmęczeniowe przeprowadzono dla współczynnika asymetrii cyklu obciążenia $R=0$ z częstotliwością od 5 do 20 Hz. Trwałość zmęczeniową podzielono umownie na dwa etapy: obszar inicjacji (zakres trwałości do pojawienia się w spoinie pęknięcia o powierzchni około 0.1% przekroju próbki) i obszar propagacji. Szczegółowy opis próbek zamieszczono w punkcie 5.1. Wyniki eksperymentalne trwałości zmęczeniowej złączy doczołowych wykonanych różnymi technikami spawalniczymi przedstawione zostały na Rys.8.13. Kolorem niebieskim oznaczono punkty do inicjacji pęknięcia, a czerwonym do całkowitego zniszczenia. Wyniki przedstawiono również w formie tabelarycznej (Tab.8.5).





Rys.8.13 Wyniki badań zmęczeniowych dla próbek spoin doczołowych o grubości 12mm wykonanych różnymi metodami spawania [14]

Metoda spawania	Miejsce inicjacji pęknięcia	Ilość próbek [szt.]	Trwałość zmęczeniowa do zniszczenia
			FAT _{50%} [MPa]
SAW	Lico, grań	11	180
Laser	Lico, grań	11	174
Hybrid LF	lico	10	229
	lico (grań)	5	238
Hybrid MF	grań	10	208

Tab.8.5 Wyniki badań zmęczeniowych dla próbek spoin doczołowych o grubości 12mm wykonanych różnymi metodami spawania [14], [7]

Wartość trwałości zmęczeniowej materiału rodzimego (opisanego w **Błąd! Nie można odnaleźć źródła odwołania.** i **Błąd! Nie można odnaleźć źródła odwołania.**) dla liczby cykli $N=2e6$ do zniszczenia wynosi 330 MPa [6]. Wartości efektywnych współczynników koncentracji naprężeń K_f uzyskanych z badań eksperymentalnych przedstawiono w Tab.8.6.

Metoda spawania	SAW Typ A; lico, grań	Laser Typ:A,B; lico, grań	Hybrid LF typ A; lico	Hybrid LF Typ B; lico, grań	Hybrid MF Typ A; grań
K_f dla liczby cykli $N=2e6$	1.83	1.90	1.44	1.39	1.59

Tab.8.6 Efektywne współczynniki koncentracji naprężeń K_f dla różnych metod spawania obliczone na podstawie badań eksperymentalnych, obliczone z wyników [14]

Druga grupa połączeń (Grupa B), która posłuży do weryfikacji wpływu wprowadzonego współczynnika poprawkowego f_m to spoiny laserowe stalowych paneli typu sandwich. Szczegółowy opis próbek, program badań i wyniki przedstawiono w rozdziale 5.3. Eksperymentalny efektywny współczynnik koncentracji naprężeń spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich dla umownej liczby cykli $N=2e6$ do zniszczenia wynosi 1.38 (Tab.5.6 na str. 86).

Dla obu grup złączy (Grupa A i Grupa B) wykonano obliczenia efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń zgodnie z lokalnym naprężeniowym podejściem

zmęczeniowym - wzór 3.5 na str. 54. Na potrzeby porównania z innymi wartościami obliczeniowymi współczynnik obliczony z zależności 3.5 oznaczono symbolem K_{f_obl1} . Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń skorygowany o współczynnik f_m zgodnie z równaniem 8.2 oznaczono symbolem K_{f_obl2} . Wielkości użyte do obliczeń i wyniki zestawiono w Tab.8.7. Dodatkowo w tej samej tabeli zamieszczono wyniki obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń obliczonego przez Radaję [6] i włączonego do zaleceń organizacji IIW [60]. Współczynnik ten oznaczono w pracy symbolem K_{f_tab} . Tablicowa wartość współczynnika koncentracji naprężeń obliczona lokalną metodą naprężeniową zgodnie z podejściem $K_f=K_t$ ($\rho_f=1\text{mm}$) wynosi $K_{f_tab,lico}=1.85$ dla karbu lica i $K_{f_tab,grań}=1.84$ dla karbu grani [6]: str. 168, Fig.4.48 [186]. W ostatnich trzech wierszach Tab.8.7 przedstawiono również porównanie wszystkich obliczeniowych i eksperymentalnych współczynników koncentracji naprężeń K_f . Dla spoin spawanych technologią SAW wyniki obliczeniowe zarówno bez uwzględnienia współczynnika poprawkowego f_m , jak i z jego uwzględnieniem pokrywają się z wynikami uzyskanymi eksperymentalnie. Dla tego typu złączy wpływ wzrostu twardości materiału spoiny na trwałość zmęczeniową jest niewielki i dlatego nie ma potrzeby uwzględniania współczynnika poprawkowego f_m . Dla pozostałych analizowanych, spoin wykonanych technologią spawania laserowego i hybrydowego, wartości obliczeniowych efektywnych współczynników koncentracji naprężeń K_{f_tab} i K_{f_obl1} znacząco odbiegają od wyników rzeczywistych K_f (eksperymentalnych). Powodem rozbieżności jest wpływ zwiększenia trwałości zmęczeniowej na skutek wzrostu twardości materiału spoiny. Wpływ ten opisany został w rozdziale 8.3. Zależność wyznaczoną na podstawie zaobserwowanego wpływu zmian materiałowych opisano równaniem, przy pomocy którego można wyznaczać współczynnik poprawkowy f_m , dla amplitudy naprężenia do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego. Dla spoin, w których okres propagacji pęknięcia jest bardzo krótki, wyznaczony współczynnik f_m może z powodzeniem korygować efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f .

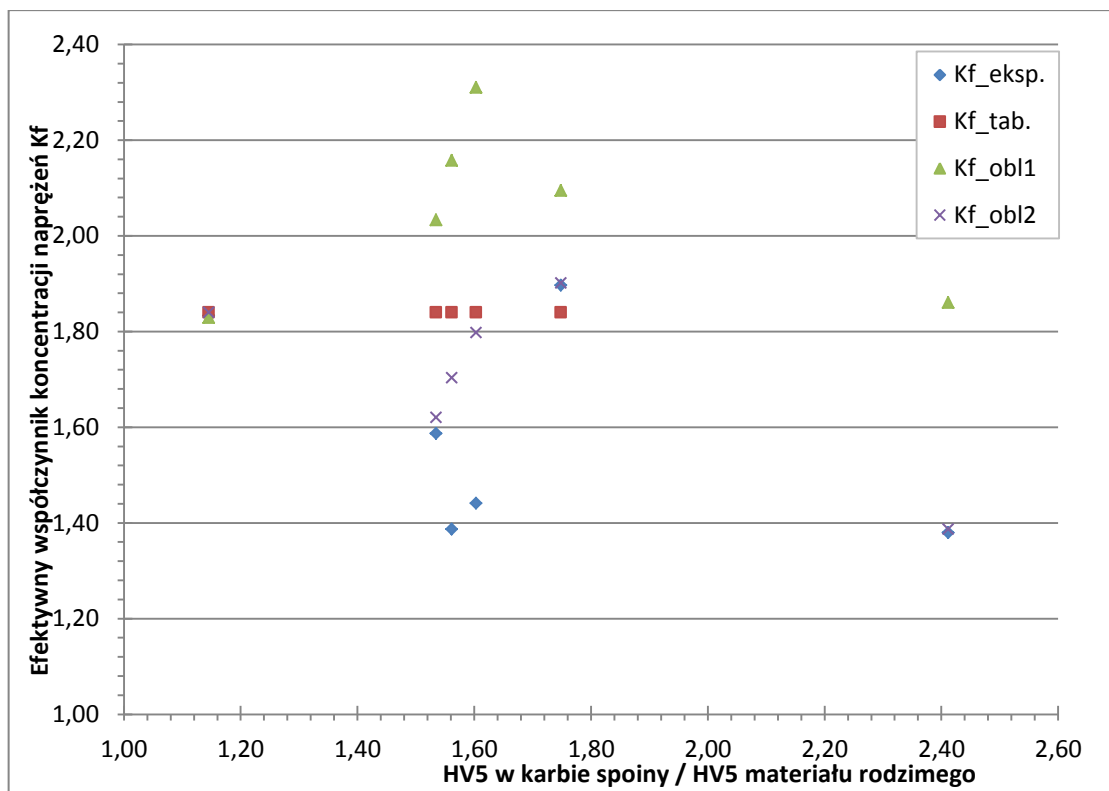
	SAW	Laser	Hybr LF	Hybr LF	Hybrid MF	Laser
Połączenia	Grupa A: spoiny doczołowe blach 12mm					Grupa B: spoiny stal. paneli typu sandwich
K_t	2,90	2,90	2,90	2,90	2,90	3,18
s	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
ρ	0,071	0,149	0,272	0,177	0,126	0,03
ρ^*	0,12	0,12	0,12	0,12	0,12	0,065
$\rho_f = \rho + s\rho^*$	0,37	0,45	0,57	0,48	0,43	0,19
	Obliczeniowy efektywny wsp. koncentracji naprężeń obliczony z równ. 3.5, str.54					
K_{f_obl1}	1,83	2,09	2,31	2,16	2,03	1,86
	Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń z [6]: str.168 Fig.4.48.					

$K_{f_tab.}$	Lico: 1,85 Grań: 1,84	Lico: 1,85 Grań: 1,84	Lico: 1,85 Grań: 1,84	Lico: 1,85 Grań: 1,84	Lico: 1,85 Grań: 1,84	-
Obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń obliczony z równania (8.4) uwzględniającego zwiększenie trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia na skutek wzrostu twardości materiału spoiny poprzez wprowadzenie współczynnika f_m						
K_{f_obl2}	1,84	1,90	1,80	1,70	1,62	1,39
f_m	1,10	1,38	1,31	1,29	1,28	1,68
$t_{\%}$	0,9	0,8	0,98	0,98	0,98	0,8
HV5 _{karb} /HV5 _{m.r.}	1,15	1,75	1,60	1,56	1,53	2,41
Eksperymentalny efektywny wsp. koncentracji naprężeń (Tab.8.6, Tab.5.6)						
$K_{f_eksp.}$	1,83	1,90	1,44	1,39	1,59	1,38
Porównanie obliczeniowych i eksperymetalnych współczynników K_f						
$\frac{K_{f_eksp.} - K_{f_obl.1}}{K_{f_eksp.} \cdot 100\%}$	0,2	-10,4	-60,3	-55,6	-28,2	-34,9
$\frac{K_{f_eksp.} - K_{f_tab.}}{K_{f_eksp.} \cdot 100\%}$	-0,4	3,0	-27,7	-32,7	-16,0	-
$\frac{K_{f_eksp.} - K_{f_obl.2}}{K_{f_eksp.} \cdot 100\%}$	-0,4	-0,2	-24,7	-22,8	-2,1	-0,5

Tab.8.7 Obliczeniowe efektywne współczynniki koncentracji naprężeń K_{f_obl} dla różnych metod spawania, oraz wielkości użyte do ich wyznaczenia

Na Rys.8.14 przedstawiono wszystkie obliczeniowe wartości współczynnika K_f na tle wartości współczynnika K_f uzyskanego eksperymentalnie i oznaczonego $K_{f_eksp.}$. Jak widać na wykresie skorygowanie obliczeniowego współczynnika koncentracji naprężeń o współczynnik materiałowy f_m znacznie zwiększa dokładność uzyskiwanych wyników. Wyniki obliczonego współczynnika K_{f_obl2} , który uwzględnia współczynnik poprawkowy f_m (równanie 8.2) są znacząco bliższe wartościom eksperymentalnym.

Dla spoin z grupy A (spoiny doczołowe $t=12\text{mm}$) uzyskano wartości obliczeniowe dla współczynnika K_{f_obl2} różniące się nieznacznie od wyników eksperymentalnych $K_{f_eksp.}$. Powodem jest przybliżone uwzględnienie efektu karbu dla tych spoin. Mianowicie w grupie A, dla spoin wykonanych różnymi technikami spawania, wartości teoretycznego współczynnika koncentracji K_t są różne i wynika to z różnic w kształcie spoin i karbów. W niniejszej pracy założono dla wszystkich spoin doczołowych z grupy A taki sam współczynnik geometryczny K_t , aby w wyraźny sposób uwidocznili sam efekt wpływu uwzględniania wzmian materiałowych na obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji K_{f_obl2} . Uzyskanie dokładniejszych obliczeniowych wartości współczynnika K_{f_obl2} dla poszczególnych połączeń jest możliwe poprzez dodatkowe obliczenie teoretycznego współczynnika koncentracji naprężeń K_t , indywidualnie dla każdej grupy spoin doczołowych z grupy A. Jednak z punktu widzenia celu niniejszej pracy zaganianie to ma pomijalny wpływ.



Rys.8.14 Porównanie obliczeniowych współczynników K_f z wartościami eksperymentalnymi

W przypadku obliczania efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f zgodnie z hipotezą lokalnych naprężeń w karbie, dla spoiny laserowej paneli typu sandwich, uwzględniono zarówno efekt karbu geometrycznego, jak i efekt wpływu zmian materiałowych poprzez wprowadzony współczynnik materiałowy f_m . Współczynnik K_t dla spoiny laserowej wyznaczono w rozdziale 8.1.2. Po uwzględnieniu współczynnika poprawkowego f_m obliczeniowy współczynnik koncentracji naprężeń K_{f_obl2} jest bardzo bliski wartości eksperymentalnej. Zatem uwzględnienie obok efektu wpływu karbu geometrycznego, również efektu zmian materiałowych, w przypadku spoin w których dochodzi do znacznego wzrostu twardości, umożliwia uzyskanie wyników współczynnika K_f znacznie bardziej dokładnych.

Tym samym dowodzi to postawionym w pracy tezom (punkt 1.1, str. 13). Obliczenia trwałości zmęczeniowej spoin laserowych, a także innych złączy spawanych hybrydowo (z udziałem lasera), mogą być wykonane lokalną metodą naprężeniową wg hipotezy fikcyjnego zaokrąglenia karbu. Wyznaczenie wartości współczynnika K_t możliwe jest na drodze obliczeń numerycznych MES, z odpowiednio dobranym promieniem zaokrąglenia karbu ρ_f . Uwzględnienie w obliczeniach wprowadzonego w pracy współczynnika materiałowego f_m znacznie zwiększa dokładność obliczonego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f .

9. Wnioski

Analiza wyników badań eksperymentalnych i obliczeń numerycznych koncentracji naprężeń w krawędziach spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich, jak również prace nad zwiększeniem dokładności obliczeń trwałości zmęczeniowej, poprzez uwzględnienie efektu wpływu zmian materiałowych w spoinie, pozwoliła na sformułowanie następujących wniosków:

- 1) Mechanizm powstawania koncentracji odkształceń i naprężeń w spoinach laserowych stalowych paneli sandwichowych jest podobny, jak w przypadku spoin wykonywanych metodami konwencjonalnymi. Głównym źródłem powstawania koncentracji są krawędzie geometryczne. Zatem dla analizowanych połączeń możliwe jest obliczanie koncentracji naprężeń lokalną metodą naprężeniową, która z założenia nie uwzględnia innych przyczyn koncentracji aniżeli krawędź geometryczna. Wpływ zmian materiałowych wywołanych spawaniem może być uwzględniony w lokalnej metodzie naprężeniowej, poprzez wprowadzenie poprawkowego współczynnika materiałowego, na etapie obliczania efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f .
- 2) Najważniejsze wnioski dotyczące modelowania numerycznego MES spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich:
 - a) Modelowanie w płaskim stanie odkształcenia umożliwia uzyskiwanie bardzo zbliżonych wyników odkształceń i naprężeń do tych z modelu 3D, przy jednoczesnym znaczącym zwiększeniu efektywności obliczeń,
 - b) Lokalne zagęszczenie siatki modelu w rejonach krawędzi powyżej wartości odpowiadającej stosunkowi długości boku elementu do promienia krawędzi lica 0.07, a krawędzi grani 0.02, pozostaje praktycznie bez wpływu na wyniki odkształceń i naprężeń w rejonie krawędzi analizowanej spoiny,
 - c) Oddziaływanie krawędzi ma charakter bardzo lokalny, a koncentracje odkształceń i naprężeń dla wszystkich analizowanych poziomów naprężeń obejmują obszar o promieniu równym maksymalnie 4-krotnej wartości promienia krawędzi,
 - d) Wpływ uwzględnienia w modelu numerycznym odmiennych stref materiałowych, z ich indywidualnymi krzywymi odkształcenie-naprężenie, w znikomym stopniu wpływa na wartości koncentracji naprężeń w krawędziach. Różnice w polach odkształceń obejmują obszary poza bezpośrednim sąsiedztwem krawędzi. Oddziaływanie krawędzi geometrycznych na odkształcenia jest zjawiskiem lokalnym i jest to bezpośrednia przyczyna bardzo małego wpływu uwzględnienia obecności stref materiałowych na

wyniki koncentracji naprężeń. Modelowanie złącza przy użyciu materiału biliniowego (model ozn. 'mat6') w większym stopniu wpływa na wyniki odkształceń. Jednak w obliczeniach inżynierskich szczególnie, gdy niedostępna jest dokładna charakterystyka materiału, a wymagane jest uwzględnienie nieliniowości materiałowej, zastosowanie materiału biliniowego o module stycznym równym $E/100$ może być w przypadku analizowanych spoin przybliżeniem wystarczającym (od strony bezpiecznej),

- e) Modelowanie skomplikowanej geometrii karbu w modelach MES może odbywać się wg metodologii stosowanej w lokalnym, naprężeniowym podejściu oceny trwałości zmęczeniowej. Skomplikowaną geometrię karbu zastępuje się geometrią zastępczą – zaokrągleniem, lub koncentratorem kołowym, a rozkład odkształceń i naprężeń analizuje się wg hipotezy mikrostrukturalnego podparcia w karbie wg Neubergera [143], [6]. Innym rozwiązaniem jest interpretacja wyników w pewnej odległości od karbu (jest to również jedno z podejść lokalnej metody naprężeniowej). Możliwe jest również analizowanie odkształceń i naprężeń poprzez modyfikacje odpowiednio metody hot-spot, w której wyniki odkształceń i naprężeń w karbie obliczane są poprzez ekstrapolacje wyników uzyskanych w punktach, znajdujących się w pewnej odległości od dna karbu. Wybór metody uzależniony jest od charakteru prowadzonej analizy zmęczeniowej.
 - f) Uzyskane na drodze obliczeń numerycznych MES wyniki lokalnych odkształceń w rejonie karbu grani spoiny cechuje dobra zgodność z wynikami uzyskanymi niezależnie, przy użyciu eksperymentalnej metody laserowej ekstensometrii siatkowej. Różnice odkształceń w rejonie karbów wynosiły 7% i 10% odpowiednio na kierunek osi x i y. Potwierdza to poprawność modelowania numerycznego.
- 3) Przeanalizowano wpływ wartości zaokrąglenia karbu ρ_f , zgodnie z hipotezą mikrostrukturalnego podparcia w karbie, na geometryczny (teoretyczny) współczynnik koncentracji naprężeń K_t . Z analizy tej wywnioskowano, że dla karbów spoin stalowych paneli typu sandwich adekwatny promień zaokrąglenia karbu wynosi $\rho_f=0.15\text{mm}$. Jednocześnie świadczy to o większej koncentracji naprężeń w przypadku analizowanych złączy, aniżeli ma to miejsce w typowych złączach zakładkowych stosowanych w przemyśle samochodowym (standardowo $\rho_f=0.05\text{mm}$).
- 4) Dla spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich, efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f , uzyskany na drodze standardowej metodologii

przewodzenia obliczeń zgodnie z podejściem naprężeń lokalnych w karbie, wynosi $K_{f_obl1} = 1.86$ i jest o 37% większy od rzeczywistego (uzyskanego na drodze badań zmęczeniowych spoin) $K_{f_eksp.} = 1.38$. Powodem jest nieuwzględnienie w metodzie obliczeniowej wzrostu trwałości zmęczeniowej materiału spoiny na skutek zmian materiałowych, będących efektem spawania laserowego.

- 5) Dla spoin doczołowych blach o grubości 12mm (grupa A), wyniki obliczenia trwałości zmęczeniowej wg lokalnej, naprężeniowej metody zmęczeniowej, ujęte w Tab.8.6, potwierdzają skuteczność lokalnej metody naprężeniowej z $\rho_f=1mm$, dla złączy wykonanych metodami konwencjonalnymi (tutaj SAW). Dla pozostałych analizowanych połączeń wykonanych innymi metodami spawania, obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_{f_obl1} posiada znacząco odbiegające od wyników eksperymentalnych wartości. Powodem jest nieuwzględnienie w metodzie efektu materiałowego.
- 6) W metodach spawania z użyciem lasera zmiany materiałowe wywołane lokalnym doprowadzeniem ciepła, o znacznie większej gęstości energii, skutkują większym przyrostem twardości materiału spoiny, aniżeli ma to miejsce np. w technologii SAW. Wzrost twardości powoduje zwiększenie trwałości zmęczeniowej materiału, co przedstawiono w rozdziale 8.3.
- 7) Zmiany materiałowe w spoinie powstałe na skutek spawania laserowego, bądź hybrydowego powodują zwiększenie trwałości zmęczeniowej złącza. Efekt ten może zostać uwzględniony w obliczeniach trwałości zmęczeniowej lokalną metodą naprężeniową, poprzez wprowadzenie współczynnika poprawkowego oznaczonego w pracy symbolem f_m . Przedstawione wyżej wyniki obliczeniowe i eksperymentalne dowodzą, że zależność wiążąca wzrost amplitudy naprężenia do inicjacji pęknięcia, ze wzrostem twardości, może zostać użyta do korygowania wartości efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f . Uwzględnienie w analizie trwałości zmęczeniowej proponowanego w pracy współczynnika materiałowego f_m , zwiększa dokładność obliczeń o 2-14% w przypadku złączy doczołowych konwencjonalnych (grupa A) i aż o 34% w przypadku spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich (grupa B) - (tabela Tab.8.7 na str. 133).

10. Podsumowanie

Potrzeba nowych rozwiązań konstrukcyjnych w budowie środków transportu i rozwój nowych technologii spawania laserowego umożliwia obecnie wprowadzenie do konstrukcji statków nowego typu struktur cienkościennych – stalowych paneli typu sandwich. Wielowarstwowe konstrukcje prefabrykowane jako wielkogabarytowe panele stanowią nową postać konstrukcyjną. Jednym z kluczowych aspektów związanych z bezpieczeństwem stosowania nowego rozwiązania, jest ocena trwałości zmęczeniowej spoin łączących poszycia z usztywnieniami paneli. Obecnie stosowane lokalne metody oceny trwałości zmęczeniowej, przeznaczone są dla spoin o grubości powyżej 5mm, bądź punktowych zgrzein laserowych i nie obejmują zakresu stosowania paneli typu sandwich. Ocena trwałości zmęczeniowej spoin laserowych paneli typu sandwich jest mało rozpoznany obszarem badawczym, tak więc jedyne wiarygodne wyniki uzyskać można było poprzez badania eksperymentalne w skali rzeczywistej. Wyniki badań zmęczeniowych dowodzą wyższej trwałości zmęczeniowej spoin laserowych w porównaniu ze spoinami konwencjonalnymi. Największy wpływ na wyższe własności zmęczeniowe upatruje się w odmiennej geometrii i własnościach materiałowych nowych połączeń.

W pracy podjęto badania nad oceną trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich. Zastosowano do tego celu koncepcję naprężeń lokalnych wg podejścia zaokrąglenia karbu. W pierwszej kolejności, ze względu na odmienną analizowanej spoiny laserowej w porównaniu ze standardowymi złączami, przeanalizowano jej cechy pod kątem oceny trwałości zmęczeniowej. Szczegółowo zbadano geometrię, jak i własności materiałowe połączenia. Stwierdzono znaczący wzrost twardości materiału w spoinie, jak i bardzo duży gradient twardości. Założono, że wpływ zmian jakie zachodzą w materiale na skutek procesu spawalniczego może zostać uwzględniony w obliczeniach trwałości zmęczeniowej poprzez jeden parametr – twardość. Jest to bardzo łatwo mierzalna i powszechnie stosowana własność materiału, która najprawdopodobniej z dostateczną dokładnością opisywać może ogół zmian materiałowych zachodzących w stali podczas spawania. Jednak udowodnienie tej hipotezy wymagało szczegółowej analizy spoin stalowych paneli typu sandwich, jako złączy unikalnych i nie powtarzalnych ze względu na bardzo nietypową technologię spawania. Dlatego też szczegółowa analiza spoin obejmowała wyznaczenie krzywych odkształcenie-naprężenie dla każdej ze stref materiałowych złącza. Przeprowadzono również szczegółową analizę geometrii połączeń, ze specjalnym uwzględnieniem karbów. Badania te umożliwiły analizę odkształceń i naprężeń w rejonie karbów spoiny laserowej, przy pomocy modelu numerycznego MES. Obliczenia prowadzono na dokładnym modelu spoiny laserowej, z uwzględnieniem wpływu różnych aspektów modelowania. Poprawność modelowania numerycznego spoiny laserowej zweryfikowano w

oparciu o doświadczalne wyniki odkształceń w spoinie, uzyskane metodą laserowej ekstensometrii siatkowej. Wykazano dużą zgodność wyników numerycznych z eksperymentem. Analiza modelu numerycznego, uwzględniającego karby geometryczne i odmienne własności materiałowe w poszczególnych strefach materiałowych połączenia, pozwoliła na stwierdzenie, że spoiny laserowe zachowują się podobnie jak połączenia wykonywane innymi metodami i o koncentracji naprężeń w przeważającym stopniu decydują karby geometryczne. Wniosek ten umożliwił analizowanie trwałości zmęczeniowej spoin przy pomocy metody naprężeń lokalnych (ang. local stress approach), w których koncentracja naprężeń i odkształceń z założenia wynika z karbu geometrycznego i inne przyczyny koncentracji nie są przez metodę uwzględniane.

Ocenę trwałości zmęczeniowej spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich wykonano przy użyciu lokalnej metody naprężeniowej wg hipotezy fikcyjnego zaokrąglenia karbu. W metodzie tej geometryczny współczynnik koncentracji karbu K_t wyznaczony został poprzez obliczenia numeryczne MES. Obliczenia przeprowadzono z zastosowaniem, adekwatnego do analizowanych złączy, promienia zaokrąglenia karbu, który w momencie rozpoczęcia pracy nie był znany. Pierwotnie zamierzano skorzystać z wartości fikcyjnego zaokrąglenia karbu równej $\rho_f=0.15\text{mm}$, stosowanej dla złączy zakładkowych zgrzein punktowych połączeń zakładkowych wykonywanych w przemyśle samochodowym ($\rho_f = 0.05\text{mm}$). Jednak odmienność geometrii złączy i technologii ich wykonywania, a także grubości łączonych elementów skłoniła do zbadania wpływu wartości promienia ρ_f na geometryczny (teoretyczny) współczynnik koncentracji naprężeń K_t . Po przeprowadzonej analizie, dla spoin laserowych paneli typu sandiwch, zaproponowano wartość promienia zaokrąglenia karbu $\rho_f=0.15\text{mm}$. Maksymalna koncentracja naprężeń dla analizowanych złączy ma miejsce w karbie grani i wynosi $K_t = 3.18$ (dla $\rho_f = 0.15\text{mm}$).

Jednak obliczony lokalną metodą naprężeniową efektywny współczynnik koncentracji naprężeń $K_{f_obl1} = 1.86$ znacząco odbiega od wartości uzyskanych na drodze eksperymentalnej $K_{f_eksp.} = 1.38$. Przyczynę upatruje się we wpływie zmian materiałowych w spoinie, będących skutkiem nietypowej technologii spawania laserowego i mającego znaczący wpływ na trwałość zmęczeniową. Podobne rozbieżności pomiędzy obliczeniowym, a rzeczywistym współczynnikiem koncentracji naprężeń zaobserwowano w doczołowych spoinach laserowych i hybrydowych blach o grubości 12mm. Również w przypadku tych złączy zaobserwowano znaczący przyrost twardości w materiale spoiny, który w żaden sposób nie jest uwzględniany w metodzie obliczeniowej wg hipotezy naprężeń lokalnych. W niniejszej pracy przedstawiono, jak można uwzględnić wpływ zmian materiałowych w spoinie, wyrażonych przez twardość, na obliczeniowy efektywny współczynnik koncentracji naprężeń K_f w lokalnej metodzie naprężeniowej. Na podstawie wyników badań zmęczeniowych próbek materiałowych pobranych z różnych stref spoin, wykonanych

różnymi metodami wyznaczono zależność wiążącą przyrost amplitudy naprężenia do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli z przyrostem twardości w materiale. Wyznaczona na podstawie badań materiałowych zależność umożliwia korektę obliczeniowego, efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f o efekt materiałowy. Wpływ zmian własności materiałowych może zostać uwzględniony przy pomocy dodatkowego, zaproponowanego w pracy współczynnika. Współczynnik ten nazwano materiałowym i oznaczono symbolem f_m . Wartość tego współczynnika korygującego można obliczyć z zależności wyznaczonej na podstawie materiałowych badań zmęczeniowych i badań twardości analizowanych materiałów poddanych procesom spawalniczym i nie ogranicza się tylko do spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich. Danymi wejściowymi do określenia współczynnika f_m jest iloraz twardości materiału spoiny i materiału rodzimego. Odpowiednio wyznaczony współczynnik f_m może zostać wykorzystany do korekty współczynnika K_f różnego rodzaju złączy spawanych. Dla spoin laserowych stalowych paneli typu sandwich pokazano, że uwzględnienie w lokalnej metodzie naprężeniowej zarówno efektu karbu geometrycznego (poprzez współczynnik K_t), jak i efektu materiałowego (poprzez współczynnik f_m) umożliwia bardzo dokładne wyznaczenie obliczeniowego efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f .

11. Bibliografia

- [1] F. Roland, L. Manzon, P. Kujala, M. Brede i J. Weitzenbock, Advanced Joining Techniques in European Shipbuilding, Journal of Ship Production, Vol. 20, No. 3, pp. 200–210, 2004.
- [2] MARPOL 73/78, International Convention for the Prevention of Pollution from Ships (MARPOL 73/78), IMO, 1973, 1978, 2003.
- [3] Pakiet Erika I, Erika II i Erika III, IMO, Parlament Europejski i Rada Unii Europejskiej, 2003.
- [4] IMO, Amendments to the annex of the protocol of 1978 relating to the International Convention for the Prevention of Pollution from Ships 1973, IMO Resolution MEPC.141(54), Annex 2, 2006.
- [5] ADNR, Rules for the Transport of Dangerous Cargo on the Rhine (in German, French and Dutch), ADNR, <http://www.ccr-zkr.org>, 2003.
- [6] D. Radaj, C. M. Sonsino i W. Fricke, Fatigue assessment of welded joints by local approaches, 2nd Ed., Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited, ISBN-13:978-1-85573-948-2, 2006.
- [7] A. Hobbacher, Recommendations for fatigue design of welded joints and components. IIW document XIII-2151-07 / XV-1254-07, Paris: IIW Joint Working Group XIII-XV, 149 p., 2007.
- [8] F. W., „Guideline for Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures,” *IIW Doc. XIII-2240r2-08/XV-1289r2-08*, 2010.
- [9] C. M. Sonsino, „Suggested Allowable Equivalent Stresses for Fatigue Design of Welded Joints, Doc. XIII-2216-08/XV1285-08,” IIW, 2008.
- [10] B. Kranz i C. M. Sonsino, „Verification of the Notch Stress Concept for the Reference Radii of $R_{ref} = 1.00$ and 0.05mm , IIW Doc. XIII-2274-09,” IIW, 2009.
- [11] J. Kozak, Problemy oceny wybranych własności wytrzymałościowych stalowych, dwupowłokowych struktur okrętowych, Gdańsk: Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, ISBN 83-7348-136-2, 2005.
- [12] D. Boroński i J. Kozak, Research on deformations of laser-welded joint of a steel sandwich structure model, Polish Maritime Research nr 2(40) vol. 11, 2004.
- [13] D. Boroński i J. Szala, Tests of local strains in steel laser-welded sandwich structure, Gdańsk: Polish Maritime Research, Special issue 2006/S1, ISSN 1233-2585, 2006.
- [14] H. Remes, Strain-based approach to fatigue strength assessment of laser-welded joints, Doctoral Dissertation, Espoo: Helsinki University of Technology, ISBN 978-951-22-9189-2, 2008.
- [15] J. Jelovica, J. Romanoff, S. Ehlers i H. Remes, Ultimate strength tests of corroded web-core and corrugated-core sandwich beams, Helsinki: Aalto University publication series SCIENCE + TECHNOLOGY, 28/2011, 2011.
- [16] J. Romanoff, Bending response of laser-welded web-core sandwich plates, TKK dissertations, 88, Helsinki: Helsinki University of Technology, 2007.
- [17] P. Kujala, Previous Development and Applications of Laser Welded all Metal Sandwich Panels 2, Helsinki: Internal report of Sandwich projekt, Helsinki University of technology, Ship laboratory, 2000.
- [18] P. Kujala i J. Tuhkuri, All steel corrugated core sandwich panels for ship structures, Southampton: Paper read at Sandwich Construction Conference, 1995.
- [19] H. Remes, „Fatigue tests of CO₂-laser, CO₂-laser hybrid and submerged arc welded butt joint of RAEX S275 LASER and NVA, Research Report M-278, Vol. 1 and 2. 97+201 p.,” Helsinki University of Technology, Ship Laboratory, Espoo, 2003.

- [20] H. Remes i G. Socha, „Fatigue tests of CO₂-laser, CO₂-laser hybrid and submerged arc welded material of RAEX S275 LASER, Research Report M-277,” Helsinki University of Technology, Ship Laboratory, Espoo, 2003.
- [21] S. Ehlers, K. Tabri, J. Romanoff i P. Varsta, Numerical and Experimental Investigation on the Collision Resistance of the X-core Structure, Espoo: X-core Structure, 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships, TKK-AM-16, Series AM, 2010.
- [22] SANDWICH, D34 Rules for design for production – SANDWICH internal report, Eureka project, internal report, 2003.
- [23] ruukki.com, „ruukki.com,” 2010. [Online]. Available: [http://www.ruukki.com/www/materials.nsf/0/EB2DA19062C28EE4C22576EA0036D737/\\$File/Ruukki%20Laser_HR%20%201%2011%2003%202010_EN.pdf?openElement](http://www.ruukki.com/www/materials.nsf/0/EB2DA19062C28EE4C22576EA0036D737/$File/Ruukki%20Laser_HR%20%201%2011%2003%202010_EN.pdf?openElement).
- [24] Center For The Commercial Deployment Of Transportation Technologies (CCDoTT), 6300 State University Drive, Suite 220 Long Beach, USA, „ccdott.org,” 1996. [Online]. Available: http://www.ccdott.org/hss_volume2/07_loads,_materials_&_structures.pdf.
- [25] F. Roland i B. Metschkow, Laser Welded Sandwich Panels for Shipbuilding and Structural Steel Engineering, Niepublikowane materiały Stoczni Meyer Werft, 1999.
- [26] T. Quesnel, Preliminary Study on Steel Composite Sandwich Panels: Shipbuilding Application, Nantes, Francja: materiały konferencji IRCN, 1995, 1995.
- [27] R. Pyszko, Zastosowanie paneli typu sandwicz w konstrukcjach okrętowych i oceanotechnicznych – systematyka zagadnienia. Propozycja rozwiązania konstrukcyjnego i konstrukcyjno-technologicznego, Gdańsk: Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, ISBN 83-88579-05-3, 2001.
- [28] B. Metschkow i T. Graczyk, Laser welded joints in shipbuilding, Szczecin: Laser welded joints in shipbuilding, Marine Technology II, proc. of the Second International Conference on Marine Technology ODRA'97, ed. Computational Mechanics Publications - Southampton & Boston, 1997.
- [29] T. B. a. C. R. C. f. M. Construction, Outdoor exposure tests and accelerated corrosion tests with laser welded cassettes, Project number 007.61038/01.01, DELFT: TNO report 43/02.003633/sec, TNO Building and Construction Research Centre for Maritime Construction, 2002.
- [30] P. Kujala, Local Impact Tests-Report, Advanced Steel Sandwich Structures, Vth EC Framework Program SANDWICH, Raport wewnętrzny DRD 4.46, 2005.
- [31] J. Romanoff i P. Kujala, Formulations for the strength analysis of all steel sandwich panels, Helsinki University of Technology, Ship Laboratory, Report M-266, 2002.
- [32] T. Ltd, „twi.co.uk,” 2006. [Online]. Available: <http://www.twi.co.uk>.
- [33] R. Muller i S. Koczera, „thefabricator.com,” 2003. [Online]. Available: http://www.thefabricator.com/ArcWelding/ArcWelding_Article.cfm?ID=777.
- [34] F. Roland, Stake Welding of Lightweight Structures for Shipbuilding Using a High Power Laser, Orlando : Proceeding Convergent Energy Focal Spot Seminar, 1995.
- [35] F. Roland, Trends, Problems and Experiences with Laser Welding in Shipbuilding, Odense: Proceedings IIW Shipbuilding Seminar, 1996.
- [36] F. Roland i T. Reinert, Laser welded Sandwich panels for the shipbuilding industry, RINA-Bericht-ENDV-24-7-00, 2000.
- [37] F. Roland, Laser Welding in Shipbuilding - Chances and Obstacles, Kimm, Korea: Proceedings of the 8th Symposium on Laser Materials, pp. 237-252, 1997.
- [38] F. Roland, Laserschweißen im Schiffbau - Chancen, Probleme, Beispiele, Schiff & Hafen 51(1999)2, pp. 78-86, 1999.

- [39] U. Dilthey i A. Wieschemann, Prospects by Combining and Coupling Laser Beam and Arc Welding Processes, IIW Doc. XII-1565-99, published by ISF, Welding Institute of Aachen University , 1999.
- [40] J. Hoare i R. Kattan, Laser Welding and Steel Sandwich Constrution for Merchant Ships, London : Proceedings Newbuild 2000, The Royal Institution of Naval Architects, 1995.
- [41] P. Denney, Corrugated Core LASCOR Structures in Shipbuilding and other Applications, Helsinki : Paper read at Lightweight Sandwich Seminar, 1998.
- [42] A. Haszler, A Better Alternative to AA 5083 Alloy In Lightweight Structures, London: Conference on Lightweight Construction - Latest Developments, The Royal Institution of Naval Architects, 2000.
- [43] DNV, Structural Design Code For Sandwich Structures, DNV rules, draft, niepublikowany, 2003.
- [44] Lloyd Register, Provisional Rules for the Application of Sandwich Plate Construction to Ship Structure, London: Lloyd Register, 2006.
- [45] sandwich.balport.com, „sandwich.balport.com,” 2006. [Online]. Available: <http://sandwich.balport.com>.
- [46] plsystems.us, „plsystems.us,” 2011. [Online]. Available: <http://www.plsystems.us>.
- [47] SANDIWICH, Putting research into operation, niepublikowany, raport wewnętrzny projektu SANDIWICH, 2000.
- [48] visotekinc.com, „visotekinc.com,” 2010. [Online]. Available: <http://www.visotekinc.com>.
- [49] T. Reinert, Mühlenplatzabdeckung mit I-core Sandwich Paneelen, Papenburg: Öffentliche Dokumentation, I-core Panels Sales & Production, 2006.
- [50] KENNO, KENNO, Tekes project, Transtech, LUT, AWS, 2002.
- [51] Bureau Veritas, Cyclic Fatigue of Welded Joints on Steel Ships. Guidance Note No 188, Bureau Veritas, 1988.
- [52] Det Norske Veritas, Fatigue Assessment of Ship Structures, DNV Report 93-0432, DNV, 1994.
- [53] American Bureau of Shipping, Guide for Fatigue Strength Assessment of Tankers, American Bureau of Shipping, 1992.
- [54] D. Robinson, New approach to structural safety of ships, Shipbuilding Technology International, 1995.
- [55] Germannischer Lloyd, Rules for Classification and Construction, part 1 Seagoing Ships, Chapter 1 Hull Structure, Germannischer Lloyd, 2010.
- [56] Det Notske Veritas, Common Structural Rules For Double Hull Oil Tankers With Length 150 Metres And Above, DNV Rules for Classification of Ships Part 8 Chapter 1, DNV Rules for Classification of Ships, 2010.
- [57] Det Norske Veritas, Common Structural Rules For Bulk Carriers With Length 90 Metres And Above, DNV Rules for Classification of Ships, Part 8 Chapter 2, DNV Rules for Classification of Ships, 2010.
- [58] DNV, „Fatigue Assessment of ship structures, Classification notes - No. 30.7,” Det Norske Veritas, Hovik, 2010.
- [59] S. Kocańda i J. Szala, Podstawy obliczeń zmęczeniowych, Warszawa: Wydawnictwo Naukowe PWN, 1997.
- [60] The International Institiute of Welding, Fatigue Design of Welded Joints and Components, Recommendations of IIW Joint Working Group XIII - XV, Woodhead Publishing, ISBN-10: 1855733153, 1996.
- [61] A. Hobbacher, Fatigue design of welded joints and components, Cambridge UK:

- Abington Publishing ISBN 1 85573 315 3, 1996.
- [62] S. S. C. American Bureau of Shipping, Supplemental Commercial Design Guidance for Fatigue, American Bureau of Shipping, SSC-419, SR-1403, 2002.
 - [63] E. Niemi, Stress determination for fatigue analysis of welded components, Cambridge UK: IIW doc. 1221-93, 1995.
 - [64] Bureau Veritas, Fatigue Strength of Welded Ship Structures, NI 393 DSM R00 E, Bureau Veritas, 1994.
 - [65] I. Lotsberg, Overview of the FPSO – Fatigue capacity JIP., Proceedings. of OMAE'01, 2001.
 - [66] J. Yagi, Definition of Hot Spot Stress in Welded Plate Type Structure for Fatigue Assessment, IIW-XIII-1414-91, 1991.
 - [67] E. Niemi, Recommendations of modelling, Stress Evaluation and design, IIW doc.XIII WG3-06-00, 2000.
 - [68] W. Fricke, Recommended Hot-Spot Analysis Procedure for Structural Details of FPSO's and Ships Based on Round-Robin FE Analysis, Stavanger, Norway: ISOPE Proceedings, 2001.
 - [69] B. Healy, A Case Study Comparison of Surface Extrapolation and Battelle Structural Stress Methodologies, Vancouver, British Columbia, Canada: Proceedings of the 23rd International conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2004.
 - [70] L. Poutiainen i E. Niemi, The determination of hot spot stress in gusset structures using a coarse element mesh, IIW doc. XIII-1820-00., 2000.
 - [71] C. Morgenstern, C. M. Sonsino, A. Hobbacher i F. Sorbo, Fatigue Design of Aluminium Welded Joints by the Local Stress Concept with the Fictitious Notch Radius of $r_f = 1 \text{ mm}$, Osaka, Japan: IIW-Doc. No. XIII – 2009 – 04 Commission XIII "Fatigue Behaviour of Welded Components and Structures", 2009.
 - [72] K. Yamada i Z. Xiao, A New Method of Evaluating Fatigue Strength of Welded Toe Failures, IIW doc. XIII-2022-04, 2004.
 - [73] P. Dong i H. Kyuba, Equilibrium-Equivalent Structural Stress Approach to Fatigue Analysis of a Tubular Joint, IIW doc. XIII-1993-03, 1993.
 - [74] I. Poutiainen i G. Marquis, A single-point structural stress assessment procedure for load-carrying fillet welds, IIW doc. XIII-2012-04, Fatigue Assessment of Complex Welded Steel Structures 19, 2004.
 - [75] K. Nihei, Study on Unified Fatigue Strength Estimation Method for Fillet Welded Plate Structures (1st Report) Simplified Calculating Method of Hot Spot Stress, Japan: J. of Kansai Soc. N.A., 1993.
 - [76] S. Maddox, Hot spot stress design curves for fatigue assessment of welded structures, International Institute of Welding, 2002.
 - [77] P. Dong i J. Hong, Recommended structural stress procedure for fatigue assessment, Proceedings of OMAE specialty conference on FPSO systems, 2004.
 - [78] C. Jang i S. Hong, Proceedings of the 17th International Ship And Offshore Structures Congress, Fatigue And Fracture, Seoul, Korea: Seoul National University, ISBN 9788995 473016, 2009.
 - [79] H. Neuber, Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen Konstruktion, Konstruktion 20, No. 7, pp. 245 – 251, 1968.
 - [80] E. Siebel i M. Stieler, Ungleichformige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung, VDI-Zeitschrift, 1955.
 - [81] H. Neuber, Kerbspannungslehre, Berlin: Springer-Verlag, 1985.
 - [82] H. Neuber, Theory of Notch Stress, Edwards: Ann Arbor Mich, 1946.
 - [83] R. Peterson, Relation between stress analysis and fatigue of metals, Proc. CESA, 11

- (2), 199-206, 1950.
- [84] R. Kubuel, A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume, *ASTM Proc.* 61, 732-744, 1961.
 - [85] C. Sonsino, D. Radaj, U. Brandt i H. P. Lahrke, Fatigue assessment of welded joints in AlMg 4.5Mn aluminium alloy (AA5083) by local approaches, *International Journal of Fatigue* 21, 985-999, 1999.
 - [86] K. Bathe, *Finite Element Procedures*, Prentice Hall: Englewood Cliffs, 1995.
 - [87] O. Zienkiewicz i R. Taylor, *The Finite Element Method*, Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000.
 - [88] R. Bausinger i G. Kuhn, *The Boundary Element Method*, Ehningen: Expert-Verlag, 1987.
 - [89] C. A. Brebbia, J. C. Telles i L. C. Wrobel, *Boundary Element Techniques*, Berlin: Springer-Verlag, 1984.
 - [90] R. L. Hannah i S. E. Reed, *Strain Gauge Users' Handbook*, London: Elsevier Applied Science, 1992.
 - [91] C. Rohrbach, *Handbook of Experimental Stress Analysis*, Dusseldorf: VDI-Verlag, 1989.
 - [92] A. L. Window, *Strain Gauge Technology*, London: Elsevier Applied Science, 1992.
 - [93] J. Dally i W. F. Riley, *Experimental Stress Analysis*, New York: McGraw-Hill, 1991.
 - [94] V. V. Jakubovski i I. I. Valteris, Geometrical parameters of butt and fillet welds and their influence in the welded joint fatigue life, *IIW Doc XIII-1326-89*, 1989.
 - [95] R. B. Hentschel, P. Berger, K. Rossler i M. Schmidt, Weld geometry as a factor controlling the fatigue strength of butt-welded joints, *Welding International*, 4 (6), 494-499, 1990.
 - [96] D. Sunamoto, T. Yamauchi i M. Matoba, A new evaluation method on the fatigue strength of welded joints, *Mitsubishi Heavy Industry Technical Review*, (Oct.) 211-226, 1979.
 - [97] V. B. Kottgen, R. Olivier i T. Seeger, The influence of plate thickness on fatigue strength of welded joints, a comparison of experiments with prediction by fatigue notch factors, *Amsterdam: Elsevier Science, Steel in Marine Structures*, 303-313, 1987.
 - [98] H. Petershagen, Fatigue tests with hyperbaric dry butt welded specimens, *IIW Doc XIII-1445-92*, 1992.
 - [99] L. Bertini, V. Fontanari i G. Straffelini, Influence of postweld treatment on the fatigue behaviour of Al-alloy welded joints, *International Journal of Fatigue*, 20 (10), 749-755, 1998.
 - [100] D. Radaj i S. Zhang, On the relations between notch stress and crack stress intensity in plane shear and mixed-mode loading, *Engineering of Fracture Mechanics* 44 (5), 691-704, 1993.
 - [101] D. Radaj i S. Zhang, Stress concentration at fictitiously rounded sharp notches in shear loading, *Engineering of Fracture Mechanics* 55 (4), 1996.
 - [102] D. Radaj i S. Zhang, Notch effect of welded joints subjected to antiplane shear loading, *Engineering of Fracture Mechanics* 43 (4), 663-669, 1992.
 - [103] D. Radaj, *Fatigue Strength - Fundamentals for light-weight design*, Mechanical and Structural Engineering 2nd ed., Berlin: Springer - Verlag, 2003.
 - [104] U. Brandt, H. Lehrke i C. Sonsino, Application of the notch stress approach to the fatigue resistant dimensioning of welded joints in aluminium wrought alloys, Darmstadt: Fraunhofer Institute of Betriebsfest, 1998.

- [105] M. Eibl, C. Sonsino, H. Kaufmann i G. Zhang, Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium, *International Journal of Fatigue* 25, p. 719–731, 2003.
- [106] C. Sonsino, M. Kueppers, M. Eibl i G. Zhang, Fatigue strength of laser beam welded thin steel structures under multiaxial loading, Elsevier, *International Journal of Fatigue* 28, 657-662, 2006.
- [107] J. Pinho da Cruz, J. Costa, L. Borrego i J. Ferreira, Fatigue life prediction in AlMgSi1 lap joint weldments, *International Journal of Fatigue* 22, p. 601–610, 2000.
- [108] G. Zhang i B. Richter, A new approach to the numerical fatigue-life prediction of spot-welded structures, Elsevier, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 26 (6) 507-514, DOI: 10.1046/j.1460-2695.2000.00316.x, 2003.
- [109] G. Zhang, M. Eibl, S. Singh, O. Hahn i J. Kurzok, Methods of predicting the fatigue lives of laser beam welded lap welds under shear stresses, *Weld Cutting* 53 (2), 96-103, 2002.
- [110] D. Radaj, *Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures*, Cambridge: Abington Publ., 1990.
- [111] R. Olivier, V. B. Kottgen i T. Seeger, *Welded Joints I - Fatigue strength assessment method for welded joints based on local stresses*, Frankfurt: FKM, 1989.
- [112] R. Olivier, V. B. Kottgen i T. Seeger, *Welded Joints II - investigation of inclusion into codes of a novel fatigue strength assessment method for welded joints in steel*, Frankfurt: FKM, 1994.
- [113] C. M. Sonsino, Influence of cold forming up to 5% on low-cycle fatigue behaviour of metallic materials, Darmstadt: Fraunhofer-Inst of Betriebsfest, 1982.
- [114] G. Glinka, Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks, *Engineering of Fracture Mechanics* 22 (3), 485-508, 1985.
- [115] T. Seeger i P. Heuler, Generalized application of Neuber's rule, *Journal of Testing Evaluation*, 1980.
- [116] K. N. Smith, R. Watson i T. H. Topper, A stress-strain function for the fatigue of metals, *Journal of Materials* 5 (4), 767-778, 1970.
- [117] H. Jakubczak i G. Glinka, Fatigue analysis of manufacturing defects In weldments, *International Journal of Fatigue* 8 (2), 51-57, 1986.
- [118] S. Lie, Z. Zhao i S. Yan, Two-dimensional and Three-dimensional magnification factors, *Mkm for non-load-carrying fillet Welds cruciform joints*, *Engineering of Fracture Mechanics* 65, 435-453, 2000.
- [119] P. Singh, D. Achar, B. Guha i H. Norberg, Fatigue life prediction of gas tungsten arc welded AISI 304L cruciform joints with different LOP sizes, *International Journal of Fatigue* 25, 1-7, 2003.
- [120] P. Paris i F. Erdogan, A critical analysis of crack propagation law, *Translation ASME, Journal of Basic Engineering* 85, 528-539, 1963.
- [121] R. Jaccard, *Fatigue crack propagation in aluminium*, IIW Doc XII-1377, 1990.
- [122] R. Jaccard i M. Ogle, *Aluminium Eurocode - design for fatigue*, New York: Proceeding International Conference of Performance of Dynamically Loaded Welded Structures, 205-224, 1997.
- [123] D. Taylor, *A compendium of Fatigue Thresholds and Growth Rates*, Werley, UK: Engineering Materials Advisory Services, 1985.
- [124] D. Taylor i I. Jianchun, *Sourcebook on Fatigue Crack Propagation: Thresholds and Crack Closure*, Warley, UK: Engineering Materials Advisory Services, 1993.
- [125] A. Hobbacher, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*, IIW doc. XIII-1965-03/XV-1127-03, 2003.
- [126] A. Hobbacher, *Recommendations for fatigue design of welded joints and components (update)*, IIW doc. XIII-1965-03/XV-1127-03, 2006.

- [127] P. Albrecht i K. Yamada, Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Journal of the Structural Division, 1977.
- [128] J. Fisher i N. Zettemoyer, Stress gradient and Crack Shape Effect on Stress Intensity at Welded Details, Welding Research Supplement, 1978.
- [129] H. Neuber, Kerbspannungslehre, Berlin: Springer-Verlag, 1958.
- [130] R. Peterson, Stress concentration factors, New York : John Wiley & Sons, 1974.
- [131] M. Creager i P. Paris, Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking, International Journal of Fracture Mechanics 3 (4), 247-252, 1967.
- [132] C. Chien i L. Coffin, A new method for predicting fatigue life in notched geometries, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 21, 1-15, 1998.
- [133] C. Shin, K. Man i C. Wang, A practical method to estimate the stress concentration of notches, International Journal of Fatigue, Vol. 16, No. 4, 242-256, 1994.
- [134] G. Glinka i A. Newport, Universal features of elastic notch-tip stress fields, International Journal of Fatigue, Vol. 9, 143-150, 1987.
- [135] D. Kujawski, Estimation of stress intensity factors for small cracks at notches, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 14, 953-965, 1991.
- [136] C. Shin, K. Man i C. Wang, A practical method to estimate the stress concentration of notches, International Journal of Fatigue, Vol. 16, No.4, 242-256, 1994.
- [137] R. Xu, T. J. i T. Topper, Practical stress expressions for stress concentration regions, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 18, 885-895, 1995.
- [138] M. Zieng i E. Niemi, Analysis of the stress concentration factor for a shallow notch by the slip-line field method, International Journal of Fatigue 19, 191-194, 1998.
- [139] G. Glinka, Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notched and cracks, Engineering Fracture Mechanics 22, 485-508, 1985.
- [140] K. Molski i G. Glinka, A method of elastic-plastic stress and strain calculation at notch root, Materials Science and Engineering 50, 93-100, 1981.
- [141] A. Maftakhar, A. Buczyński i G. Glinka, Calculation of elasto-plastic strains and stresses in notches under multiaxial loading, International Journal of Fracture 70, 357-373, 1995.
- [142] M. Singh, G. Glinka i R. Dubey, Elastic-plastic stress-strain calculation in notched bodies subjected to non-proportional loading, International journal of Fracture 76, 39-60, 1995.
- [143] H. Neuber, Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law, ASME Journal of Applied Mechanics 28, 544-550, 1961.
- [144] T. Topper, R. Wetzel i J. Morrow, Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens, Journal of Materials, ASTM, 4 (1), 200-209, 1969.
- [145] H. Nie, F. Wu i J. Liu, A variable Kf Neuber's rule for predicting fatigue crack initiation life, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 17, 1015-1023, 1994.
- [146] M. Hoffmann i T. Seeger, A generalized method for estimation multiaxial elastic-plastic notch stress and strains Part 1: Theory, ASME, Journal of Engineering Material and Technology, vol. 107, 250-260, 1985.
- [147] A. Maftakhar, A. Buczyński i G. Glinka, Calculation of elasto-plastic strains and stresses in notches under multiaxial loading, International Journal of Fracture 70, 357-373, 1996.
- [148] M. Singh, G. Glinka i R. Dubey, Elastic-plastic stress-strain calculation in notched bodies subjected to non-proportional loading, International journal of Fracture 76, 39-60, 1995.

- [149] T. Łagoda i E. Macha, Energy approach to fatigue under combined cyclic bending with torsion of smooth and notched specimens, *Material Science*, Vol. 34, No 5, 630-639, 1997.
- [150] T. Łagoda i E. Macha, Energy approach to fatigue under combined cyclic bending with torsion of smooth and notched specimens, *Physicochemical Mechanics of Materials*, 34, 5 34-42, 1998.
- [151] M. Kleiber, *Handbook of computational solid mechanics*, Berlin: Springer - Verlag, 1998.
- [152] J. Rojek, *Modelowanie i symulacja komputerowa złożonych zagadnień mechaniki nieliniowej metodami elementów skończonych i dyskretnych*, Warszawa: IPPT PAN, 2007.
- [153] K. J. Bathe, *Finite Element Procedures*, 2nd edition, Prentice Hall, 1995.
- [154] J. Akin, *Finite Elements for Analysis and Design: Computational Mathematics and Applications series*, Academic Press, ISBN-13: 978-0120476541, 1994.
- [155] M. Kleiber, *Mechanika Techniczna, Komputerowe Metody Mechaniki Ciał Stałych*, Warszawa: Wydawnictwo Naukowe PWN, 1995.
- [156] M. Crisfield, *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, vol. 1 & 2, Chichester: Wiley, 1997.
- [157] J. Oden i G. Carey, *FINITE ELEMENTS: Special Problems in Solid Mechanics*, vol. V, London: Prentice-Hall, 1984.
- [158] D. Boroński, *Metody badań odkształceń i naprężeń w zmęczeniu materiałów i konstrukcji*, Bydgoszcz: Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, ISBN 978-83-7204-634-5, 2007.
- [159] D. Boroński, *Badania rozkładu odkształceń i naprężeń lokalnych w próbkach z karbem w warunkach cyklicznego obciążenia*, praca doktorska, ATR Bydgoszcz, 1999.
- [160] A. Kobayashi, *Handbook on Experimental Mechanics, SEM*, Bethel, 1993.
- [161] Z. Orłoś, *Doświadczalna analiza odkształceń i naprężeń*, Warszawa: PWN, 1977.
- [162] F. Lanza, S. Hong i G. Cloud, Whole-field strain measurement in a pin-loaded plate by electronic peckle pattern interferometry and the finite element method, *Experimental Mechanics*. Vol.38. No.1, 1998.
- [163] M. Kujawińska i L. Sałbut, Recent developments in instrumentation of automated grating interferometry, *Optica Applicata*. v.25, 1995.
- [164] M. Kujawińska i L. Sałbut, Portable, automatic grating interferometer for laboratory and field studies of materials and mechanical elements, *Photomechanics*, Vol.2342, 1994.
- [165] K. Potorski, *Interferencyjna metoda mory do badań przemieszczeń i odkształceń*, AND, 1988.
- [166] D. Post, *Developments in moire interferometry*, Optical engineering, 1982.
- [167] K. Potorski, *Interferometria laserowa z automatyczną analizą obrazu*, Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, 2005.
- [168] P. Denney, P. Fallara i L. Bron, *Hybryd Laser Weld Development for Shipbuilding Applications*, Boston: Ship Production Symposium and Expo, 2002.
- [169] H. Kainomaa, Application of High Power Diode Laser to Produce High Quality Joints for Steel Sandwich Panels, *Int. Conf. NOLAMP*, 2001.
- [170] A. Klimpel, Zastosowanie lasera diodowego dużej mocy do spawania i napawania, *Przegląd Spawalnictwa* Nr 6/2001, 2001.
- [171] B. Metschkow i T. Graczyk, „Laser welded joints in shipbuilding,” *Marine Technology II*, WIT Press, pp. s 171-182, 1999.

- [172] N. Radek i R. Ślusarczyk, „Wpływ parametrów spawania laserowego na własności mechaniczne spoiny,” *Przegląd Spawalnictwa* nr 4/2002, 2002.
- [173] A. Wieschemann, H. Kelner i U. Diltthey, „Hybrydowe procesy spawania oraz proces HyDRA MAG+Laser stosowane w budownictwie okrętowym,” *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa* nr 1/2003, pp. 51-55, 2003.
- [174] H. Gripenberg, A Study of Submerged Arc, Laser and Hybrid Weld Properties, Residual Stresses, CSS-Curves and Fractography, Espoo: Helsinki University of Technology, Laboratory of Engineering Materials. Research report TKK-MTR-2/03.67, 2003.
- [175] R. Laitinen, Results of the hardness tests no. 580/01, 622/01, 468/02, 583/02, Ruukki: Raabe, 2003.
- [176] R. Laitinen, P. Kujala, H. Remes i S. Nielsen, CO₂-laser MAG Weldability of Laser Cutting LASER RAEX Steels, Hull Structural Steel Grade A and High Strength Formable Steel OPTIM RAEX 700 MC. In: Halmøy, Trondheim: E. Proceedings 9th Conference on Laser Materials Processing in the Nordic Countries, Norwegian University of Technology, 2003.
- [177] Det Norske Veritas, Requirements for the approval of CO₂ laser welding procedures, Qualification and approval of hybrid laser-arc welding in shipbuilding. Guidelines No. 19. Det Norske Veritas, 2006.
- [178] R. Laitinen, J. Martikainen, J. Kauppila, T. Saastamoinen i D. Porter, Laser weldability of RAEX LASER grades and two other structural steels, Lappeenranta: Proceedings 7th Nordic Conference in Laser Processing of Materials, Lappeenranta University of Technology, 1999.
- [179] . W. Ramberg i W. R. Osgood, „Description of stress-strain curves by three parameters, Technical Note No. 902,” National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC, 1943.
- [180] J. Kozak, Research on deformations of laser-welded joint of a steel sandwich structure model, *Polish Maritime Research* nr 2(40) vol. 11, 2004 .
- [181] T. Robaczewski, Wpływ niektórych wad na wytrzymałość zmęczeniową spawanych złączy doczołowych, Warszawa: Agenda Wydawnicza SIMP, *Przegląd Spawalnictwa* 2/83, 1983.
- [182] J. Szala i D. Boroński, Możliwości zastosowania laserowego ekstensometru siatkowego (LES) w badaniach inicjacji i rozwoju pęknięcia zmęczeniowego, Kielce-Cedzyna: Krajowa Konferencja Mechaniki Pękania, 2001.
- [183] J. Szala i D. Boroński, Możliwości zastosowania laserowego ekstensometru siatkowego (LES) w badaniach inicjacji i rozwoju pęknięcia zmęczeniowego, Kielce-Cedzyna: Krajowa Konferencja Mechaniki Pękania, 2001.
- [184] J. Szala i D. Boroński, Sprawozdanie częściowe nr 04 z badań paneli stalowych Sandwich, Bydgoszcz: (niepublikowane opracowanie wykonane dla Wydziału Oceanotechniki i Okrętownictwa Politechniki Gdańskiej), 2003.
- [185] I. E. Figge, „An empirical equation relating fatigue limit and mean stress, NASA technical note D-3883,” NASA, Washington D.C., 1967.
- [186] D. Radaj i K. Helmers, Bewertung von Schweißverbindungen hinsichtlich Schwingfestigkeit nach dem kerbspannungskonzept, *Konstruktion* 49, p.41-27, 1997.

12. Spis rysunków i tabel

Spis rysunków

Rozdział 1:

W rozdziale 1 nie występują rysunki.

Rozdział 2:

Rys.2.1 Stalowy panel typu sandwich	17
Rys.2.2 Rodzaje usztywnień paneli sandwichowych: a) I-core; b) C-core; c) O-core; d) Z-core; e) X-core; f) V-Core.....	20
Rys.2.3 Przekrój poprzeczny konstrukcji panelu typu X-core [21]	21
Rys.2.4 Przykłady konstrukcji Stalowych Paneli typu sandwich [22].....	22
Rys.2.5 Konstrukcja stalowego panelu typu V-core z wypełnieniem [17].....	23
Rys.2.6 Porównanie materiałów konstrukcyjnych do zastosowań na duże konstrukcje w sektorze transportu [24]	25
Rys.2.7 Porównanie wytrzymałości na zginanie stalowych paneli typu sandwich z konstrukcją klasyczną [11], [25].....	27
Rys.2.8 Porównanie wytrzymałości na ściskanie stalowych paneli typu sandwich z konstrukcją klasyczną [11], [26].....	27
Rys.2.9 Przykład połączeń typu panel-panel w układzie wzdłużnym	31
Rys.2.10 Wpływ grubości poszycia i wypełniacza w konstrukcji stalowego panelu typu sandwich na udarowe obciążenia lokalne [11], [30], [31]	31
Rys.2.11 Spoina wykonana metodą MIG/MAG (po lewej).....	33
Rys.2.12 Stanowisko do łączenia blach w płyty z zintegrowaną frezarką.....	34
Rys.2.13 Siłowniki hydrauliczne do dociskania elementów.....	34
Rys.2.14 Stanowisko do spawania Stalowych paneli	35
Rys.2.15 Pokłady statków rzecznych wykonanych ze stalowych.....	39
Rys.2.16 Rampa zjazdowa statku ro-ro [47].....	39
Rys.2.17 Międzypokłady promu pasażerskiego wykonany ze stalowych	39
Rys.2.18 Międzypokłady promu pasażerskiego [45].....	40
Rys.2.19 Balkony i tarasy na statkach pasażerskich [45]	40
Rys.2.20 Konstrukcje jachtów z paneli sandwichowych [45]	40
Rys.2.21 Naczepy z panelami typu sandwich [45]	41
Rys.2.22 Konstrukcja wagonu z panelami sandwichowymi [48]	41
Rys.2.23 Balkony dostawiane do budynków [45]	42
Rys.2.24 Rampy i platformy parkingów automatycznych dla samochodów [45]	42
Rys.2.25 Mosty i kładki z paneli sandwichowych typu I-core	42

Rozdział 3:

Rys.3.1 Najważniejsze metodyki prowadzenia obliczeń zmęczenia [6].....	44
Rys.3.2 Krzywe projekcyjne S-N, w powietrzu [56].....	46
Rys.3.3 Punkty referencyjne do ekstrapolacji naprężeń strukturalnych proponowane przez różne instytucje [11]	47
Rys.3.4 Przykłady dobrze opisanych przypadków pęknięć zmęzeniowych w metodzie „Hot-Spot” [71].....	49
Rys.3.5 Zastępcza długość mikrostrukturalna ρ^* w funkcji granicy plastyczności $\sigma_{Y 0.2}$ dla różnych materiałów [79].....	51
Rys.3.6 Sposób wyznaczania efektywnych naprężeń w karbie zgodnie z hipotezą	52
Rys.3.7 Model spoiny a) pachwinowej i b) doczołowej z zaokrągleniami w miejscach karbów lica i grani [6].....	55
Rys.3.8 Spoiny laserowe belek konstrukcji ramy samochodu osobowego [106]	56

Rys.3.9 Spoiny czołowe, obciążenie rozciągające, wartości efektywnych współczynników koncentracji naprężeń w krawcach lica (pierwsza liczba) i grani (druga liczba). Pierwszy rząd: połączenia V spawane na podkładce ceramicznej, Drugi rząd połączenia X, trzeci rząd: połączenia specjalne, czwarty rząd: niedoskonałości połączeń [6].....	57
Rys.3.10 Połączenia krzyżowe, obciążenie rozciągające, wartości efektywnych współczynników koncentracji naprężeń w krawcach lica (pierwsza liczba) i grani (druga liczba) [6].....	57
Rys.3.11 Zestawienie granic zmęczenia obliczonych na podstawie teoretycznych efektywnych współczynników koncentracji K_f (z $r_f=1\text{mm}$ dla krawców lica i grani) dla różnych wartości prawdopodobieństwa zniszczenia z wartościami doświadczalnymi (czwarta kolumna od lewej) [6], [112]	58
Rys.3.12 Próbkę do modelowania warunków odkształcenia podczas wyznaczania koncentracji w krawcu	59
Rys.3.13 Wykres przyrostu pęknięcia zmęczeniowego w modelu teoretycznym płaskiej płyty z pęknięciem	61
Rys.3.14 Modele rozwijania się pęknięcia zmęczeniowego w konstrukcjach stalowych [6]62	

Rozdział 4:

Rys.4.1 Płyta z krawcem hiperbolicznym [129].....	63
Rys.4.2 Etapy modelowania numerycznego [155]	65
Rys.4.3 Zasada działania dwuwiązkowej interferometrii siatkowej [159]	68

Rozdział 5:

Rys.5.1 Spoina wykonana a) metodą SAW, b) spawaniem laserowym [14].....	72
Rys.5.2 Opis geometrii spoin doczołowych [14].....	72
Rys.5.3 Spoina laserowa stalowych paneli typu sandwich (przekrój poprzeczny w powiększeniu 100x)	74
Rys.5.4 Karby lica spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich.....	75
Rys.5.5 Karby grani spoiny laserowej stalowych paneli typu sandwich	76
Rys.5.6 Przekroje poprzeczne spoin SAW (po lewej) i spoiny laserowej (po prawej).....	78
Rys.5.7 Zgłady mikroskopowe stref materiałowych spoin wykonanych różnymi metodami [176].....	78
Rys.5.8 Monotoniczne i cykliczne krzywe naprężenie-odkształcenie.....	79
Rys.5.9 Strefy materiałowe (po lewej) i zmiany twardości w spoiny laserowej (po prawej) [11], [180]	80
Rys.5.10 Wykresy cyklicznego odkształcenia dla stref spoin laserowych: a) w układzie amplituda odkształcenia plastycznego-amplituda naprężenia, b) opisane zależnością Ramberga-Osgooda [13].....	81
Rys.5.11 Wykres monotonicznego rozciągania i cyklicznego odkształcenia dla połączenia laserowego (strefa spoiny) [13].....	81
Rys.5.12 Wymiary próbki spoiny laserowej do badań zmęczeniowych.....	82
Rys.5.13 Widok próbek "03" (a i b) oraz "05" (c i d)	83
Rys.5.14 Wykres trwałości zmęczeniowej próbek spoin laserowych paneli sandwichowych	84
Rys.5.15 Wymiary próbek materiałowych	85
Rys.5.16 Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiałowych (M2)	85
Rys.5.17 Wykres Wöhlera dla spoin wykonanych różnymi metodami,	87

Rozdział 6:

Rys.6.1 Zautomatyzowanym Systemie Laserowego Ekstensometru Siatkowego [184]	88
Rys.6.2 Próbkę spoiny laserowej (ozn. B_1) stalowego panelu typu sandwich podczas badań [184].....	89
Rys.6.3 Fotografia próbki typu B_1 (a), oraz rysunek próbki z podstawowymi wymiarami (b), [184]	90

Rys.6.4 Próbkę z naklejoną siatką pomiarową (a), oraz położenie pola pomiarowego względem złącza	90
Rys.6.5 Schemat obciążania próbek podczas badań [184]	91
Rys.6.6 Wykres zmian siły w funkcji przemieszczenia tłoka maszyny z zaznaczonymi punktami pomiarowymi [184]	91
Rys.6.7 Przykładowe mapy prążków interferencyjnych zarejestrowane dla $P=0.7\text{ kN}$ (a) i $P=20\text{ kN}$ (b) [184].....	92
Rys.6.8 Gradienty odkształcenia ε_U dla $P=20.1\text{ kN}$ [184]	93
Rys.6.9 Gradienty odkształcenia ε_V dla $P=20.1\text{ kN}$ [184]	93
Rys.6.10 Rozkład odkształceń dla obciążenia $P=20.1\text{ kN}$ na tle geometrii połączenia [184]	94

Rozdział 7:

Rys.7.1 Średnie wartości wymiarów geometrycznych złącza laserowego stalowych paneli sandwichowych.....	96
Rys.7.2 Geometria modelu MES z podziałem na elementy skończone, obciążeniami i warunkami brzegowymi.....	97
Rys.7.3 Ścieżki modelu MES do celów analizy wyników.....	98
Rys.7.4 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 4	99
Rys.7.5 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 4	100
Rys.7.6 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 5	100
Rys.7.7 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 5	101
Rys.7.8 Zagęszczenie siatek elementów skończonych karbów lica i grani	102
Rys.7.9 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na odkształcenia w karbie lica (ścieżka 4) .	103
Rys.7.10 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na naprężenia w karbie lica (ścieżka 4) ...	103
Rys.7.11 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na odkształcenia w karbie grani (ścieżka 5)	104
Rys.7.12 Wpływ lokalnego zagęszczenia siatki na naprężenia w karbie grani (ścieżka 5) .	104
Rys.7.13 Podział na strefy materiałowe S-spoiny, SWC- strefy wpływu ciepła,	106
Rys.7.14 Model materiałowy bi-liniowy dla danych: $E=2e5\text{ MPa}$, $R_e=395\text{ MPa}$, moduł styczny (ang. Tangent modulus)= 2000 MPa	107
Rys.7.15 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 4.....	107
Rys.7.16 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 4	108
Rys.7.17 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 5.....	108
Rys.7.18 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 5	109
Rys.7.19 Mapy odkształceń całkowitych (suma sprężystych i plastycznych) otrzymanych z	112

Rozdział 8:

Rys.8.1 Geometria modelu spoiny laserowej z obciążeniem i warunkiem brzegowym.....	115
Rys.8.2 Wpływ wielkości elementu na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 4	116
Rys.8.3 Wpływ wielkości elementu na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 5	117
Rys.8.4 Geometrie modeli z różnymi wartościami promieni ρ_f geometrii zastępczej:.....	119
Rys.8.5 Wpływ wartości ρ_f na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 4	120
Rys.8.6 Wpływ wartości ρ_f na naprężenia zredukowane Hubera-Misesa na ścieżce 5	120
Rys.8.7 Wpływ promienia zaokrąglenia karbu ρ_f na geometryczny współczynnik koncentracji K_t	121
Rys.8.8 Próbkę pobrane z materiałów spoin poddane badaniom zmęczeniowym, po lewej - próbki gładkie; po prawej – próbki z karbem obrączkowym [14]	123

Rys.8.9 Stanowisko badawcze i miniaturowa próbka materiału spoiny (po lewej),.....	124
Rys.8.10 Wyniki badań zmęczeniowych do inicjacji pęknięcia dla próbek	124
Rys.8.11 Zależność pomiędzy twardością materiału HV5 a amplitudą naprężenia $\sigma_{\max}$ odpowiadającej trwałości do inicjacji pęknięcia $N_i=2e6$ dla asymetrii cyklu $R=0$ [14]	126
Rys.8.12 Znormalizowany wpływ zmiany twardości na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli.....	129
Rys.8.13 Wyniki badań zmęczeniowych dla próbek spoin doczołowych	131
Rys.8.14 Porównanie obliczeniowych współczynników K_f z wartościami eksperymentalnymi	134

Rozdział 9:

W rozdziale 9 nie występują rysunki.

Rozdział 13:

Rys.13.1 Rozkłady odkształceń dla kierunku U [184].....	155
Rys.13.2 Rozkłady odkształceń dla kierunku V [184].....	156
Rys.13.3 Rozkład odkształceń ε_U w płycie dla $P=20.1\text{kN}$ – przekrój poziomy [184]	157
Rys.13.4 Rozkład odkształceń ε_U w połączeniu – przekrój pionowy [184].....	157
Rys.13.5 Rozkład odkształceń ε_V w płycie dla $P=20.1\text{kN}$ – przekrój poziomy [184]	158
Rys.13.6 Rozkład odkształceń ε_V w połączeniu – przekrój pionowy [184].....	158
Rys.13.7 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 2	159
Rys.13.8 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 2	159
Rys.13.9 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 3	160
Rys.13.10 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 3	160
Rys.13.11 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 2.....	161
Rys.13.12 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 2	161
Rys.13.13 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 3.....	162
Rys.13.14 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 3	162
Rys.13.15 Odkształcenia całkowite na kierunek osi x, przy różnych poziomach naprężeń nominalnych (od lewej wierszami: $\sigma_{\text{nom}}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5\text{ MPa}$)	163
Rys.13.16 Odkształcenia całkowite na kierunek osi y,	164
Rys.13.17 Naprężenia na kierunek osi x.....	165
Rys.13.18 Naprężenia na kierunek osi y.....	166

Spis tabel

Rozdział 1:

W rozdziale 1 nie występują tabele.

Rozdział 2:

Tab.2.1 Projekty badawcze związane z tematyką metalowych paneli typu sandwich	19
Tab.2.2 Wymiary paneli dostępnych w ofercie handlowej.....	22
Tab.2.3 Własności stali używanej do spawania laserowego [23]	24
Tab.2.4 Skład chemiczny stali RAEX LASER [23]	24
Tab.2.5 Porównanie zalet paneli różnych typów	30

Rozdział 3:

W rozdziale 3 nie występują tabele.

Rozdział 4:

Tab.4.1 Porównanie wybranych metod doświadczalnych pomiaru odkształceń lokalnych [159], [158]	68
---	----

Rozdział 5:

Tab.5.1 Zestawienie różnych metod spawania stosowanych w okrętownictwie	70
Tab.5.2 Wyniki pomiaru twardości HV5 dla poszczególnych stref materiałowych spoin	78
Tab.5.3 Współczynnik umocnienia K i wykładnik umocnienia n równania Ramberga-Osgooda	80
Tab.5.4 Cykliczne własności stref materiałowych spoiny laserowej paneli sandwichowych [13].....	81
Tab.5.5 Wartości parametrów opisujących linie regresji.....	84
Tab.5.6 Wartości efektywnego współczynnika koncentracji naprężeń K_f uzyskane doświadczalnie.....	86

Rozdział 6:

W rozdziale 6 nie występują tabele.

Rozdział 7:

Tab.7.1 Maksymalne wartości odkształceń i naprężeń dla różnych poziomów obciążenia nominalnego	111
Tab.7.2 Porównanie wyników odkształceń obliczonych MES, z wynikami eksperymentalnymi LES w karbie grani spoiny laserowej dla poziomych obciążen nominalnych $\sigma_{nom}=168$ MPa	113

Rozdział 8:

Tab.8.1 Wartości użyte do obliczenia K_{f_obl1}	122
Tab.8.2 Wyniki badań zmęczeniowych próbek materiałów spoin.....	125
Tab.8.3 Wartości σ_{max} dla $R=0$ i twardości Vickersa analizowanych stref materiałowych [14]	126
Tab.8.4 Punkty służące do wyznaczenia prostej aproksymującej wpływ zmian twardości na trwałość zmęczeniową do inicjacji pęknięcia dla trwałości $N_i=2e6$ cykli	129
Tab.8.5 Wyniki badań zmęczeniowych dla próbek spoin doczołowych o grubości 12mm wykonanych różnymi metodami spawania [14], [7].....	131
Tab.8.6 Efektywne współczynniki koncentracji naprężeń K_f dla różnych metod spawania	131
Tab.8.7 Obliczeniowe efektywne współczynniki koncentracji naprężeń K_{f_obl} dla różnych metod spawania, oraz wielkości użyte do ich wyznaczenia	133

Rozdział 9:

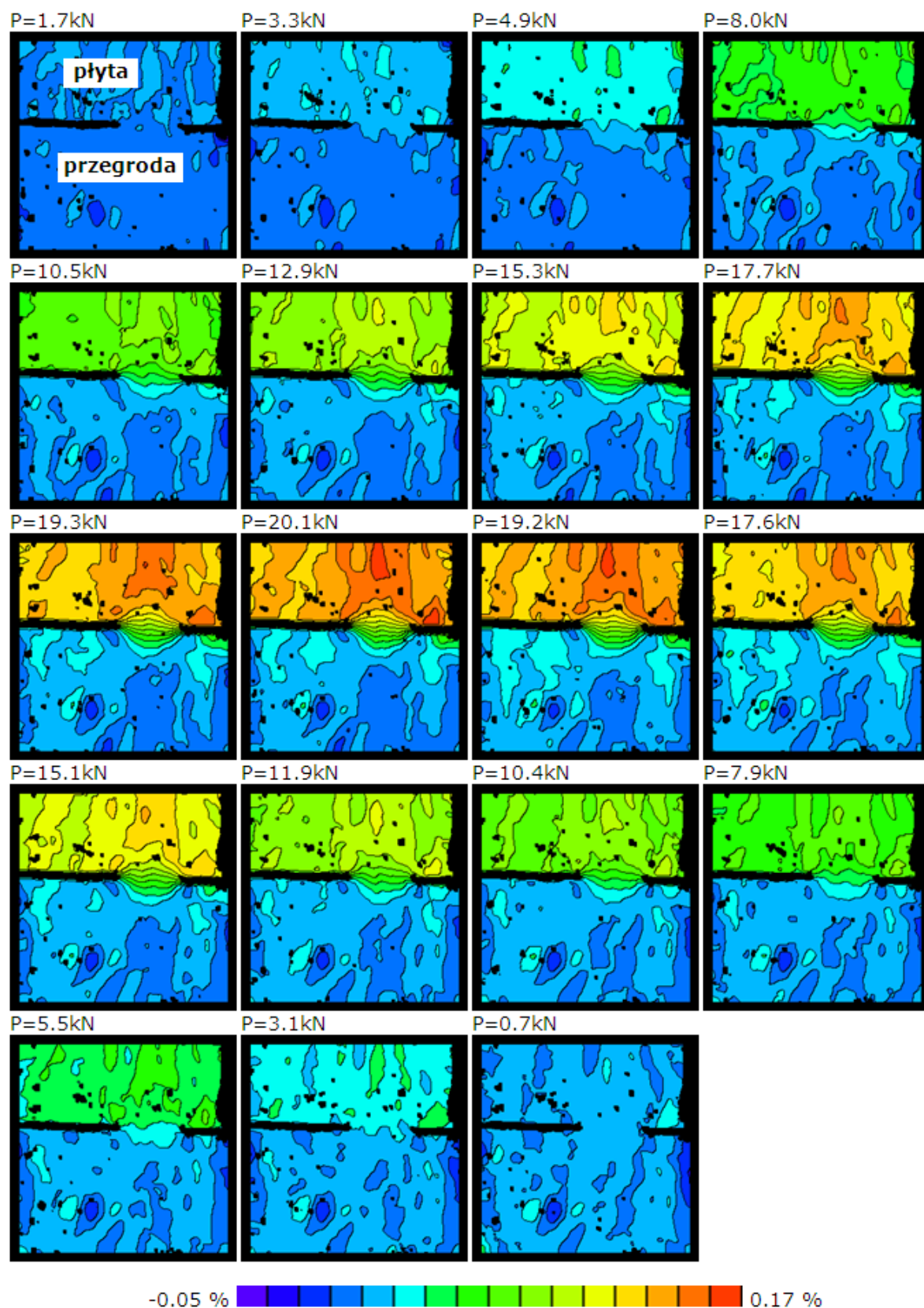
W rozdziale 9 nie występują tabele.

Rozdział 13:

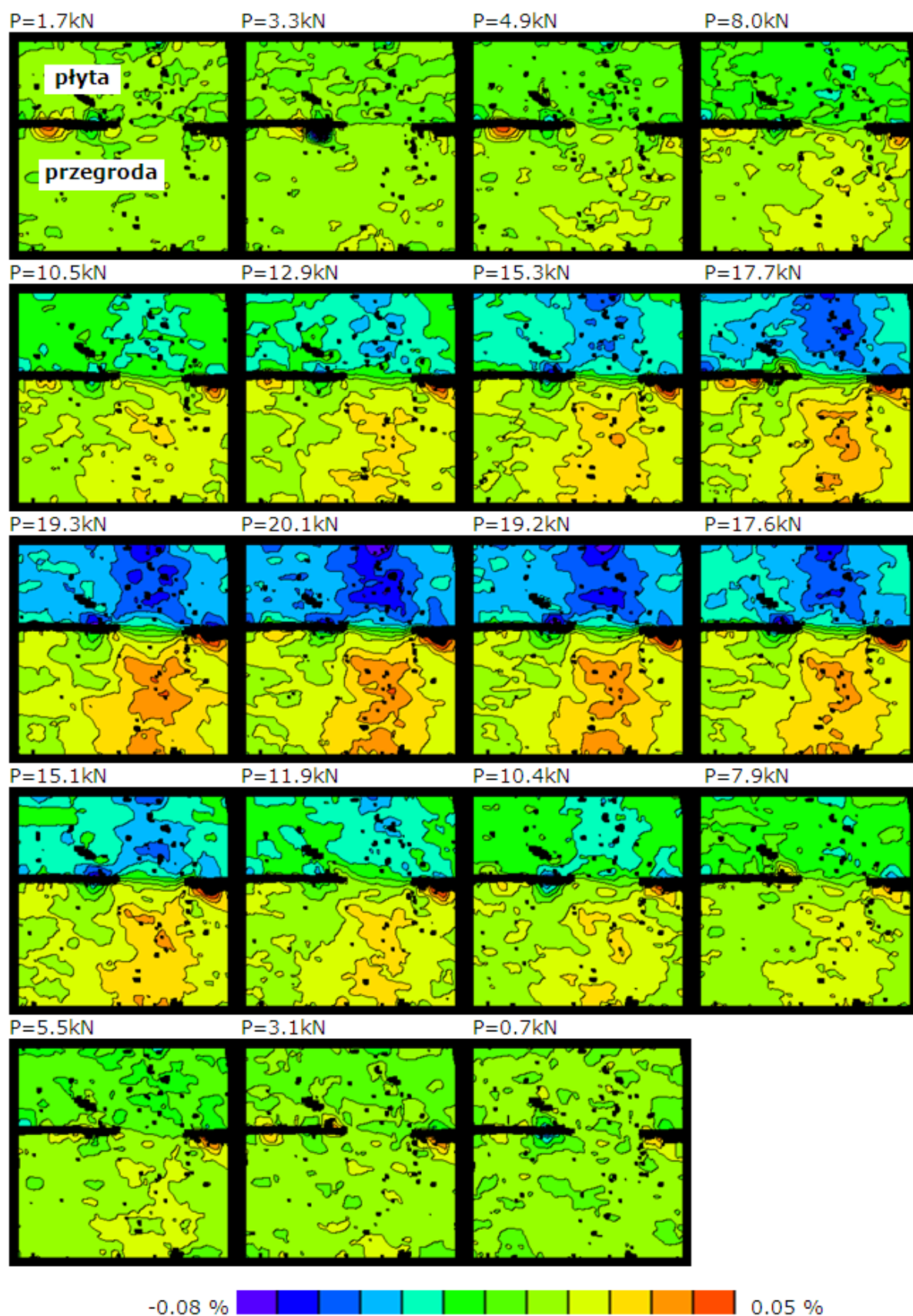
Tab.13.1 Stabelaryzowana wartość współczynnika f_m wyznaczonego z równania aproksymującego zależność twardości i trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli.....	167
---	-----

13. Załączniki

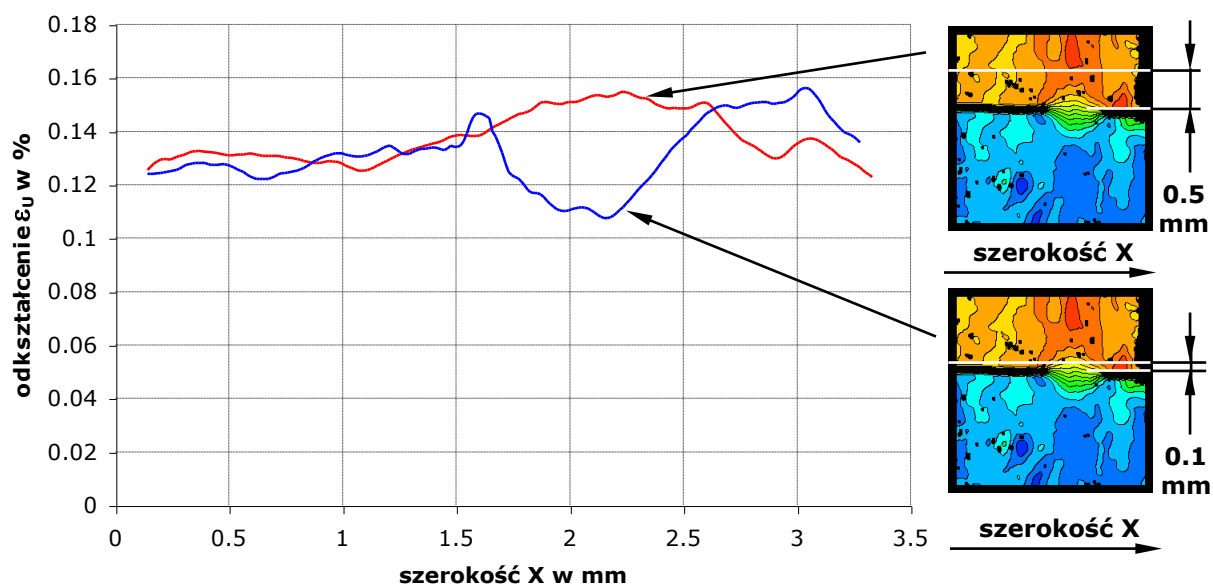
13.1 Wykresy dodatkowe dla rozdziału 6.4



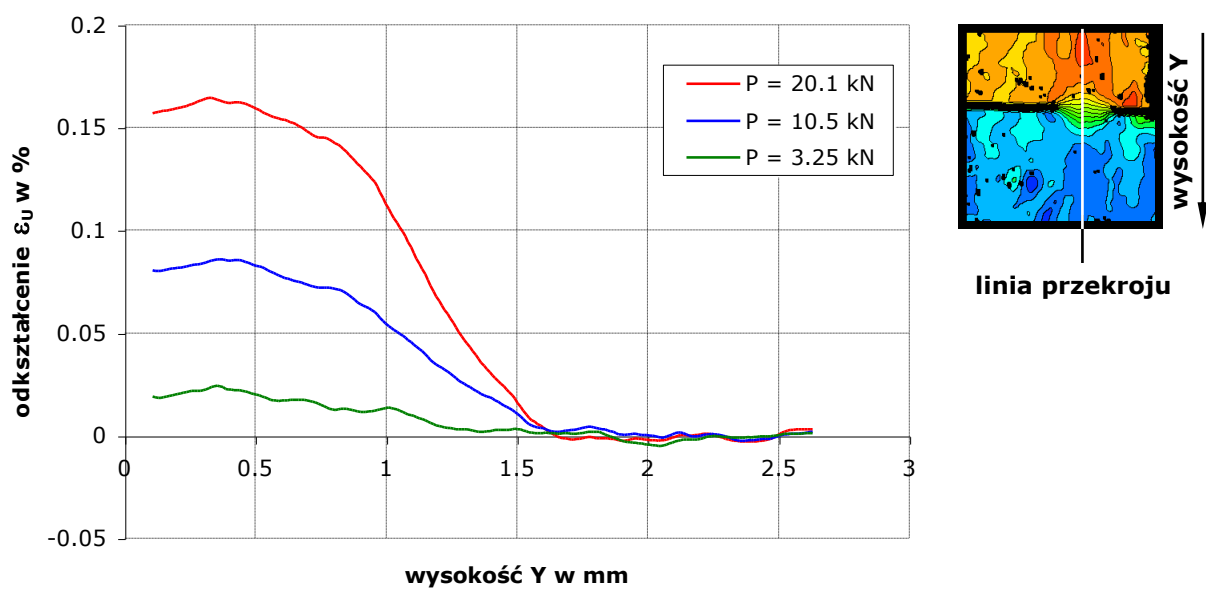
Rys.13.1 Rozkłady odkształceń dla kierunku U [184]



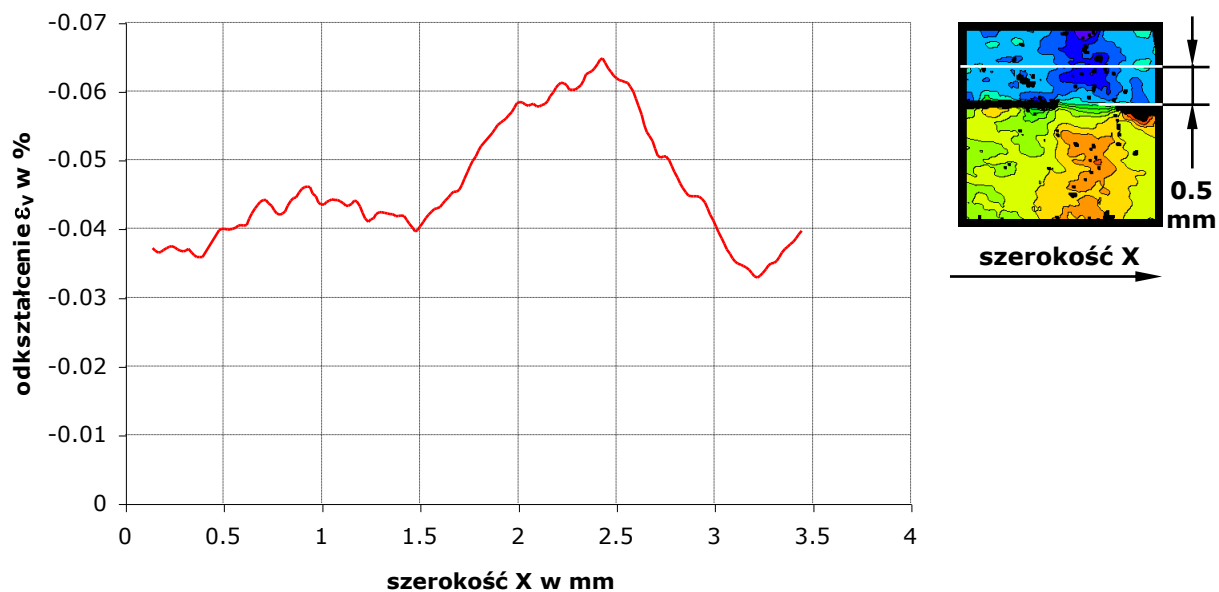
Rys.13.2 Rozkłady odkształceń dla kierunku V [184]



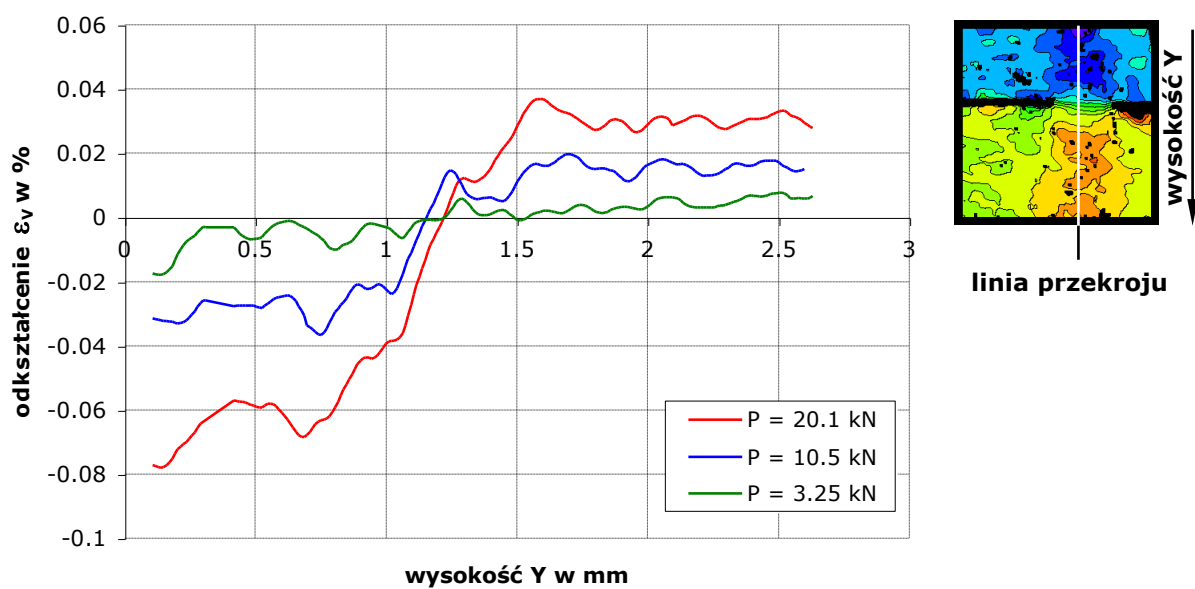
Rys.13.3 Rozkład odkształceń ϵ_U w płycie dla $P=20.1\text{kN}$ – przekrój poziomy [184]



Rys.13.4 Rozkład odkształceń ϵ_U w połączeniu – przekrój pionowy [184]

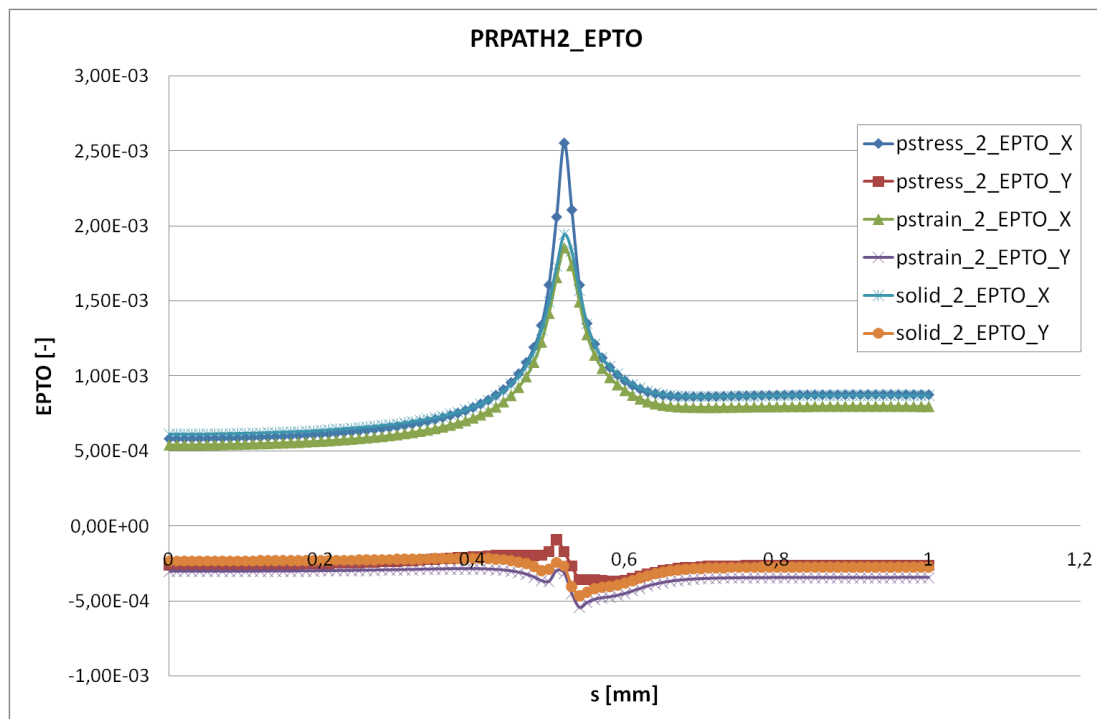


Rys.13.5 Rozkład odkształceń ϵ_v w płycie dla $P=20.1\text{kN}$ – przekrój poziomy [184]

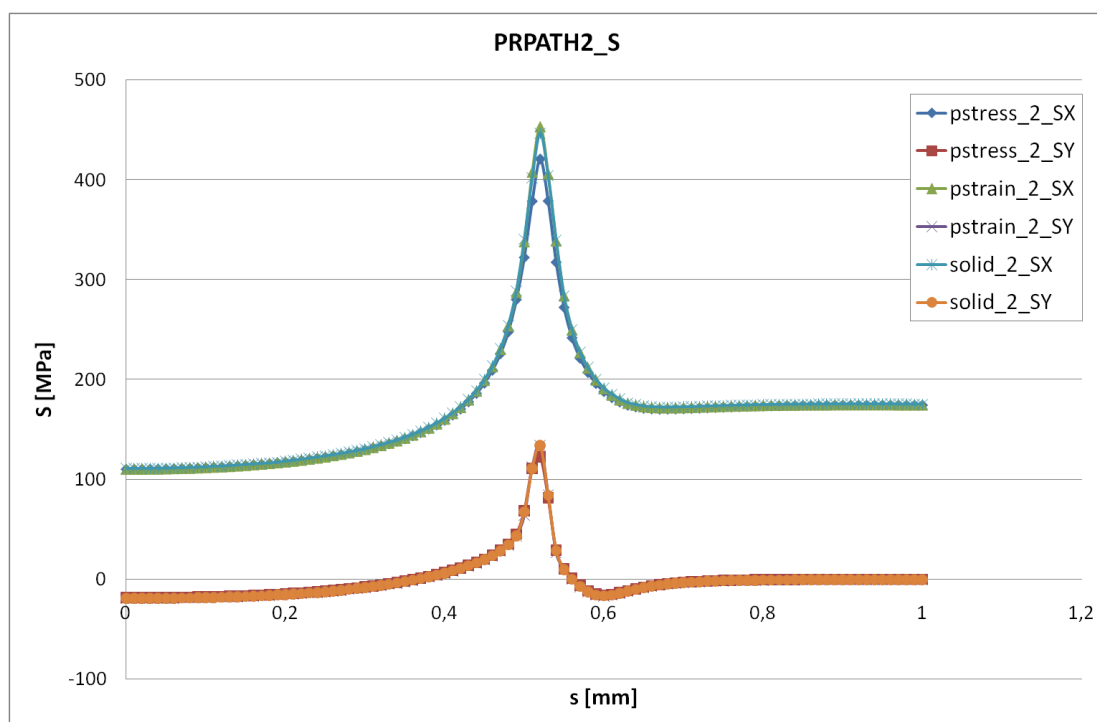


Rys.13.6 Rozkład odkształceń ϵ_v w połączeniu – przekrój pionowy [184]

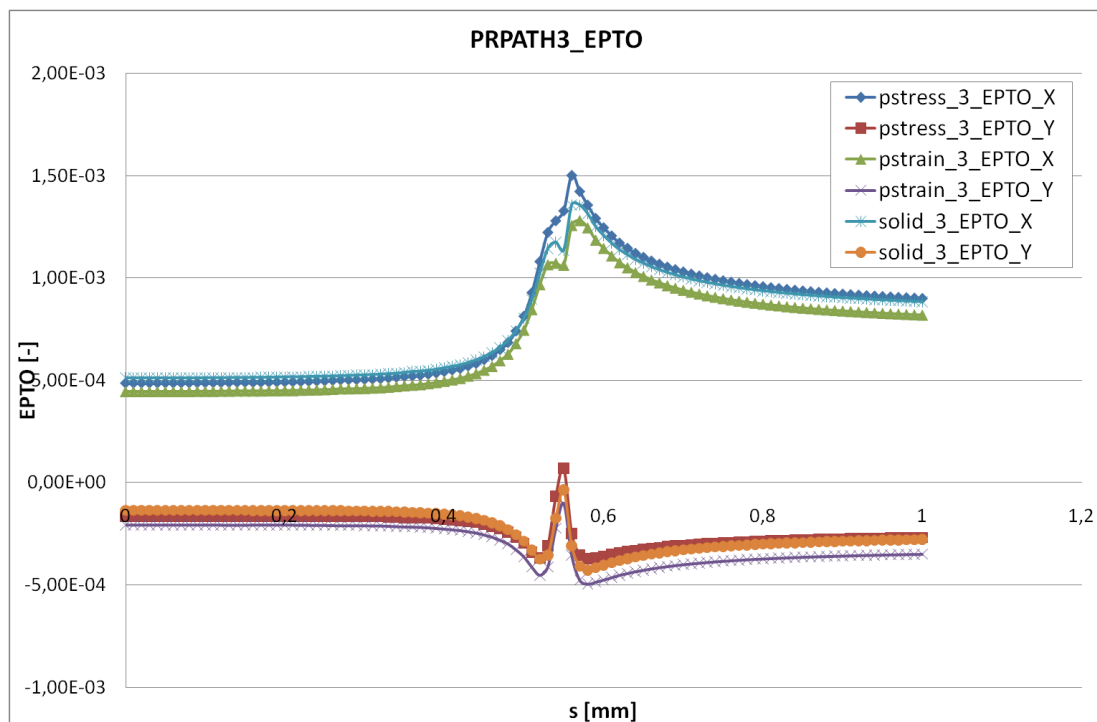
13.2 Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.1.1



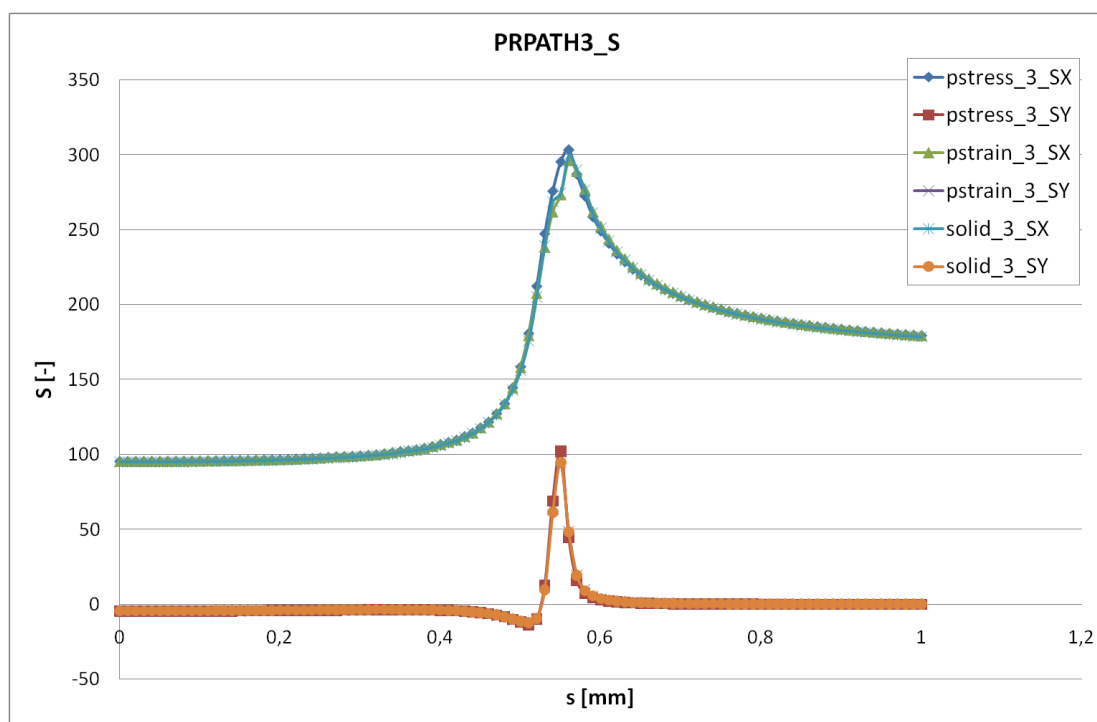
Rys.13.7 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 2



Rys.13.8 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 2

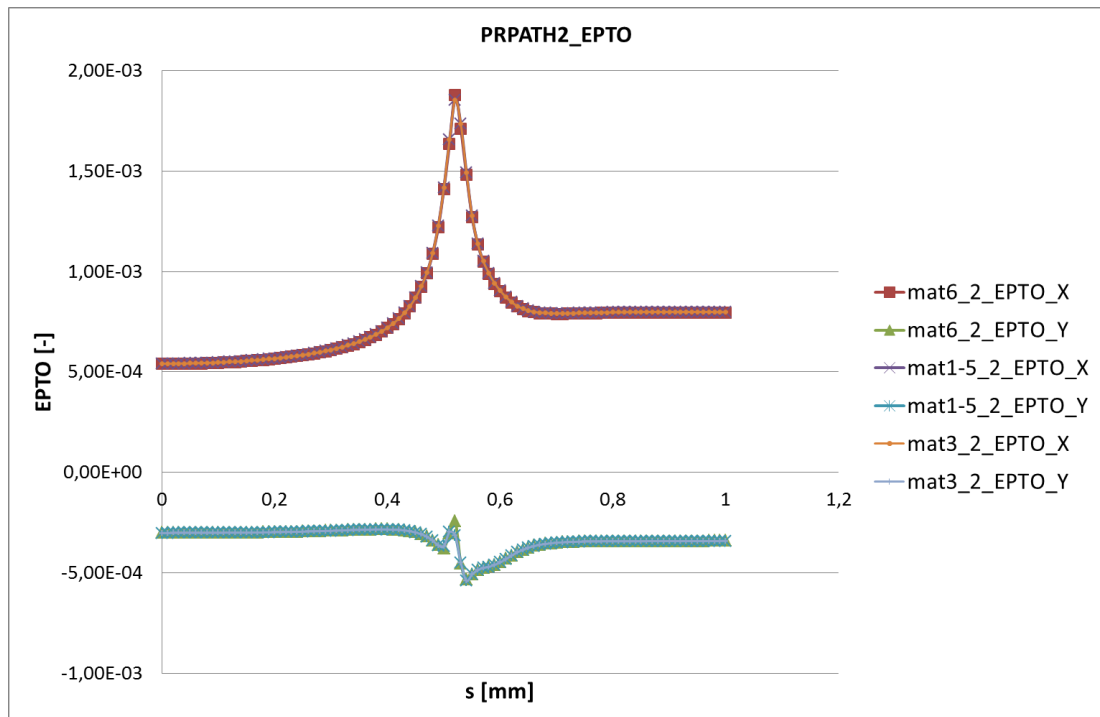


Rys.13.9 Wykres odkształceń całkowitych na ścieżce 3

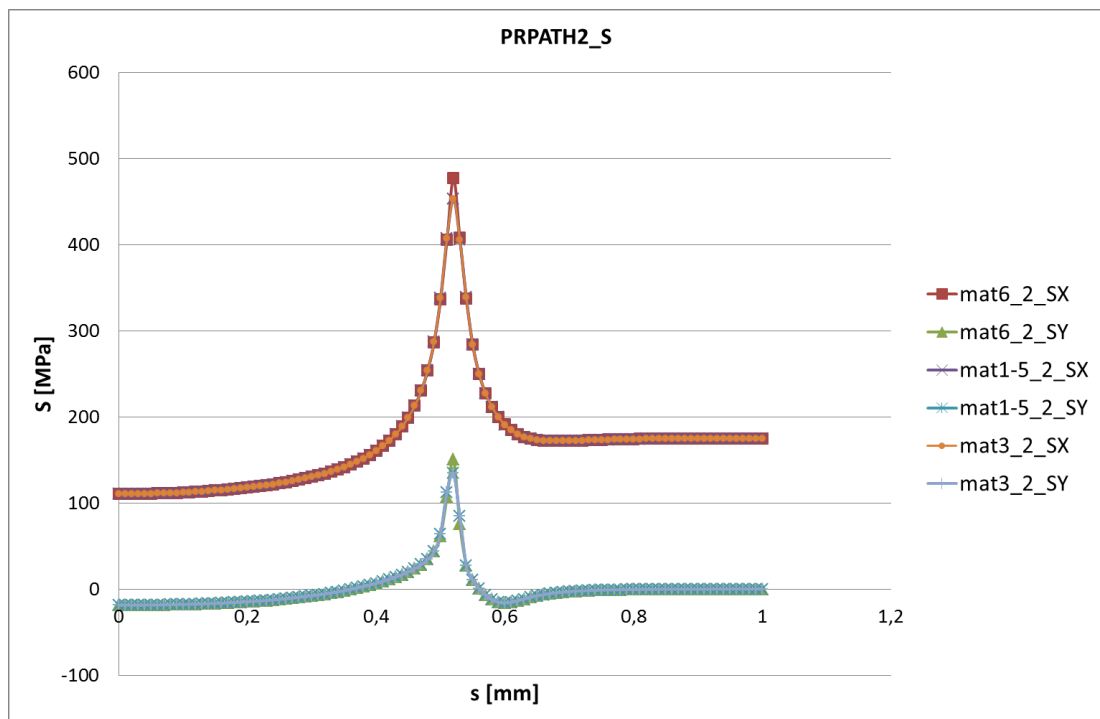


Rys.13.10 Wykres naprężeń na kierunku osi x i y dla ścieżki 3

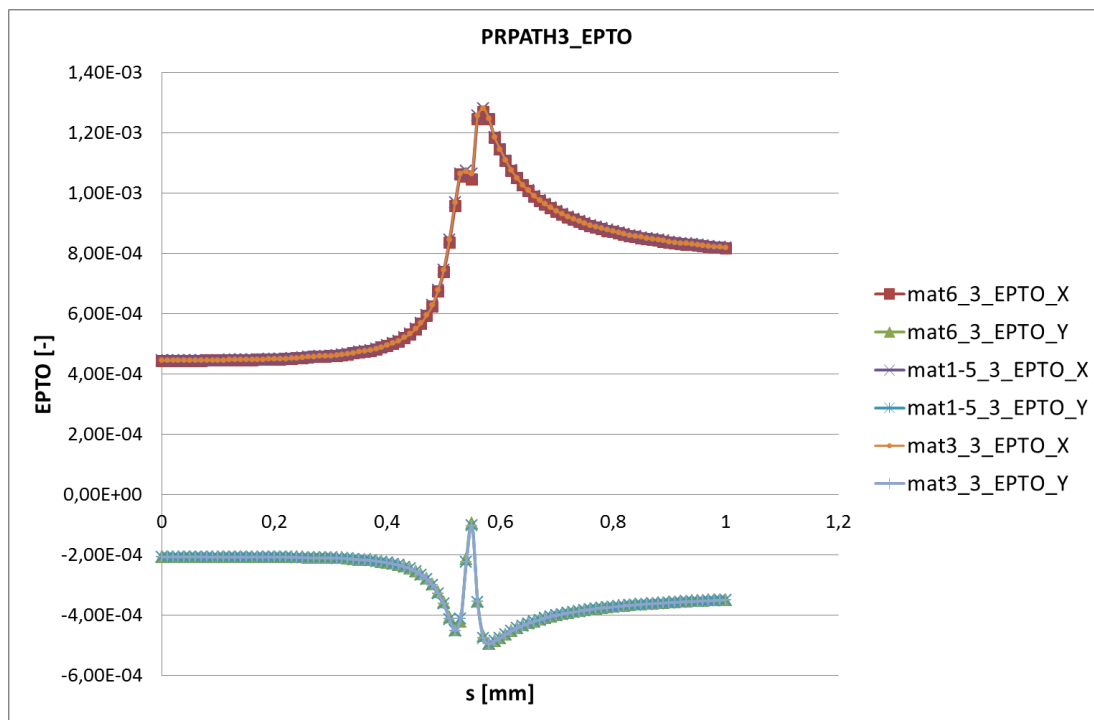
13.3 Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.1.4



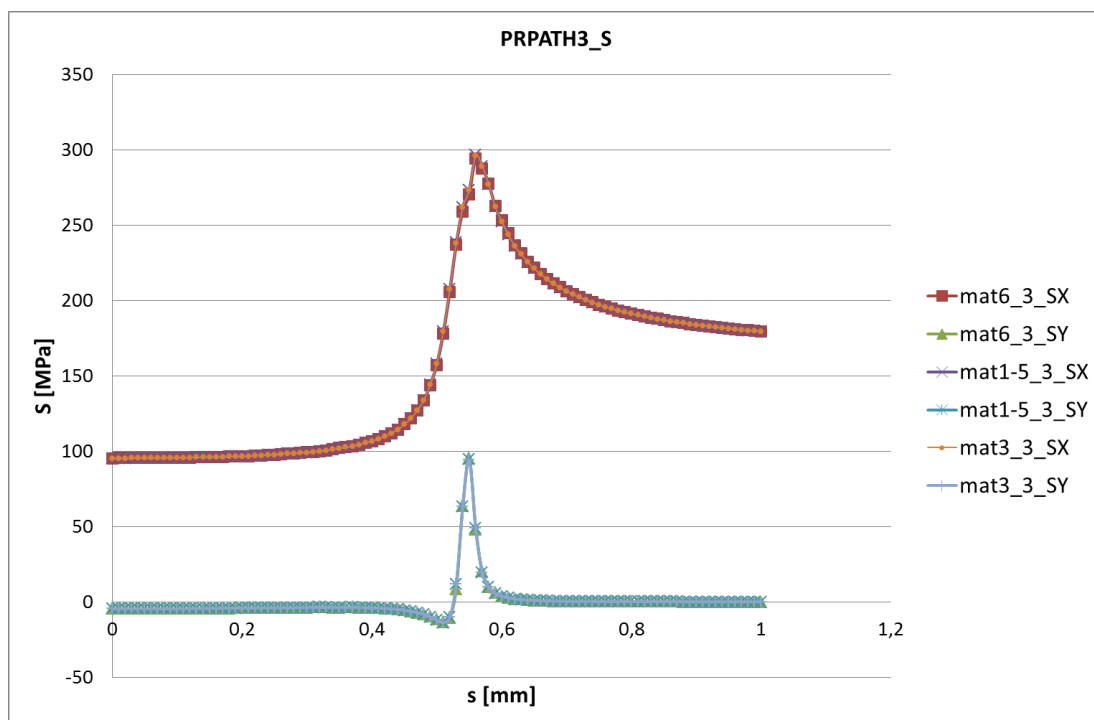
Rys.13.11 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 2



Rys.13.12 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 2

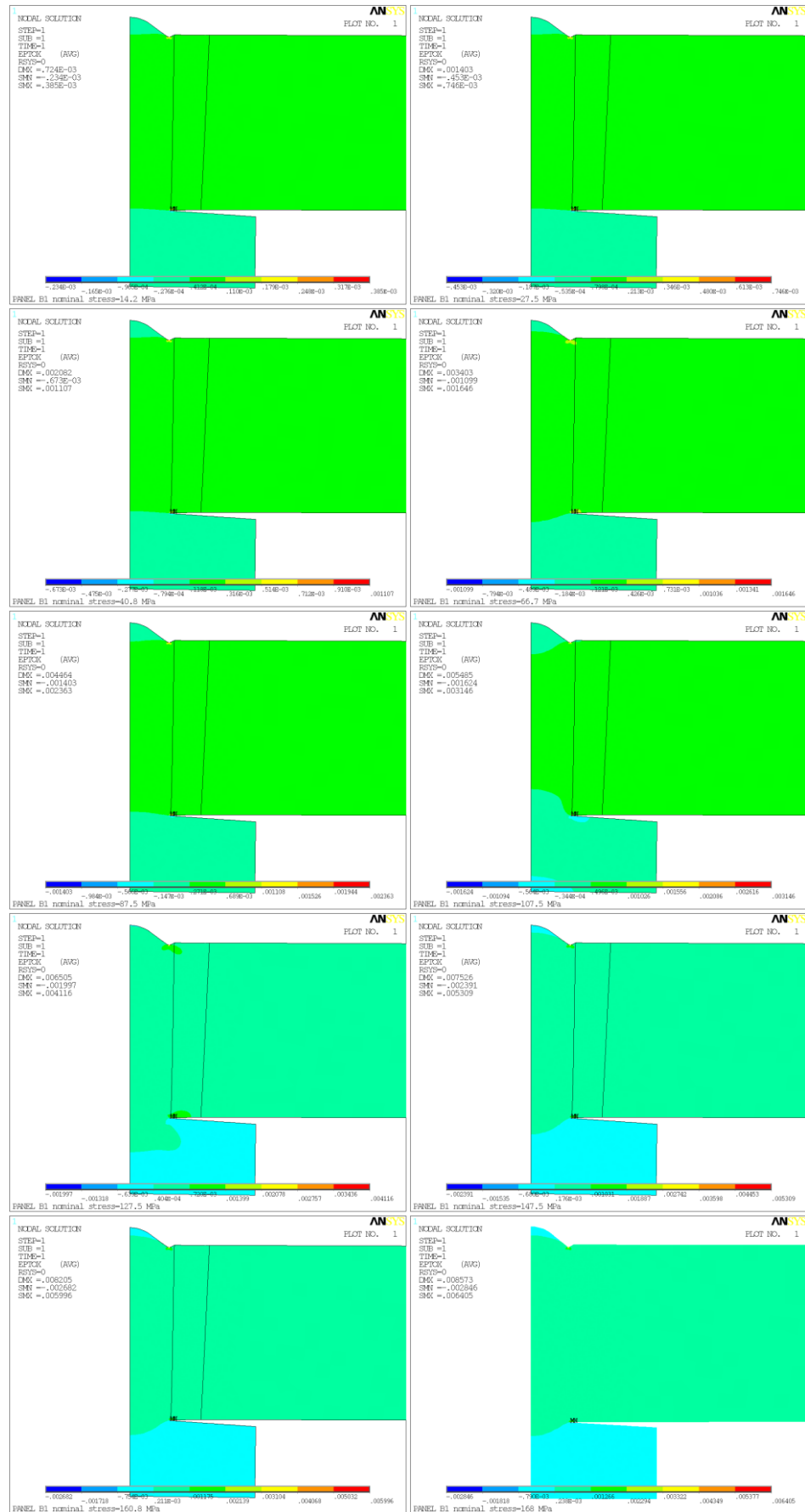


Rys.13.13 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki odkształceń całkowitych na ścieżce 3

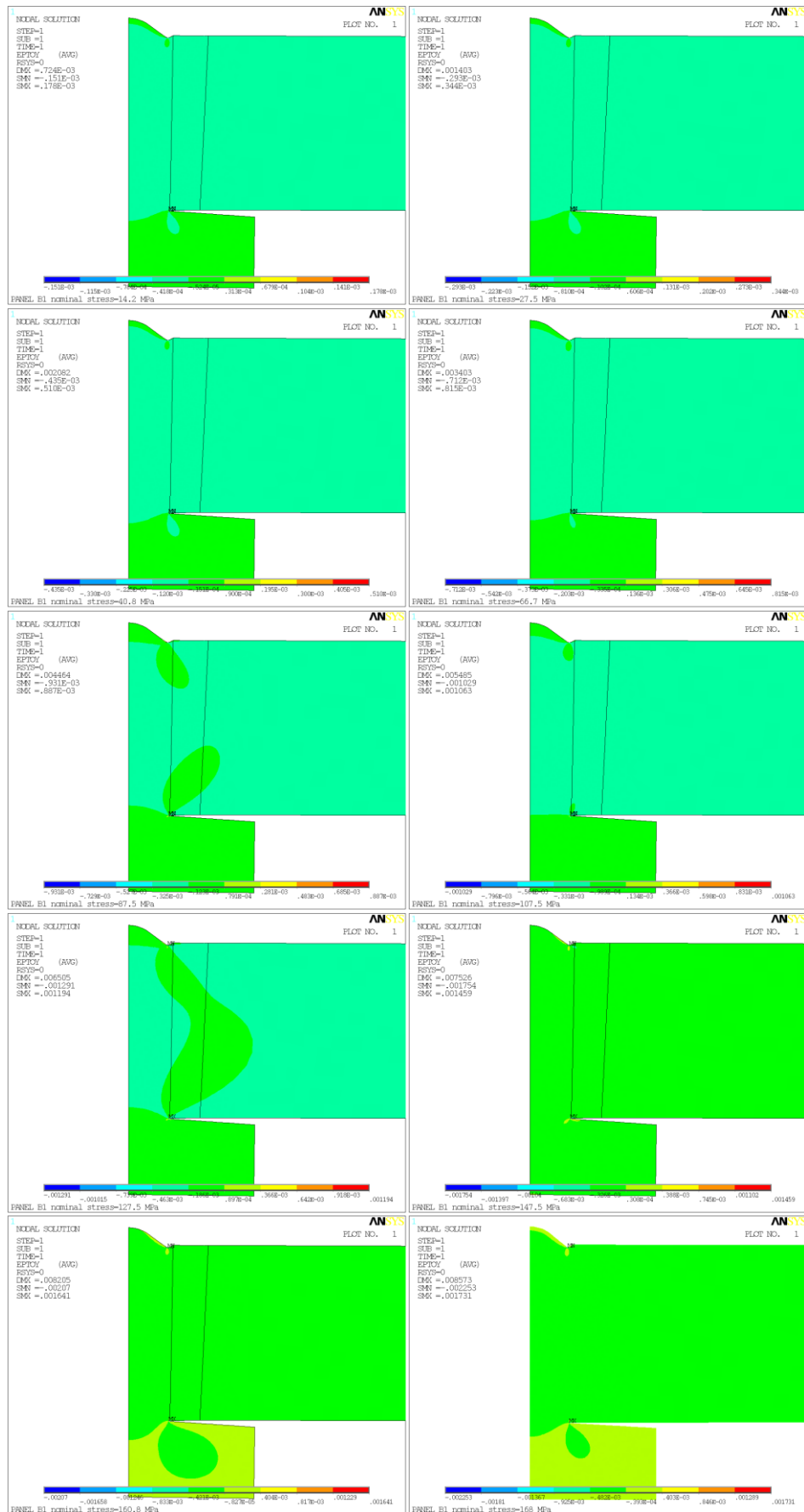


Rys.13.14 Wpływ sposobu modelowania stref materiałowych na wyniki naprężeń na ścieżce 3

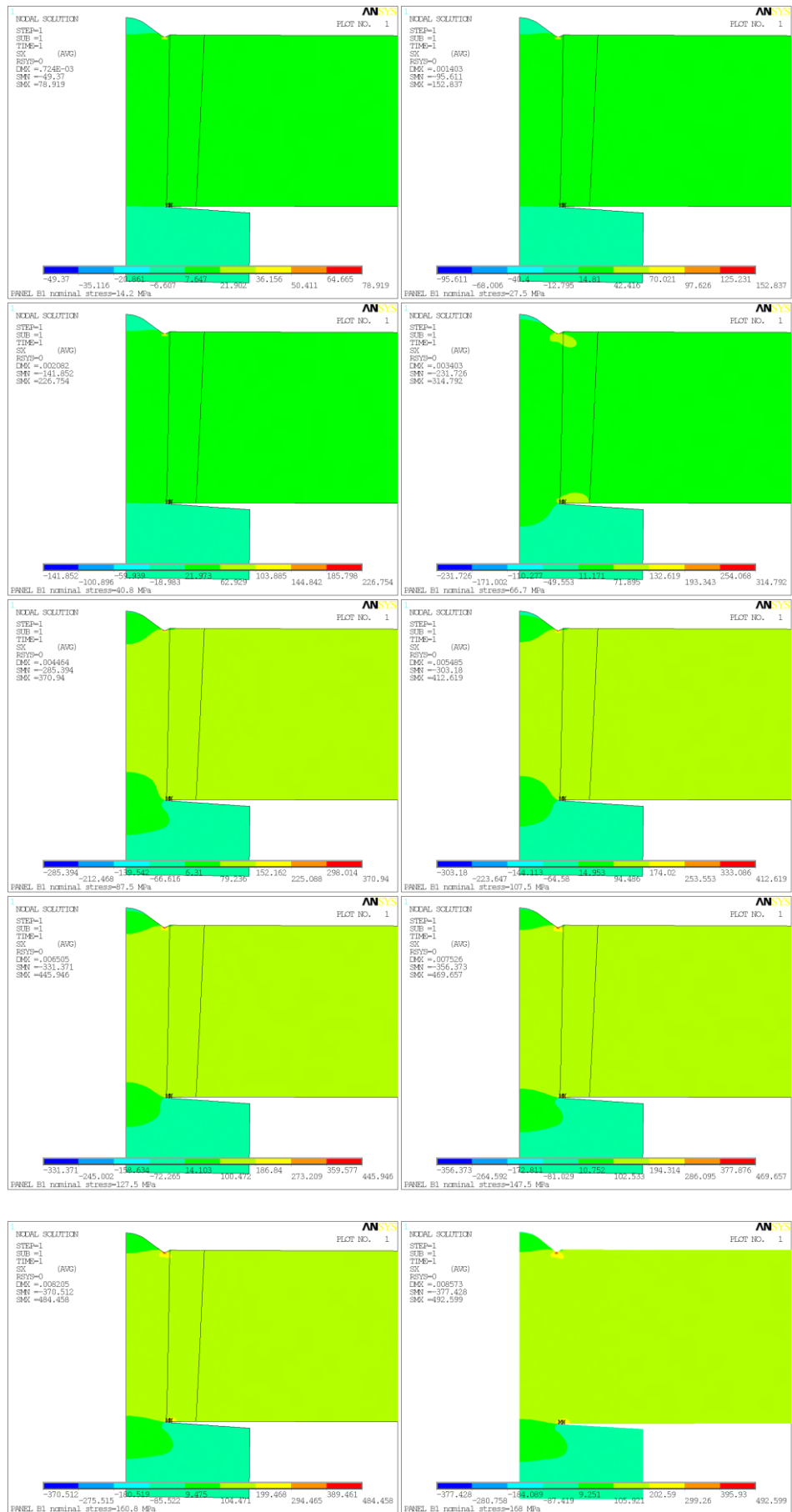
13.4 Wykresy dodatkowe dla rozdziału 7.2



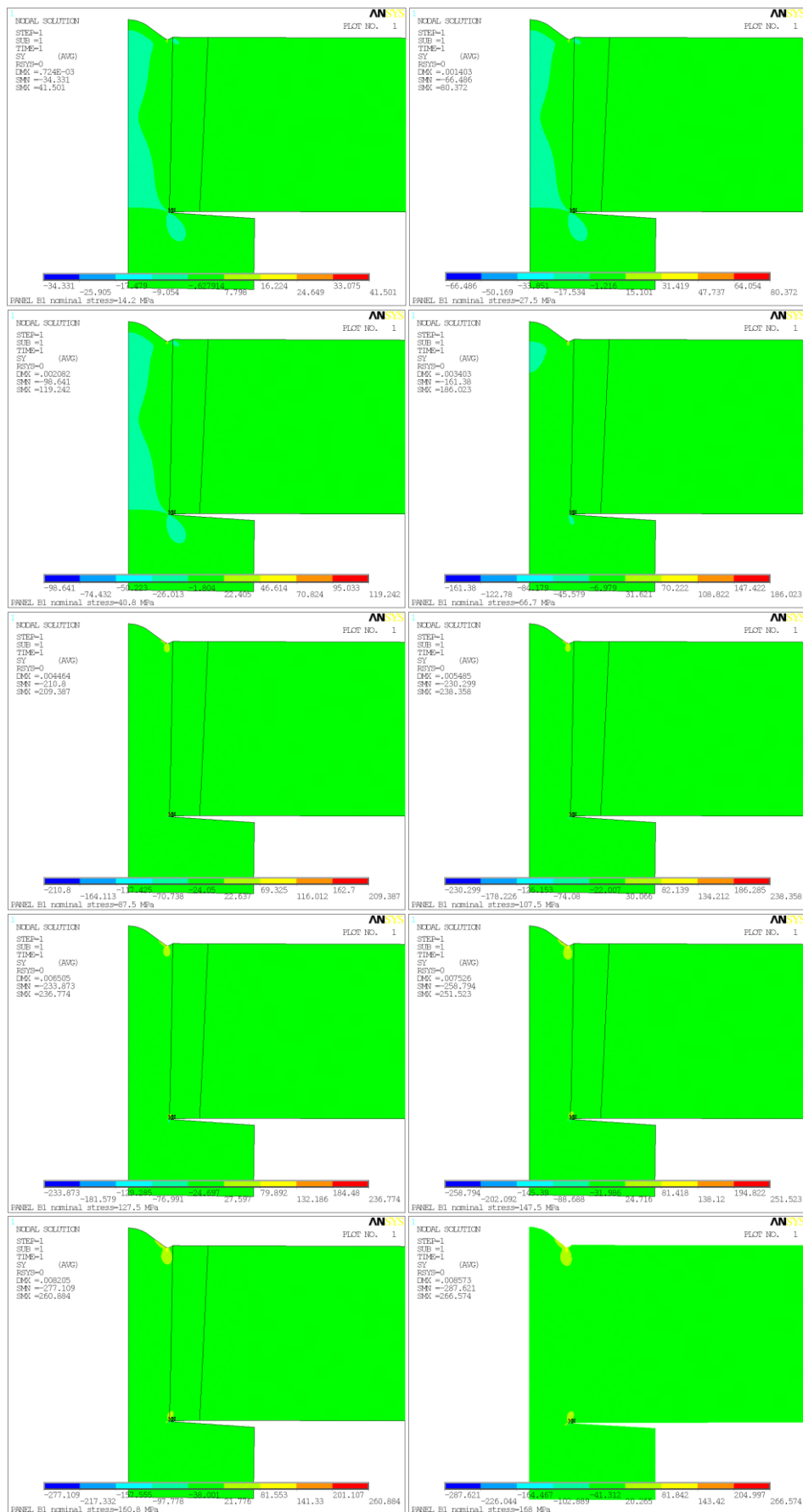
Rys.13.15 Odskształcenia całkowite na kierunku osi x, przy różnych poziomach naprężeń nominalnych (od lewej wierszami: $\sigma_{nom}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5$ MPa)



Rys.13.16 Odształcenia całkowite na kierunku osi y,
przy różnych poziomach naprężeń nominalnych (od lewej wierszami:
 $\sigma_{nom}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5$ MPa)



Rys.13.17 Naprężenia na kierunku osi x przy różnych poziomach naprężeń nominalnych (od lewej wierszami: $\sigma_{nom}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5$ MPa)



Rys.13.18 Naprężenia na kierunku osi y przy różnych poziomach naprężeń nominalnych (od lewej wierszami: $\sigma_{nom}=14.2, 27.5, 40.8, 66.7, 87.5, 107.5, 127.5, 147.5, 160.8, 167.5$ MPa)

13.5 Stabelaryzowana wartość współczynnika f_m dla rozdziału 8.3.1

Wielkości x i y z których wyznaczono równanie prostej $y = 0,4524x + 0,5863$ aproksymującej punkty na wykresie Rys.8.12.							
x	y	x	y	x	y	x	y
$\frac{HV5 \text{ bad. mat.}}{HV5 \text{ SAW, swc}}$	$\frac{\sigma \text{ max bad. mat.}}{\sigma \text{ max mat. rodz.}}$	$\frac{HV5 \text{ bad. mat.}}{HV5 \text{ SAW, swc}}$	$\frac{\sigma \text{ max bad. mat.}}{\sigma \text{ max mat. rodz.}}$	$\frac{HV5 \text{ bad. mat.}}{HV5 \text{ SAW, swc}}$	$\frac{\sigma \text{ max bad. mat.}}{\sigma \text{ max mat. rodz.}}$	$\frac{HV5 \text{ bad. mat.}}{HV5 \text{ SAW, swc}}$	$\frac{\sigma \text{ max bad. mat.}}{\sigma \text{ max mat. rodz.}}$
Dane wejściowe i wartości wyznaczonego z równania współczynnika f_m							
$\frac{HV5 \text{ karb spoiny}}{HV5 \text{ mat. rodz.}}$	f_m	$\frac{HV5 \text{ karb spoiny}}{HV5 \text{ mat. rodz.}}$	f_m	$\frac{HV5 \text{ karb spoiny}}{HV5 \text{ mat. rodz.}}$	f_m	$\frac{HV5 \text{ karb spoiny}}{HV5 \text{ mat. rodz.}}$	f_m
1,15	1,1066	1,51	1,2694	1,87	1,4323	2,23	1,5952
1,16	1,1111	1,52	1,2739	1,88	1,4368	2,24	1,5997
1,17	1,1156	1,53	1,2785	1,89	1,4413	2,25	1,6042
1,18	1,1201	1,54	1,2830	1,9	1,4459	2,26	1,6087
1,19	1,1247	1,55	1,2875	1,91	1,4504	2,27	1,6132
1,2	1,1292	1,56	1,2920	1,92	1,4549	2,28	1,6178
1,21	1,1337	1,57	1,2966	1,93	1,4594	2,29	1,6223
1,22	1,1382	1,58	1,3011	1,94	1,4640	2,3	1,6268
1,23	1,1428	1,59	1,3056	1,95	1,4685	2,31	1,6313
1,24	1,1473	1,6	1,3101	1,96	1,4730	2,32	1,6359
1,25	1,1518	1,61	1,3147	1,97	1,4775	2,33	1,6404
1,26	1,1563	1,62	1,3192	1,98	1,4821	2,34	1,6449
1,27	1,1608	1,63	1,3237	1,99	1,4866	2,35	1,6494
1,28	1,1654	1,64	1,3282	2	1,4911	2,36	1,6540
1,29	1,1699	1,65	1,3328	2,01	1,4956	2,37	1,6585
1,3	1,1744	1,66	1,3373	2,02	1,5001	2,38	1,6630
1,31	1,1789	1,67	1,3418	2,03	1,5047	2,39	1,6675
1,32	1,1835	1,68	1,3463	2,04	1,5092	2,4	1,6721
1,33	1,1880	1,69	1,3509	2,05	1,5137	2,41	1,6766
1,34	1,1925	1,7	1,3554	2,06	1,5182	2,42	1,6811
1,35	1,1970	1,71	1,3599	2,07	1,5228	2,43	1,6856
1,36	1,2016	1,72	1,3644	2,08	1,5273	2,44	1,6902
1,37	1,2061	1,73	1,3690	2,09	1,5318	2,45	1,6947
1,38	1,2106	1,74	1,3735	2,1	1,5363	2,46	1,6992
1,39	1,2151	1,75	1,3780	2,11	1,5409	2,47	1,7037
1,4	1,2197	1,76	1,3825	2,12	1,5454	2,48	1,7083
1,41	1,2242	1,77	1,3870	2,13	1,5499	2,49	1,7128
1,42	1,2287	1,78	1,3916	2,14	1,5544	2,5	1,7173
1,43	1,2332	1,79	1,3961	2,15	1,5590	2,51	1,7218
1,44	1,2378	1,8	1,4006	2,16	1,5635	2,52	1,7263
1,45	1,2423	1,81	1,4051	2,17	1,5680	2,53	1,7309
1,46	1,2468	1,82	1,4097	2,18	1,5725	2,54	1,7354
1,47	1,2513	1,83	1,4142	2,19	1,5771	2,55	1,7399
1,48	1,2559	1,84	1,4187	2,2	1,5816	2,56	1,7444
1,49	1,2604	1,85	1,4232	2,21	1,5861	2,57	1,7490
1,5	1,2649	1,86	1,4278	2,22	1,5906	2,58	1,7535

Tab.13.1 Stabelaryzowana wartość współczynnika f_m wyznaczonego z równania aproksymującego zależność twardości i trwałości zmęczeniowej do inicjacji pęknięcia dla $N_i=2e6$ cykli

- Koniec -