

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

Rozprawy
Nr 3

Eugeniusz Ranatowski

ANALIZA WŁASNOŚCI
MECHANICZNYCH POŁĄCZEŃ
SPAJANYCH

BYDGOSZCZ – 1980

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

Rozprawy
Nr 3

Eugeniusz Ranatowski

ANALIZA WŁASNOŚCI
MECHANICZNYCH POŁĄCZEŃ
SPAJANYCH

Biblioteka Główna ATR w Bydgoszczy



00000031131

BYDGOSZCZ – 1980

PRZEWODNICZĄCY KOMITETU REDAKCYJNEGO
doc. dr hab. Juliusz Skonieczny

OPINIODAWCY
prof. dr hab. inż. Jan Węgrzyn
prof. dr hab. Mieczysław Myśliwiec

REDAKTOR NAUKOWY
doc. dr hab. Edward Walicki

OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE
mgr Halina Koziolkiewicz, Alfons Grzenkiewicz



Wydano za zgodą Rektora
Akademii Techniczno-Rolniczej
w Bydgoszczy

**WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ
W BYDGOSZCZY**

Nakład 100 + 50 egz. Ark. wyd. 9,7. Ark. druk 11. Papier powlekany kl. V, 90 g, 70 × 100
Oddano do druku 25.XI.1980 r. Druk ukończono w grudniu 1980 r.
Zam. nr 1283. MNSzWiT. R-5/181. Cena 30 zł
WSiP Zakłady Graficzne w Bydgoszczy

SPIS TREŚCI

	str.
Wykaz ważniejszych oznaczeń	6
Od autora	8
1. Wstęp	9
2. Charakterystyka budowy połączeń spawanych oraz pokrewnych połączeń spajanych	11
3. Analiza aktualnego stanu oceny własności mechanicznych połączeń spajanych	15
3.1. Charakterystyka obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spawanych	15
3.2. Ocena własności mechanicznych połączeń zgrzewanych	18
3.3. Ocena własności mechanicznych połączeń klejonych	19
3.4. Ocena własności mechanicznych połączeń lutowanych	21
3.5. Krytyczna ocena obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spajanych	21
4. Teza i cel pracy	23
5. Analiza własności mechanicznych połączeń spajanych w oparciu o rozwiązania i badania własne przy wykorzystaniu teorii niejednorodności mechanicznej i mechaniki pękania	27
5.1. Wpływ lokalnej zmiany własności mechanicznych na wzrost kruchości w aspekcie teorii niejednorodności mechanicznej	27
5.2. Wpływ skokowej zmiany własności mechanicznych w obrębie połączeń spajanych na odporność na kruche pęknięcie z punktu widzenia mechaniki pękania - podstawy teoretyczne	42
5.2.1. Charakterystyka stanu naprężenia wokół pęknięć usytuowanych w ośrodkach jednorodnych	43
5.2.2. Pęknięcie wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych	46
5.2.3. Pęknięcie usytuowane w pewnej odległości od płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych	58
5.2.4. Pęknięcie usytuowane w warstwie łączącej dwa materiały przy różnych własnościach mechanicznych - warstwy i materiałów łączonych	63

5.3. Analiza możliwości oceny odporności połączeń spawanych na kruche pękanie	77
5.4. Analiza możliwości oceny własności mechanicznych pokrewnych połączeń spajanych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych w aspekcie mechaniki pękania	87
5.4.1. Charakterystyka procesu niszczenia połączeń klejonych	87
5.4.2. Podstawy teoretyczne oceny jakości połączeń klejonych - ocena G w przypadku rozciągania	88
5.4.3. Sposób oceny wartości G w przypadku ścinania złącza	92
5.4.4. Sposób oceny wartości G w przypadku złożonego stanu obciążenia złącza	93
5.5. Przykłady zastosowania problematyki teorii niejednorodności mechanicznej i mechaniki pękania do oceny własności mechanicznych połączeń spajanych w oparciu o badania własne	96
5.5.1. Modelowanie własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie	96
5.5.2. Badania własności mechanicznych połączeń spawanych i złączy modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych	116
5.5.3. Ocena własności mechanicznych połączeń klejonych w oparciu o kryterium mechaniki pękania G_{IC}	123
5.5.4. Analiza i podsumowanie wyników badań	127
6. Modyfikacja metod oceny własności mechanicznych materiałów konstrukcyjnych	128
6.1. Zastosowanie próbek modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do modyfikacji oceny kryteriów mechaniki pękania	128
6.1.1. Krytyczna ocena dotychczas stosowanej i obowiązującej metodyki oceny K_{IC}	128
6.1.2. Podstawy teoretyczne modernizacji kryteriów liniowo-sprężystej mechaniki pękania	129
6.2. Zastosowanie próbek modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do określania ilości pracy na powstanie przełomu rozdzielczego i wykorzystanie jej do określenia udarności oraz oceny K_{IC} i G_{IC}	134
6.2.1. Krytyczna ocena próby udarowej	135
6.2.2. Charakterystyka wartości pracy A określonej w czasie próby udarowej	136
6.2.3. Podstawy teoretyczne modernizacji próby udarowej .	140

6.3. Przykłady zastosowania próbek o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do oceny własności mechanicznych materiałów	143
6.3.1. Badania wybranych materiałów konstrukcyjnych w oparciu o zmodyfikowaną próbę uderową	143
6.3.2. Ocena kryteriów mechaniki pęknięcia w oparciu o wyniki próby uderowej	148
6.3.3. Ocena kryteriów mechaniki pęknięcia w oparciu o zmodyfikowaną metodę	151
6.3.4. Analiza i podsumowanie wyników badań	158
7. Wnioski końcowe	160
8. Literatura	163

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- K_n - współczynnik intensywności naprężenia ($n = I, II, III$)
 σ_c - krytyczna wartość rozwarcia pęknięcia dla przypadku pierwszego ($n = I$)
 G_n - oznaczenie wartości wyzwolonej energii odkształcenia ($n = I, II, III$)
 J - oznaczenie całki J. R. Rice
 Re - granica plastyczności materiału
 Re^W - granica plastyczności materiału warstwy
 Re^T - granica plastyczności materiału bezpośrednio sąsiadującego z warstwą
 p - wartość średniego naprężenia niszczącego warstwę
 R_o - wytrzymałość rozdzielcza materiału
 $\dot{\epsilon}$ - szybkość odkształceń przy dynamicznym obciążeniu
 $\dot{\epsilon}_o$ - szybkość odkształceń równa 10^{-3} 1/s
 n - współczynnik wrażliwości materiału na szybkość odkształceń
 H - energia aktywacji procesu odkształceń
 R - uniwersalna stała gazowa
 T_o - temperatura równa 293 K
 T - temperatura eksploatacji lub temperatura badania
 K_v - współczynnik umocnienia materiału w wyniku wzrostu szybkości odkształcenia
 K_{z1} - współczynnik umocnienia kontaktowego warstwy na skutek zmiany stanu naprężenia w warstwie
 K_s - współczynnik niejednorodności mechanicznej
 σ_{ik} - naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia (i, k uogólnione współrzędne x, y, z)
 Φ_k - funkcja zespolona do oceny stanu naprężenia i współczynnika intensywności naprężenia dla pęknięcia usytuowanego wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach sprężystych

- $f_n(x)$ - funkcja uwzględniająca zmianę odkształcenia w sąsiedztwie pęknięcia usytuowanego w pewnej odległości od powierzchni kontaktowej materiałów M_i $i = 1, 2 \dots n$ o odmiennych właściwościach mechanicznych
- ν - współczynnik Poissona
- μ - moduł ścinania
- E - moduł Younga
- Δ_{00} - względne odkształcenie rzeczywiste wzdłuż osi środków ciężkości
- q_1 - energia liniowa spawania
- b_e - szerokość obszaru w sąsiedztwie spoiny, w którym naprężenia pozostające osiągną wartość bliską Re
- c - ciepło właściwe
- σ_r - naprężenia pozostające
- U - energia sprężysta
- C - podatność układu
- e - podstawa logarytmu naturalnego
- α - względna grubość warstwy
- η, ξ - współrzędne bezwymiarowe
- KV - udarność wg Charpy'ego
- σ_v - naprężenie zastępcze wg de Saint Venanta
- σ_H - naprężenie zastępcze wg M. T. Hubera
- Z - współczynnik charakteryzujący stan naprężeń w materiale
- r - współczynnik charakteryzujący właściwości mechaniczne materiału
- r_p - promień charakteryzujący wielkość obszaru odkształcenia plastycznego w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia
- z - zmienna zespolona

OD AUTORA

Praca niniejsza poświęcona jest ocenie własności mechanicznych połączeń spajanych przy wykorzystaniu teorii niejednorodności mechanicznej i mechaniki pękania.

W początkowej części pracy po omówieniu budowy połączeń spajanych, scharakteryzowano obowiązujące metody oceny własności mechanicznych w oparciu o literaturę oraz obowiązujące przepisy, łącznie z krytycznym ustosunkowaniem się do obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spajanych. Po sformułowaniu tezy i celów pracy w pierwszej kolejności wykonano analizę własności mechanicznych modeli niejednorodnych mechanicznie w oparciu o teorię niejednorodności mechanicznej, rozwiązując między innymi problem wpływu nieprostokątnego ułożenia strefy o obniżonych własnościach mechanicznych na kompleksową wytrzymałość połączenia.

W dalszej części pracy dokonano gruntownej analizy własności mechanicznych połączeń spajanych z punktu widzenia mechaniki pękania przy przyjęciu modeli odzwierciedlających różne sytuacje, jakie mogą wystąpić w połączeniach spajanych.

W ramach dalszych rozważań opracowano skuteczną metodę modelowania własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie oraz ustalono zasady kompleksowej analizy możliwości oceny odporności połączeń spawanych na kruche pęknięcie.

Dokonano również modyfikacji tradycyjnych metod oceny własności mechanicznych połączeń spajanych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych poprzez zastosowanie kryteriów mechaniki pęknięcia, co bliżej udokumentowano opierając się na przykładzie połączeń klejonych.

Ostatnim zagadnieniem, które rozwiązano w pracy jest modyfikacja oceny kryteriów mechaniki pęknięcia przy obciążeniu statycznym i dynamicznym oraz typowej próby udarowej.

Przeprowadzono również weryfikację praktyczną głównych wniosków teoretycznych pracy.

Autor chciałby również w tym miejscu podziękować osobom i instytucjom, które przyczyniły się do przygotowania niniejszego opracowania w obecnej postaci:

Prof. dr hab. inż. M. Myśliwcowi z Politechniki Gdańskiej za wiele lat owocnej współpracy i szereg cennych rad oraz pomoc w przeprowadzeniu szeregu badań;

Prof. dr hab. inż. J. Węgrzynowi z Politechniki Śląskiej za szereg istotnych uwag związanych z przygotowaniem tej pracy;

Działowi Wydawnictw ATR w Bydgoszczy za staranne przygotowanie rozprawy do druku.

1. WSTĘP

W budowie maszyn szerokie zastosowanie znajduje spajanie, obejmujące metody łączenia materiałów, w wyniku którego uzyskuje się połączenie o fizycznej ciągłości. Pojęcie spajania obejmuje zarówno spawanie jak i zgrzewanie, lutowanie, klejenie itp. Spośród metod spajania metali i stopów metali najszersze zastosowanie znajduje spawanie.

Wprowadzenie nowych gatunków stali o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości na konstrukcje spawane spowodowało wzrost wymagań w stosunku do metod oceny ich wytrzymałości. Stale te znalazły zastosowanie w odpowiedzialnych konstrukcjach: raket kosmicznych, reaktorów atomowych, turbin, kadłubów statków, zbiorników ciśnieniowych itp. Istotnym mankamentem powszechnie stosowanych metod obliczeniowych i doświadczalnych jest między innymi nie uwzględnianie zmian zachodzących w materiale w procesie wytwórczym konstrukcji np. lokalnych zmian struktury, naprężeń wewnętrznych, nieciągłości w formie wad, obcych wtrąceń, pęknięć itp. Z uwagi na zmienne i trudne warunki eksploatacyjne wspomnianych konstrukcji oraz wymagany duży stopień niezawodności, a także uwzględniając obniżoną plastyczność stali o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości, ważnym problemem technicznym jest zapewnienie odporności na kruche pęknięcie dla tychże konstrukcji. Kruche pęknięcie jest szczególnie niebezpieczne z uwagi na sposób w jaki ono przebiega. Następuje ono w sposób nagły, niespodziewany, bez widocznych odkształceń plastycznych, poniżej poziomu naprężeń uważanych jako dopuszczalne naprężenie robocze, a więc poniżej R_e . W oparciu o szeroki materiał doświadczalny określono szereg czynników warunkujących rozwój kruchych pęknięć w konstrukcjach. Jest rzeczą ogólnie znaną, iż kruche pęknięcie może wystąpić w konstrukcji przy jednoczesnym występowaniu następujących czynników [68, 106]:

- w konstrukcji znajduje się karb lub inne nieciągłości w materiale prowadzące do geometrycznej koncentracji naprężeń,
- karb lub wspomniane nieciągłości muszą znajdować się w obszarze naprężeń rozciągających,
- materiał jest poddany działaniu naprężeń w takiej temperaturze, że wykazuje kruchość w obecności karbu.

Z uwagi na to, iż w trakcie eksploatacji pewne czynniki mogą zmieniać własności mechaniczne materiału, należy je również uwzględnić przy ocenie możliwości kruchego pęknięcia. I tak w przypadku reaktorów atomowych pod wpływem napromieniowania z zasady zwiększa się kruchość materiału [61, 63]. Biorąc pod uwagę ogólny poziom techniczny stosowanych technik spawalniczych

możemy więc stwierdzić, iż w złączach spawanych powstają szczególnie sprzyjające warunki do rozwoju kruchych pęknięć. Pomimo dużej ilości prac i badań poświęconych opanowaniu zjawiska kruchego pęknięcia zagadnienie to wymaga w dalszym ciągu szeregu opracowań i uzupełnień. Potwierdzeniem powyższego wniosku mogą być dokumenty Komisji IX Międzynarodowego Instytutu Spawalnictwa [116], w których między innymi stwierdza się potrzebę:

- opracowania prób ilościowej analizy pęknięcia,
- dokonania ilościowej oceny klasycznych prób pęknięcia.

W celu określenia odporności na kruche pęknięcie opracowano szereg prób laboratoryjnych i w oparciu o wyniki tych prób oceniano odporność na kruche pęknięcie materiału bądź gotowych konstrukcji. Jednakże w oparciu o dane uzyskane z badań laboratoryjnych nie możemy w większości przypadków w sposób jednoznaczny ocenić własności samego tworzywa konstrukcyjnego bądź konstrukcji, ponieważ uzyskane wyniki przy przyjętym kryterium są niczym innym jak reakcją materiału na warunki stworzone przez daną próbę. Wydaje się, iż rzeczywisty postęp w tym zakresie można osiągnąć, jeżeli stosowane próby laboratoryjne oraz kryteria oceny odporności na kruche pęknięcie wynikać będą ze znajomości istoty mechanizmu powstawania i rozwoju pęknięć. Istotną rzeczą jest więc określenie zależności, które w prostej formie uwzględniałyby wpływ różnych parametrów fizycznych na zjawisko pęknięcia, jak również opracowanie odpowiednich metod pomiarowych. Powyższe wymagania w dużej mierze spełniają zależności ustalone przez mechanikę pęknięcia, której podstawy zostały opracowane w latach 60-tych w USA i są w dalszym ciągu przedmiotem szeregu opracowań i uzupełnień. Mechanika pęknięcia zajmuje się problemem dekohezji materiału z uwzględnieniem nieciągłości w jego budowie, łącznie z określeniem warunków krytycznych zapoczątkowania rozwoju pęknięcia lub innej wady w materiale.

Podstawowe kryteria mechaniki pęknięcia wynikają z oceny stanu naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia, bądź z analizy stanu energetycznego w sąsiedztwie pęknięcia. Spośród kryteriów mechaniki pęknięcia najszersze zastosowanie znalazły:

- współczynnik intensywności naprężenia K ,
- wielkość rozwarcia pęknięcia σ ,

a ostatnio coraz większe uznanie zyskuje całka J. R. Rice - J.

Niezależnie od swej niedoskonałej postaci, co wynika zresztą z samych założeń i podstaw mechaniki pęknięcia, kryteria mechaniki pęknięcia umożliwiają rozwiązanie szeregu problemów zasygnalizowanych uprzednio. Umożliwiają one bardziej precyzyjną klasyfikację materiałów, a także są użyteczne w obliczeniach konstrukcyjnych, pozwalając ocenić odporność na kruche pęknięcie konstrukcji w fazie projektowania. Znalazło to swoje odzwierciedlenie między innymi w wytycznych projektowania i wykonywania konstrukcji ze stali spawalnych o podwyższonej wytrzymałości, gdzie zaleca się stosować także kryteria mechaniki pęknięcia [9].

Omawiane problemy dotyczą, aczkolwiek w mniejszym stopniu, również takich połączeń spajanych jak: zgrzewane, lutowane, klejone.

2. CHARAKTERYSTYKA BUDOWY POŁĄCZEŃ SPAWANYCH ORAZ POKREWNYCH POŁĄCZEŃ SPAJANYCH

Połączenia spawane powstają w wyniku lokalnego nadtopienia brzegów łączonych elementów oraz materiału dodatkowego, które tworzą jeziorko spawalnicze. Następnie w efekcie procesu krzepnięcia tworzy się nierozłączne połączenie. Lokalne nadtopienie materiału łączonych elementów i spoiwa uzyskuje się poprzez stosowanie skoncentrowanych źródeł ciepła, które przemieszczają się wzdłuż brzegów łączonych elementów. Stosowanie skoncentrowanych źródeł ciepła oprócz scharakteryzowanych powyżej skutków zamierzonych wywiera również skutki niezamierzone, które są w głównej mierze wynikiem nierównomiernego rozkładu temperatury w obrębie złącza oraz brakiem możliwości swobodnego odkształcania. Przykładowo, przy spawaniu stali, dla modelu ciała masywnego ($g = 25$ mm) i powłoki ($g = 3$ mm) rozkład temperatur maksymalnych określony jest zależnościami [105]:

- ciało masywne

$$T_{\max} = \frac{0,736 q_1}{\pi c \gamma r_x^2} \quad (1)$$

- powłoka

$$T_{\max} = \frac{0,248 q_1}{c \gamma g y} \left(1 - \frac{b_1 y^2}{2\alpha} \right) \quad (2)$$

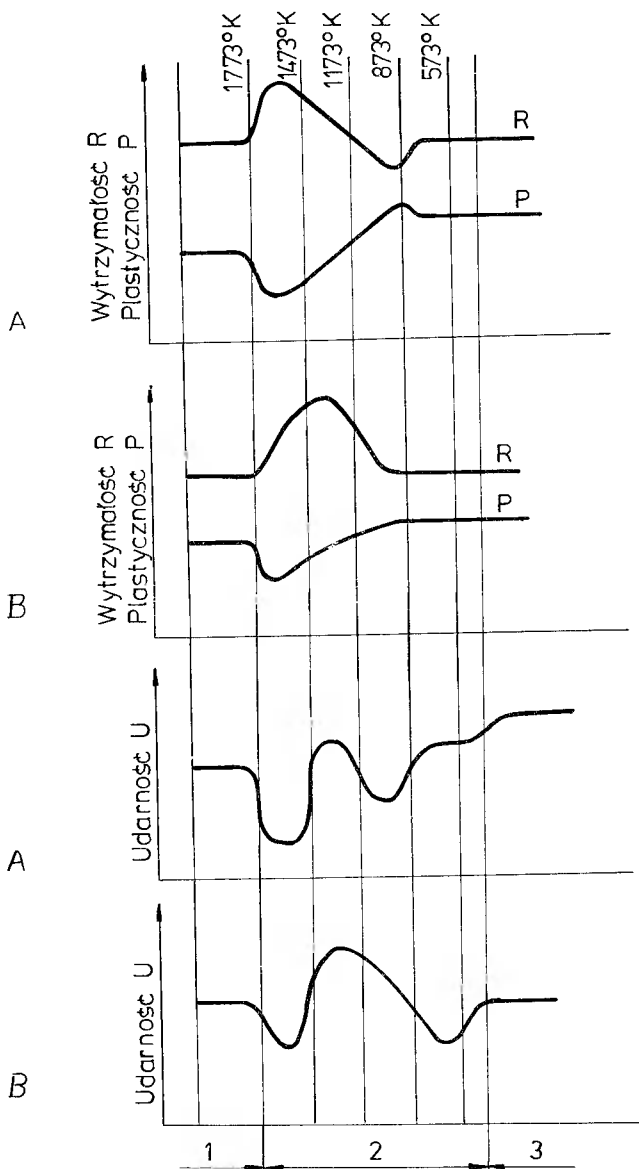
gdzie:

- q_1 - energia liniowa spawania,
- c - ciepło właściwe,
- γ - ciężar właściwy,
- r_x - odległość dowolnego punktu w analizowanym przekroju od osi przemieszczania się źródła ciepła ($r_x^2 = z^2 + y^2$),
- g - grubość spawanego elementu,
- y - odległość analizowanego punktu od osi zgodnej z kierunkiem przemieszczającego się źródła ciepła,
- b_1 - współczynnik wymiany temperaturowej przy spawaniu powłoki,
- α - współczynnik szybkości zmiany temperatury.

W wyniku tego w obrębie złącza mogą wystąpić znaczne zmiany struktury i związane z tym zmiany własności mechanicznych. Należy się liczyć także z obecnością naprężeń pozostających. W związku z tym wymienione czynniki ograniczają możliwość uzyskania połączenia spawanego charakteryzującego się ciągłością zarówno w zakresie budowy strukturalnej, jak i własności mechanicznych w odniesieniu do materiału rodzimego. Ponadto dodatkowe zmiany struktury mogą zajść w połączeniach spawanych w trakcie eksploatacji po upływie pewnego czasu od momentu zakończenia spawania np. w wyniku starzenia, napromieniowania, korozji itp. . Stosunkowo najmniej zróżnicowane własności mechaniczne występują w złączach spawanych ze stali niskowęglowych o normalnej wytrzymałości [119]. Problem ten bardziej uwidacznia się przy spawaniu materiałów umocnionych poprzez zgniot np. metali nieżelaznych [30]. Również przy spawaniu stali ulepszonych cieplnie własności mechaniczne w obrębie złącza są dosyć zróżnicowane. Wykazują to wyraźnie dokumenty MIS [70, 101] oraz inne opracowania, np. J. Pilarczyka [118], będące podsumowaniem aktualnego stanu problemu spawalności krajowych stali konstrukcyjnych ulepszanych cieplnie. Na rys. 1 przedstawiono w oparciu o opracowanie [70] zmiany własności mechanicznych w obrębie połączenia spawanego z ulepszonej cieplnie stali oraz dla porównania ze stali niskowęglowej o normalnej wytrzymałości. Niejednorodność strukturalna i związana z tym niejednorodność mechaniczna połączeń spawanych potęguje się, jeżeli temperatura odpuszczania spawanych stali będzie się obniżała, a także jeżeli proces spawania odbywa się przy użyciu dużej wartości energii liniowej spawania q_1 . Wtedy da się wyraźnie zauważyć wpływ obecności w strefie wpływu ciepła tzw. miękkiej warstwy. Powyższy problem dokumentuje opracowanie M. Curzytka [31, 32] oraz inne [86, 96, 97].

Cechą charakterystyczną połączeń spawanych przy stosowaniu współczesnych technik spawalniczych jest również obecność wad w samej spoinie o różnej wielkości i nasileniu. Są to naturalne, geometryczne koncentratory naprężeń, które w określonej sytuacji mogą również powodować zakłócenie ciągłości mechanicznej i powodować wzrost skłonności do kruchego pęknięcia połączeń spawanych. Ponadto w złączach spawanych z ulepszonych cieplnie stali w samej spoinie lub w strefie wpływu ciepła istnieje zwiększona możliwość powstania pęknięć, które przy sprzyjających okolicznościach mogą być inicjatorami kruchych pęknięć. Podobną skłonnością do tworzenia pęknięć charakteryzują się również i inne gatunki stali np. martenzytyczne stale chromowe, a ze stopów nieżelaznych np. stopy Al z grupy durali. Niezależnie od powyższego w przypadku zakłóceń właściwego procesu technologicznego spawania określonego materiału w połączeniach spawanych mogą powstać również pęknięcia na gorąco, na zimno. Ostatnim czynnikiem będącym niezamierzonym skutkiem stosowania skoncentrowanych spawalniczych źródeł ciepła są naprężenia pozostające. W przypadku małej sztywności spawanej konstrukcji naprężenia pozostające prowadzą do rozbieżności pomiędzy założonymi wymiarami konstrukcyjnymi a rzeczywistymi wymiarami konstrukcji jak również do jej zwichrowania i wykrzywienia. W przypadku dużej sztywności konstrukcji naprężenia pozostające wywierają podobny wpływ jak naprężenia od obciążeń zewnętrznych; ich negatywny wpływ może się ujawnić szczególnie

przy inicjacji i rozwoju kruchych pęknięć.



Rys.1. Zmiana własności mechanicznych w obrębie połączeń spawanych ze stali [12]:

A. ulepszonej cieplnie,

B. niskowęglowej stali o normalnej wytrzymałości.

1 - spoina,

2 - strefa wpływu ciepła,

3 - materiał rodzimy.

Sumując powyższe rozważania należy stwierdzić, że cechą charakterystyczną połączeń spawanych jest występowanie:

- lokalnej niejednorodności strukturalnej i powiązanej z tym niejednorodności mechanicznej w obrębie połączenia spawanego o różnym stopniu niejednorodności uzależnionym od: gatunku materiału rodzimego, jego stanu mechanicznego w stanie wyjściowym, gatunku spoiwa, parametrów spawania, których wpływ możemy scharakteryzować przy użyciu parametrów określających cieplny cykl spawalniczy, a więc T , T_{\max} , w , t_n . Lokalna niejednorodność strukturalna i związana z tym niejednorodność mechaniczna może być spotęgowana przez takie zjawiska jak starzenie, napromieniowanie, korozję,
- wad o różnej wielkości i nasileniu w samej spoinie oraz w strefie wpływu ciepła,
- naprężeń pozostających.

Podobne cechy charakterystyczne można również odnieść do innej grupy połączeń spajanych:

- połączeń zgrzewanych,
- połączeń klejonych,
- połączeń lutowanych,

choć istota fizyczna powstania tego rodzaju połączeń jest inna niż połączeń spawanych. Są to połączenia, które powstają głównie w wyniku adhezji bezpośrednio pomiędzy elementami łączonymi, co ma miejsce przy zgrzewaniu lub za pomocą materiału pośredniego, którym jest warstwa kleju lub lutu. Lokalna niejednorodność w tym przypadku będzie tym większa, im większa różnica wystąpi pomiędzy własnościami mechanicznymi spajanych metali oraz spoiwem a materiałem łączonym. Biorąc pod uwagę charakter powstania tej grupy połączeń spajanych, naprężenia pozostające osiągną mniejszą wartość, niż w połączeniach spawanych. Obecność wad związana z niedoskonałością stosowanej technologii łączenia jest również cechą charakterystyczną tej grupy połączeń spajanych.

3. ANALIZA AKTUALNEGO STANU OCENY WŁASNOŚCI MECHANICZNYCH POŁĄCZEŃ SPAJANYCH

3.1. Charakterystyka obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spawanych

Stosowane i obowiązujące do niedawna inżynierskie obliczenia konstrukcji spawanych oparte były na podstawowych zależnościach teorii sprężystości, która w zakresie statyki odkształceń elementarnych (infinitesimalnych) operuje modelem ciała liniowo-sprężystego przy spełnieniu następujących założeń [152]:

- materiał jest ciągły i pozostaje również ciągły po odkształceniu,
- przemieszczenie dowolnego punktu ciała jest liniową funkcją obciążeń,
- materiał jest w stanie nienaprężonym i pozostaje takim po zdjęciu obciążeń.

Obowiązujące zasady projektowania i określania własności mechanicznych konstrukcji stalowych w tym i spawanych zestawiono w odpowiednich normach państwowych i przepisach resortowych. Zgodnie z normą PN-76/B-03200, dotyczącą obliczeń statycznych i projektowania konstrukcji stalowych, obliczenia konstrukcji należy przeprowadzić metodą stanów granicznych, różniąc dwie grupy tych stanów:

- stany graniczne nośności,
- stany graniczne użytkowania.

W obliczeniach konstrukcji w stanach granicznych nośności stosuje się obciążenia obliczeniowe dla poszczególnych faz budowy i eksploatacji konstrukcji przy uwzględnieniu współczynnika konsekwencji zniszczenia konstrukcji według PN-76/B-03001 oraz przyjmuje się wytrzymałość obliczeniową stali. Obliczanie w/w stanów granicznych ma na celu sprawdzenie, czy jest zapewniona wytrzymałość i stateczność konstrukcji we wszystkich fazach budowy i eksploatacji. Powyższa norma określa wytrzymałość obliczeniową dla stali stosowanych głównie na konstrukcje stalowe w kraju. Ponadto dla stali nie ujętych we wspomnianym dokumencie określono również wytyczne oceny wytrzymałości obliczeniowej R , którą to wielkość otrzymamy dzieląc R_e przez współczynnik materiałowy dla stali - $\gamma_s > 1$. Współczynnik γ_s określono dla stali, których $R_e < 588 \text{ MPa}$ (60 kg/mm^2). Wytrzymałość obliczeniową spoin ustala się na podstawie wytrzymałości obliczeniowej łączonej stali, mnożąc ją przez współczynnik γ_s . Jeżeli elementy konstrukcyjne są narażone na działanie obciążeń wielokrotnie zmiennych (tętniących) muszą być rów-

niez zabezpieczone przed zniszczeniem na skutek zmęczenia stali. Wpływ zmęczenia uwzględnia się w obliczeniach, mnożąc wartość wytrzymałości obliczeniowej R dodatkowo przez korekcyjny współczynnik zmęczeniowy m_{zm} . Współczynnik m_{zm} dla połączeń spawanych ze stali St3S, St3SX, St3SY oraz stali 18G2 i 18G2A jest określony w normie PN-76/B-03200. Dla innych gatunków wytrzymałość zmęczeniową zaleca się określać według PN-74/M-06515. Wspomniany dokument podstawowy PN-76/B-03200 obowiązuje przy projektowaniu i wykonywaniu dokumentacji technicznej obiektów budownictwa powszechnego i specjalnego oraz budowli inżynierskich, których obliczanie i projektowanie nie jest przedmiotem osobnych norm lub przepisów. Obowiązują również inne normy i przepisy np.:

- przepisy Urzędu Dozoru Technicznego DT/O w zakresie obliczania wytrzymałościowego naczyń ciśnieniowych,
- przepisy projektowania i wykonywania mostów kolejowych i kolejowo-drogowych Ministerstwa Komunikacji D-64,
- normy branżowe w zakresie obliczania i projektowania belek podsuwnicowych BN-65/8814-04 itd.

Wyżej wymienione dokumenty przewidują wykonywanie obliczeń statycznych metodą naprężeń dopuszczalnych.

Opisane powyżej metody wymagają pewnej modyfikacji w związku z wprowadzeniem do produkcji nowych gatunków spawalnych stali o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości. Stale te charakteryzują się zwiększoną granicą plastyczności R_e ale posiadają obniżone własności plastyczne. W związku z powyższym zostały dodatkowo opracowane wytyczne określające zasady projektowania i wykonywania konstrukcji ze stali spawalnych o podwyższonej wytrzymałości [93, 173, 174]. Wspomniane dokumenty uwzględniają istotny dla w/w stali wpływ obecności nieciągłości w strukturze materiału i wzrost wrażliwości na działanie karbu. W związku z tym przy ustalaniu wyężenia konstrukcji spawanych w zakresie:

- zabezpieczenia przed nagłym zniszczeniem,
- zapewnienia trwałości eksploatacyjnej,
- podatności materiałów do przetwórstwa,

poleca się stosować metody postępowania w oparciu o mechanikę pękania oraz uznane przez MIS doświadczalne metody ustalania warunków odporności konstrukcji na kruche pęknięcie np. określenia temperatury NDT w oparciu o próbę Pelliniego, próbę udarową wg Charpy V. We wspomnianym dokumencie [93] zawarte są również propozycje zasad klasyfikacji wartości użytkowej spawalnych stali w oparciu o wskaźniki:

- kategorie wytrzymałości,
- odmiany plastyczności,
- gatunki stali,
- klasy odporności na rdzewienie,
- progresji cen.

Kategorie wytrzymałości dla poszczególnych grup stali proponuje się wprowadzić w oparciu o wytyczne ISO. Jako podstawę do klasyfikacji przyjmuje się wskaźniki uzyskane w próbie rozciągania tzn. R_e , R_m oraz A_5 . Z kolei odmiany plastyczności proponuje się ustalać na podstawie przepisów opraco-

wanych przez Międzynarodowy Instytut Spawalnictwa [38, 39], które przyjmując jako podstawę klasyfikacji zarówno skład chemiczny jak i odporność na kruche pękanie, ustalają minimalną udarność KV przy określonej temperaturze dla danej grupy stali. Z uwagi na to, iż stale o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości wprowadza się u nas wzorując się na doświadczeniu krajów, które wcześniej wprowadziły je u siebie do produkcji przemysłowej, rozważmy główne tendencje związane z oceną odporności konstrukcji spawanych na kruche pękanie i ich zwiększoną wrażliwością na działanie karbu. Uwzględniając, iż rozwój pęknięcia jest procesem dwufazowym:

I faza - zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia,

II faza - jego rozwój,

proces projektowania uwzględniający odporność konstrukcji na kruche pękanie oparty jest na trzech alternatywnych ogólnych podstawach [67]:

- a/ zainicjowanie rozwoju pęknięcia przy statycznym obciążeniu,
- b/ zainicjowanie rozwoju pęknięcia przy dynamicznym obciążeniu,
- c/ rozwój pęknięcia - proces projektowania powinien

proces projektowania powinien zapewnić takie warunki, aby nie nastąpił szybki rozwój pęknięcia, a praktycznie aby jego rozwój został zatrzymany.

Dane do procesu projektowania otrzymuje się w oparciu o badania trzech typów:

- na dużych próbkach (large scale type tests), w których ekstremalne warunki pracy zostały odtworzone dostatecznie dokładnie, żeby ocenić ryzyko kruchego pęknięcia w rzeczywistej konstrukcji,
- na próbkach opartych na zasadach mechaniki pęknięcia (fracture mechanics tests), które mogą dostarczyć dokładnych informacji w zakresie oceny ryzyka wystąpienia kruchego pęknięcia i można je wykorzystać z całkowitym zaufaniem,
- na podstawie jakościowej kontroli (quality control tests), nie dającej wprost informacji o odporności na kruche pękanie ale w powiązaniu z powyższymi próbami zyskującej na znaczeniu.

W celu uzyskania pełnych informacji w/w próby powinny uwzględnić następujące czynniki:

- 1/ grubość elementu,
- 2/ wpływ spawania - szczególnie wzrost kruchości i obecność naprężeń pozostałych,
- 3/ wielkość i rozkład naprężeń i odkształceń,
- 4/ wpływ wielkości konstrukcji - określony przez geometrię i ogólne wymiary konstrukcji,
- 5/ ostrość, wymiary i usytuowanie wady - w przypadku prób odporności na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia,
- 6/ szybkość odkształcenia,
- 7/ absolutne i względne obniżenie wytrzymałości dla różnych obszarów złącza spawanego i materiału rodzimego,
- 8/ temperaturę eksploatacji,
- 9/ energię zmagazynowaną w konstrukcji i odpowiednio do tych badań dobraną maszynę wytrzymałościową o sztywności i bezwładności odpowiadającej konstrukcji podczas rozwoju pęknięcia.

W tabelicy 1 zestawiono rodzaje badań i stosowanych prób do oceny ryzyka wystąpienia kruchych pęknięć w konstrukcjach spawanych z oceną tych prób, wynikających z uwzględnienia wyszczególnionych powyżej czynników 1-9 [67, 71]. Tablica 1 ujmuje próby, które uznano za najbardziej miarodajne do oceny odporności na kruche pękanie, pomijając próby na konstrukcjach rzeczywistych.

Tablica 1

Ocena prób odporności na kruche pękania [24, 25]

Podklasa próby	k l a s a p r ó b y					
	I Zapoczątkowanie statyczne	Spełnia warunki	II Zapoczątkowanie dynamiczne	Spełnia warunki	III Rozwój	Spełnia warunki
A. Na dużych próbkach /large scale type test/	próba rozciągania szerokiej płyty Wells'a	wszystkie prócz 4 i 5	próba wybuchowa Pellini'ego	1 i 8	próba zatrzymania pęknięcia według Robertsona	wszystkie prócz 4 i 9
B. Na próbkach opartych o mechanikę pęknięcia /fracture mechanics tests/	próba statyczna K_{IC}	2,5, 6,8	próba dynamiczna K_{Id}	wszystkie prócz 3	ocena G_C w oparciu o energię uderową	6,8
	próba statyczna COD	wszystkie	próba dynamiczna COD	wszystkie prócz 4		
C. Badania jakościowe /quality control tests/	próba Lehigh	2,3,6, 7,8	próba udarnośći Charpy V	8	dynamiczna próba zginania próbki z ostrym karbem /Dynamic Tear Test/	1,6, 8,9
	próba Van der Veen'a	1,6,8				

Powyzsza klasyfikacja spowodowała polaryzację w kierunku kilku prób, które najpełniej spełniają warunki 1-9. Szczególne uznanie i szerokie zastosowanie znalazły próby oparte na mechanice pęknięcia. Wynika to z faktu, iż badania są przeprowadzane na próbkach średniej wielkości, dając ilościową ocenę odporności konstrukcji na kruche pękanie, użyteczną w fazie projektowania konstrukcji.

3.2. Ocena własności mechanicznych połączeń zgrzewanych

Zasady projektowania połączeń zgrzewanych punktowo określono w normie PN-74/M-69021. Zgodnie z tym dokumentem obliczenia wytrzymałościowe złączy rozciąganych lub ściskanych ze zgrzełkami ścinanymi sprowadzają się do określenia dopuszczalnego stałego obciążenia złącza F według następujących

wzorów:

- w przypadku zgrzein dwuciętych

$$F \leq 1,4 \frac{n F_n}{X}$$

- w przypadku zgrzein jednociętych

$$F \leq \frac{n F_n}{X}$$

gdzie:

$$X = \frac{R_m}{k} \quad \text{- współczynnik bezpieczeństwa,}$$

n - liczba zgrzein,

F_n - siła niszcząca jedną zgrzeinę określoną według PN-74/M-69020,

k - naprężenie dopuszczalne dla materiału rodzimego,

R_m - wytrzymałość na rozciąganie materiału rodzimego.

Jeżeli złącze ze zgrzeinami jest rozciągane wówczas należy przyjąć dopuszczalne naprężenie 3-4-krotnie mniejsze niż w przypadku ścinania. Zgrzeiny punktowe i liniowe powinny być w zasadzie obciążone tylko na ścinanie. W innych niż omówione powyżej przypadki połączenia zgrzewane traktuje się jak przedmioty jednolite z uwzględnieniem współczynnika osłabienia Z . Współczynnik ten dla zgrzein czołowych wynosi od 0,8 do 0,9. Badania zgrzein punktowych na statyczne ścinanie przeprowadza się zgodnie z PN-74/M-69782. Badania zgrzein liniowych na ścinanie i rozciąganie wykonuje się zgodnie z PN-76/M-69783.

3.3. Ocena własności mechanicznych połączeń klejonych

Jakość połączeń klejonych zgodnie z obowiązującymi normami krajowymi PN-69/C-89300, PN-59/C-89301, PN-60/C-89302, PN-69/C-89304 zaleca się oceniać na podstawie znormalizowanych próbek przez wyznaczenie ich wytrzymałości na ścinanie, odrywanie, oddzieranie i zginanie. Przy ocenie wytrzymałości na ścinanie jako wskaźnik wytrzymałości złącza przyjmuje się:

$$R_t = \frac{P_t}{A_0}$$

gdzie:

P_t - siła ścinająca,

A_0 - powierzchnia sklejenia.

Wytrzymałość na odrywanie jest określona jako:

$$R = \frac{P}{A}$$

gdzie:

P - siła odrywająca,
A - zerwana powierzchnia sklejenia.

Z kolei jako kryterium odporności złącza klejonego na oddzieranie przyjmuje się zależność:

$$R_o = \sum_{i=1}^{i=7} P_i / 7 b$$

gdzie:

$P_{1,2,\dots,7}$ - wartość siły oddzierającej,
b - szerokość próbki.

Dla zginanych złączy klejonych wskaźnikiem wytrzymałości jest zależność:

$$R_g = \frac{P_g}{b}$$

gdzie:

P_g - największa siła niszcząca próbkę,
b - szerokość próbki (zakładki).

Ponadto zgodnie z PN-67/C-89303 ocenia się siłę przyczepności oraz szybkość wiązania klejów stosowanych do montażu rurociągów z nieplastyfikowanego polichlorku winylu na podstawie oceny wytrzymałości na ścinanie przeprowadzonej na próbkach płaskich i rurowych.

W obliczeniach wytrzymałościowych połączeń klejonych zachodzi niejednokrotnie konieczność uwzględnienia koncentracji naprężeń występujących na przykład w połączeniach zakładkowych. W tym przypadku najczęściej wprowadza się do obliczeń współczynnik koncentracji naprężeń n równy ilorazowi maksymalnego naprężenia ścinającego do przeciętnego naprężenia ścinającego

$$n = \frac{\tilde{\tau}_{\max}}{\tilde{\tau}_{\text{śr}}}$$

a naprężenie niszczące złącza określa się zgodnie z zależnością:

$$\sigma_t = \frac{R_t}{n}$$

3.4. Ocena własności mechanicznych połączeń lutowanych

Badania wytrzymałościowe złączy lutowanych w połączeniach mechanicznych należy przeprowadzić zgodnie z PN-67/M-69790. Wyżej wymieniony dokument obejmuje próbę statyczną rozciągania i ścinania złączy lutowanych. Wytrzymałość na rozciąganie określa się z zależności:

$$R_m = \frac{F_m}{S_0}$$

gdzie:

- F_m - największa siła w czasie próby rozciągania przeprowadzanej zgodnie z PN-71/H-04310,
 S_0 - powierzchnia przekroju pierwotnego próbki.

Wytrzymałość na ścinanie określa się z zależności:

$$R_t = \frac{F_m}{\pi d a}$$

gdzie:

- F_m - największa siła obciążająca,
 d - średnica próbki,
 a - długość połączenia lutowanego.

Konstrukcja połączeń lutowanych powinna zapewnić przenoszenie obciążeń wyłącznie przez ścinanie.

3.5. Krytyczna ocena obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spajanych

Jak wspomniano w poprzednim punkcie zastosowanie na konstrukcje spawane stali o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości wiąże się ze zmianą tradycyjnego podejścia obowiązującego przy projektowaniu konstrukcji ze stali niskowęglowych o normalnej wytrzymałości. Wzrost wymagań w stosunku do metod oceny wytrzymałości konstrukcji związany jest ściśle z lepszym poznaniem własności mechanicznych materiałów. Przede wszystkim niezbędne jest głębsze poznanie fizycznej podstawy odkształceń i charakteru naruszenia spójności materiału w różnych warunkach obciążenia. Jak wynika z charakterystyki obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spawanych oraz innych połączeń spajanych stosowane w praktyce inżynierskiej metody obliczeniowe posługują się wyidealizowanym modelem ciała w postaci continuum materialnego i nie zajmują się wymienionym zagadnieniem. Pomijamy więc w tym przypadku rzeczywistą budowę materiału wraz z istniejącą w nim skomplikowaną siecią uszkodzeń i nieprawidłowości w strukturze, które wywierają decydujący wpływ na rzeczywiste własności mechaniczne materiału. Założenie modelu ciała w postaci continuum material-

nego nie pozwala wyjaśnić przyczyny powstawania naruszenia spójności materiału. W celu rozwiązania postawionego problemu niezbędna jest analiza praw fizycznych, jakie kierują mechanizmem rozwoju początkowych naruszeń spójności, a także gromadzeniem się wad w budowie atomowej sieci krystalograficznych przy wzrastającym miejscowym odkształceniu plastycznym. Na skutek odkształceń plastycznych gęstość nieprawidłowości w strukturze materiału ulega w określonych miejscach intensywnemu zwiększeniu i powstają duże koncentracje uszkodzeń, które można traktować jako koncentratory naprężeń. W zależności od tego czy stan niestateczności plastycznej wystąpi w makroobjętości czy też w mikroobjętości mamy do czynienia ze zniszczeniem przy wyrażonej obecności odkształceń plastycznych, bądź ze zniszczeniem quasi-krucho. Proces narastania uszkodzeń aż do osiągnięcia stanu granicznego w dużej mierze zależy od zmiany sił zewnętrznych i wewnętrznych w materiale w zależności od czasu. Należy podkreślić, iż wielkość sił zewnętrznych od czasu określa układ obciążający, jego sztywność i wielkość zgromadzonej w nim energii sprężystej. Układ obciążający zależy więc będzie od kształtu i wielkości przedmiotu oraz sposobu dodawania energii odkształcenia. W związku z tym mogą powstać albo powolne przełomy plastyczne i wówczas proces pęknięcia materiału zachodzi jako proces łączenia szczelin w najbardziej odkształconej części przedmiotu, albo przełomy plastyczne nagłe, przy których naruszenie spójności materiału rozwija się z jednego lub niewielu miejsc. Przełomy plastyczne nagłe noszą nazwę quasi-krucho, jeżeli ten ostatni proces przebiega przy naprężeniu niższym lub zbliżonym do granicy plastyczności R_e . Jak wynika z powyższych danych, każde początkowe naruszenie spójności materiału przebiega więc w obszarach submikroskopowo małych, a ostateczny sposób zniszczenia zależy od stanu struktury materiału, od rozkładu naprężeń wywołanych przez obciążenia zewnętrzne, wewnętrzne oraz warunków eksploatacyjnych razem wziętych. Z powyższych rozważań wynika więc, iż powszechnie stosowane i obowiązujące obliczenia sztywności i wytrzymałości konstrukcji nie mogą ująć prawidłowo rzeczywistych stanów granicznych wyłączenia materiału,

Przedstawiona w poprzednich punktach charakterystyka stosowanych i obowiązujących metod oceny wytrzymałości konstrukcji spawanych oraz innych konstrukcji spajanych wskazuje, iż niezależnie od pominięcia fizycznych podstaw procesu niszczenia materiału i nie stosowania odpowiednich kryteriów oceny wymienionego zjawiska, pomijamy również zmiany, jakie zachodzą w materiale w procesie wytwórczym konstrukcji, a więc:

- lokalne zmiany struktury i własności mechanicznych,
- nieciągłości w formie wad np. spawalniczych,
- naprężenia wewnętrzne związane z procesem wytwórczym konstrukcji.

4. TEZA I CEL PRACY

Charakterystyka obowiązujących metod oceny własności mechanicznych połączeń spajanych oraz ich krytyczna analiza wykazują, iż nie gwarantują one prawidłowej oceny własności mechanicznych tychże połączeń, a zarazem i konstrukcji, w których one występują. Problem ten nabiera szczególnego znaczenia w przypadku znacznych rozbieżności pomiędzy przyjętym modelem ciała do rozważań teoretycznych a jego rzeczywistą budową oraz pominięciem oceny istotnych zjawisk fizycznych związanych z procesem niszczenia połączeń spajanych. Praktycznie problem ten uwypuklił się w połączeniach spawanych przy:

- użyciu spoiw o niższych własnościach mechanicznych w porównaniu z materiałem rodzimym,
- spawaniu stopów i metali umocnionych przez zgniot lub starzeniowo,
- spawaniu stali ulepszonych cieplnie, szczególnie przy stosunkowo niskiej temperaturze odpuszczania,
- spawaniu różnoimiennych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych, np. tytan-stal, aluminium-stal przy użyciu warstwowych elementów pośrednich nałożonych metodą zgrzewania wybuchowego.

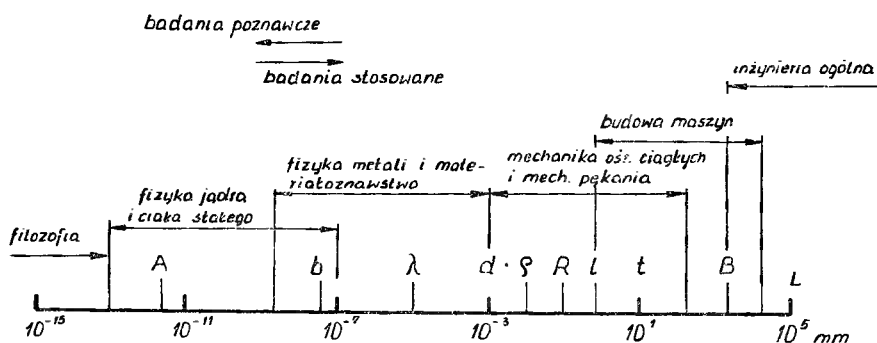
W przypadku połączeń zgrzewanych lokalna niejednorodność i związana z tym zmiana własności mechanicznych w obrębie powierzchni adhezyjnej wystąpi przy:

- zgrzewaniu tarciovym stali hartujących się,
- zgrzewaniu stali ulepszonych cieplnie,
- zgrzewaniu różnoimiennych materiałów o wyraźnej różnicy we własnościach mechanicznych,
- zgrzewaniu stali umocnionych poprzez zgniot lub starzeniowo.

Podobna sytuacja wystąpi również w przypadku połączeń klejonych i lutowanych. W danym przypadku problem lokalnej zmiany własności mechanicznych wystąpi szczególnie ostro w przypadku łączenia metali przy użyciu klejów z tworzyw niemetalowych, np. żywic epoksydowych, łączenia elementów stalowych przy użyciu lutów cynowych, miedzianych itp.

Jak wynika z przeprowadzonej analizy wykonanej w punktach 3.1. - 3.4., problem ten jest całkowicie pomijany w obliczeniach inżynierskich, bądź też w przypadku próby uwzględnienia wyżej wymienionych zjawisk brak jest jednoznacznych poglądów odnośnie oceny własności mechanicznych połączeń spajanych, a zwłaszcza problemu kruchego pęknięcia połączeń spawanych. W związku z powyższym stwierdzeniem, a także ze wzrostem wymagań w stosunku do oceny wytrzymałości współczesnych konstrukcji, koniecznością staje się stopniowe

przepracowanie podstawowych teorii stanów granicznych, sztywności i wytrzymałości konstrukcji z uwzględnieniem rzeczywistej budowy materiału. Bez opracowania teoretycznych podstaw w miarę stosowania coraz bardziej złożonych technik wytwarzania oraz bardziej skomplikowanych konstrukcji, wzrastałaby liczba prób materiałowych oraz sposobów oceny własności mechanicznych i zdolności eksploatacyjnych konstrukcji. Wobec powyższego uwzględnienie fizycznych podstaw procesu niszczenia połączeń spajanych i ocena ilościowa tych zjawisk przy przyjęciu odpowiednich modeli uwzględniających sytuacje w połączeniach spajanych staje się koniecznością w celu ustalenia bardziej właściwego sposobu oceny własności mechanicznych połączeń spajanych - co należy uznać zarazem za ogólną tezę tej pracy. Bardziej racjonalne podwaliny projektowania konstrukcji stwarza mechanika pękania dając między innymi ilościowy opis zjawiska kruchego pękania, tak bardzo niepożądanego we współczesnych odpowiedzialnych konstrukcjach. Pomimo dużej ilości prac i badań poświęconych wyżej wymienionemu zagadnieniu nie znalazł on w pełni swego rozwiązania szczególnie w odniesieniu do złożonej problematyki połączeń spawanych oraz innych połączeń spajanych. Świadczą o tym między innymi dokumenty MIS [67, 69], materiały IV Międzynarodowej Konferencji Mechaniki Pękania odbytej w 1977 roku w Kanadzie itp. Jak wynika z analizy sposobów oceny kryteriów mechaniki pękania, informacje uzyskane w oparciu o badania materiału w stanie wyjściowym nie są adekwatne w stosunku do tego samego materiału w obrębie połączenia spajanego [134]. Ponadto jak wynika z przeprowadzonej uprzednio analizy w pracach [125, 126, 127], brak jest opracowań, które ujmowałyby kompleksowo wpływ zasygnalizowanych problemów na wytrzymałość połączeń spajanych. W większości przypadków mają one charakter fragmentaryczny i cząstkowy. Dlatego też koniecznością staje się usystematyzowanie i uogólnienie poglądów i pojęć w omawianym zakresie przy przyjęciu odpowiednich modeli odzwierciedlających sytuacje, jakie mogą wystąpić w połączeniach spajanych, co jest jednym z celów niniejszej pracy. Z uwagi na to, iż problem ten może być rozpatrzony z różnego punktu widzenia, co bliżej ilustruje załączony wykres (rys.2) obrazujący zakres zainteresowań poszczególnych dyscyplin naukowych [82], głównym przedmiotem analizy w niniejszym opracowaniu będzie zakres obejmujący: mechanikę ośrodków ciągłych, mechanikę pękania oraz mechanikę budowy maszyn. W ramach przeprowadzanej analizy podjęto również próbę rozwiązania niektórych zagadnień do tej pory nierozwiązanych a ważnych z technicznego punktu widzenia. Jednym z takich problemów - rozpatrywanych w pracy z punktu widzenia teorii niejednorodności mechanicznej - jest wpływ nieprostokątnego ułożenia strefy o obniżonych własnościach mechanicznych warstwy w stosunku do działającego obciążenia. Ponadto w ramach analizy przeprowadzanej z punktu widzenia mechaniki pękania dla tego samego modelu opracowano ocenę kryteriów mechaniki pękania: K i J przy przyjęciu za miarę niejednorodności układu wskaźników wytrzymałościowych Re i Rm , który to problem również do tej pory nie został w pełni rozwiązany.



- A - średnica atomu
- b - wektor Burgersa
- λ - odległość między wydzieleniami
- 2d - średnica ziarna
- ρ - promień karbu
- R - wielkość strefy plastycznej
- 2l - długość pęknięcia
- t - grubość elementu
- B - szerokość elementu
- L - rozpiętość konstrukcji inżynierskiej

Rys.2. Zakres zainteresowań problemem pęknięć poszczególnych dyscyplin naukowych wg S. Kocańdy [27]

Niezależnie od przeprowadzonych badań mających na celu weryfikację praktyczną głównych wniosków teoretycznych, istotnym celem pracy było też nadanie sensu praktycznego analizie teoretycznej poprzez:

- zastosowanie rozwiązań teorii niejednorodności mechanicznej do modelowania własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie,
- ustalenie zasad kompleksowej analizy możliwości oceny odporności połączeń spawanych na kruche pękanie,
- modyfikację tradycyjnych metod oceny własności połączeń spawanych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych poprzez zastosowanie kryteriów mechaniki pęknięcia, co udokumentowano opierając się na przykładzie połączeń klejonych.

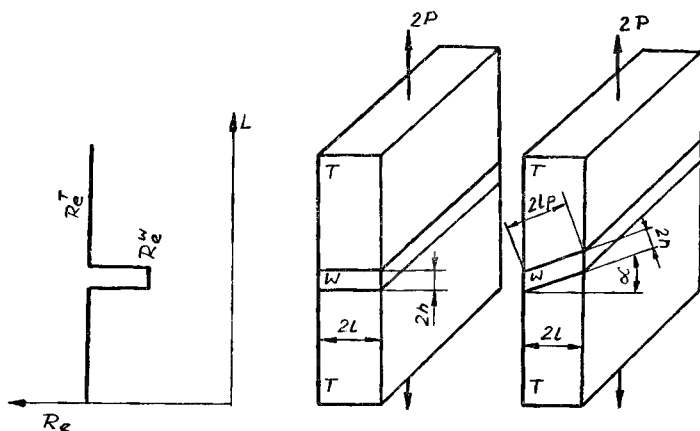
Ostatnim celem jaki postanowiono zrealizować w pracy jest modyfikacja metod oceny kryteriów mechaniki pęknięcia oraz typowej próby udarowej. W oparciu o rozwiązania teoretyczne wykonano również badania stali spawalnych ulepszonych cieplnie w gatunku 18G2A oraz 14HNMBCu oraz stali konstrukcyjnej do ulepszania cieplnego w gatunku 40H oraz stali węglowej w gatunku 45 i porównano wyniki tych badań z tradycyjnym sposobem oceny

własności mechanicznych. Realizacja tak postawionych celów pracy pozwoli udokumentować tezę pracy w ramach przyjętego przedziału rozważań. Należy również podkreślić, iż w trakcie analizy z punktu widzenia mechaniki pęknięcia założono obecność wad płaskich dwuwymiarowych, takich jak pęknięcia, przyklejenia itp., najbardziej niebezpiecznych w aspekcie kruchego pęknięcia, pomijając równocześnie problem ich zarodkowania, który jest w zasadzie domeną fizyki metali.

5. ANALIZA WŁASNOŚCI MECHANICZNYCH POŁĄCZEŃ SPAJANYCH W OPARCIU O ROZWIĄZANIA I BADANIA WŁASNE PRZY WYKORZYSTANIU TEORII NIEJEDNORODNOŚCI MECHANICZNEJ I MECHANIKI PĘKANIA

5.1. Wpływ lokalnej zmiany własności mechanicznych na wzrost kruchości w aspekcie teorii niejednorodności mechanicznej

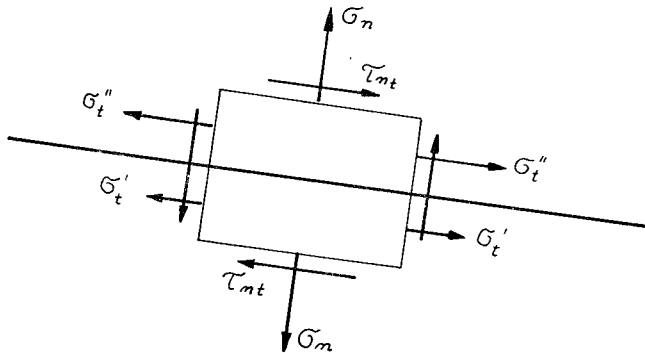
Rozważmy w pierwszej kolejności wpływ niejednorodności strukturalnej i związanej z tym niejednorodności mechanicznej na własności mechaniczne połączenia spajanego. Cechą charakterystyczną wspomnianych w pkt. 4. połączeń spajanych jest skokowa, lokalna zmiana własności mechanicznych o różnym stopniu niejednorodności mechanicznej. W aspekcie zasygnalizowanej uprzednio możliwości występowania lokalnej zmiany własności mechanicznych w połączeniach spawanych, bądź połączeniach pokrewnych, adekwatnym modelem odzwierciedlającym wspomnianą sytuację będzie układ przedstawiony na rys.3, w którym warstwa o obniżonej wytrzymałości odwzorowuje spoinę lub część strefy wpływu ciepła, bądź warstwę kleju itp.



Rys.3. Model niejednorodnego mechanicznie połączenia o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych

Problem oceny własności mechanicznych tego rodzaju połączeń był przedmiotem rozważań wielu badaczy. Najszerzej to zagadnienie - w odniesieniu do połączeń spawanych - ujmują prace radzieckich badaczy L. M. Kacanowa, N. O. Okerbloma, O. A. Bakszi i innych [75, 108], czego efektem jest teoria niejednorodności mechanicznej. Zagadnienie oceny wytrzymałości połączeń niejednorodnych mechanicznie znalazło swoje odzwierciedlenie również w pracach innych badaczy A. Arbel'a [4], E. Orowana [111], K. Satch'a i M. Toyoda [142, 143]. Z opracowań krajowych na uwagę zasługują prace W. Olszaka [109], J. Rychlewskiego [139], W. Szczepińskiego [157] o znaczeniu fundamentalnym z zakresu plastyczności ciał o skokowej niejednorodności. Powyższy problem odniesiony do połączeń spawanych ujmują prace M. Myśliwca [104], K. Lesińskiego [88], M. Curzytka [33], M. Kolago [83] i innych [123, 124].

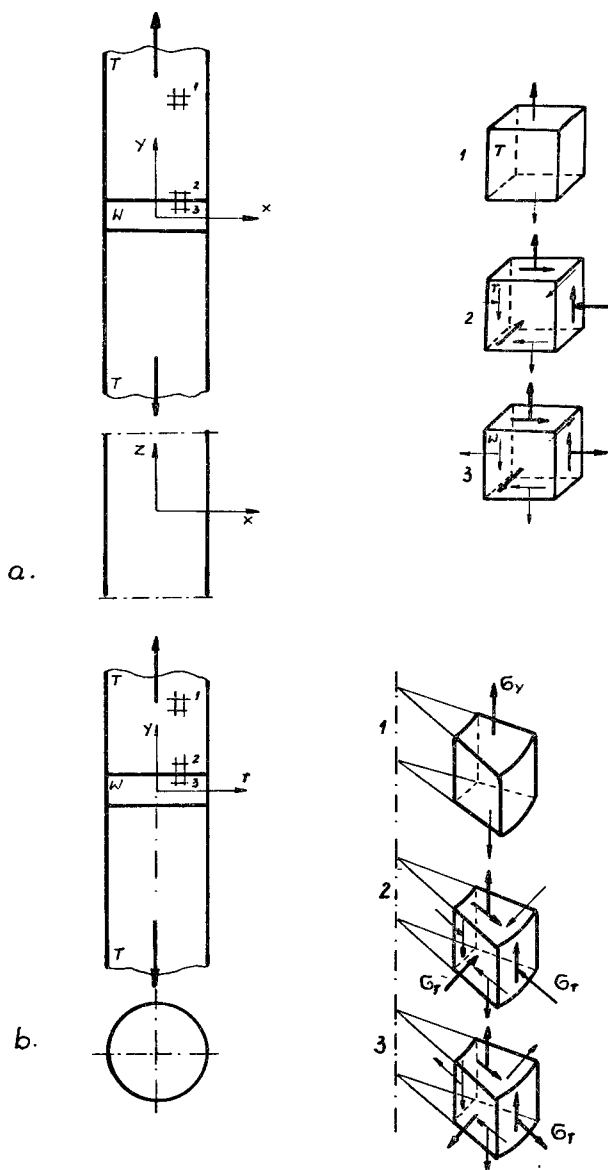
Teoria niejednorodności mechanicznej jest wynikiem analizy współpracy strefy lokalnego obniżenia własności mechanicznych z pozostałą, bardziej wytrzymałą częścią materiału. Ogólna koncepcja teorii niejednorodności mechanicznej scharakteryzowana z fizycznego punktu widzenia polega na uwzględnieniu zjawiska wstrzymywania odkształcenia warstwy przez bardziej wytrzymałą część materiału. W wyniku tego w warstwie i w obszarze przylegającym do warstwy nastąpi zmiana stanu naprężenia. Trudności związane z analitycznym opisem zjawiska i własności mechanicznych tych obszarów kryją się we własnościach styków materiałów o różnych wskaźnikach wytrzymałościowych. Jak wiadomo przy rozpatrywaniu zagadnień o skokowej niejednorodności dopuszcza się występowanie pewnej nieciągłości naprężeń, lecz nie może ona zakłócać warunków równowagi elementów (rys.4) [157].



Rys.4. Linia nieciągłości naprężeń w sąsiedztwie powierzchni kontaktowej dwóch różnych materiałów [36]

I tak, jeżeli element z warstwą jest poddany działaniu jednoosiowego rozciągania, w samej warstwie powstanie płaski lub przestrzenny stan naprężenia o charakterze rozciągającym (rys.5), natomiast w przylegającym obszarze o wyższych własnościach mechanicznych lub obszarze podhartowania wystąpi również stan przestrzenny ale o przeciwnych zwrotach, a więc o charakterze ściskającym, co stwarza korzystne warunki w zakresie odporności na kruche

pękanie dla tego obszaru. W tej sytuacji miękka warstwa tworzy swego rodzaju amortyzator kruche go pękania obszaru przyległego do warstwy z uwagi na panujący w tym obszarze stan naprężenia. Ma to praktyczne istotne znaczenie jeżeli jest to obszar podhartowania, z którym na przykład możemy się spotkać w złączach spawanych lub zgrzewanych ze stali ulepszonych cieplnie.



Rys.5. Stan naprężeń w sąsiedztwie powierzchni kontaktowej warstwy (w) z pozostałą, bardziej wytrzymałą częścią elementu (T) dla układu
 a/ płaskiego,
 b/ okrągłego.

W celu uzyskania ilościowej oceny powyższego zjawiska autorzy teorii niejednorodności mechanicznej wykorzystali podstawy teorii plastyczności ciał o skokowej niejednorodności bazując między innymi na koncepcji L. Prandtl'a [62], związanej ze ściskaniem warstwy między dwiema sprężystymi płytami, a także w oparciu o rozwiązania L. M. Kacanova [77]. Rozwiązanie Prandtl'a odnosi się do końcowego stadium plastycznego płynięcia, kiedy na powierzchni kontaktowej naprężenia styczne osiągają wartość równą granicy plastyczności. L. M. Kacanov przeprowadził analizę zmiany stanu naprężenia w warstwie jako funkcję stanu obciążenia. Rozważania analityczne zostały poprzedzone przyjęciem następujących założeń [6, 13, 14, 75]:

- współczynniki sprężystości materiałów wchodzących w skład niejednorodnego mechanicznie układu są sobie równe;
- między granicą plastyczności warstwy Re^W i granicą plastyczności dla pozostałej części układu Re^T istnieje związek $Re^T > Re^W$,
- powierzchnie styku warstwy z pozostałą częścią układu są płaskie i zachowują ten charakter we wszystkich fazach procesu rozciągania,
- w rozpatrywanym układzie nie występują naprężenia wewnętrzne,
- materiał jest nieściśliwy i posiada idealne własności sprężysto-plastyczne.

Wyżej wymienione założenia ułatwiają przeprowadzenie analizy, nie wpływając w istotny sposób na jej jakość [88, 89, 108, 124]. Rozpatrzmy w dalszym ciągu analityczne związki określające wartość naprężeń, które występują w warstwie o obniżonej wytrzymałości w elemencie płaskim, przy założeniu jednostkowej długości w kierunku prostopadłym do płaszczyzny rysunku (rys.6). Zgodnie z danymi jakie podaje L. M. Kačanov [75], wartość naprężeń stycznych na powierzchni styku warstwy z pozostałą częścią układu wynosi:

$$\tau_{xy} = R\left(\frac{\xi}{h}\right) \frac{\eta}{h} \quad (3)$$

gdzie:

$$\begin{aligned} \xi &= x/h, \quad \eta = y/h && \text{- bezwymiarowe współrzędne,} \\ h &= h && \text{- bezwymiarowa grubość warstwy,} \\ R\left(\frac{\xi}{h}\right) &&& \text{- funkcja określająca zmianę } \tau_{xy} \text{ w zależności od} \\ &&& \text{współrzędnej } \xi \end{aligned}$$

Dla przypadku rozciągania ($\sigma_y > 0$) funkcja $R\left(\frac{\xi}{h}\right)$ ma następującą postać:

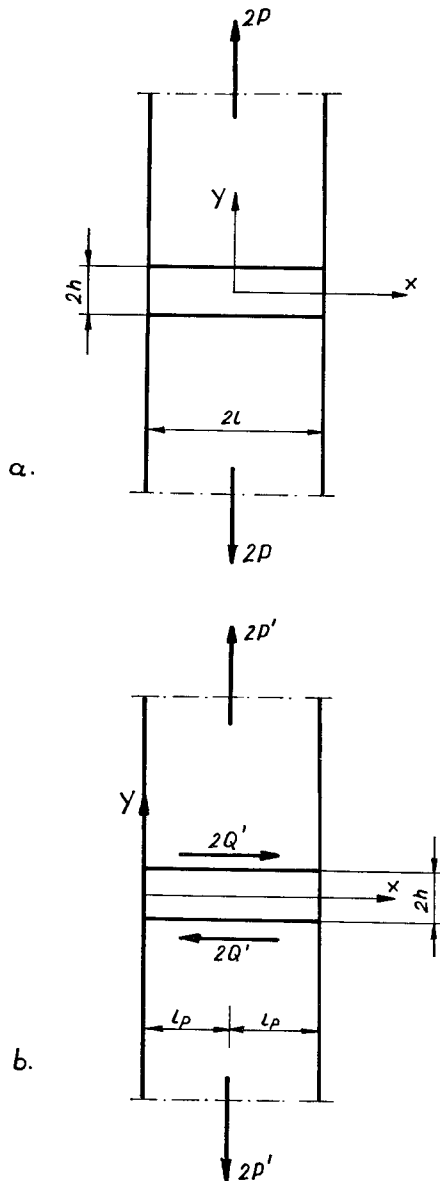
$$R\left(\frac{\xi}{h}\right) = k \frac{c \xi}{1 + c^2 \xi^2} \quad (4)$$

gdzie:

$$\begin{aligned} c &\text{- pewna stała (określona w dalszej części rozważań),} \\ k &\text{- granica plastyczności.} \end{aligned}$$

Jeżeli założymy, że warstwa jest cienka to przybliżone rozwiązanie problemu można uzyskać przez określenie naprężeń σ_x i σ_y na powierzchniach

styku przy $|\eta| = \eta$. Powyższy sposób postępowania można uzasadnić tym, że dla małej grubości warstwy naprężenia σ_x i σ_y na powierzchniach styku, jak również w samej warstwie, będą miały wartości zbliżone z uwagi na znaczne ograniczenie odkształceń.



Rys.6. Schemat obliczeniowy dla płaskiego niejednorodnego modelu z warstwą o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych:

- a/ przy prostopadłym ułożeniu warstwy w stosunku do działającego obciążenia,
- b/ przy odchyleniu warstwy o kąt α .

Na podstawie warunku równowagi naprężenie $\bar{\sigma}_x$ określić można następująco [75]:

$$\bar{\sigma}_x = \frac{1}{\pi} \int_{\xi} R(\xi) d\xi + B \quad (5)$$

gdzie:

B - stała całkowania.

Składową naprężenia w kierunku y przy $\eta = \pi$ określono z warunku Hubera-Mises'a:

$$\bar{\sigma}_y = \bar{\sigma}_x \pm 2\sqrt{k^2 - R^2(\xi)} \quad (6)$$

przy czym znak + dotyczy rozciągania, zaś znak - ściskania. Po uwzględnieniu zależności (4) i (5) równanie (6) przyjmie następującą postać:

$$\bar{\sigma}_y = \frac{k}{c\pi} (\sqrt{1+c^2} - \sqrt{1+c^2\xi^2}) + \frac{2k}{\sqrt{1+c^2\xi^2}} + B \quad (7)$$

Naprężenie $\bar{\sigma}_y$ osiągnie maksymalną wartość przy $\xi = 0$, a więc na osi:

$$\bar{\sigma}_{y \max} = k \left(\frac{\sqrt{1+c^2}}{c} \arcsin \frac{c}{\sqrt{1+c^2}} - \frac{1}{\sqrt{1+c^2}} + \frac{\sqrt{1+c^2}}{c} + 2 - \frac{1}{c\pi} \right) \quad (8)$$

Średnia wartość naprężenia w kierunku y wynosi:

$$p = \int_0^1 \bar{\sigma}_y d\xi \quad (9)$$

gdzie:

p - średnia wartość naprężenia.

Wykorzystując zależności (7) i (8) otrzymamy:

$$\frac{p - B}{2k} = \frac{1}{4c} \sqrt{1+c^2} + \frac{1}{c} \left(1 - \frac{1}{4c} \right) \ln \left(c + \sqrt{1+c^2} \right) \quad (10)$$

Naprężenie $\bar{\sigma}_x$ określone zostało na podstawie warunku plastyczności Hubera-Mises'a oraz zależności (3), (4) i (7):

$$\bar{\sigma}_x = k \left[\frac{1}{c\pi} (\sqrt{1+c^2} - \sqrt{1+c^2\xi^2}) + \frac{2}{\sqrt{1+c^2\xi^2}} + \frac{B}{k} + \right.$$

$$- 2 \sqrt{1 - \frac{c^2 \xi^2 \eta^2}{1 + c^2 \xi^2 \eta^2}} \quad (11)$$

Zgodnie z warunkiem de Saint-Venanta, dla $\xi = 1$, stwierdzamy, że:

$$\int_0^{\eta} \sigma_x d\eta = 0 \quad (12)$$

Korzystając z zależności (11) można określić z warunku (12) wartość stałej B:

$$B = 2k \left(\frac{\sqrt{1 + c^2}}{2c} \arcsin \frac{c}{\sqrt{1 + c^2}} - \frac{1}{2\sqrt{1 + c^2}} \right) \quad (13)$$

Po podstawieniu zależności (13) do (10) otrzymamy wartość średniego naprężenia p jako funkcji wielkości k i C:

$$p = k \left\{ \frac{\sqrt{1 + c^2}}{c} \arcsin c - \frac{c}{\sqrt{1 + c^2}} + \frac{\sqrt{1 + c^2}}{2c} + \left(2 - \frac{1}{2c\eta} \right) \frac{1}{c} \ln \left[c \left(1 + \frac{\sqrt{1 + c^2}}{c} \right) \right] \right\} \quad (14)$$

Dla punktu granicznego, od którego zaczyna się proces wstrzymywania odkształcenia warstwy parametr $C = 0$, a zatem i $R = 0$. W punkcie tym naprężenie $\sigma_y = 2k$ i jest równe średniemu naprężeniu p. W następnej kolejności określono wartości naprężeń σ_x , σ_y , σ_{xy} , gdy k zmierza do stałej granicznej wartości przy $\xi > 0$. Dla $C \rightarrow \infty$ funkcja $C \xi / \sqrt{1 + C^2 \xi^2} \rightarrow 1$, a więc zgodnie z zależnościami (3) i (4) naprężenie τ_{xy} równe jest:

$$\tau_{xy} = k \frac{y}{h} = k \frac{\eta}{\eta} \quad (15)$$

Zgodnie z zależnością (7) naprężenie σ_y dla $C \rightarrow \infty$ osiągnie następującą wartość:

$$\sigma_y = k \left(\frac{1}{\eta} + \frac{\pi}{2} - \frac{\xi}{\eta} \right) \quad (16)$$

Wyrażenie $k \left(\frac{1}{\eta} + \frac{\pi}{2} \right)$ dla określonych stałych wartości η i k przedstawić można za pomocą pewnej stałej wartości a, wobec tego zależność (16) przyjmie postać:

$$\sigma_y = a - k \frac{\xi}{\eta} \quad (17)$$

Po przekształceniu zależności (11) naprężenie σ_x przyjmie dla C następującą wartość:

$$\sigma_x = a - k \frac{\xi}{\lambda} - 2k \sqrt{1 - \frac{\eta^2}{\lambda^2}} \quad (18)$$

Dla $C \rightarrow \infty$ równanie (14) określające wartość średniego naprężenia p przyjmie postać:

$$p = 2k \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \quad (19)$$

Jeżeli k osiągnie graniczną wartość równą $Re^W / \sqrt{3}$, to zależność (19) przedstawić można następująco:

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} Re^W \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \quad (20)$$

Zależność (20) możemy przedstawić również w formie $p = Re^W K_\lambda$, gdzie $K_\lambda = 2/\sqrt{3} (\pi/4 + 1/4\lambda)$.

Jak wynika z powyższej zależności, p może znacznie przewyższyć wartość granicy plastyczności warstwy Re^W , a przy pewnej krytycznej wartości λ_m , wytrzymałość układu niejednorodnego może zwiększyć się do wartości Rm^T . Względna krytyczna wartość grubości warstwy λ_m określimy więc z zależności (20) zakładając, że $p = Rm^T$:

$$\lambda_m = \frac{1}{2\sqrt{3} K_s \gamma^T - \pi} \quad (21)$$

gdzie:

$$K_s = Re^T / Re^W,$$

$$\gamma^T = Rm^T / Re^T.$$

Dodatkowo należy stwierdzić, że naprężenia maksymalne $\sigma_{y \max}$ muszą znacznie przewyższyć średnią wartość naprężeń p. Wynika to z przyrównania zależności (8) do (19) lub (20). Jeżeli k zmierza do stałej granicznej wartości $k = Re^W / \sqrt{3}$, zaś $C \rightarrow \infty$, to wzór (8) przyjmie następującą postać:

$$\sigma_{y \max} = \frac{2 Re^W}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{4} + 1 + \frac{1}{2\lambda} \right) \quad (22)$$

Przyrównując otrzymaną zależność do wzoru (20) stwierdzamy, że $\sigma_{y \max} > p$. Przykładowo dla $\lambda = 0,1$ wartość średniego naprężenia wynosi $p = 2 Re^W / \sqrt{3} (\pi/4 + 2,5)$, natomiast $\sigma_{y \max} = 2 Re^W / \sqrt{3} (\pi/4 + 6)$. Przy odpowiednio cienkiej warstwie i dużej wartości K_s można więc przewidywać, że w warstwie powstanie prawie równomierny przestrzenny stan naprężenia o

charakterze rozciągającym. Zmiana stanu naprężenia w niejednorodnym mechanicznie układzie ze stanu jednoosiowego na stan przestrzenny ma niewątpliwie wpływ na jego własności w czasie eksploatacji. Szczególnie dodatkowa obecność wyraźnie wyodrębnionych obszarów spiętrzenia naprężeń, np. wad powstałych w procesie spawania, spowodować może naruszenie wytrzymałości rozdzielczej materiału lub też przyczynić się do powstania warunków sprzyjających rozwojowi pęknięć. Rozważania powyższe opracowano wykorzystując między innymi prace L. M. Kačanova, R. Hill'a i W. Sokołowskiego [62, 75, 153].

Nieco odmiennie przedstawia się zagadnienie stanu naprężenia w warstwie, kiedy jest ona odchylona od położenia prostopadłego w stosunku do działającego obciążenia (rys.3). W danym przypadku na powierzchnię styku działa siła $2P'$ oraz $2Q'$ (rys.6 b). Przy obecności siły $2Q'$ na część powierzchni styku $y = -h$, $x < l_p$ oraz $y = h$, $x > l_p$, naprężenia styczne osiągną jak poprzednio graniczną wartość k . Na pozostałej części powierzchni styku naprężenia styczne osiągną wartość mniejszą od k , równą odpowiednio k_1 . Między wartościami k_1 i k zachodzi więc związek: $|k_1| \leq k$. Podobnie jak w poprzednim przypadku, na podstawie równań określających stan równowagi warstwy, warunku plastyczności Hubera - Mises'a oraz równań spełniających graniczne warunki dla τ_{xy} na powierzchni $y = \pm h$, otrzymamy następujące wzory określające stan naprężeń na powierzchni styku:

$$\tau_{xy} = k \left(\frac{1 + \gamma'}{2} + \frac{1 - \gamma'}{2} \right) \frac{\eta}{\lambda} \quad (23)$$

$$\sigma_y = k \left(a - \frac{1 - \gamma'}{2} \frac{\xi}{\lambda} \right) \quad (24)$$

$$\sigma_x = k \left[a - \frac{1 - \gamma'}{2} \frac{\xi}{\lambda} - 2 \sqrt{1 - \left(\frac{1 + \gamma'}{2} + \frac{1 - \gamma'}{2} \frac{\eta}{\lambda} \right)^2} \right] \quad (25)$$

przy czym:

$$\begin{aligned} x &< l_p, \\ \gamma' &= k_1/k, \\ |\gamma'| &\leq 1. \end{aligned}$$

Jeżeli $\gamma' = 1$, to mamy do czynienia z czystym ścinaniem, a więc $\tau_{xy} = k$. Jeżeli $\gamma' = -1$, to wzory (23), (24), (25) przyjmą znaną już postać, określoną wcześniej wzorami (15), (16) i (17). Pozwala to na stwierdzenie, że na powierzchnię styku warstwy nie działa siła $2Q'$. Z praktycznego punktu widzenia interesujące jest porównanie własności nośnych elementów z warstwą ułożoną prostopadle i odchyloną w stosunku do działającego obciążenia. Dla pierwszego przypadku graniczna wartość $2P$ wynosi:

$$2P = 2 \int_0^1 \sigma_y dx \quad (26)$$

Na podstawie równania (18) określającego wartość σ_y , otrzymamy:

$$2P = k l \left(\frac{1}{\lambda} + \pi \right) \quad (26 a)$$

Postępując analogicznie w drugim przypadku otrzymamy:

$$2P' = k l_p \left\{ (1 - q) \frac{1}{4\lambda} + \frac{1}{4(1 - q)} \left[\frac{\pi}{2} + 2(1 - 2q) \sqrt{q(1 - q)} - \arcsin(2q - 1) \right] \right\} \quad (27)$$

gdzie:

$$q = Q'/k \cdot l_p \cdot l \leq 1$$

$$l_p \leq l$$

Jeżeli siła ścinająca Q' nie występuje, to $q = 0$ a zależność (27) przyjmie postać wzoru (26 a) czyli $2P' = 2P$. Z powyższych zależności wynika również, iż przy tej samej wartości względnej grubości warstwy λ , układ niejednorodny z warstwą ułożoną prostopadle w stosunku do przyłożonego obciążenia może przenosić większe obciążenie. Biorąc pod uwagę wyżej przedstawione rozważania, średnią wartość naprężenia w kierunku y , po uwzględnieniu działania poprzecznej siły Q' , określimy jako:

$$p = \frac{2 Re^w}{\sqrt{3}} \left\{ \frac{1}{4(1 - q)} \left[\frac{\pi}{2} + 2(1 - 2q) \sqrt{q(1 - q)} + \arcsin(2q - 1) + (1 - q) \frac{1}{4\lambda} \right] \right\} \quad (28)$$

Jeżeli $Q' = 0$, to równanie (28) sprowadza się do znanej już zależności (20). Ponadto uwzględniając przyjęty warunek, mówiący o idealnych własnościach elastoplastycznych materiału warstwy, możemy stwierdzić, że wartość p określona wzorami (20) i (28) odpowiada jednocześnie nowej wartości granicy plastyczności Re i wytrzymałości na rozciąganie Rm dla materiału warstwy.

Jeżeli warstwa jest usytuowana w elemencie okrągłym lub kwadratowym, to istnieje wyraźne podobieństwo fizyczne do modelu analizowanego poprzednio. Istota zjawisk zachodzących w czasie rozciągania niejednorodnego elementu z warstwą o przekroju okrągłym lub kwadratowym jest taka sama. W danym przypadku zachodzą jednakże odmienne związki ilościowe. Przy tych samych założeniach, które zostały sformułowane poprzednio, zmianę stanu naprężenia w warstwie charakteryzują następujące zależności (8):

$$\sigma_y = Re^w \left[\frac{1}{\sqrt{3} \lambda} \left(\frac{1}{c_1} - \frac{\sqrt{1 + c^2 \xi^2}}{c} + \frac{1}{\sqrt{1 + c^2 \xi^2}} + \right) \right]$$

$$+ \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C_1} \arcsin C_1 - \frac{C_1}{C} \right) \quad (29)$$

$$C_1 = \frac{C}{\sqrt{1 + C^2}}$$

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_r = \bar{\sigma}_p = \operatorname{Re}^w & \left[\frac{1}{\sqrt{3} \lambda} \left(\frac{1}{C_1} \frac{\sqrt{1 + C^2 \vartheta^2}}{C} + \frac{1}{\sqrt{1 + C^2 \vartheta^2}} + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C_1} \arcsin C_1 - \frac{C_1}{C} \right) + \sqrt{1 - \frac{C^2 \vartheta^2}{1 + C^2 \vartheta^2} \frac{\vartheta^2}{\lambda^2}} \right] \quad (30) \end{aligned}$$

Średnia wartość naprężenia p w kierunku y wynosi:

$$\begin{aligned} p = \frac{\operatorname{Re}^w}{\sqrt{3} \lambda} & \left[\frac{1}{C_1} - \frac{2}{3} \left(\frac{1}{C_1^3} - \frac{1}{C^3} \right) \right] + \left[\frac{2}{C} \left(\frac{1}{C_1} - \frac{1}{C} \right) + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C_1} \arcsin C_1 - \frac{C_1}{C} \right) \right] \operatorname{Re}^w \quad (31) \end{aligned}$$

Jeżeli $C \rightarrow \infty$, to zależność (31) przyjmie postać:

$$p = \operatorname{Re}^w \left(\frac{\tilde{\pi}}{4} + \frac{1}{3\sqrt{3}\lambda} \right) \quad (32)$$

Przeprowadzając podobne przekształcenie jak w poprzednim przypadku, zależność (32) możemy przedstawić również w postaci:

$$p = \operatorname{Re}^w K_{\lambda}$$

gdzie:

$$K_{\lambda} = \tilde{\pi}/4 + 1/3\sqrt{3}\lambda .$$

Niezależnie od scharakteryzowanych do tej pory związków ilościowych dzięki wprowadzeniu pojęcia współczynnika umocnienia kontaktowego K_{λ} , autorzy teorii niejednorodności mechanicznej ustalili zależności charakteryzujące nową wartość granicy plastyczności Re i wytrzymałości na rozciąganie Rm przy uwzględnieniu umocnienia materiału warstwy w czasie odkształcenia w następującej postaci:

$$Re = \operatorname{Re}^w K_{\lambda}$$

i

$$Rm = Rm^w K_{\lambda} .$$

Z praktycznego punktu widzenia interesujący jest również wpływ temperatury oraz szybkości obciążenia na wartość średniego naprężenia p . Zgodnie z rozważaniami O. A. Bakszi i jego współpracowników wpływ ten możemy ująć w formie następującej zależności [10]:

$$p_d = p K_V K_T \quad (33)$$

gdzie:

$$K_V = \left(\frac{V}{V_0} \right)^n \quad (33 a)$$

$$K_T = \exp \left[\frac{n H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \quad (33 b)$$

Wobec powyższego po uwzględnieniu zależności (33 a), (33 b) oraz (20) i (32) wzór (33) przyjmie postać:

- dla rozciąganych elementów płaskich

$$p_d = \frac{2}{3} \operatorname{Re}^w \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4 \lambda} \right) \left(\frac{V}{V_0} \right)^n \exp \left[\frac{n H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \quad (34)$$

- dla rozciąganych elementów okrągłych lub kwadratowych

$$p_d = \operatorname{Re}^w \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{3 \sqrt{3} \lambda} \right) \left(\frac{V}{V_0} \right)^n \exp \left[\frac{n H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \quad (35)$$

Jak wynika z danych przedstawionych w opracowaniu [10] kompleksowa wytrzymałość niejednorodnych połączeń z miękką warstwą wzrasta przy udarowym obciążeniu wraz z obniżeniem temperatury i malejącej względnej grubości warstwy λ .

Przedstawione do tej pory rozważania dotyczyły jednoosiowego rozciągania niejednorodnych mechanicznie układów o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych. Należy jednakże podkreślić, że również przy innych stanach obciążenia zachodzi opisany powyżej efekt umocnienia kontaktowego warstwy na skutek powstania wieloosiowego stanu naprężenia o charakterze rozciągającym. Na podstawie analizy stanu naprężenia w warstwie ustalono, iż przy dwuosiowym stanie naprężenia w warunkach płaskiego i osiowo-symetrycznego odkształcenia wystąpi efekt umocnienia kontaktowego warstwy. Dwuosiowy stan naprężenia występuje w zbiornikach walcowych, kulistych, rurach itp. Jeżeli spoina jest usytuowana poprzecznie do osi zbiornika walcowego, to średnie naprężenie niszczące warstwę wynosi [7, 15]:

$$p = \operatorname{Re}^w \left[\frac{\pi}{4} + \frac{1 + 2 \gamma}{3 \sqrt{3} \lambda (1 + \gamma)} \right] \quad (36)$$

gdzie:

$$\gamma = r_{\xi r} / r_z \quad - \text{ geometryczna charakterystyka wymiarów zbiornika,}$$

$$r_{\text{śr}} = (r_w + r_z) / 2$$

r_w - promień wewnętrzny zbiornika,

r_z - promień zewnętrzny zbiornika.

Krytyczna wielkość względnej grubości warstwy λ_{kr} , przy której wytrzymałość układu niejednorodnego z warstwą osiągnie wytrzymałość materiału rodzimego określimy ze wzoru [7]:

$$\lambda_{\text{kr}} = \frac{1 + 2\gamma}{3\sqrt{3} (m k_w \gamma^T - \pi/4) (1 + \gamma)} \quad (37)$$

gdzie:

$$k_w = \text{Re}^T / \text{Re}^w$$

$$\gamma^T = \text{Rm}^T / \text{Re}^T$$

$$m = \frac{1}{\sqrt{1 - 1/n + 1/n^2}}$$

$$n = \sigma_z / \sigma_\varphi \quad - \text{stosunek naprężeń osiowych i stycznych}$$

Jeżeli spoina jest usytuowana wzdłuż osi zbiornika walcowego to średnie naprężenie niszczące warstwę wynosi [7, 15, 54]:

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \text{Re}^w \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \quad (38)$$

W tym przypadku warstwa pracuje w warunkach płaskiego stanu odkształcenia i zależność powyższa jest analogiczna z uprzednio określonym wzorem (20). Przedstawione do tej pory przypadki dotyczyły rozciągania niejednorodnych układów z warstwą. W przypadku zginania próbki z warstwą siłą skupioną w połowie odległości pomiędzy podporami, to wyrażenie określające wytrzymałość tejże próbki jako funkcji względnej grubości warstwy λ i własności mechanicznych warstwy Re^w ma postać [9, 76]:

- dla próbek płaskich

$$p = 2/\sqrt{3} \text{Re}^w \left(\pi/4 + 1/8\lambda \right) \quad (39)$$

- dla próbek okrągłych lub kwadratowych

$$p = \text{Re}^w \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{6\sqrt{3}\lambda} \right) \quad (40)$$

Sumując powyższe rozważania możemy stwierdzić, iż każdy stan naprężeń powodujący wstrzymywanie odkształcenia warstwy powoduje zmianę stanu naprężenia w tym obszarze, a w konsekwencji tzw. efekt umocnienia kontaktowego warstwy. Efekt umocnienia kontaktowego nie występuje w przypadku czystego ścinania i skręcania. Ponadto jak wynika z badań M. Curzytka [33] w

przypadku poddania złączy niejednorodnych rozciąganiu o charakterze zmęczeniowym, obszar koncentracji naprężeń - w ujęciu M. Curzytka tzw. karb strukturalny - oddziałuje podobnie jak karb geometryczny i wytrzymałość zmęczeniowa złącza odpowiada wytrzymałości określonej dla materiału strefy o obniżonej twardości wytrzymałości. A więc w tym przypadku wytrzymałość zmęczeniowa złącza jest mniejsza od wytrzymałości zmęczeniowej w stanie wyjściowym. W przypadku pracy niejednorodnych mechanicznie elementów w podwyższonych temperaturach pewien wpływ na efekt umocnienia kontaktowego mogą mieć również zjawiska pełzania materiału i relaksacji. Wpływ tych zjawisk na efekt umocnienia kontaktowego ujmują prace R. Z. Szrona i jego współpracowników [158, 159]. Z prac tych wynikają następujące zależności określające granicę pełzania R_a i wytrzymałość na pełzanie R_z dla materiału warstwy:

$$R_a = R_a^w K_{\lambda} \quad (41)$$

$$R_z = R_z^w K_{\lambda} \quad (42)$$

gdzie:

$$K_{\lambda} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \quad - \text{ dla płaskiego stanu odkształcenia}$$

$$K_{\lambda} = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{3\sqrt{3}\lambda} \quad - \text{ dla osiowo-symetrycznego stanu odkształcenia}$$

R_a^w - granica pełzania materiału warstwy przy swobodnym odkształceniu

R_z^w - wytrzymałość na pełzanie materiału warstwy przy swobodnym odkształceniu

Zgodnie z opracowaniem [160] wielkość względnej grubości warstwy λ_{kr} , przy której wytrzymałość na pełzanie warstwy osiąga wytrzymałość materiału przylegającego do warstwy określono z zależności:

$$\lambda_{kr} = \frac{1}{3\sqrt{3} \left(K_d - \frac{\pi}{4} \right)} \quad - \text{ dla osiowo-symetrycznego stanu odkształcenia}$$

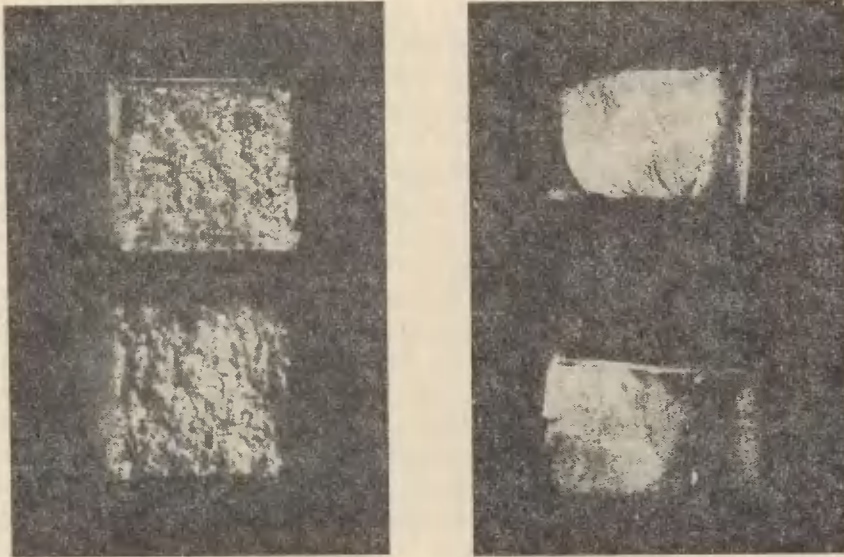
$$\lambda_{kr} = \frac{1}{4 \left(K_d - \frac{\pi}{4} \right)} \quad - \text{ dla płaskiego stanu odkształcenia}$$

$$K_d = \frac{R_a^T}{R_a^w}$$

Wyżej określone zależności okazały się przydatne do celów praktycznych, o czym świadczą dane przedstawione w opracowaniach [158, 159, 160]. Wytrzymałość na pełzanie a zarazem i czas obciążenia w określonej temperaturze niejednorodnego połączenia wzrasta ze zmniejszeniem λ . W przypadku kruchego zniszczenia niejednorodnego mechanicznie połączenia wytrzymałość

na pełzanie maleje wraz ze zmniejszaniem n . Za kruche zniszczenie R.Z.Szron przyjmuje takie zniszczenie połączenia, kiedy przewężenie w miejscu zniszczenia próbki spełnia warunek: $A_5 = 10 - 12\%$ [158].

Weryfikacja podstawowych zależności teorii niejednorodności mechanicznej wykazała ich przydatność do oceny wytrzymałości połączeń spawanych, w których występuje wyraźna lokalna zmiana własności mechanicznych [88, 108, 124]. Jak wynika z danych eksperymentalnych ze względu na zmianę stanu naprężenia w strefie o obniżonej wytrzymałości zmienia się charakter zniszczenia warstwy - od ciągliwego do kruchego (rys.7).



Rys.7. Przekroje niejednorodnych mechanicznie próbek przy malejącej wartości n

Powyższy fakt posiada więc bardzo istotne znaczenie praktyczne przy kompleksowej ocenie odporności niejednorodnych połączeń spawanych na kruche pęknięcie.

P o d s u m o w a n i e

Analiza modelu odzwierciedlającego skokową zmianę własności mechanicznych w obrębie połączeń spawanych z punktu widzenia teorii niejednorodności mechanicznej wskazuje na wyraźną zmianę stanu naprężenia w tym obszarze. Zmiana stanu naprężenia w obszarze o obniżonych własnościach mechanicznych pod wpływem obciążeń zewnętrznych wpływa na zmianę mechanicznego oddziaływania i własności mechaniczne tego obszaru w układzie niejednorodnym. Zmianę własności mechanicznych obszaru o obniżonej wytrzymałości pod wpływem naprę-

nia wewnętrznych należy rozpatrywać jako nieodwracalne zjawisko fizyczne i strukturalne. Strukturalne umocnienie warstwy oddziałuje na zmianę stanu naprężeń w układzie niejednorodnym. Przeprowadzona analiza ilościowa zjawisk zachodzących w wyniku zmiany stanu naprężeń wewnętrznych wskazuje na swego rodzaju dążność przejścia układu niejednorodnego w układ jednorodny o nowych wartościach wskaźników wytrzymałościowych zbliżonych do własności mechanicznych materiału z obszaru T (rys.3). Stan ten może być osiągnięty jak wynika ze wzoru (21) przy spełnieniu przez układ niejednorodny odpowiednich uwarunkowań geometrycznych, wyrażonych przez względną grubość warstwy λ_m oraz uwarunkowań fizycznych, wyrażonych przez współczynnik niejednorodności mechanicznej K_S oraz γ^T , charakteryzujący własności mechaniczne obszaru T. Istotny wpływ na charakter zjawisk i stan naprężeń wewnętrznych w niejednorodnym mechanicznie układzie ma również kąt ułożenia powierzchni kontaktowych obszarów o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych w stosunku do linii działania sił zewnętrznych. Przeprowadzona analiza wskazuje, że nieprostokątne ułożenie powierzchni kontaktowych obszarów o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych w stosunku do sił rozciągających wpływa ujemnie na stopień przestrzenności naprężeń wewnętrznych w układzie i automatycznie wpływa ujemnie na wartość współczynnika umocnienia kontaktowego K_M . Z uwagi na to, że stopień umocnienia kontaktowego K_M jest również uzależniony od wartości współczynnika niejednorodności mechanicznej K_S , lokalne podwyższenie wytrzymałości twardości obszaru T w sąsiedztwie powierzchni kontaktowych z obszarem o obniżonej wytrzymałości warstwy, wpływa korzystnie na rzeczywistą wartość współczynnika umocnienia kontaktowego K_M . Przeprowadzona analiza wykazuje również, że zmiana stanu naprężeń wewnętrznych w układzie może być spowodowana przez dowolny stan naprężeń zewnętrznych, którego skutkiem będzie wstrzymywanie odkształcenia obszaru o obniżonej wytrzymałości warstwy przez bardziej wytrzymałą część materiału T. Na kompleksową wytrzymałość niejednorodnych mechanicznie połączeń mogą mieć również pewien wpływ czynniki zewnętrzne, na przykład podwyższona temperatura i związane z tym zjawiska pełzania materiału i relaksacji. Z uwagi na zmianę stanu naprężenia wewnętrznego w niejednorodnym mechanicznie układzie, dodatkowa obecność wyodrębnionych obszarów spiętrzenia naprężeń, na przykład wad powstałych w procesie spawania, spowodować może naruszenie wytrzymałości rozdzielczej lub też przyczynić się do powstania warunków sprzyjających do kruche pęknięcie. Wobec powyższego, konieczne staje się przeprowadzenie dalszych rozważań z uwzględnieniem występowania w układzie niejednorodnym koncentratorów naprężeń. Szczególnie będzie to ważne zagadnienie dla tych części niejednorodnego układu, w którym wystąpi przestrzenny stan naprężeń o charakterze rozciągającym.

5.2. Wpływ skokowej zmiany własności mechanicznych w obrębie połączeń spawanych na odporność na kruche pęknięcie z punktu widzenia mechaniki pęknięcia - podstawy teoretyczne

Przeprowadzona w poprzednim punkcie analiza nie daje nam w pełni informacji odnośnie odporności na kruche pęknięcie niejednorodnych mechanicznie

połączeń o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych. Wynika to z faktu, iż w powyższych rozważaniach pominęliśmy obecność jakichkolwiek wad i nieciągłości geometrycznych, których obecność jest niezbędna do powstania kruchoego pęknięcia. W związku z powyższym rozpatrzmy w pierwszej kolejności charakterystykę stanu naprężenia w sąsiedztwie pęknięcia usytuowanego w układach niejednorodnych, odzwierciedlających sytuację jaka może wystąpić w połączeniach spawanych oraz pokrewnych połączeniach spajanych. Rozważmy sytuację jaka wystąpi w następujących modelach, w których pęknięcie jest usytuowane:

- wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych,
- w pewnej odległości od płaszczyzny połączenia dwóch materiałów izotropowych o odmiennych własnościach mechanicznych,
- w warstwie łączącej dwa materiały, warstwa i materiały łączone posiadają odmienne własności mechaniczne.

Jako miarę niejednorodności mechanicznej w pierwszej fazie rozważań weźmy pod uwagę stałe charakteryzujące własności sprężyste: E_1 , μ_1 , ν_1 ($i = 1, 2, 3 \dots n$).

5.2.1. Charakterystyka stanu naprężenia wokół pęknięć usytuowanych w ośrodkach jednorodnych

W celu bliższego scharakteryzowania wymienionego wyżej problemu poprzedzmy właściwe rozważania krótką charakterystyką stanu naprężenia wokół pęknięcia usytuowanego w ośrodku jednorodnym. Dla zagadnień dotyczących płaskiego stanu odkształcenia i płaskiego stanu naprężenia Westergaard [167] sformułował rozwiązanie problemu z wykorzystaniem funkcji potencjalnej, którą przedstawić można w postaci części rzeczywistej $\text{Re}\bar{Z}$ i części urojonej $\text{Im}\bar{Z}$ funkcji: $\bar{Z} = f(x + iy)$. Kolejne pochodne funkcji \bar{Z} oznacza się przez:

$$\bar{Z} = d\bar{Z}/dz, \quad \bar{Z} = dZ/dz, \quad Z' = dZ/dz$$

Dla modelu przedstawionego na rys.8 będącego odpowiednikiem płyty o nieskończonych wymiarach w kierunku x , y z pęknięciem o długości $2l$ oraz naprężeniem σ działającym na płytę prostopadle do powierzchni pęknięcia, funkcja Airy'ego ma postać:

$$F = \text{Re}\bar{Z} + y \text{Im}\bar{Z} \quad (43)$$

Wobec tego naprężenia w sąsiedztwie frontu pęknięcia wynoszą [61, 62]:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} = \text{Re}\bar{Z} - y \text{Im}\bar{Z}' \quad (44)$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} = \text{Re}\bar{Z} + y \text{Im}\bar{Z}'$$

$$\tau_{xy} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} = -y \operatorname{Re} Z \quad (44)$$

W przypadku płaskiego stanu odkształcenia

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) = 2\nu \operatorname{Re} Z$$

$$\tau_{yz} = \tau_{xz} = 0$$

gdzie:

ν - współczynnik Poissona

Uwzględniając wyrażenie funkcji Z, otrzymuje się:

$$Z(\xi) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\xi}} \quad , \quad \xi = r e^{i\theta} \quad (45)$$

Ostatecznie wzory (44) przybiorą postać:

$$\sigma_x = K_I \frac{\cos \theta/2}{\sqrt{2\pi r}} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2} \theta \right) \quad (46 a)$$

$$\sigma_y = K_I \frac{\cos \theta/2}{\sqrt{2\pi r}} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2} \theta \right) \quad (46 b)$$

$$\sigma_z = K_I \frac{\cos \theta/2}{\sqrt{2\pi r}} 2\nu \quad (46 c)$$

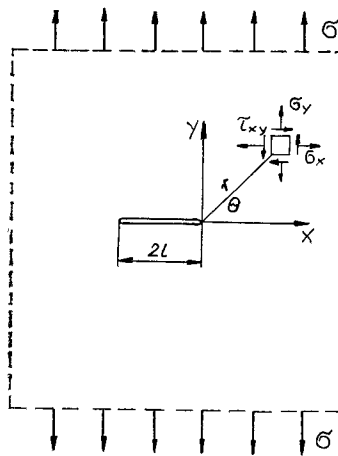
$$\tau_{xy} = K_I \frac{\sin \theta/2}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3}{2} \theta \quad (46 d)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{xz} = 0 \quad (46 e)$$

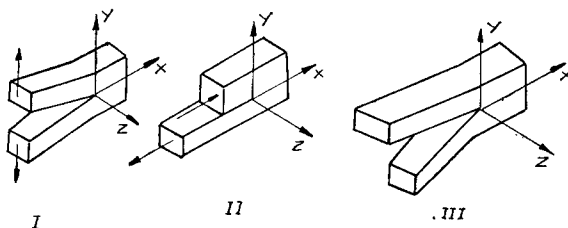
Dla modelu przedstawionego na rys.8 wartość K_I określimy ze wzoru:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l}$$

Stałą K_I określa się w zachodniej literaturze technicznej jako współczynnik intensywności naprężenia (stress intensity factor) i wpływa on na wartość naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia a nie na ich rozkład. W elementach rzeczywistych powstają przeważnie mniej przejrzyste i bardziej złożone rozkłady naprężeń niż w modelu przedstawionym na rys.8. Trudność tę można pokonać sprowadzając bardziej złożone pola naprężeń do superpozycji trzech charakterystycznych przypadków - I, II, III (rys.9).



Rys.8. Model płyty z pęknięciem o długości $2l$ wraz z charakterystyką naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia



Rys.9. Schemat trzech podstawowych przypadków rozwoju pęknięć wraz z odpowiednimi obciążeniami

Zgodnie z zależnościami (46 a-e) oraz analizą stanu naprężenia dla pozostałych przypadków II i III [72, 73], ogólną zależność charakteryzującą stan naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia wyrazić można przez:

$$\sigma_{ik} = \frac{K_n}{\sqrt{2\pi \cdot r}} F_{ik}(\theta) \quad (47)$$

gdzie:

i, k - uogólnione współrzędne x, y, z

n - przypadek I, II, III

F_{ik} - funkcja kątowna

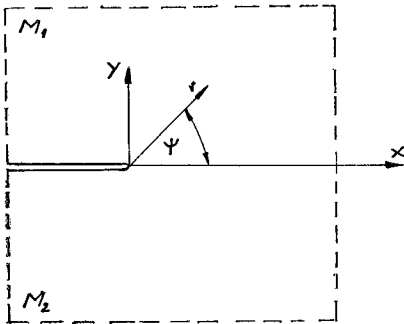
K_n - współczynnik intensywności naprężenia odpowiednio dla przypadków I, II, III

P o d s u m o w a n i e

Dla dużej liczby technicznie ważnych przypadków, założenie dotyczące izotropowości w skali makroskopowej materiału nie jest przeszkodą w ocenie wytrzymałości konstrukcji z punktu widzenia mechaniki pęknięcia. Jednakże w przypadku znacznej i wyraźnej niejednorodności mechanicznej, występującej w pewnych częściach konstrukcji, zakłóceniu powinno ulec pole naprężenia w sąsiedztwie pęknięcia, na co wskazuje również przeprowadzona analiza zjawisk w aspekcie teorii niejednorodności mechanicznej. W związku z tym kryteria mechaniki pęknięcia tracą również swą dokładność. Powyższe stwierdzenie jest szczególnie aktualne w odniesieniu do analizy rozwoju pęknięć w połączeniach spawanych, klejonych, lutowanych itp. Analiza rozkładu naprężeń w sąsiedztwie pęknięć usytuowanych w ośrodkach niejednorodnych jest więc zagadnieniem o dużym znaczeniu praktycznym.

5.2.2. Pęknięcia wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych

Za nowatorską pracę w tym zakresie uznać należy opracowanie M. L. Williamsa [169]. Rozpatrzył on rozkład naprężeń w sąsiedztwie pęknięcia usytuowanego wzdłuż linii połączenia dwóch półnieskończonych płyt, wykonanych z różnych materiałów o izotropowo-sprężystych własnościach - rys.10.



Rys.10. Model niejednorodnego układu powstałego z dwóch półnieskończonych płyt M_1 i M_2 z pęknięciem usytuowanym wzdłuż linii ich połączenia - oś x

M. L. Williams określił funkcję naprężeń Airy'ego dla tego problemu w następującej postaci [169]:

$$\chi(r, \psi) = r^{\lambda + 1} F(\psi) \quad (48)$$

gdzie:

$$F(\psi) = a \sin(\lambda + 1) \psi + b \cos(\lambda + 1) \psi + c \sin(\lambda - 1) \psi + d(\cos \lambda - 1) \psi \quad (48a)$$

Między funkcją naprężeń a naprężeniem i odkształceniem istnieją następujące związki [162]:

$$\sigma_r = \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 x}{\partial \psi^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial x}{\partial r} = r^{\lambda-1} [F''(\psi) + (\lambda+1) F(\psi)] \quad (49 a)$$

$$\sigma_\psi = \frac{\partial^2 x}{\partial r^2} = r^{\lambda-1} \lambda(\lambda+1) F(\psi) \quad (49 b)$$

$$\tau_{r\psi} = -\frac{1}{r} \frac{\partial^2 x}{\partial r \partial \psi} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial x}{\partial \psi} = -\lambda r^{\lambda-1} F'(\psi) \quad (49 c)$$

$$u_\psi = \frac{1}{2\mu} r^\lambda \left\{ -F'(\psi) - 4(1-B) [c \cos(\lambda-1)\psi - d \sin(\lambda-1)\psi] \right\} \quad (50)$$

$$u_r = \frac{1}{2\mu} r^\lambda \left\{ -(\lambda+1) F(\psi) + 4(1-B) [c \sin(\lambda-1)\psi + d \cos(\lambda-1)\psi] \right\} \quad (51)$$

$$B = \frac{\nu}{1+\nu}$$

gdzie:

a, b, c, d - współczynniki, których wartość oceniana jest z warunków granicznych,

μ - moduł ścinania,

ν - współczynnik Poissona.

Wprowadzając w dalszej kolejności oznaczenia F, λ, ν, a, b itp. dla obszaru M_1 i M_2 odpowiednio przez cyfrę 1 lub 2 można dla $\psi = \pm\pi$ określić cztery warunki graniczne:

$$F_1(\pi) = 0, \quad F_1'(\pi) = 0, \quad F_2(-\pi) = 0, \quad F_2'(-\pi) = 0 \quad (52)$$

Pozostałe warunki określa się przy założeniu, iż $\lambda_1 = \lambda_2$ przy równoczesnej ich niezależności od r :

$$F_1(0) = F_2(0) \quad (53)$$

$$F_1'(0) = F_2'(0) \quad (54)$$

$$\frac{1}{2\mu_1} [-F_1'(0) - 4c_1(1-B_1)] = \frac{1}{2\mu_2} [-F_2(0) - 4c_2(1-B_2)] \quad (55)$$

$$\frac{1}{2\mu_1} [-(\lambda+1)F_1(0) + 4d_1(1-B_1)] =$$

$$= \frac{1}{2\mu_2} \left[-(\lambda + 1) F_2(0) + 4d_2 (1 - B_2) \right] \quad (56)$$

Po uwzględnieniu wartości funkcji $F(\Psi)$ według wzoru (48 a) i wstawieniu jej do wzorów (52 - 56) otrzymuje się 8 jednorodnych liniowych równań, w których jest 8 niewiadomych wielkości: $a_1, a_2, b_1, b_2, c_1, c_2, d_1, d_2$. Wspomniany układ 8 równań liniowych jednorodnych o 8 niewiadomych ma rozwiązanie niezerowe, gdy ma wyznacznik równy zeru:

$$\operatorname{ctg}^2 \lambda \pi + \left[\frac{2k(1-B_2)^{-2}(1-B_1) - (k-1)}{2k(1-B_2) + 2(1-B_1)} \right]^2 = 0 \quad (57)$$

gdzie:

$$k = \mu_1 / \mu_2.$$

Z powyższego równania wynika, że nie istnieje rozwiązanie dla dwóch różnych połączonych materiałów, gdy jest ono sumą dwóch dodatnich członów. Dla jednorodnego materiału $B_1 = B_2$ i $k = \mu_1 / \mu_2 = 1$, równanie (57) przyjmie postać:

$$\operatorname{ctg}^2 \lambda \pi = 0 \quad (58)$$

gdzie:

$$\lambda = (2n + 1)/2.$$

Dla $n = 0, 1, 2, \dots$

$$\lambda = \frac{1}{2}, \frac{3}{2}, \frac{5}{2}, \dots$$

W związku z powyższym zgodnie z równaniami (49) i (50), zachowanie naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia usytuowanego w jednorodnym materiale charakteryzuje zależność:

$$\sigma \sim r^{\lambda-1} = r^{-1/2}.$$

Drugie rozwiązanie wyznacznika (57), odpowiednie dla niejednorodnego modelu przedstawionego na rys.9 otrzymamy przez wprowadzenie zespolonej wartości λ [144, 169], wówczas: $\lambda = \lambda_r + i\lambda_j$. Po wprowadzeniu zależności $\lambda = \lambda_r + i\lambda_j$ do wyznacznika (57), otrzymuje się dwa możliwe komplety rozwiązań, z których interesujące nas z fizycznego punktu widzenia przyjmuje postać:

$$\lambda_r = \frac{1}{2}, \frac{3}{2}, \frac{5}{2}, \dots, \quad \lambda_r = \frac{2n-1}{2}, \quad n = 1, 2, 3 \dots \quad (59)$$

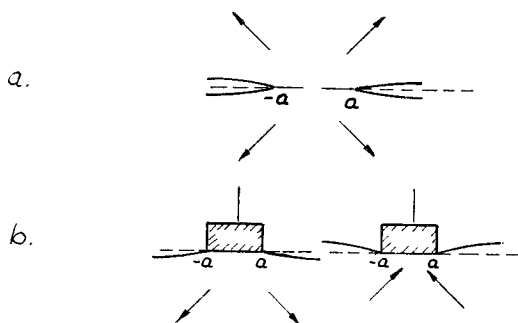
$$\lambda_j = \pm \frac{1}{\pi} \operatorname{tgh}^{-1} \frac{2k(1-B_2) - 2(1-B_1) - (k-1)}{2k(1-B_2) + 2(1-B_1)} \quad (60)$$

Jeżeli $B_1 \rightarrow B_2$ i $k \rightarrow 1$, to wtedy $\lambda_j \rightarrow 0$, czyli ponownie wracamy do modelu materiału jednorodnego. Po uwzględnieniu wzorów (49) zależność charakteryzująca stan naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia dla niejednorodnego modelu przedstawionego na rys.9 wyniesie:

$$\sigma \sim r^{-1/2} \begin{pmatrix} \sin \\ \cos \end{pmatrix} \lambda_j \log r \quad (61)$$

Z powyższego wzoru wynika, że naprężenie w sąsiedztwie frontu pęknięcia ma charakter oscylacyjny typu $r^{-1/2} \sin$ lub \cos argumentu $\lambda_j \log r$. Przedstawione rozwiązanie w formie zależności (61) odzwierciedla jakościowo zachowanie się naprężeń w sąsiedztwie frontu pęknięcia, gdyż zależność ta nie uwzględnia długości pęknięcia oraz współczynnika intensywności naprężenia. Dokładniejsze i wszechstronniejsze rozwiązanie problemu uzyskać można stosując metodykę opartą o teorię funkcji zmiennej zespolonej.

Interesująca jest w tym przypadku metoda zastosowana przez F. Erdogana [41, 42, 43, 50], G. C. Sih'a i J. R. Rica [136, 146] oraz G. P. Čerepanova [34]. Autorzy ci wykorzystują analogię między pęknięciami usytuowanymi wzdłuż linii połączenia dwóch półnieskończonych ciał o różnych własnościach mechanicznych a zagadnieniem płaskiego stempla wciskanego w płaską powierzchnię graniczną półnieskończonego ciała - rys.11 - adaptując podstawowe zależności Kolosova-Musheliszvili'ego [103].



Rys.11. Schemat wskazujący na analogię odkształcenia:

a/ rozciąganej płyty z karbem

b/ odkształcenia wywołanego wciskaniem płaskiego stempla w płaską półnieskończoną płytę

Zgodnie z pracą [103], składowe naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia określić można następującymi zależnościami:

$$\bar{\sigma}_{kx} + \bar{\sigma}_{ky} = 2 \left[\phi_k(z) + \bar{\phi}_k(\bar{z}) \right] \quad (62 a)$$

$$\bar{\sigma}_{ky} - i \bar{\tau}_{kxy} = \phi_k(z) - \bar{\phi}_k(\bar{z}) + (z - \bar{z}) \bar{\phi}'_k(z) \quad (62 b)$$

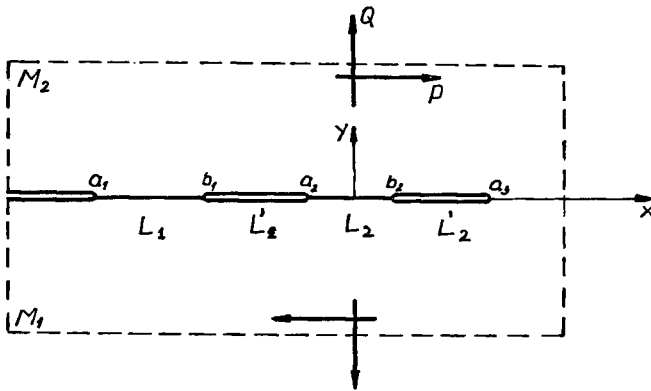
gdzie:

$$\bar{z} = x + iy,$$

$$z = x - iy,$$

$$k = 1, 2.$$

Zgodnie z oznaczeniami (rys.12) dla obszaru M_1 wartość $k = 1$, a dla M_2 wartość $k = 2$.



Rys.12. Model niejednorodnego układu powstałego w wyniku połączenia dwóch płyt M_1 i M_2 wzdłuż $L = \sum L_k$ wraz z pęknięciem o długości $L' = \sum L'_k$

Z punktu widzenia mechaniki pęknięcia do oceny wytrzymałości niezbędna jest znajomość stanu naprężenia w sąsiedztwie frontu pęknięcia. Tak więc dla $z = a_k$ funkcja zespolona $\Phi_1(z)$ jest określona w następującej postaci [41]:

$$\Phi_1(z) = \frac{F(z)}{(z - a_k)^{1/2}} \left(\frac{z - a_k}{z - b_k} \right)^{i\delta} \quad (63)$$

gdzie:

$$z \in M_1,$$

$$F(z) = \sum_0^{\infty} \alpha_j (z - a_k)^j, \quad (j = 1, 2, 3, \dots, n),$$

$$\delta = 1/2 \pi \log \alpha, \quad \text{przy czym:}$$

$$\alpha = \frac{(\nu_1/\mu_1) + (1/\mu_2)}{(\nu_2/\mu_2) + (1/\mu_1)} - \text{stała bisprężysta,}$$

$$\nu_k = 3 - 4 \nu_k - \text{dla płaskiego stanu odkształcenia,}$$

$$\nu_k = \frac{3 - \nu_k}{1 + \nu_k} - \text{dla płaskiego stanu naprężenia.}$$

Wartość funkcji $\phi_1(z)$, a także wartość naprężenia w sąsiedztwie pęknięcia są więc uzależnione od warunków geometrycznych rozpatrywanego układu a_k, b_k, l_k, z oraz od własności sprężystych materiałów M_1 i M_2 wyrażonych przez stałą bisprężystą α . W przypadku, gdy istnieje znaczna różnica w wartościach modułów ścinania materiałów M_1 i M_2 wchodzących w skład analizowanego układu, to $\mu_2 \gg \mu_1$ i praktycznie obszar M_2 można uznać za sztywny ($\mu_2 = \infty$), wartość stałej bisprężystej wynosi $\alpha = \nu_1$. Dla bardzo małej różnicy wartości modułów ścinania ośrodków M_1 i M_2 wartość $\mu_2 \sim \mu_1$ a wartość stałej bisprężystej określa się jako równą 1. Wobec tego $\nu = 0$ i funkcja $\phi_1 = F(z)/(z - a_k)^{1/2}$ jest podstawą do oceny stanu naprężenia w ośrodku jednorodnym. Jeżeli przyjąć, że $z - a_k = r e^{i\theta}$ oraz uwzględnić wartość funkcji $\phi_1(z)$ według wzoru [63], szczegółowe rozwiązanie zależności 62 a, b można przedstawić w następującej formie [41]:

$$\begin{aligned} \sigma_x = K_I/r^{\frac{1}{2}} \left\{ e^{-\nu(\theta-\pi)} \left[3 \cos\left(\frac{\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) - 2 \nu \sin \theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) - \sin \theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \nu \log \frac{r}{l_k}\right) \right] + \right. \\ \left. - e^{\nu(\theta-\pi)} \cos\left(\nu \log \frac{r}{l_k} + \frac{\theta}{2}\right) \right\} + K_{II}/r^{\frac{1}{2}} \left\{ e^{-\nu(\theta-\pi)} \left[-3 \sin\left(\frac{\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) + \right. \right. \\ \left. \left. + \sin \theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} - \nu \log \frac{r}{l_k}\right) - 2 \nu \sin \theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) - \sin \theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \nu \log \frac{r}{l_k}\right) \right] + \right. \\ \left. + e^{\nu(\theta-\pi)} \sin\left(\nu \log \frac{r}{l_k} + \frac{\theta}{2}\right) \right\} + \theta (r^{1/2}) \end{aligned} \quad (64)$$

$$\begin{aligned} \sigma_y = K_I/r^{\frac{1}{2}} \left\{ e^{-\nu(\theta-\pi)} \left[\cos\left(\frac{\theta}{2} - \nu \log \frac{r}{l_k}\right) + 2 \nu \sin \theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) + \right. \right. \\ \left. \left. + \sin \theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \nu \log \frac{r}{l_k}\right) \right] + e^{\nu(\theta-\pi)} \cos\left(\frac{\theta}{2} + \nu \log \frac{r}{l_k}\right) \right\} \end{aligned}$$



$$\begin{aligned}
& + \gamma \log \frac{r}{l_k} \Big\} + K_{II} / r \frac{1}{2} \left\{ e^{-\gamma(\theta - \pi)} \left[\sin\left(\frac{\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + \right. \right. \\
& - \sin\theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + 2\gamma \sin\theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \Big] + \\
& \left. - e^{\gamma(\theta - \pi)} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \right\} + O\left(r \frac{1}{2}\right) \quad (65)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\tau_{xy} = & K_I / r \frac{1}{2} \left\{ e^{-\gamma(\theta - \pi)} \left[\sin\left(\frac{\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + \sin\theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} + \right. \right. \\
& - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) - 2\gamma \sin\theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \Big] + \\
& \left. - e^{\gamma(\theta - \pi)} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \right\} + K_{II} / r \frac{1}{2} \left\{ e^{-\gamma(\theta - \pi)} \times \right. \\
& \left[- \cos\left(\frac{\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + \sin\theta \sin\left(\frac{3\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + \right. \\
& \left. + 2\gamma \sin\theta \cos\left(\frac{3\theta}{2} - \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \right] - e^{\gamma(\theta - \pi)} \cos\left(\frac{\theta}{2} + \right. \\
& \left. + \gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \Big\} + O\left(r \frac{1}{2}\right) \quad (66)
\end{aligned}$$

gdzie:

$$l_k = b_k - a_k$$

Szczegółowe rozwiązanie określone wzorami (64 - 66) można przedstawić również w formie związanej:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{r^{1/2}} B_{ij} \sin\left(\gamma \log \frac{r}{l_k}\right) + \frac{1}{r^{1/2}} C_{ij} \cos\left(\gamma \log \frac{r}{l_k}\right) \quad (67)$$

gdzie:

dla określonej θ , wartości B_{ij} i C_{ij} oznaczają stałe rzeczywiste o skończonych wartościach.

Analiza stanu naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia wskazuje,

że dla bardzo małych wartości r naprężenia zmieniają swój znak i oscylują między dodatnią i ujemną wartością. Należy podkreślić, że naprężenia zmieniają swój znak tylko dla krańcowo małych wartości promienia r , co nie ma w rzeczywistości żadnego praktycznego znaczenia. Faktycznie, jeżeli obszar M_2 uznany zostanie za sztywny a $\nu_1 = 0,3$ to $\gamma = 0,116$ dla płaskiego stanu naprężenia oraz $\gamma = 0,0935$ dla płaskiego odkształcenia. Dla $r < l_k$ wielkość $\gamma \log(r/l_k)$ jest ujemna i zwiększa swą wartość, gdy r maleje. Jeżeli wielkość $\gamma \log(r/l_k)$ spełnia warunek:

$$0 > \gamma \log(r/l_k) > -\pi/2 \quad (68)$$

wówczas naprężenie nie zmienia swego znaku. W związku z tym wielkość r/l_k , dla której pojawi się zmiana znaku naprężenia może zostać określona ze wzoru:

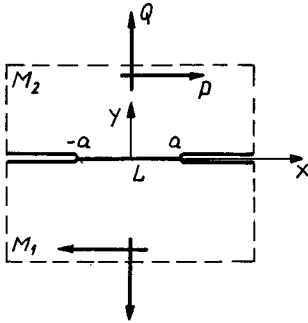
$$\log \frac{r}{l_k} = -\frac{\pi}{2\gamma} \quad (68a)$$

Dla płaskiego stanu naprężenia $r/l_k = 1,3 \cdot 10^{-6}$. W warunkach płaskiego stanu odkształcenia wielkość ta jest jeszcze mniejsza. Interesująca z punktu widzenia mechaniki pęknięcia wartość współczynnika intensywności naprężenia wynika z zależności charakteryzujących stan naprężenia wokół pęknięcia [41]:

$$K = K_I + iK_{II} = \lim_{z \rightarrow a_k} \left[(z - a_k)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{z - b_k}{z - a_k} \right)^{i\gamma} \phi_1(z) \right] \quad (69)$$

W podobny sposób, uwzględniający zespolone przedstawienie współczynnika intensywności naprężenia został przedstawiony również przez J. R. Rice, G. C. Sih'a [136, 146], S. G. Sawyer'a i R. B. Anderson'a [144]. Łącznie z zasygnalizowanymi wcześniej opracowaniami F. Erdogana, są to podstawowe opracowania dotyczące oceny K dla tego modelu rozwoju pęknięcia wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch różnych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych. Należy w tym miejscu podkreślić, iż dla analizowanego modelu pomiędzy K_I i K_{II} nie zachodzi więc taki sam związek jak dla jednorodnego materiału. Zespolone wyrażenie współczynnika intensywności naprężenia K uwzględnia jednocześnie wpływ naprężeń normalnych działających wzdłuż osi y (przypadek I - K_I) i ścinających wzdłuż osi x (przypadek II - K_{II}). Jest to efekt jednoczesnego działania sił Q i P oraz różnicy we własnościach sprężystych obu materiałów M_1 i M_2 . Przykładowo, dla modelu przedstawionego na rys. 13, funkcja $\phi_1(z)$ wynosi [41]:

$$\phi_1(z) = -\frac{P + iQ}{2\pi} \left(\frac{z + a}{z - a} \right)^{i\gamma} \frac{1}{(z^2 - a^2)^{1/2}} \quad (70)$$



Rys.13. Model połączenia dwóch płyt M_1 i M_2 wzdłuż L wraz z dwoma półnieskończonymi pęknięciami.
 Q, P - siły obciążające

Po uwzględnieniu zależności (70) współczynnik intensywności naprężenia wynosi:

$$K = K_I + iK_{II} = \frac{-Q + iP}{2\pi \sqrt{2a}} \quad (71)$$

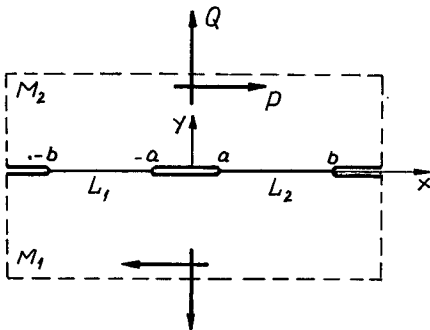
Dla modelu przedstawionego na rys.14, wartość funkcji $\Phi_1(z)$ wynosi:

$$\Phi_1(z) = -\frac{P + iQ}{2\pi} \left[\frac{(z+b)(z-a)}{(z+a)(z-b)} \right]^{i\gamma} \frac{z + 2ia\gamma}{[(z^2 - a^2)(z^2 - b^2)]^{1/2}} \quad (72)$$

Przy postępowaniu analogicznym jak w poprzednim przypadku ostatecznie otrzymuje się:

$$K = K_I + iK_{II} = \frac{-Q + iP}{2\sqrt{2}\pi} \frac{(1 + 2i\gamma) a^{\frac{1}{2}}}{(b^2 - a^2)^{\frac{1}{2}}} \left(\frac{a+b}{2a} \right)^{i\gamma} \quad (73)$$

Analizując wzory (71) i (73), charakteryzujące współczynnik intensywności naprężenia K stwierdzić można, że dla pojedynczego połączenia (rys.13) jest on niezależny od stałych materiałowych. W drugim przypadku (rys.14) jest on zależny od stałej bisprężystej α , rzutującej na wartość γ .



Rys.14. Model połączenia dwóch płyt M_1 i M_2 wzdłuż dwóch odcinków L_1 i L_2 wraz z trzema pęknięciami

Należy również podkreślić, że jeżeli stałe charakteryzujące własności sprężyste są sobie równe, to $\gamma = 0$, a przedstawione zależności matematyczne (71) i (73) sprowadzają się do analizy stanu naprężenia w sąsiedztwie pęknięć usytuowanych w ośrodkach jednorodnych.

Zgodnie z rozważaniami J.R. Rice i G.C. Sih'a [136], dla modelu przedstawionego na rys. 15 współczynnik intensywności naprężenia K wynosi:

$$K = K_I - iK_{II} = 2\sqrt{2} e^{\pi\gamma} \lim_{z \rightarrow a} (z-a)^{\frac{1}{2} + i\gamma} \phi_1(z) \quad (74)$$

$$\phi_1(z) = g(z) F(z) + A$$

gdzie:

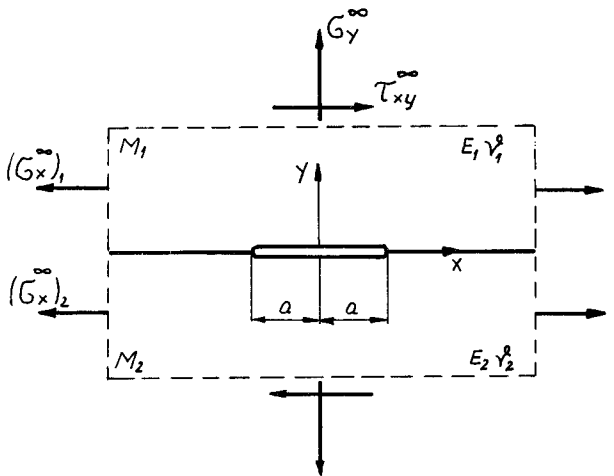
$$g(z) = \frac{\bar{G}_y^\infty - i\bar{T}_{xy}^\infty}{1 + \gamma e^{2\pi\gamma}} (z - 2i\gamma a)$$

$$F(z) = (z^2 - a^2)^{-\frac{1}{2}} \left(\frac{z+a}{z-a} \right)^{i\gamma}$$

$$A = A_1 + iA_2$$

$$A_1 = \frac{\bar{G}_x^\infty + \bar{G}_y^\infty}{4} - \frac{\bar{G}_y^\infty}{1 + e^{2\pi\gamma}}$$

$$A_2 = \frac{\bar{T}_{xy}^\infty}{1 + e^{2\pi\gamma}} + \frac{2(\mu_1 \omega_1)}{1 + \nu_1}$$



Rys.15. Model połączenia dwóch płyt M_1 i M_2 z pęknięciem o długości $2a$ poddanych działaniu płaskiego stanu naprężenia

Po uwzględnieniu tych zależności dla $z = a$ składowe K_I i K_{II} współczynnika intensywności naprężenia K wynoszą:

$$K_I = \frac{\sigma_y [\cos(\gamma \log 2a) + 2 \sin(\gamma \log 2a)] + \tau_{xy} [\sin(\gamma \log 2a) - 2\gamma \cos(\gamma \log 2a)]}{\cosh \pi \gamma} \frac{1}{a} \quad (76)$$

$$K_{II} = \frac{\tau_{xy} [\cos(\gamma \log 2a) + 2\gamma \sin(\gamma \log 2a)] - \sigma_y [\sin(\gamma \log 2a) - 2\gamma \cos(\gamma \log 2a)]}{\cosh \pi \gamma} \frac{1}{a} \quad (77)$$

Jak wynika z równań (76) i (77) zarówno K_I jak i K_{II} są związane równocześnie z naprężeniem σ_y^∞ i τ_{xy}^∞ . W związku z powyższym K_n $n = I, II$ nie posiada tak prostej interpretacji fizycznej jak dla jednorodnego materiału, gdzie: $K_I = \sigma_y \sqrt{\pi a}$ i $K_{II} = \tau_{xy} \sqrt{\pi a}$ dla $\gamma = 0$. Jeżeli $\gamma \neq 0$, to nawet dla działającego obciążenia zewnętrznego $\sigma_y \neq 0$ ($\tau_{xy} = 0$) występuje zarówno K_I jak i K_{II} . Dla jednorodnego materiału w tym przypadku wystąpi tylko K_I . Wobec powyższego zastosowanie teorii Griffith'a - Irwin'a do oceny momentu krytycznego rozwoju pęknięcia wiąże się z przyjęciem założenia, że funkcja $f(K_I, K_{II})$ musi osiągnąć pewną krytyczną wartość:

$$f(K_I, K_{II}) = f_{kr} \quad (78)$$

Powyższe kryterium rozwoju pęknięcia wzdłuż powierzchni połączenia dwóch różnych materiałów powinno zostać określone eksperymentalnie. W związku z powyższym wygodnie jest w tym przypadku zastosować kryterium energetyczne oparte o wartość wyzwolonej energii odkształcenia G związanej z przyrostem długości pęknięcia lub o całkę J. R. Rice J. Powyższy problem związany z eksperymentalnym sposobem oceny G dla niejednorodnych połączeń zostanie omówiony w dalszej części niniejszego opracowania. Stwierdzony fakt równoczesnego występowania K_I i K_{II} pomimo działania tylko naprężenia σ_y możemy wyjaśnić różną wartością wskaźników charakteryzujących własności mechaniczne sąsiadujących materiałów: ν_i, μ_i, E_i ($i = 1, 2$), dzięki czemu w trakcie rozciągania wzdłuż powierzchni połączenia dwóch różnych materiałów wystąpi różnica odkształceń poprzecznych i powstaną naprężenia styczne τ_{xy} , dzięki czemu wystąpi również współczynnik intensywności naprężenia K_{II} .

Zagadnienie dotyczące analizy stanu naprężenia w sąsiedztwie pęknięć usytuowanych wzdłuż linii połączenia dwóch różnych ciał było również przedmiotem rozważań innych badaczy [40, 45, 47, 52, 79, 140]. Istnieje zgodność przedstawionych rozważań z wynikami wspomnianych prac. Należy podkreślić, że podobną charakterystykę stanu naprężenia w sąsiedztwie wierzchołków pęknięcia uzyskali I. N. Sneddon, M. Lowengrub i inni, stosując metodę transformacji całkowych [91, 92, 135, 151]. Pomimo początkowych zastrzeżeń wynikających głównie z ograniczeń użycia transformacji całkowej dla funkcji, które nie mogą być transformowane w konwencjonalnym znaczeniu z uwagi na nadmierne "wyglądzenie" funkcji, przez co mogą zostać usunięte

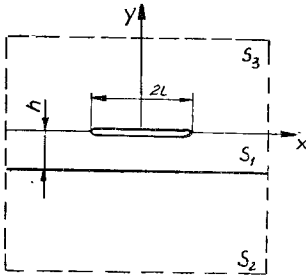
pewne osobliwości wywołane przez skokową zmianę własności mechanicznych połączonych materiałów - M. Lowengrub i I.N. Sneddon wykazali niesłuszność tego rodzaju uwag krytycznych. Wykazali oni, iż przyczyna nieprawidłowości leży nie w użyciu transformacji całkowych ale w metodzie rozwiązania dualnych równań całkowych, które zawierają nieznanne funkcje przedstawione w formie nieskończonych szeregów funkcji Bessel'a. Prowadzi to rzeczywiście do teoretycznych trudności z uzyskaniem prawidłowego rozwiązania rozpatrywanego problemu. Zasygnalizowana zgodność wynika więc z identycznego postawienia problemu fizycznego, a odmienna jest tylko droga matematyczna rozwiązania tego problemu. Analiza rozkładu naprężenia w sąsiedztwie pęknięcia usytuowanego wzdłuż linii połączenia dwóch półnieskończonych ciał o własnościach anizotropowych wykazuje podobny układ naprężeń [28, 171]. Zgodnie z danymi D.L. Clements'a [28], nieregularność naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia może być dla celów praktycznych pominięta. Analizowany do tej pory model odzwierciedla w zasadzie tylko część technicznie ważnych przypadków. Do tej grupy przykładowo zaliczyć można: połączenie spawane dwóch materiałów o różnych wartościach stałych sprężystych z wadami lub pęknięciami znajdującymi się wzdłuż linii wtopienia oraz połączenie klejone, w którym wady lub pęknięcia znajdują się wzdłuż powierzchni adhezyjnej warstwy kleju i materiału łączonego.

P o d s u m o w a n i e

Analiza stanu naprężenia wokół wierzchołka pęknięcia usytuowanego wzdłuż płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych ($E_i, \mu_i, \nu_i, i = 1, 2$) wykazała, że zmienia się ono w sposób oscylacyjny. Jednakże z uwagi na to, że ta nieregularność dotyczy tylko krańcowo małych wartości promienia r ($r/l_E = 1,3 \cdot 10^{-6}$ dla płaskiego stanu naprężenia), w rzeczywistości nie ma żadnego praktycznego znaczenia w aspekcie przyjętego zakresu rozważań określonego w punkcie 4. Natomiast należy podkreślić, że dla analizowanego modelu wystąpiła zasadnicza różnica w zakresie oceny współczynnika intensywności naprężenia K w porównaniu z modelem jednorodnym. Należy podkreślić, że jeżeli złącze jest poddane działaniu obciążenia tylko prostopadłego do powierzchni kontaktowej, to wystąpi zarówno K_I i K_{II} . W tym przypadku a także w przypadku jednoczesnego działania obciążeń zewnętrznych normalnych i stycznych do powierzchni kontaktowej nie wystąpi taki sam związek pomiędzy K_I i K_{II} jak dla jednorodnego materiału. Dla analizowanych przypadków pomiędzy K_I i K_{II} wystąpiło zespolone sprzężenie w formie $K = K_I \pm i K_{II}$ (dla jednorodnego materiału $K = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}$). Zespolone wyrażenie współczynnika intensywności naprężenia uwzględni więc jednoczesny efekt działania obciążeń normalnych i stycznych do powierzchni pęknięcia i powierzchni kontaktowej dwóch materiałów M_1 i M_2 oraz różnicę własności mechanicznych tych materiałów ($E_1 \neq E_2, \mu_1 \neq \mu_2, \nu_1 \neq \nu_2$). Oddziaływanie fizyczne wynikające z faktu różnej wartości wskaźników wytrzymałościowych jest tym większe, im większa jest różnica wskaźników wytrzymałościowych tworzących układ niejednorodny mechanicznie.

5.2.3. Pęknięcie usytuowane w pewnej odległości od płaszczyzny połączenia dwóch izotropowych materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych

Doświadczenie wskazuje, iż przy dużej wytrzymałości samego połączenia rozwój pęknięcia nastąpi w materiale o niższych własnościach mechanicznych wzdłuż płaszczyzny, która jest w przybliżeniu równoległa do płaszczyzny połączenia [46]. Rozważmy więc w dalszej kolejności pęknięcie o długości $2l$, usytuowane w odległości h od płaszczyzny połączenia dwóch różnych materiałów - rys. 16.



Rys.16. Pęknięcie o długości $2l$ usytuowane w odległości h od płaszczyzny połączenia dwóch półnieskończonych płyt M_1 i M_2

Rozważania analityczne poprzedzone są następującymi założeniami:

- materiały wchodzące w skład niejednorodnego mechanicznie połączenia posiadają własności sprężyste o różnych wartościach parametrów: ν_i, μ_i, E_i ($i = 1, 2$),
- powierzchnia graniczna połączenia materiałów M_1 i M_2 jest płaska,
- wektory przemieszczeń i naprężeń są ciągłe w całym obszarze M_1, M_2 z wyjątkiem pęknięć lub innych wad,
- zakładamy znajomość naprężeń termomechanicznych w ośrodku bez pęknięć lub innych nieciągłości.

W związku z powyższym rozwiązanie wymienionego wyżej problemu sprowadza się do rozpatrzenia zakłócenia stanu naprężenia spowodowanego przez obecność pęknięcia w jednorodnym materiale przy wykorzystaniu zasady superpozycji [46]. Jako podstawę do oceny współczynnika intensywności naprężenia wykorzystać można więc zależność charakteryzującą K_n dla jednorodnego materiału z uwagi na usytuowanie pęknięcia w jednorodnym materiale:

$$K_n = \lim_{x \rightarrow 1} [2(x-1)]^{\frac{1}{2}} \sigma_{ik}(x, 0) \quad (79)$$

$$i, k = x, y, z$$

Równanie (79) określa definicję współczynnika intensywności naprężenia podaną przez I. N. Sneddon [150], G. R. Irwina [73]. Należy podkreślić, iż w powszechnie stosowanej definicji współczynnika intensywności naprężenia do członu $[2(x-1)]^{1/2}$ wprowadzono dodatkowo π , wobec czego [172]:

$$K_n = \lim_{x \rightarrow -1} [2\pi(x-1)]^{\frac{1}{2}} \sigma_{ik}(x, 0) \quad (80)$$

$i, k = x, y, z$

Zastosowanie zależności (79) lub (80) uzależnione jest od postaci przyjętej formy rozwiązania charakteryzującej stan naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia. Jeżeli przyjęte rozwiązanie ma postać:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_m}{\sqrt{2\pi r}} F_{ij}(\theta)$$

to wtedy obowiązuje zależność (80). Jeżeli w mianowniku występuje człon $\sqrt{2r}$, wtedy należy wziąć pod uwagę zależność (79).

W celu zachowania jednolitości w stosunku do analizowanego rozwiązania F. Erdogana weźmy pod uwagę zależność (79). W związku z bliskością pęknięcia w stosunku do płaszczyzny połączenia materiałów w przypadku symetrycznego i niesymetrycznego obciążenia powierzchni pęknięcia naprężenia $\sigma_{ik}(x, 0)$ określimy w następującej formie [45, 46]:

$$\sigma_{yy} = -\frac{2\mu}{1+\nu} f_2(x) \quad (81 a)$$

$$\tau_{xy} = -\frac{2\mu}{1+\nu} f_1(x) \quad (81 b)$$

gdzie:

$$\nu = 3 - 4\nu \quad \text{dla płaskiego stanu odkształcenia}$$

$$\nu = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad \text{dla płaskiego stanu naprężenia}$$

$$f_1(x) = \frac{\partial}{\partial x} [u_3(x, 0^+) - u_1(x, 0^-)] \quad (82 a)$$

$$f_2(x) = \frac{\partial}{\partial x} [v_3(x, 0^+) - v_1(x, 0^-)] \quad (82 b)$$

u_1, v_1 - składowe wektora przemieszczenia w kierunku x, y dla obszaru S_i ($i = 1, 2, 3$)

Z powyższych zależności wynika więc, że naprężenie σ_{ik} uwzględnia wpływ zmiany stanu odkształcenia materiału w sąsiedztwie pęknięcia na skutek oddziaływania zjawisk fizycznych zachodzących wzdłuż płaszczyzny połączenia materiałów M_1 i M_2 . Im pęknięcie znajduje się bliżej powierzchni kontaktowej materiałów M_1 i M_2 , tym to oddziaływanie jest większe. Po uwzględnieniu wzorów (81 a) i (81 b), zależności określające współczynnik intensywności naprężenia mają postać:

$$K_I = - \frac{2 \mu_1}{1 + \nu_1} \lim_{x \rightarrow 1} [2(x-1)]^{\frac{1}{2}} f_2(x) \quad (83a)$$

$$K_{II} = - \frac{2 \mu_1}{1 + \nu_1} \lim_{x \rightarrow 1} [2(x-1)]^{\frac{1}{2}} f_1(x) \quad (83b)$$

Określenie funkcji $f_1(x)$ i $f_2(x)$ sprowadza się do rozwiązania układu równań całkowych, które otrzymamy wychodząc z warunków równowagi wyrażonych w przemieszczeniach. Dla tego typu płaskiego zagadnienia układ tych równań całkowych wyrażonych w formie ogólnej ma następującą postać [44, 47]:

$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \sum_1^M a_{ij} f_i(t) \frac{dt}{t-x} + \int_{-1}^1 \sum_1^M k_{ij}(x,t) f_i(t) dt = g_i(x) \quad (84)$$

gdzie:

$-1 < x < 1$, $i, j = 1, 2 \dots M$

a_{ij} - stałe, zależne od własności sprężystych,

$k_{ij}(x,t)$ - jądro całkowe, określone w kwadracie $-1 \leq x \leq 1$, $-1 \leq t \leq 1$,

$g_i(x)$ - funkcja określająca charakter obciążenia zewnętrznego.

Dla modelu przedstawionego na rys.16 i założeniu, iż $l = 1$, równania całkowe wraz z poszukiwanymi funkcjami f_1 i f_2 przyjmą następującą postać:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{f_1(t)}{t-x} dt - \int_{-1}^1 k_{11}(x,t) f_1(t) dt + \int_{-1}^1 k_{12}(x,t) f_2(t) dt = \\ & = \frac{1 + \nu_1}{2 \mu_1} q(x) \end{aligned} \quad (85)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{f_2(t)}{t-x} dt + \int_{-1}^1 k_{21}(x,t) f_1(t) dt - \int_{-1}^1 k_{22}(x,t) f_2(t) dt = \\ & = \frac{1 + \nu_1}{2 \mu_1} p(x) \end{aligned} \quad (86)$$

$$k_{11}(x, t) = \frac{1}{\pi} \left\{ \left(\frac{a_1}{2} - a_2 \right) \frac{t-x}{(t-x)^2 + 4h^2} + \right. \\ \left. - \frac{8a_1 h^2 (t-x)}{[(t-x)^2 + 4h^2]^2} + \frac{4a_1 h^2 [12h^2(t-x) - (t-x)^3]}{[(t-x)^2 + 4h^2]^3} \right\} \quad (87)$$

$$k_{12}(x, t) = -k_{21}(x, t) = \frac{1}{\pi} \left\{ -\left(\frac{a_1}{2} + a_2 \right) \frac{2h}{(t-x)^2 + 4h^2} + \right. \\ \left. + \frac{8a_1 h^3 [4h^2 - 3(t-x)^2]}{[(t-x)^2 + 4h^2]^3} \right\} \quad (88)$$

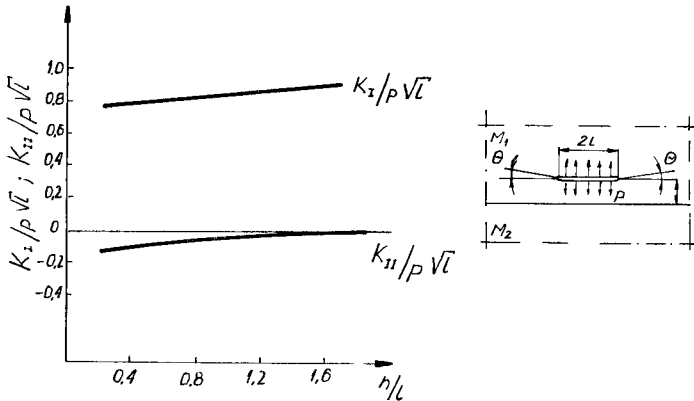
$$k_{22}(x, t) = \frac{1}{\pi} \left\{ \left(\frac{a_1}{2} - a_2 \right) \frac{t-x}{(t-x)^2 + 4h^2} + \right. \\ \left. + \frac{8a_1 h^2 (t-x)}{[(t-x)^2 + 4h^2]^2} + \frac{4a_1 h^2 [12h^2(t-x) - (t-x)^3]}{[(t-x)^2 + 4h^2]^3} \right\} \quad (89)$$

$$a_1 = \frac{\mu_1 - \mu_2}{\mu_1 + \nu_1 \mu_2} \quad a_2 = \frac{\nu_1 \mu_2 - \nu_2 \mu_1}{2(\mu_2 + \nu_2 \mu_1)}$$

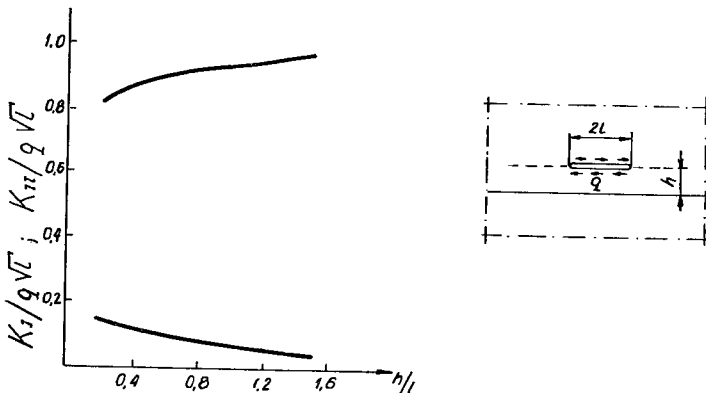
Funkcje f_1 i f_2 w sposób fizyczny uwzględniają zmianę charakteru odkształcenia w sąsiedztwie pęknięcia, wynikłą na skutek wzajemnego oddziaływania na siebie materiałów o odmiennych własnościach sprężystych i tworzących jeden monolit. Po uwzględnieniu wartości funkcji f_1 i f_2 otrzymanych w wyniku rozwiązania równań (85 - 89) na rys.17 i 18 przedstawiono zmianę wartości K_I i K_{II} dla obciążenia symetrycznego ($p = -1, q = 0$) i antysymetrycznego ($p = 0, q = -1$) przyłożonego na powierzchni pęknięcia.

Z przedstawionych rysunków wynika, że jeżeli pęknięcie usytuowane jest w ośrodku o niższej wartości modułu ścinania μ , współczynniki intensywności naprężenia K_I i K_{II} zmniejszają swą wartość wraz ze zmniejszaniem się odległości pęknięcia h od powierzchni granicznej. Należy również podkreślić, iż wartość współczynnika intensywności naprężenia jest w tym przypadku mniejsza niż dla elementu o jednorodnej budowie mechanicznej, co odpowiada sytuacji, kiedy wartość $h/l \rightarrow \infty$. Należy również zauważyć, iż przy symetrycznym obciążeniu pęknięcia - rys.17, występuje zarówno współczynnik intensywności naprężenia K_I jak i K_{II} . Wartość współczynnika K_{II} maleje, je-

zeli wzrasta odległość pęknięcia h od powierzchni kontaktowej materiałów M_1 i M_2 . Obecność współczynnika intensywności naprężenia K_{II} przy tym rodzaju obciążenia wynika z różnicy odcztałceń poprzecznych na powierzchni kontaktowej materiałów M_1 i M_2 . Ze wzrastającą odległością h wpływ ten maleje aż do całkowitego zaniku, co ma miejsce przy dużej wartości h . Podobna sytuacja występuje przy niesymetrycznym obciążeniu - rys.18. Powyższy przykład wykazuje, że nieuwzględnienie zmiany stanu naprężenia w układzie niejednorodnym prowadzi do oceny współczynnika intensywności naprężenia ze znacznym błędem.



Rys.17. Wykresy $K_I / p\sqrt{l}$ i $K_{II} / p\sqrt{l}$ w zależności od h/l przy obciążeniu $p = 1$, $\mu_1 / \mu_2 = 20$, $\nu_1 = 0,35$, $\nu_2 = 0,3$



Rys.18. Wykresy $K_I / q\sqrt{l}$ i $K_{II} / q\sqrt{l}$ w zależności od h/l przy obciążeniu $q = 1$, $\mu_1 / \mu_2 = 20$, $\nu_1 = 0,35$, $\nu_2 = 0,3$

Analizując kierunek rozwoju pęknięcia zgodnie z zależnością (86):

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (90)$$

stwierdzić należy, iż dla symetrycznego obciążenia pęknięcie ma tendencję do rozprzestrzeniania się w kierunku strony o mniejszej sztywności. Wobec tego rozwój pęknięcia usytuowanego w ośrodku o niższej wartości modułu sprężystości nastąpi w kierunku odchodzącym od powierzchni granicznej dwóch ośrodków. Rozwój pęknięcia usytuowanego w materiale o wyższej wartości modułu sprężystości nastąpi w kierunku przeciwnym, a więc będzie się przybliżał do powierzchni granicznej dwóch ośrodków.

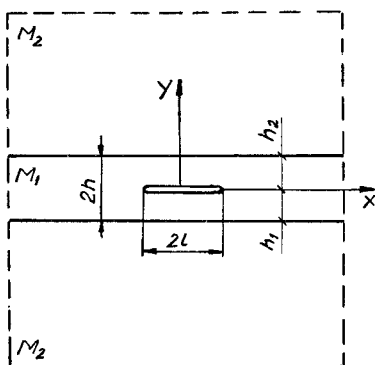
P o d s u m o w a n i e

Jak wynika z przeprowadzonej analizy, ocena możliwości rozwoju pęknięcia usytuowanego w odległości h od powierzchni połączenia materiałów M_1 i M_2 posiadających odmienne własności mechaniczne ($E_i, \mu_i, \nu_i, i = 1, 2$), może być wykonana w oparciu o zależność określającą współczynnik intensywności naprężenia K dla jednorodnego materiału zgodnie ze wzorem (79) lub (80). Istotna różnica pomiędzy sposobem oceny K dla modelu jednorodnego a modelu przedstawionego na rysunku 16 polega na korekcie naprężenia σ_{ik} zgodnie z wzorami (81 a) lub (81 b). Naprężenie σ_{ik} uwzględnia więc wpływ zmiany stanu odkształcenia materiału w sąsiedztwie pęknięcia na skutek oddziaływania zjawisk fizycznych zachodzących wzdłuż płaszczyzny kontaktowej materiałów M_1 i M_2 . Im bliżej pęknięcie jest usytuowane w stosunku do powierzchni kontaktowej materiałów M_1 i M_2 , tym oddziaływanie to jest większe i odwrotnie. Oddziaływanie wynikające z różnej wartości wskaźników wytrzymałościowych materiałów M_1 i M_2 jest tym większe, im większa jest różnica wskaźników wytrzymałościowych materiałów tworzących układ niejednorodny mechanicznie.

5.2.4. Pęknięcie usytuowane w warstwie łączącej dwa materiały przy różnych własnościach mechanicznych - warstwy i materiałów łączonych

Rozważmy w dalszej kolejności układ niejednorodny z warstwą, analizowany uprzednio w punkcie 4.1. w aspekcie teorii niejednorodności mechanicznej. W danym przypadku szczególnie interesujące jest zachowanie się niejednorodnego mechanicznie połączenia, jeżeli w warstwie o obniżonej wytrzymałości wystąpią wady - rys.19. Obecność wad w rzeczywistych połączeniach spajanych jest praktycznie rzecz biorąc nie do uniknięcia i rzutuje w sposób istotny na wytrzymałość połączenia. Z uwagi na podobieństwo fizyczne do analizowanego uprzednio modelu - rys.16, ocena własności mechanicznych układu niejednorodnego z warstwą będzie miała podobny przebieg. W danym przypadku wystąpi jedynie bardziej intensywne oddziaływanie powierzchni kontaktowych materiałów M_1, M_2 oraz warstwy M_3 , co praktycznie znajdzie swoje odzwierciedlenie w wartości funkcji f_n ($n = 1, 2, 3$). Wpływ

zjawisk występujących na powierzchniach kontaktowych materiałów M_1 , M_2 i M_3 uwidoczni się tym bardziej, im węższa będzie warstwa ($2h \rightarrow 0$) oraz jeżeli wystąpi duża różnica własności mechanicznych pomiędzy materiałami M_1 , M_2 i M_3 wyrażona w tym przypadku przez ν_i , μ_i , E_i ($i = 1, 2, 3$). Ilościowego opisu tego zjawiska z punktu widzenia mechaniki pęknięcia dokonamy bazując na tych samych zależnościach charakteryzujących współczynnik intensywności naprężenia, zgodnie z uprzednio określonymi wzorami (83a), (83b) przy przyjęciu tych samych założeń, które poprzedziły rozważania na modelu przedstawionym na rys.16. Podstawą do określenia funkcji f_n dla tego przypadku będzie również ogólna zależność (84).



Rys.19. Model połączenia dwóch płyt M_2 za pomocą warstwy M_1 o grubości $2h$, mającej pęknięcie o długości $2l$

Dla modelu przedstawionego na rys.19 równania całkowe wraz z poszukiwanymi funkcjami f_1 i f_2 przyjmą następującą postać:

$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{f_2(t)}{t-x} dt - \int_{-1}^1 k_1(x, t) f_2(t) dt = \frac{1 + \nu_1}{2\mu_1} p_1(x) \quad (91)$$

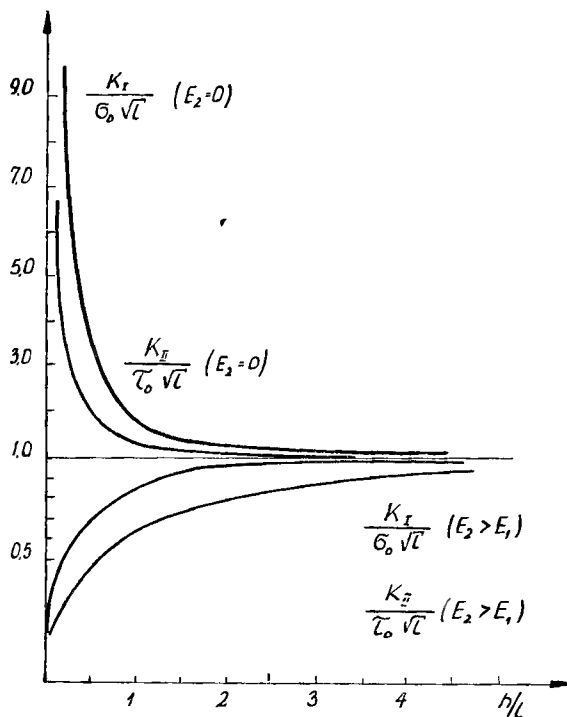
$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{f_1(t)}{t-x} dt + \int_{-1}^1 k_2(x, t) f_1(t) dt = \frac{1 + \nu_2}{2\mu_2} p_2(x) \quad (92)$$

$$k_1(x, t) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{(1 - a_1 a_2 + 4\alpha h + 4\alpha^2 h^2 - 2a_1 e^{-2\alpha h}) e^{-2\alpha x} - a_2 - 4\alpha h e^{-2\alpha h} + a_1 e^{-4\alpha h}}{a_2 - 4\alpha h e^{-2\alpha h} + a_1 e^{-4\alpha h}} x \sin \alpha (t-x) d\alpha \quad (93)$$

$$k_2(x, t) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{(1 - a_1 a_2 - 4\alpha h + 4\alpha^2 h^2 - 2a_1 e^{-2\alpha h}) e^{-2\alpha h}}{a_2 + 4\alpha h e^{-2\alpha h} + a_1 e^{-4\alpha h}} x \sin \alpha(t-x) d\alpha \quad (94)$$

$$a_1 = \frac{\mu_1 \psi_2 - \mu_2 \psi_1}{\mu_1 \psi_2 + \mu_2} \quad a_2 = \frac{\mu_2 \psi_1 + \mu_1}{\mu_1 - \mu_2}$$

Niech $p_1(x) = -\sigma_0$ i $p_2(x) = -\tau_0$ będą przyłożone wzdłuż powierzchni pęknięcia $(x, 0)$, $|x| < 1$. W wyniku rozwiązania równań (91 - 94) i określe-
niu funkcji f_1 i f_2 można wyznaczyć K_I oraz K_{II} . Na rys.20 przedstawiono
graficznie zmianę wartości K_I i K_{II} w zależności od zmieniającego się sto-
sunku h/l .

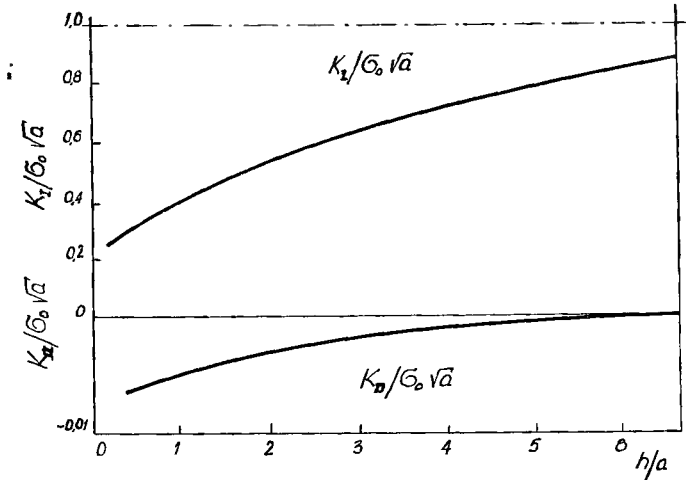


Rys.20. Wykresy $K_I / \sigma_0 \sqrt{l}$ i $K_{II} / \tau_0 \sqrt{l}$ w zależności od h/l przy obciążeniu zewnętrznym σ_0 i τ_0

$$\mu_1 : E_1 = 4,5 \cdot 10^4 \text{ MPa}, \quad \psi_1 = 0,35$$

$$\mu_2 : E_2 = 10^6 \text{ MPa}, \quad \psi_2 = 0,3$$

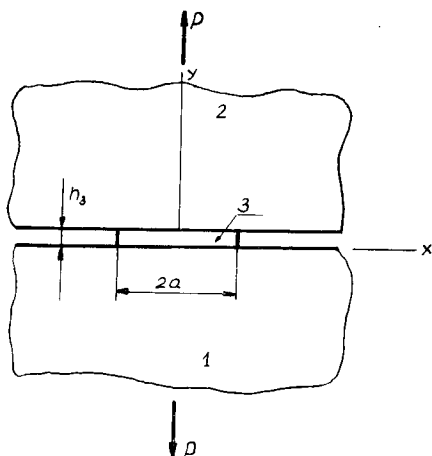
Jeżeli h/l zmniejsza swoją wartość, K_I i K_{II} również maleją w porównaniu z modelem jednorodnym, co odpowiada sytuacji, gdy $h \rightarrow \infty$. Jak wynika z powyższego przykładu, nie uwzględnianie zmiany stanu naprężenia z uwagi na niejednorodność mechaniczną układu, związane jest z błędną oceną współczynnika intensywności naprężenia. Jeżeli $E_2 = 0$, K_I i K_{II} osiągają wyższe wartości niż w przypadku pęknięcia usytuowanego w jednorodnej płycie o nieskończonych wymiarach. Rozpatrywany przykład dotyczył takiej sytuacji, gdy pęknięcie zostało usytuowane w środku warstwy, tzn. $h_1 = h_2$. Jeżeli $h_1 \neq h_2$, to znaczy gdy zostanie zakłócona symetria odkształceń względem $y = 0$, to wtedy $f_1 \neq 0$ [45]. Wobec tego zgodnie z zależnością (81b) naprężenie $\tau_{xy} \neq 0$, a w konsekwencji współczynnik intensywności naprężenia $K_{II} \neq 0$. Podobna sytuacja wystąpi również, jeżeli $E_1 \neq E_2$, $\mu_1 \neq \mu_2$ i $\nu_1 \neq \nu_2$. Na rys.21 przedstawiono zmianę wartości K_I i K_{II} w złączu będącym kombinacją materiałów: M_1 - stal, M_2 - żywica epoksydowa, M_3 - aluminium, obciążonych wzdłuż powierzchni pęknięcia naprężeniem $\sigma_{yy}(x, 0) = -\sigma_0$, $|x| < a$ dla $h_1/2h = 0,5$.



Rys.21. Wykresy $K_I / \sigma_0 \sqrt{l}$ i $K_{II} / \sigma_0 \sqrt{l}$ dla modelu przedstawionego na rys.19 z tym, że warstwa M_3 (żywica epoksydowa) łączy dwie różne płyty M_2 (ze stali i aluminium)

Obecność współczynnika intensywności naprężenia K_{II} pomimo działania tylko naprężenia $-\sigma_0$ wynika z różnego stopnia oddziaływania powierzchni kontaktowych na materiał warstwy i związanej z tym niesymetrii odkształceń. Dzięki temu $f_1 \neq 0$ dla środkowej części warstwy ($h_1/2h = 0,5$) i naprężenie $\tau_{xy} \neq 0$, a także $K_{II} \neq 0$, co wynika ze wzoru (83b). Przeprowadzone do tej pory rozważania obejmowały taką sytuację, w której względna grubość warstwy była znaczna i uwidocznił się wpływ odległości pęknięcia od powierzchni kontaktowych materiałów M_i ($i = 1, 2, 3$) na rozkład naprężeń warstwy. Jeżeli względna grubość warstwy jest stosunkowo mała, zmiana naprężeń w warstwie

jest nieznaczną i dlatego skokowa zmiana stanu naprężenia w warstwie może



Rys.22. Model połączenia dwóch płyt (1, 2) przy pomocy cienkiej warstwy (3) i rozciąganej siłą P

wynoszą [45]:

$$\sigma_{yy} = E_3 \frac{v_2 - v_1}{h_3} \quad (95)$$

$$\tau_{xy} = \mu_3 \frac{u_2 - u_1}{h_3} \quad (96)$$

gdzie:

u_i, v_i - przemieszczenie

Naprężenia σ_{yy} i τ_{xy} nie są rozłożone równomiernie wzdłuż osi x , wobec czego możemy stwierdzić, że:

$$\sigma_{yy}(x, 0) = p_1(x) \quad (97)$$

$$\tau_{xy}(x, 0) = p_2(x) \quad (98)$$

Wobec tego biorąc pod uwagę rozwiązanie N. I. Musheliszvili'ego [102], równania (95) i (96) możemy wyrazić jako:

$$\int_{-a}^a p_2(t) \log \left| \frac{t-x}{t} \right| dt + \gamma \int_0^x p_1(t) dt - b p_2(x) + e = 0 \quad (99)$$

być sprowadzona do określenia naprężeń normalnych i stycznych na powierzchni kontaktowej warstwy [45], co znacznie upraszcza analizę. Należy w tym miejscu zwrócić uwagę na podobieństwo i zbieżność przeprowadzonych rozważań w aspekcie teorii niejednorodności mechanicznej i powyższych stwierdzeń. Uwzględniając fakt, iż w przypadku rozciągania niejednorodnego układu z cienką warstwą siłą P - rys.22, naprężenia styczne i normalne na powierzchni kontaktowej są wynikiem różnicy odkształceń wynikłych na skutek odmiennych własności mechanicznych sąsiadujących materiałów, naprężenia σ_{yy} i τ_{xy}

$$\int_{-a}^a p_1(t) \log \left| \frac{t-x}{t} \right| dt - \gamma \int_0^a p_2(t) dt - c p_1(x) + d = 0 \quad (100)$$

$$\int_{-a}^a p_1(t) dt = P, \quad \int_{-a}^a p_2(t) dt = Q \quad (101)$$

gdzie:

$$\gamma = \gamma_1 / \gamma_2,$$

$$b = h_3 / \mu_3 \gamma_2, \quad c = h_3 / E_3 \gamma_2, \quad d = v_2(0) / \gamma_2, \quad e = u_2(0) / \gamma_2$$

$$\gamma_1 = \frac{1}{4} \left(\frac{\nu_2 - 1}{\mu_2} - \frac{\nu_1 - 1}{\mu_1} \right)$$

$$\gamma_2 = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{\nu_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\nu_2 + 1}{\mu_2} \right)$$

$$\nu_i = 3 - 4 \nu_i, \quad (i = 1, 2)$$

W równaniach tych $p_i(x)$ ($i = 1, 2$) są nieznanymi i poszukiwanymi funkcjami w równaniach całkowych typu Fredholma. Rozwiązanie tych równań przy założeniu, iż $h_3 \rightarrow 0$ otrzymamy w następującej postaci [41, 45]:

$$\sigma_{yy}(x, 0) = p_1(x) = \frac{P}{2\pi} \frac{\alpha + 1}{\alpha^{1/2}} \frac{1}{(a^2 - x^2)^{1/2}} \cos \left[\gamma \log \left(\frac{a-x}{a+x} \right) \right] \quad (102)$$

$$\tau_{xy}(x, 0) = p_2(x) = \frac{P}{2\pi} \frac{\alpha + 1}{\alpha^{1/2}} \frac{1}{(a^2 - x^2)^{1/2}} \sin \left[\gamma \log \left(\frac{a-x}{a+x} \right) \right] \quad (103)$$

gdzie:

$$\alpha = \frac{(\nu_1 \mu_2 + \mu_1)}{(\nu_2 \mu_1 + \mu_2)}$$

$$\gamma = \frac{1}{2\pi} \log \alpha$$

W związku z tym, iż rozwiązanie powyższe nie uwzględnia wpływu gru-

bości warstwy ($h \rightarrow 0$), w tabelicy 2 zestawiono wartości naprężeń σ_{yy} i τ_{xy} w warstwie jako funkcję względnej grubości warstwy h/a . Z danych przedstawionych w tabelicy 2 wyraźnie uwidacznia się wpływ wartości względnej grubości warstwy na wartość naprężeń σ_{yy} i τ_{xy} .

Tabelica 2

Współczynnik koncentracji naprężeń dla cienkiej warstwy łączącej dwie półnieskończone płyty jako funkcja $\eta = h/a$ [78]

$\sigma_{ij} / P/2a$ \ h/a	0,004	0,010	0,040
1	2	3	4
$\sigma_{yy}(a, 0) / P/2a$	4,240	2,900	1,672
$\tau_{xy}(a, 0) / P/2a$	-0,7020	-0,3322	-0,1148

Przedstawiona do tej pory analiza posiada złożony charakter; jest zbyt trudna do powszechnego stosowania w praktyce inżynierskiej. Powyższe trudności jak również i osobliwości związane z oceną stanu naprężenia wokół pęknięć mogą zostać usunięte poprzez analizę energetyczną związaną z rozwojem pęknięcia o pewną elementarną długość. W danym przypadku skorzystamy z faktu, że współczynnik intensywności naprężenia K jest powiązany z drugim energetycznym kryterium mechaniki pęknięcia G , określającym wielkość wyzwolonej energii odkształcenia (strain energy release rate). Wobec tego korzystając z opracowań [45, 47, 48] wzory określające G dla $2h \neq 0$ i $2h = 0$ możemy określić jako:

- dla $2h \neq 0$

$$G = \frac{\partial U}{\partial a} = \frac{(1 + \nu)}{4\mu} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (104)$$

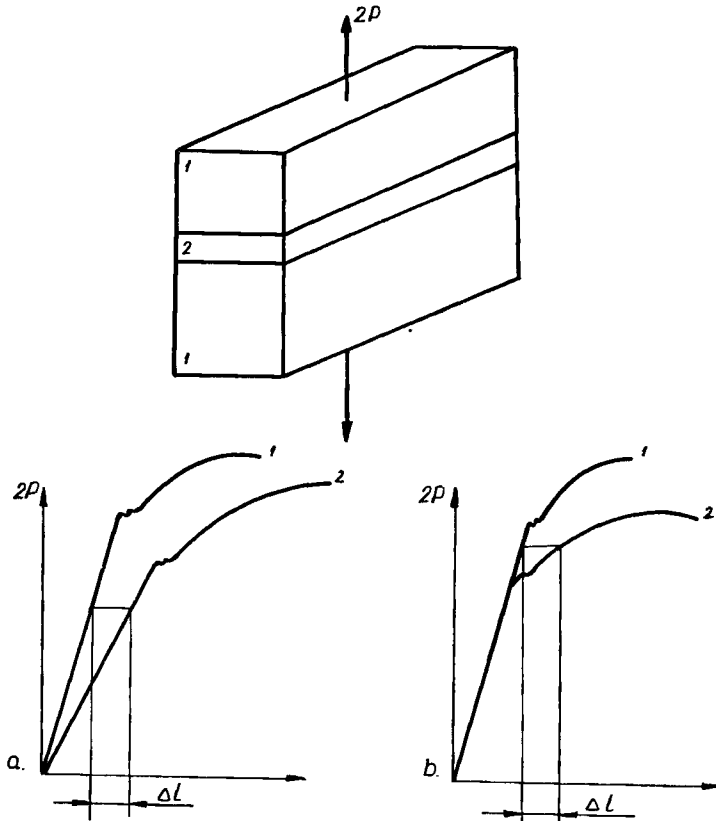
- dla $2h = 0$

$$G = \frac{\partial U}{\partial a} = \frac{\pi(1 + \nu_1)}{2c\mu_1} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (105)$$

$$c = \frac{\mu_2 - \mu_1}{\mu_1 + \nu_1\mu_2} + 2 - \frac{\nu_2\mu_1 - \nu_1\mu_2}{\mu_2 + \nu_2\mu_1}$$

Przeprowadzone do tej pory rozważania obejmowały układy niejednorodne, w których miarą niejednorodności mechanicznej były wskaźniki ν_i , μ_i ,

E_i ($i = 1, 2 \dots n$) charakteryzujące własności sprężyste materiałów. Należy podkreślić, że przyjęcie za miarę niejednorodności układu tylko wskaźników charakteryzujących własności sprężyste materiałów jest uproszczeniem umożliwiającym zastosowanie zależności teorii sprężystości, lecz nie wyczerpującym problemu rozwoju pęknięć w układach niejednorodnych. Podobne jakościowo zjawisko związane ze zmianą stanu naprężenia w warstwie wystąpi również, jeżeli sąsiadować będą ze sobą materiały o tych samych wskaźnikach charakteryzujących własności sprężyste, ale posiadających różne wartości R_e i R_m - rys.23.



Rys.23. Wykres $P = f(\Delta l)$ charakteryzujący jakościowe podobieństwo procesu odkształcenia w trakcie rozciągania niejednorodnego układu z warstwą:

- a/ przy różnych wartościach stałych sprężystych,
- b/ przy tych samych wartościach stałych sprężystych i różnych wartościach wskaźników wytrzymałościowych

Powyższy problem w ujęciu teorii niejednorodności mechanicznej został omówiony w punkcie 5.1. W wyniku zmiany stanu naprężenia w warstwie np. w

wyniku rozciągania, w efekcie powstania płaskiego lub przestrzennego stanu naprężenia o charakterze rozciągającym, materiał warstwy zmienia swoje własności mechaniczne ze sprężysto-plastycznych na wyraźne własności sprężyste. Powyższe stwierdzenie znalazło swoje eksperymentalne potwierdzenie w badaniach własnych, o czym świadczą między innymi załączone zdjęcia przełomów - rys.7, oraz w innych badaniach [33, 88, 108]. W związku z powyższym w określonych warunkach rozwój pęknięcia w warstwie będzie odbywał się w warunkach quasi-kruchych. Pojęcie pęknięcia quasi-kruchego odnosi się do takiej sytuacji, w której rozwój pęknięcia poprzedzony jest wystąpieniem odkształceń nieodwracalnych w obszarze o pewnym charakterystycznym wymiarze - małym w porównaniu do rozmiaru pęknięcia. Jest to wspólna cecha, odnosząca się do procesu rozwoju pęknięcia we wszystkich materiałach konstrukcyjnych, stosowanych w praktyce inżynierskiej. Jak się okazuje, czynnikiem dominującym w kształtowaniu odporności materiału na zniszczenie nie jest praca przeciw siłom spójności (teza teorii Griffith'a), lecz dysypacja energii na odkształcenia plastyczne, które poprzedzają pęknięcie kruche. Proces pęknięcia ciał quasi-kruchych tym się więc różni od procesu pęknięcia ciał idealnie kruchych, tzn. takich które zachowują się zgodnie z prawem Hooke'a aż do momentu powstania złomu, że dysypacja energii związana z odkształceniami plastycznymi w warstwie przypowierzchniowej usytuowanej przed frontem szczeliny jest wyższa o kilka rzędów wielkości od właściwej energii powierzchniowej. Zaslugą G. R. Irwina jest adaptacja teorii Griffith'a na ciała quasi-kruche. G. R. Irwin przekształcając zależność na naprężenie krytyczne $\sigma_{kr} = (2E\gamma/\pi a)^{1/2}$, związane z rozwojem pęknięcia o długości $2a$ w nieskończonej płycie w następującą postać:

$$\sigma_{kr} \sqrt{\pi a} = \sqrt{2E\gamma} \quad (106)$$

stwierdził, iż zależność ta zachowa swoje znaczenie, jeżeli zamiast mierzyć stałe materiałowe E, γ , a następnie korzystając ze wzoru Griffith'a na σ_{kr} , wykonamy pomiar iloczynu: $\sigma_{kr} \sqrt{\pi a_{kr}}$, który dla danego materiału jest stały i uważa się go za stałą materiałową. Niezależnie od G. R. Irwina, E. Orowan podał analogiczną interpretację tego wzoru [112]. Wspomnianą powyżej stałą materiałową oznaczymy przez K_C lub K_{IC} , zwaną odpornością na zniszczenie [45], którą następnie identyfikuje się z krytyczną wielkością współczynnika intensywności naprężenia K . Zrównanie współczynnika intensywności naprężenia K z odpornością na zniszczenie K_C lub K_{IC} oznacza spełnienie zmodyfikowanego warunku energetycznego Griffith'a w momencie zapoczątkowania ruchu pęknięcia:

- płaski stan naprężenia

$$K = K_C \quad (107 a)$$

- płaski stan odkształcenia

$$K = K_{IC} \quad (107 b)$$

Lewa strona równania określana jest analitycznie. Określmy ją rozwiązując zagadnienia brzegowe przy zadanych siłach zewnętrznych i geometrii ciała. Prawa strona natomiast wyznaczana jest tylko w drodze eksperymentalnej. Z powyższych rozważań wynika więc możliwość zastosowania aparatu matematycznego liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia do analizy pęknięcia quasi - kruchego. Zgodnie z rozważaniami G. R. Irwina, aby opisać quasi - kruche pęknięcia należy do zależności liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia wprowadzić skorygowaną długość pęknięcia o wielkość odkształceń plastycznych w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia:

$$a_{rz} = a + r_p \quad (108)$$

W obszarze o promieniu r_p naprężenia posiadają skończoną wartość i są równe granicy plastyczności [172]. Poza tym obszarem rozkład naprężeń ma charakter odpowiadający naprężeniom w ramach odkształceń sprężystych, który został scharakteryzowany w ramach liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia. Zależności analityczne teorii niejednorodności mechanicznej określające między innymi nową wartość granicy plastyczności miękkiej warstwy mogą również posłużyć do określenia zakresu rozszerzonych odkształceń sprężystych w wyniku powstania w niej przestrzennego stanu naprężenia o charakterze rozciągającym. Z teoretycznego punktu widzenia sytuacja taka wystąpi, jeżeli naprężenia rozciągające σ_{ij} będą mniejsze od p , jeżeli p jest nową granicą plastyczności materiału warstwy. Wobec tego, jeżeli uwzględnimy zależności określające p , to przykładowo dla rozciąganego elementu płaskiego możemy napisać:

- dla elementu płaskiego, jeżeli $\alpha = 0$, rys.3,

$$\sigma_{ij} < \frac{Re^w}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \quad (109)$$

- dla elementu płaskiego, jeżeli $\alpha \neq 0$, rys.3,

$$\sigma_{ij} < \frac{2}{\sqrt{3}} Re^w \left\{ \frac{1}{4(1-q)} \left[\frac{\pi}{2} + 2(1-2q) \sqrt{q(1-q)} + \right. \right. \\ \left. \left. - \arcsin(2q-1) \right] + (1-q) \frac{1}{4\lambda} \right\} \quad (110)$$

Należy podkreślić, że przy określonej wartości λ i K_s warstwa aż do momentu zniszczenia zachowuje wyraźne własności sprężyste - nawet bez obecności wstępnych pęknięć w warstwie uzyskujemy kruchy przełom. Powyższe stwierdzenie zostało udokumentowane w formie teoretycznej w punkcie 5.1., a także zostało potwierdzone eksperymentalnie [33, 88, 108, 124]. Opierając się na teorii niejednorodności mechanicznej określimy dla niejednorodnego mechanicznie modelu płaskiego $\alpha = 0$ (rys.3) krytyczną grubość

warstwy, odpowiadającą osiągnięciu wyżej wymienionego stanu mechanicznego ze wzoru (21), natomiast przy nieprostym ułożeniu warstwy ($\alpha \neq 0$ rys.3) ze wzoru [123]:

$$\lambda_{kr} = \frac{(1-q) \operatorname{Re}^W}{2\sqrt{3}(1-q) \operatorname{Rm}^T - \operatorname{Re}^W \left[\frac{\pi}{2} + 2(1-2q)\sqrt{q(1-q)} - \operatorname{arc} \sin(2q-1) \right]} \quad (111)$$

W związku z tym dla $\lambda = \lambda_{kr}$ możemy w przypadku granicznym uznać, iż $\bar{\sigma}_{ij} = p$. W konsekwencji współczynnik intensywności naprężenia możemy określić jako:

$$K = p \sqrt{\pi a_{rz}} \quad (112)$$

Po uwzględnieniu zależności charakteryzujących skorygowaną wartość naprężenia $\bar{\sigma}_{ij} = p$, wzór (112) przyjmie postać [126, 127]:

- dla $\alpha = 0$

$$K_I = \frac{2 \operatorname{Re}^W}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4\lambda} \right) \sqrt{\pi a_{rz}} \quad (113)$$

- dla $\alpha \neq 0$

$$K = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} = \frac{2 \operatorname{Re}^W}{\sqrt{3}} \left\{ \frac{1}{4(1-q)} \left[\frac{\pi}{2} + 2(1-2q)\sqrt{(1-q)q} + \operatorname{arc} \sin(2q-1) \right] + (1-q) \frac{1}{4\lambda} \right\} (\pi a_{rz})^{\frac{1}{2}} \quad (114)$$

Jeżeli powierzchnia pęknięcia o długości $2a$ znajdującego się w warstwie jest obciążona symetrycznie $p_y(x)$, to współczynnik intensywności naprężenia określimy korzystając z ogólnej zależności określonej przez J. Carlsson'a [24, 26]:

$$K_I^{(2)} = \frac{4\mu}{(\nu+1) K_I^{(1)}} \left[\int_{c_T} T_i^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial a} ds + \int_{c_u} u_i^{(2)} \frac{\partial \bar{\sigma}_{ij}^{(1)} n_j}{\partial a} ds + \int_A F_i^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial a} dA \right] \quad (115)$$

Dla analizowanego modelu po przyjęciu następujących danych:

$$K_I^{(1)} = p \sqrt{\pi a}, \quad T_I^{(2)} = p_y(x),$$

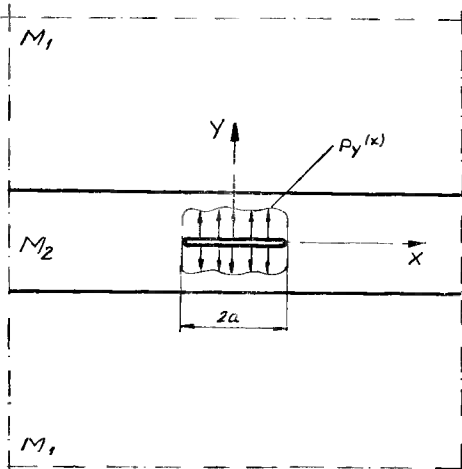
$$u^{(1)} = \frac{\nu + 1}{4\mu} \frac{K_I^{(1)}}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{a^2 - x^2}$$

wzór (115) przyjmie więc postać:

$$K_I^{(2)} = \frac{4\mu}{(\nu + 1) K_I^{(1)}} \int_{c_T} T_I^{(2)} \frac{\partial u^{(1)}}{\partial a} \quad (116)$$

Po uwzględnieniu wyżej wymienionych danych współczynnik intensywności naprężenia dla modelu przedstawionego na rys.24 określimy więc z następującego wzoru:

$$K_I^{(2)} = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_{-a}^a p_y(x) \sqrt{\frac{x+a}{a-x}} dx \quad (117)$$

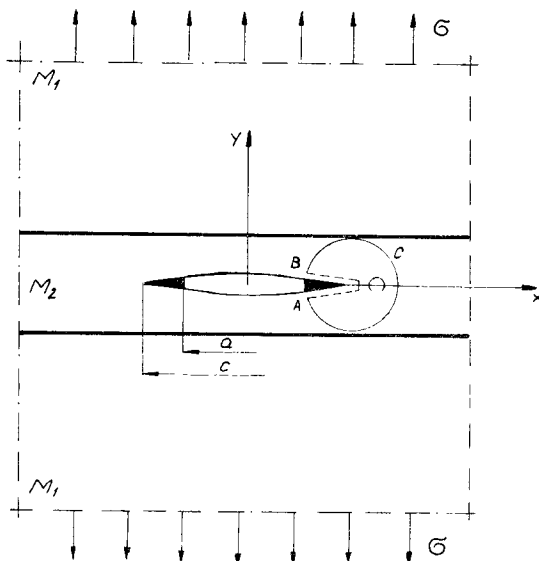


Rys.24. Pęknięcie usytuowane w warstwie i obciążone symetrycznie: $p_y(x)$, $|x| < a$

Jeżeli obszar odkształceń plastycznych wokół wierzchołka pęknięcia osiąga znaczne wymiary, porównywalne z długością pęknięcia, zależności matematyczne oparte o liniowo-sprężystą mechanikę pęknięcia tracą swój fizyczny sens. W takiej sytuacji korzystnie jest zastosować do analizy bardziej uniwersalne kryterium oceny możliwości rozwoju pęknięcia, tzn. całkę J. R. Rice - J.

$$J = \int_C \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (118)$$

Sytuację jaka wystąpi w trakcie rozciągania niejednorodnego układu z pęknięciem usytuowanym w warstwie przedstawiono na rys.25.



x Rys.25. Schemat obliczeniowy do określenia całki J. R. Rice - J dla pęknięcia usytuowanego w warstwie z uwzględnieniem odkształceń plastycznych AOB

Tor całkowania przebiegać będzie wokół strefy odkształceń plastycznych AOB. Dane wyjściowe do określenia całki J są następujące:

- wzdłuż AO: $T_i = \sigma_{ij} n_j = (0, -Re^W K_{II})$

$$dy = 0$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial x} ds = \left(0, \frac{\partial u_2}{\partial x} dx \right) = (0, du_2)$$

- wzdłuż OB: $T_i = (0, Re^W \cdot K_{II})$

$$dy = 0$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial x} ds = (0, -du_2)$$

Z uwagi na to, że $dy = 0$ całka J przyjmie postać:

$$J = - \int_A^B T_i \frac{\partial u_2}{\partial x} dx \quad (119)$$

Wobec tego po uwzględnieniu wymienionych danych wzór (119) przyjmie postać:

$$J = p \int_{-v(a)}^0 du_2 + p \int_0^{v(a)} du_2 = 2p v(a) \quad (120)$$

Jeżeli uwzględnimy, że $2v(a) = \delta$, to ostatecznie otrzymamy:

$$J = \delta p \quad (121)$$

Ponadto jeżeli za $v(a)$ wstawimy wzór jaki wynika z modelu Dugdale'a [27, 100]:

$$v(a) = \frac{(\psi + 1) p l}{2\pi\mu} \ln \left(\cos \frac{\pi}{2} \frac{G}{p} \right)^{-1} \quad (122)$$

to zależność (120) przyjmie postać:

$$J = \frac{(\psi + 1) p^2 l}{\pi\mu} \ln \left(\cos \frac{\pi}{2} \frac{G}{p} \right)^{-1} \quad (123)$$

Wzrost długości pęknięcia nastąpi, jeżeli całka J osiągnie krytyczną wartość J_c , którą uważa się za stałą materiałową. W określonej sytuacji, jeżeli $K_{II} > 1$, a więc przy $p > Re^w$, pomimo obecności odkształceń plastycznych rozwój pęknięcia w warstwie będzie mieć korzystniejsze warunki do rozwoju niż w jednorodnym materiale.

P o d s u m o w a n i e

Ocena współczynnika intensywności naprężenia K dla modelu przedstawionego na rysunku 19 opiera się na tych samych zasadach, które zostały określone w punkcie 5.2.3. Bazujemy więc na wartości współczynnika intensywności naprężenia określonego dla jednorodnego materiału. W tym przypadku wystąpi jedynie bardziej intensywne oddziaływanie powierzchni kontaktowych materiałów M_1 , M_2 oraz warstwy M_3 , co praktycznie znajdzie swoje odzwierciedlenie w wartości funkcji f_n ($n = 1, 2, 3$), uwzględniającej wpływ zmiany odkształcenia w sąsiedztwie powierzchni kontaktowych i automatycznie wpłynie na wartość skorygowanych naprężeń σ_{ik} . Z analizowanych przypadków wynika jednoznacznie istotna różnica pomiędzy wartością współczyn-

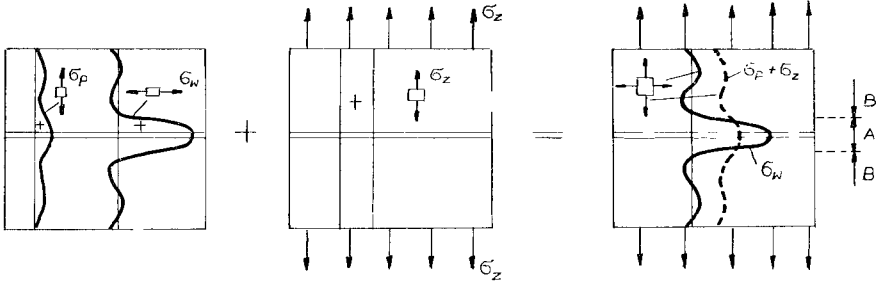
nika intensywności naprężenia K_n ($n = I, II$) określonego dla jednorodnego materiału i analizowanego modelu - rys.19. W przypadku niesymetrycznego ułożenia pęknięcia w warstwie ($h_1 \neq h_2$), bądź w przypadku różnicy we własnościach mechanicznych łączonych materiałów M_1 i M_2 ($E_1 \neq E_2$, $\mu_1 \neq \mu_2$, $\nu_1 \neq \nu_2$) nastąpi zakłócenie symetrii odkształceń i wtedy $f_1 \neq 0$. Wobec tego, pomimo obciążenia zewnętrznego odpowiadającemu I - przypadkowi obciążenia zgodnie ze wzorem (81b) naprężenie $\tau_{xy} \neq 0$, a w konsekwencji współczynnik intensywności naprężenia $K_{II} \neq 0$. Przeprowadzono również analizę sposobu oceny współczynnika intensywności naprężenia dla praktycznie ważnego przypadku, geometrycznie analogicznego z rys.19, w którym za miarę niejednorodności przyjęto wskaźniki Re , Rm , natomiast pozostałe wskaźniki E , μ , ν uznano za jednakowe dla materiałów tworzących układ niejednorodny mechanicznie. Jest to sytuacja, z którą praktycznie możemy się spotkać w złączach spawanych, zgrzewanych itp. Rozwiązanie wyżej wymienionego problemu uzyskano adaptując zależności teorii niejednorodności mechanicznej. Skorygowaną wartość naprężenia σ_{ik} określono w tym przypadku w oparciu o zależności teorii niejednorodności mechanicznej uwzględniające wpływ zmiany stanu odkształcenia i naprężenia w sąsiedztwie powierzchni kontaktowych niejednorodnego układu - rys.19. Wykonano również analizę możliwości rozwoju pęknięcia w oparciu o całkę J. R. Rice - J, z której wynika, iż w warstwie pęknięcia znajdzie korzystniejsze warunki do rozwoju aniżeli w jednorodnym materiale. Zastosowanie całki J. R. Rice - J umożliwia przeprowadzenie analizy również przy występowaniu znacznych odkształceń plastycznych wokół wierzchołka pęknięcia, porównywalnych z długością pęknięcia.

5.3. Analiza możliwości oceny odporności połączeń spawanych na kruche pękanie

Specyfika połączeń spawanych sprawia, że ich ocena z punktu widzenia odporności na rozwój pęknięć posiada bardziej złożony przebieg, niż to wynika dla innych, prostszych sytuacji, np. dla jednorodnego materiału. Analizując szereg opracowań dotyczących tego problemu [37, 60, 69, 84, 165], należy stwierdzić, że brak jest opracowań, które jednoznacznie i wyczerpująco ujmowałyby wpływ wyszczególnionych w punkcie 2 czynników charakteryzujących połączenia spawane.

Naprężenia pozostające w spoinie jak i w obrębie spoiny mogą osiągać wysoką wartość, nawet równą Re . Ponadto przy obecnym poziomie technik wytwarzania i projektowania jest rzeczą niemożliwą w pełni usunąć wszystkie technologiczne i konstrukcyjne koncentratory naprężeń. W związku z tym przy działaniu obciążeń zewnętrznych naprężenia w strefach koncentracji nakładają się na naprężenia powstałe w wyniku spawania. Naprężenia te można sumować, jeżeli wynikowe maksymalne naprężenie okazuje się niższe od granicy plastyczności. Na rys.26 zilustrowano bliżej zasady sumowania się naprężeń od obciążenia zewnętrznego i spawalniczych naprężeń własnych. Uwzględniając wpływ spawalniczych naprężeń pozostających należy jednakże wyraźnie wyodrębnić obszary ich oddziaływania [134]. Naprężenia pozostające pierwszego

rodzaju obejmujące swoim obszarem oddziaływania całą konstrukcję lub znaczną jej część, należy traktować jak naprężenia od obciążenia zewnętrznego. Wpływają one zarówno na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia jak i na trajektorię rozwoju pęknięcia. Naprężenia pozostające drugiego i trzeciego rodzaju z uwagi na ich lokalne oddziaływanie, odnoszące się do małego obszaru, w głównej mierze wpływają tylko na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia.



Rys.26. Zasady sumowania się spawalniczych naprężeń własnych wzdłużnych $\sigma_r = \sigma_w$ i poprzecznych $\sigma_r = \sigma_p$ z naprężeniami pochodzącymi od obciążenia zewnętrznego σ_z [111]

Jeżeli założymy, że naprężenia wewnętrzne $\sigma_r(x)$ są przyłożone symetrycznie na powierzchni pęknięcia, to zgodnie z rozważaniami G.C. Sih'a [147] i A.A. Wells'a [166] współczynnik intensywności naprężenia wyniesie:

$$K_r = \int_{-a}^a \frac{\sigma_r(x)}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} dx \quad (124)$$

Powyższy wzór posiada identyczną postać z określoną wcześniej zależnością na $K_{I(2)}$ według wzoru (117). Jeżeli uwzględnimy skończone wymiary płyty to zgodnie z rozważaniami T. Kanazawy, H. Oba i S. Susei [78] współczynnik intensywności naprężenia określimy z następującego wzoru:

$$K_r = \int_{-a}^a \sigma_r(x) \left[\frac{\sin \frac{\pi(a+x)}{b}}{\pi b \sin \frac{\pi 2a}{b} \sin \frac{\pi(a-x)}{b}} \right] dx \quad (125)$$

gdzie:

b - szerokość płyty

Powyższy wzór zachowuje swój sens, jeżeli naprężenia pozostające oraz pęknięcie o długości $2a$ są ułożone symetrycznie względem osi spójności symetrii płyty pokrywa się z osią spójności. Rozwiązanie całki (125) w zależności od stopnia złożoności funkcji $\sigma_r(x)$ jest bardzo pracochłonne i dla-

tego w literaturze fachowej podano szereg rozwiązań numerycznych dla różnego typu funkcji $\sigma_r(x)$, z których część, opartych na rozwiązaniach G. Chell'a podaje G. Glinka [55]. Jeżeli linie działania naprężeń pochodzących od naprężeń pozostających σ_r i naprężeń pochodzących od obciążeń zewnętrznych σ_z są prostopadłe do powierzchni pęknięcia 2a usytuowanego w płycie, to wypadkowy współczynnik intensywności naprężenia będzie równy:

$$K = K_r + K_z \quad (126)$$

Jeżeli pęknięcie usytuowane jest w warstwie łączącej dwie półnieskończone płyty, to:

$$K_z = p \sqrt{\pi a}$$

Wobec tego po uwzględnieniu wzorów (124) i (126) wypadkowy współczynnik intensywności naprężenia możemy określić jako:

$$K = p \sqrt{\pi a} + \int_{-a}^a \frac{\sigma_r(x)}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} dx \quad (127)$$

Jeżeli za miarę niejednorodności mechanicznej przyjmiemy wskaźniki wytrzymałościowe Re^W i Re^T to p określimy według wzorów (20), (28) itp. Jeżeli za miarę niejednorodności mechanicznej przyjmiemy wskaźniki charakteryzujące własności sprężyste, to za p należy wstawić wzór (81). Jeżeli zamierzamy uwzględnić wpływ naprężeń pierwszego rodzaju na wartość współczynnika intensywności naprężenia to K_r określimy ze wzoru [64]:

$$K_r = \sigma_r \sqrt{\pi a f} \quad (128)$$

Uwzględniając zmienny rozkład naprężeń pozostających według przyjętego schematu przedstawionego na rys.27, ogólna zależność (128) przyjmie postać [81]:

$$0 \leq a \leq b$$

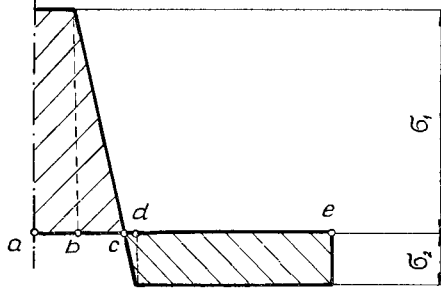
$$K_r = \sigma_1 \sqrt{\pi a} \quad (129)$$

$$b \leq a \leq c$$

$$K_r = \frac{\sigma_1 \sqrt{\pi a}}{c-b} \left\{ c - \frac{2b}{\pi} \left[\sin^{-1} \frac{b}{a} + \frac{a}{b} \sqrt{1 - \left(\frac{b}{c}\right)^2} \right] \right\} \quad (130)$$

$$d \leq a \leq e$$

$$K_R = \frac{2\sigma_1 \sqrt{\pi a}}{c - b} \left\{ \left(d \sin^{-1} \frac{d}{a} - b \sin^{-1} \frac{b}{a} \right) - a \sqrt{1 - \left(\frac{b}{a} \right)^2} + \right. \\ \left. - \sqrt{1 - \left(\frac{d}{a} \right)^2} - \frac{\pi}{2} (b - c) \right\} \quad (131)$$



Rys.27. Uproszczony schemat rozkładu naprężeń wzdłużnych w obrębie doczołowego połączenia spawanego [110]

Jeżeli zamierzamy uwzględnić łącznie wpływ naprężeń pozostających σ_r oraz naprężeń pochodzących od obciążenia zewnętrznego σ_z , to zgodnie z rozważaniami J. Carlsson'a [25] współczynnik intensywności naprężenia wynosi:

$$- \sigma_r + \sigma_z < \text{Re}$$

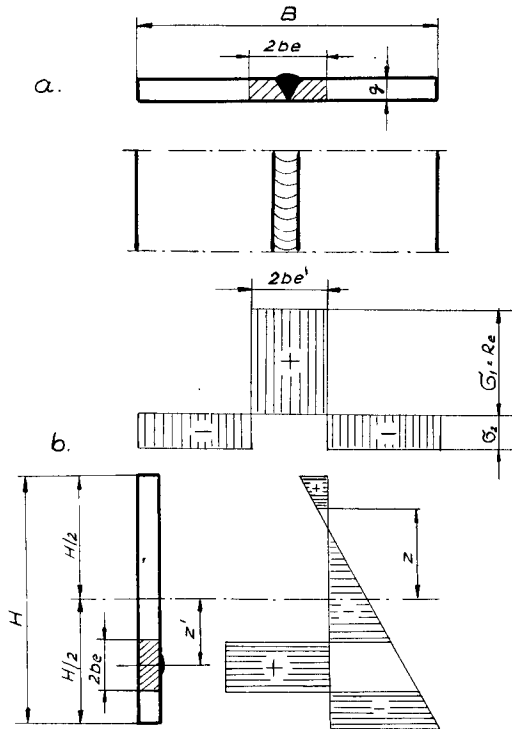
$$(\sigma_r + \sigma_z) \sqrt{\pi a f} = K_C \text{ (lub } K_{IC}) \quad (132)$$

$$- \sigma_r + \sigma_z \geq \text{Re}$$

$$\text{Re} \sqrt{\pi a f} = K_C \quad (133)$$

Z powyższych rozważań wynika więc jednoznacznie, że wpływ naprężeń pozostających w złączach spawanych na odporność na pęknięcie jest duży. Odporność połączeń spawanych na kruche pęknięcie obniży się, jeżeli naprężenia pozostające o charakterze rozciągającym sumują się z naprężeniem od obciążeń zewnętrznych w strefach koncentracji naprężeń. W oparciu o badania laboratoryjne w pełni potwierdzono wpływ naprężeń pozostających na kruche pęknięcie konstrukcji spawanych [60]. Niezależnie od wpływu na samą odporność na kruche pęknięcie, naprężenia pozostające mają również wpływ na trajektorię pęknięcia, która przebiega w ten sposób, aby uwolniona energia z pola naprężeń posiadała maksimum [29, 51]. Powyższy warunek jest równoważny żądaniu, aby kierunek propagacji pokrywał się z osią lokalnej symetrii pola naprężeń, wzdłuż której naprężenie główne posiada największą wartość. Z powyższych

rozważań wynika więc, iż istotną rzeczą jest znajomość rozkładu naprężeń pozostających w obrębie złączy spawanych. W danym przypadku pomocne okazują się zależności teorii spawalniczych odkształceń i naprężeń, które zostały scharakteryzowane w opracowaniu M. Myśliwca [105]. Rozpatrując doczołowe połączenie spawane możemy określić obszar w sąsiedztwie spoiny, w którym naprężenia pozostające osiągają wartość bliską granicy plastyczności Re - rys.28 a.



Rys.28. Schemat obliczeniowy do określenia wartości naprężeń pozostających w obrębie doczołowego połączenia spawanego [8]:

- a/ przy symetrycznym ułożeniu spoiny
b/ przy niesymetrycznym ułożeniu spoiny

$$2 b_e = \frac{1}{g \left(\frac{1}{F} - \frac{\xi e}{\mu q_1} \right)} \quad (134)$$

Naprężenia ściskające σ_{r2} w pozostałej części elementu wyniosą:

$$\sigma_{r2} = Re \frac{Fe}{F - Fe} \quad (135)$$

gdzie:

$$F_e = \frac{1}{\frac{1}{F} - \frac{\xi_e}{\mu q_1}},$$

$$\mu = -0,335 \frac{\alpha}{c \gamma},$$

F - przekrój poprzeczny elementu,

ξ_e - względne odkształcenie sprężyste (praktycznie $\xi_{0,2}$),

α - współczynnik rozszerzalności liniowej,

c - ciepło właściwe,

γ - ciężar właściwy,

q_1 - energia liniowa spawania.

Uwzględniając, iż $\Delta_{00} = \mu q_1 / F$ (Δ_{00} - względne odkształcenie rzeczywiste wzdłuż osi środków ciężkości), wzór (135) możemy również przedstawić w postaci:

$$\sigma_{r2} = \Delta_{00} E \quad (136)$$

Jeżeli spoina ułożona jest niesymetrycznie - rys.28 b, to naprężenia w odległości z od osi środków ciężkości wyniosą:

$$\sigma_2 = \sigma_s + \sigma_g = E (\Delta_{00} + \Delta_g) \quad (137)$$

$$\Delta_{00} = \mu \frac{q_1}{F}, \quad \Delta_g = \mu q_1 \frac{z z'}{J}$$

$$\sigma_2 = E \mu q_1 \left(\frac{1}{F} + \frac{z z'}{2J} \right)$$

gdzie:

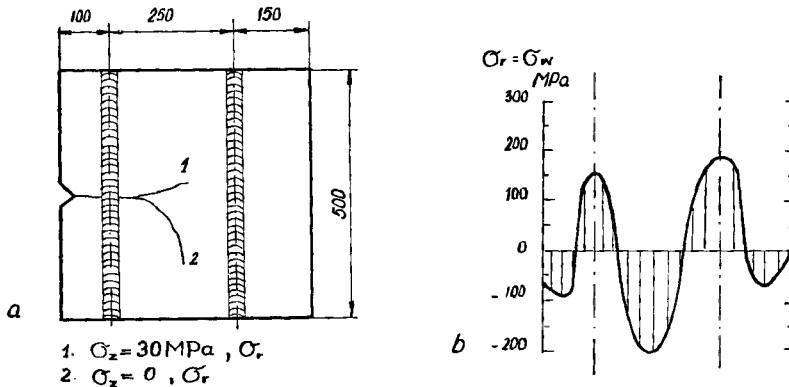
J - moment bezwładności.

Wobec tego naprężenie we włóknach skrajnych wyniesie:

$$\sigma_2' = E \mu q_1 \left(\frac{1}{F} + \frac{H z'}{2J} \right) \quad (138)$$

$$\sigma_2'' = E \mu q_1 \left(\frac{1}{F} - \frac{H z'}{2J} \right) \quad (139)$$

W celu lepszego zilustrowania wymienionego wyżej problemu w oparciu o opracowanie [60] na rys.29 przedstawiono przebieg trajektorii pęknięcia w doczołowych połączeniach spawanych.



Rys.29. Wpływ naprężeń pozostających na trajektorię pęknięcia [100]:
 a/ przebieg trajektorii pęknięcia w płycie z dwoma spoinami
 b/ rozkład naprężeń wzdłużnych w płycie

Rozważmy powyższy problem również z punktu widzenia zmian energetycznych zachodzących w obrębie pęknięcia. Ogólna zależność określająca warunki zapoczątkowania rozwoju pęknięcia ma postać [145, 172]:

$$\delta Z = \delta U + \delta S + \delta D \quad (140)$$

gdzie:

- δZ - przyrost pracy sił zewnętrznych odpowiadający wirtualnemu wzrostowi długości pęknięcia o wielkość δa ,
- δU - zmiana energii odkształcenia,
- δS - przyrost energii powierzchniowej,
- δD - dyssypacja na odkształcenia nieodwracalne.

Jeżeli ciało jest idealnie kruche $\delta D = 0$ i wzór (140) możemy przedstawić w postaci:

$$\delta(Z - U) = \delta S \quad (141)$$

Powyższa zależność (141) odpowiada klasycznemu warunkowi Griffith'a. Lewa strona równania (141) odzwierciedla swobodną energię, którą układ może transformować w inny rodzaj energii - w tym przypadku w energię powierzchniową. Jeżeli uwzględnimy, że:

$$\delta(Z - U) = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \delta a$$

oraz

$$\delta S = 4\gamma \delta a$$

zależność (141) przyjmie znaną postać:

$$\frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \delta a = 4 \gamma' \delta a \quad (142)$$

gdzie:

γ' - właściwa energia powierzchniowa.

Wobec tego krytyczną wartość naprężenia określającego moment zapoczątkowania spontanicznej propagacji pęknięcia określimy ze wzoru:

$$\sigma_{kr} = \sqrt{\frac{4\gamma' E}{2\pi a}} = \sqrt{\frac{2}{\pi} E \frac{\gamma'}{a}} \quad (143)$$

Jeżeli uwzględnimy, że materiał posiada własności sprężysto-plastyczne, to:

$$\delta(Z - U) = \delta(S + D) \quad (144)$$

Postępując podobnie jak w poprzednim przypadku zależność określająca naprężenie krytyczne σ_{kr} ma więc postać:

$$\sigma_{kr} = \sqrt{\frac{2}{\pi} E \frac{\gamma' + \gamma_{pl}}{a}} \quad (145)$$

Energia odkształcenia plastycznego związana z plastycznymi deformacjami w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia prowadzi do generacji ciepła Q_F : $\gamma_{pl} \rightarrow Q_F$, które rozprzestrzenia się w materiale. Wyżej przedstawione zjawisko przy uwzględnieniu, że $\gamma_{pl} \gg \gamma'$ leży niewątpliwie u podstaw kryterium cieplno-mechanicznego spoiwości materiałów zaproponowanego przez M. Zakrzewskiego [175].

Jeżeli uwzględnimy nakładanie się naprężeń pochodzących od obciążeń zewnętrznych i wewnętrznych $\sigma_{kr} = \sigma_z + \sigma_r$, to zależność (145) przyjmie postać:

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{2}{\pi} E \frac{\gamma' + \gamma_{pl}}{a}} - \sigma_r \quad (146)$$

Wpływ naprężeń własnych drugiego i trzeciego rodzaju uwidacznia się również w zmianie wartości γ_{pl} . Zgodnie z opracowaniem J. Nemec'a [107], wyrażenie określające γ_{pl} ma postać:

$$\gamma_{pl} = \epsilon_{pl} R r_1 s \quad (147)$$

gdzie:

s - grubość cienkiej warstwy odkształconego plastycznie materiału,

$R r_1$ - lokalna (miejscowa) wytrzymałość na rozciąganie,
 ϵ_{pl} - względne wydłużenie plastyczne.

Wartość γ_{pl} jest tym mniejsza, im bardziej lokalnie wyczerpana jest zdolność materiału do odkształceń, co wiąże się z jego mniejszą plastycznością. Klasycznym przykładem jest tu wpływ wodoru, który w trakcie procesu spawania jest pochłaniany, a przy ochładzaniu wydzielając się w pustych miejscach (wadach spawalniczych, mikropęknięciach) z jednej strony wywołuje naprężenia drugiego lub trzeciego rodzaju a z drugiej strony znaczna część może zostać w postaci roztworu stałego wodorków oraz we wszelkich defektach struktury zmniejszając wartość γ_{pl} . Zagadnienie powyższe w mniejszym stopniu dotyczy stali niskowęglowych, zaś istotne jest dla stali o wyższej zawartości węgla, stali niskostopowych itp. Jeżeli uwzględnimy usytuowanie wady w warstwie, to ze względu na zmniejszoną zdolność materiału do odkształceń, wynikającą z przestrzennego stanu naprężenia w warstwie, γ_{pl} dla materiału warstwy powinna osiągać mniejszą wartość aniżeli dla jednorodnego materiału. Jeżeli pęknięcie znajduje się już w ruchu i rozprzestrzenia się z prędkością porównywalną z prędkością fal Rayleigh'a, ogólny warunek energetyczny przybiera postać [172]:

$$\delta Z \gg \delta U + \delta S + \delta D + \delta K \quad (148)$$

Składniki wyrażenia (148) mają to samo znaczenie co uprzednio określone w równaniu (140), natomiast δK oznacza przyrost energii kinetycznej. Znak równości w wyrażeniu (148) zachodzi, jeżeli propagacja pęknięcia nastąpi przy spełnieniu przez układ pierwszej zasady termodynamiki, tzn. gdy układ jest izolowany i siły zewnętrzne w czasie propagacji nie wykonują pracy. Wobec tego przy spełnieniu powyższego warunku możemy przekształcić zależność (148) w następującą postać:

$$\delta(Z - U) - \delta(S + D) = \delta K \quad (149)$$

Energia swobodna $\delta(Z - U)$, którą układ może transformować w inny rodzaj energii odzwierciedla energię wyzwoloną w układzie, natomiast $\delta(S + D)$ odzwierciedla energię absorbowaną w układzie. Jeżeli oznaczymy przez W energię wyzwoloną a przez A energię absorbowaną, a następnie różniczkując te wielkości względem powierzchni $dF = 1$ da, otrzymamy warunek rozwoju pęknięcia, określony uprzednio przez G. M. Boyd'a [18] i Y. Ando [3]:

$$\frac{dW}{da} - \frac{dA}{da} = \frac{dK}{da} \quad (150)$$

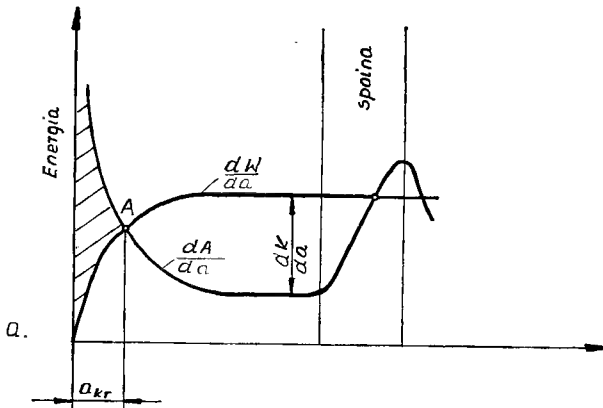
Identyczną zależność podaje również A. Maciejny [95]. Jeżeli uwzględnimy, że $dW/da = d(\pi \sigma^2 a^2/E)/da$, to w obszarze sumowania się naprężeń $\sigma = \sigma_z + \sigma_r$ (rys.26) zachodzi związek:

$$\left(\frac{dW}{da}\right)_{\sigma_z} < \left(\frac{dW}{da}\right)_{\sigma_z + \sigma_r} \quad (151)$$

Ponadto jeżeli uwzględnimy, że $dA/da = 4(\gamma + \gamma_{pl})$ a γ_{pl} zależy od ciągliwości materiału, temperatury i szybkości rozwoju pęknięcia, stwierdzamy, że w obrębie połączenia spawanego w wyniku działania naprężeń pozostałych zachodzi związek:

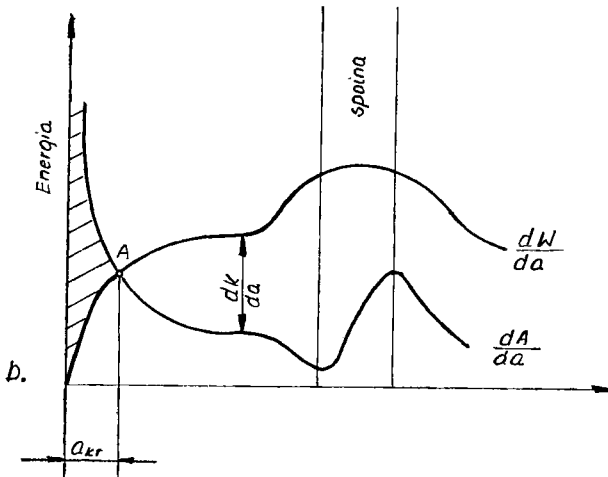
$$\left(\frac{dA}{da}\right)_{\sigma_z} > \left(\frac{dA}{da}\right)_{\sigma_z + \sigma_r} \quad (152)$$

Wobec tego wzrasta wartość dK/da i w obszarze tym może następować przyspieszenie rozwoju pęknięcia. Na rys.30 przedstawiono graficznie zmianę dW/da , dA/da oraz dK/da w obrębie połączenia spawanego.



Rys.30. Jakościowa charakterystyka przebiegu zmiany energii w procesie wzrostu pęknięcia [118]:

- bez uwzględnienia naprężeń pozostałych
- z uwzględnieniem naprężeń pozostałych



Przedstawione wykresy mają charakter hipotetyczny i charakteryzują ogólną tendencję z uwagi na to, że w rzeczywistości dW/da , dA/da uzależnione są od wielu czynników konstrukcyjno-technologicznych i w każdym konkretnym przypadku rzecz musi być rozpatrzona indywidualnie. Sytuacja odnosząca się do połączeń ze stali niskowęglowych jest prostsza aniżeli sytuacja odnosząca się do połączeń spawanych ze stali ulepszanych cieplnie, w których występują lokalne zmiany struktury i własności mechanicznych. Jest więc rzeczą bezsporną wyraźny wpływ naprężeń pozostających na warunki zapoczątkowania i rozwoju pęknięcia. Zmiana stanu naprężenia w obszarach charakteryzujących się lokalną zmianą własności mechanicznych wywiera również podobny wpływ. Uwaga ta w głównej mierze odnosi się do obszarów o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych, w których występuje przestrzenny stan naprężeń o charakterze rozciągającym.

P o d s u m o w a n i e

Uwzględniając powyższe rozważania możemy stwierdzić, że zwiększona skłonność połączeń spawanych do kruchych pęknięć związana jest z obecnością naprężeń pozostających, niezgodnością struktury spoiny oraz strefy wpływu ciepła z materiałem rodzimym czyli tzw. lokalną niejednorodnością mechaniczną oraz obecnością wad o wymiarach makroskopowych. Ilościowo wpływ tych czynników należy ująć stosując się do zasad określonych w niniejszym punkcie. Tym niemniej, niezależnie od omówionego szerzej w poprzednich punktach wpływu lokalnej niejednorodności mechanicznej i obecności wad należy stwierdzić, że bardzo istotnym zagadnieniem związanym z ~~Kompleksową~~ ~~obecnością~~ ~~niejednorodnych~~ ~~mechanicznie~~ ~~połączeń~~ ~~spawanych~~ ~~na~~ ~~kruche~~ ~~pękanie~~ jest również wpływ naprężeń pozostających z uwzględnieniem obszaru ich oddziaływania i występowania. Wpływ naprężeń pozostających należy uwzględnić w identyczny sposób jak naprężenia od obciążenia zewnętrznego. Naprężenia pozostające pierwszego rodzaju, obejmujące swoim zasięgiem całą konstrukcję lub znaczną jej część wpływają zarówno na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia jak i na trajektorię rozwoju pęknięcia. Naprężenia pozostające drugiego i trzeciego rodzaju wpływają w głównej mierze tylko na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia.

5.4. Analiza możliwości oceny własności mechanicznych pokrewnych połączeń spajanych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych w aspekcie mechaniki pęknięcia

5.4.1. Charakterystyka procesu niszczenia połączeń klejonych

Niezależnie od połączeń spawanych problem niejednorodności mechanicznej dotyczy również innej grupy połączeń spajanych - połączeń klejonych, lutowanych. Połączenia klejone stosowane są obecnie w wielu odpowiedzialnych konstrukcjach przemysłu lotniczego, raketowego, precyzyjne-

go itp. W związku z tym połączenia te powinny charakteryzować się wysoką niezawodnością w czasie eksploatacji. Wiąże się to ze stosowaniem klejów o odpowiednio wysokiej jakości oraz zastosowaniem pewnej i niezawodnej technologii klejenia. Istotną sprawą jest również zdolność przewidywania własności mechanicznych połączeń klejonych przy zastosowanych rozwiązaniach konstrukcyjno-technologicznych. Logicznym następstwem jest więc również wzrost wymagań w stosunku do metod oceny wytrzymałości połączeń klejonych.

Jak wynika z przeprowadzonej charakterystyki oceny własności mechanicznych połączeń klejonych ocenę wytrzymałości złącza na ścinanie lub odrywanie przeprowadza się przy założeniu, że zniszczenie połączenia następuje równocześnie we wszystkich punktach złącza. W rzeczywistości analiza procesu niszczenia połączeń klejonych wskazuje, że jest to skutek rozwoju pęknięć lub innych nieciągłości w warstwie kleju.

W połączeniach zakładkowych, z uwagi na koncentrację naprężeń na jego końcach, proces zapoczątkowania niszczenia połączenia następuje w tym obszarze [49, 98, 137]. Zjawisko to może wytłumaczyć tendencję do ustalania się optymalnej wielkości obciążenia przy zwiększaniu długości zakładki, po przekroczeniu której obciążenie maleje. Wobec tego średnie naprężenie niszczące dla całej powierzchni klejonej również maleje i w zasadzie nie powinno być użyte jako charakterystyka wytrzymałości połączenia.

W przypadku odrywania w złączu doczołowym niszczenie następuje również w sposób stopniowy przez rozwój pęknięć powstałych w najsłabszych miejscach połączenia. Trudno jest również powiązać używane charakterystyki, określone zgodnie ze wzorami wytrzymałościowymi, ze zjawiskami fizycznymi występującymi w czasie oddzierania bądź zginania próbek. Jak wiadomo, wytrzymałość połączenia klejonego zależy od przyczepności kleju do podłoża oraz od spójności warstwy klejonej. Ilościową charakterystyką tych wskaźników jest praca niezbędna do rozdzielenia powierzchni. Z uwagi na rozbieżność przyjętych założeń i faktycznych zjawisk występujących w trakcie przeprowadzania badań, w praktyce obserwuje się dość duży rozrzut wyników. Z rozważań tych wynika więc, że rzeczywisty postęp w ocenie złączy klejonych oraz pokrewnych połączeń spajanych osiągnąć można wówczas, gdy stosowane próby laboratoryjne oraz kryteria oceny wynikać będą ze znajomości istoty mechanizmu powstawania i rozwoju pęknięć. Wymagania te w dużej mierze spełniają zależności ustalone przez mechanikę pęknięcia, z której wynikają odpowiednie kryteria oceny jakości połączeń.

Przeprowadzone w dalszej kolejności rozważania oparte na przykładzie połączenia klejonego, odnoszą się również do innej grupy połączeń spajanych, posiadających podobną budowę mechaniczną.

5.4.2. Podstawy teoretyczne oceny jakości połączeń klejonych - ocena G w przypadku rozciągania

Zastosowanie mechaniki pęknięcia do analizy jakości połączeń klejonych lub innych pokrewnych połączeń spajanych związane jest z założeniem, że w każdej konstrukcji występują początkowe wady. Problem powstawania wad i

nieciągłości należy potraktować oddzielnie. Jak wiadomo, w połączeniach klejonych wady występować mogą w formie zanieczyszczeń, pęcherzy, nie spojonych obszarów i są one w głównej mierze wynikiem niedoskonałości zastosowanych procesów technologicznych klejenia bądź odstępstw od tego procesu lub zwykłych zaniedbań w trakcie procesu klejenia.

Oceniając wytrzymałość układów niejednorodnych z punktu widzenia mechaniki pęknięcia, takich jak np. połączenia klejone, należałoby stosować skomplikowaną analizę stanu naprężenia, co wynika z danych przedstawionych w punkcie 5.2. Stosowanie tej kłopotliwej analizy można pominąć korzystając z faktu, że współczynnik intensywności naprężenia K powiązany jest z siłą wydłużającą pęknięcie G (crack extension force). Pod względem fizycznym G jest miarą wielkości wyzwolonej energii odkształcenia. Między wielkościami G i K zachodzą następujące zależności:

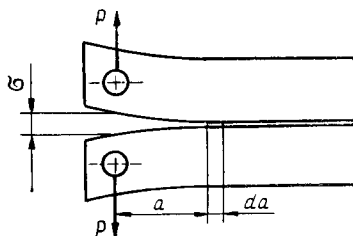
- dla płaskiego stanu odkształcenia:

$$G = (1 - \nu^2) \frac{K^2}{E}$$

- dla płaskiego stanu naprężenia:

$$G = \frac{K^2}{E}$$

G. R. Irwin i J. A. Kies zaproponowali ocenę G na podstawie doświadczalnego kalibrowania próbek [74]. Idea zmodyfikowanej teorii Griffith'a polega na powiązaniu energii niezbędnej do jednostkowego wydłużenia pęknięcia z ilością energii sprężystej, która ubyła z otoczenia pęknięcia: $dW = dU$, gdzie: dU - energia sprężysta wyzwolona w próbce, dW - energia potrzebna do zwiększenia długości pęknięcia o elementarną wielkość. Równość ta oznacza moment niestabilnego rozwoju pęknięcia. W zależności od wzajemnej wartości dU i dW nastąpić może przyspieszenie rozwoju pęknięcia ($dU > dW$) bądź zatrzymanie pęknięcia ($dU < dW$). W okresie zapoczątkowania rozwoju pęknięć rozdzielczych (kruchych) dU i dW są niemal równe. Wobec tego znajomość dU , uzyskana drogą obliczeniową bądź eksperymentalną, dostarcza również informacji o ilości niezbędnej energii dW . Przykładowo przedstawić można to zjawisko na modelu (rys.31).



Rys.31. Próbką klejona rozciągana siłą P

Przy krytycznym obciążeniu P_c pęknięcie zacznie się wydłużać, natomiast brzegi próbki, przez które przechodzi linia działania sił P , przemieszczą się o wielkość δ . Całkowita energia sprężysta U wyniesie:

$$U = \frac{P_c \delta}{2} \quad (153)$$

Uwzględniając, że pochYLENIE linii $P - \delta$ określone jest jako podatność próbki C oraz przy określonej długości pęknięcia a otrzymano zależność: $C = \delta / P_c$.

Z zależności na podatność wynika, że $\delta = C P_c$, a wówczas wartość energii sprężystej przybiera postać:

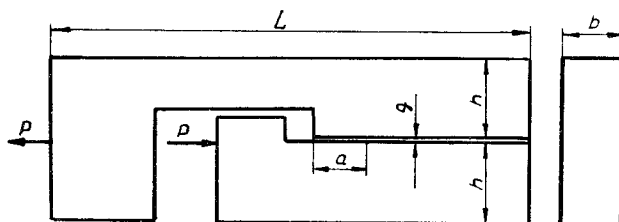
$$U = \frac{P_c^2 C}{2} \quad (154)$$

W przypadku, gdy zakłada się, że pęknięcie rozwija się o elementarną wielkość da przy stałym obciążeniu, to zależność określającą straty energii związane ze wzrostem pęknięcia, przypadające na jednostkę powierzchni $dF = b da$ przedstawić można za pomocą wzoru [121, 125]:

$$G_{IC} = \frac{\partial U}{\partial F} = \frac{\partial U}{b \partial a} = \frac{P_c^2}{2b} \frac{dC}{da} \quad (155)$$

W celu posłużenia się zależnością (155) należy znać zmianę podatności dC/da oraz siłę krytyczną P_c . Siłę P_c określić można z wykresu $P - \delta$, natomiast dC/da oblicza się korzystając z zależności klasycznej wytrzymałości materiałów. Dla modelu przedstawionego na rys.32, składającego się z dwóch belek o przekroju prostokątnym $b \times h$, połączonych warstwą kleju o grubości g , w której znajduje się wstępne pęknięcie o długości a , wyrażenie określające C przybiera postać:

$$C = \frac{2a^3}{3EJ} \quad (156)$$



Rys.32. Próbką przeznaczona do badań na ścinanie

Jeżeli uwzględnimy zależność na moment bezwładności $J = bh^3/12$, wówczas:

$$C = \frac{8 a^3}{E b h^3}, \quad \frac{dC}{da} = \frac{24 a^2}{E b h^3} \quad (157)$$

Wobec tego zależność (155) przyjmie postać:

$$G_{IC} = 12 P^2 \frac{a^2}{E b^2 h^3} \quad (158)$$

Po uwzględnieniu związku między G i K zapisać można również, że:

$$K_{IC} = \frac{2 P a}{h b} \sqrt{\frac{3}{(1-\nu^2) h}} \quad (159)$$

Dla celów praktycznych równanie (156) ulega pewnej modyfikacji z uwagi na rozbieżność między stosowaniem tej zależności a rzeczywistym odchyleniem złączonych belek pod wpływem sił P. Z danych zawartych w opracowaniu [137] wynika, że korekcji powinna ulec długość pęknięcia $a + a_0$, gdzie $a_0 = 0,6 h$ oraz wprowadzony zostaje dodatkowy człon $h^2 a$ uwzględniający obecność naprężeń ścinających. Wobec tego zależność (156) przyjmie postać:

$$C = \frac{2}{3 E J} \left[(a + a_0)^3 + h^2 a \right] \quad (160)$$

Różniczkując w/w zależność, otrzymamy:

$$\frac{dC}{da} = \frac{2}{3 E J} \left[3 (a + a_0)^2 + h^2 \right]$$

Jeżeli $J = bh^3/12$, to:

$$\frac{dC}{da} = \frac{8}{E b h^3} \left[3 (a + a_0)^2 + h^2 \right]$$

Wobec tego G_{IC} wynosi:

$$G_{IC} = \frac{4 P^2}{E b^2 h^3} \left[3 (a + a_0)^2 + h^2 \right] \quad (161)$$

Wartość G_{IC} - w zależności od kształtu próbki oraz charakteru obciążenia - zmieniać może swą wielkość w trakcie rozwoju pęknięcia. I tak pęknięcie w ruchu może być związane z mniejszą wartością G_{IC} niż potrzebne byłoby

do rozpoczęcia ruchu pęknięcia. W związku z tym G. R. Irwin wprowadził tzw. współczynnik stabilności do oznaczenia częściowej zmiany G ze wzrostem pęknięcia:

$$S = \frac{1}{G} \frac{dG}{da} \quad (161)$$

Badania przeprowadzone na próbkach o różnej postaci wykazały, że sterowanie pęknięciem może być zrealizowane dla $S > 12,7 \text{ mm}^{-1}$. Równanie współczynnika stabilności opiera się na założeniu, że energia niezbędna do wydłużenia pęknięcia dostarczana jest w całości przez próbkę. Praktycznie założenie to spełnione jest wówczas, gdy układ obciążający ma znacznie mniejszą podatność C niż próbka. W przeciwnym przypadku energia dostarczana przez elementy połączone z próbką spowodować może ciągły wzrost pęknięcia, nawet w próbkach o wysokim stopniu współczynnika stabilności S . Podkreślić należy, że opisany sposób oceny wytrzymałości połączeń klejonych rozszerzyć można na inne modele połączeń oraz innego rodzaju obciążenia np. ścinanie, oddzieranie obwodowe itp. [2, 16, 80, 163, 170].

5.4.3. Sposób oceny wartości G w przypadku ścinania złącza

Przypadek ten odpowiada drugiemu rodzajowi modelu wg Irwina rozwoju pęknięcia i dlatego krytyczną wartość G oznaczono przez G_{IIC} . Próbka do badań powinna mieć kształt przedstawiony na rys.32. Z uwagi na koncentrację obciążenia P na końcach połączenia, rozwój pęknięcia nastąpi w tym obszarze wtedy, gdy siła P osiągnie krytyczną wartość P_{IIC} . Zależność podstawowa do oceny G_{IIC} przyjmie podobną postać do równania (155):

$$G_{IIC} = \frac{P_{IIC}^2}{2b} \left(\frac{dC}{da} \right)_P \quad (163)$$

Dla elementów złącza o przekroju prostokątnym $b \times h$ i module Young'a E podatność układu C z pęknięciem o długości a wynosi [138]:

$$C(a) = \frac{\delta(a)}{P_C} = \frac{2a}{bhE} \quad (164)$$

Wzór ten określony jest przy założeniu, że każdy element złącza poddany jest jednoosiowemu rozciąganiu lub ścisaniu. Całkowita długość oddziaływającego materiału i wpływającego na $C(a)$ jest równa $2a$. Różniczkując wzór (164) względem długości a otrzymamy:

$$\frac{dC}{da} = \frac{1}{bhE}$$

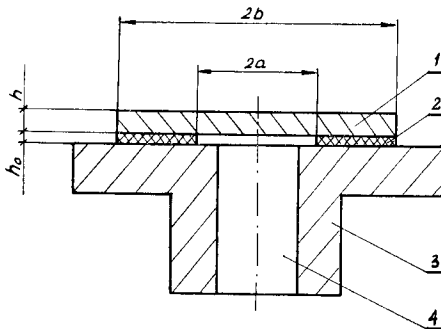
Wobec tego wzór (163) przyjmie postać:

$$G_{IIC} = \frac{P_{IIC}^2}{b^2 h E} \quad (165)$$

Z uwagi na fakt, że przypadek czystego ścinania złącza występuje stosunkowo rzadko, rozpatrzyć należy również - z praktycznego punktu widzenia - przypadek złożonego stanu obciążenia połączenia klejonego.

5.4.4. Sposób oceny wartości G w przypadku złożonego stanu obciążenia złącza

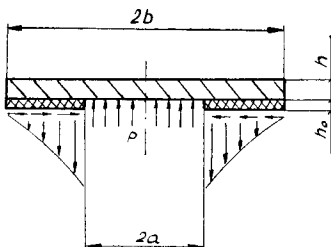
Złożony stan naprężenia złącza uzyskano działając równomiernie rozłożonym ciśnieniem p na środkową część okrągłej płyty o grubości h , połączonej na części powierzchni ($a \leq x \leq b$) ze sztywnym podłożem, warstwą kleju o grubości h_0 (rys.33).



Rys.33. Próbką przeznaczona do obwodowego oddzierania:

- 1 - okrągła płyta, 2 - warstwa kleju, 3 - sztywne podłoże,
- 4 - otwór wlotowy umożliwiający działanie ciśnieniem p na płytę

Rozkład naprężeń działających na warstwę kleju przedstawiono na rys.34.



Rys.34. Rozkład naprężeń w warstwie kleju oraz obciążen płyty ciśnieniem p

Na warstwę kleju działa naprężenie normalne σ oraz styczne τ , natomiast płyta jest zginana, rozciągana oraz ścinana poprzecznie. Całkowitą energią o charakterze sprężystym zgromadzoną w układzie, określono na podstawie zależności [163]:

$$U = \frac{1}{2} \int p w dF \quad (166)$$

gdzie:

- p - ciśnienie,
- w - przemieszczenie płyty,
- dF - przyrost nie połączonej warstwą kleju powierzchni płyty.

Przy wykorzystaniu również i w tym przypadku idei zmodyfikowanej teorii Griffith'a wartość G określono na podstawie zależności: $G = \partial U / \partial F$.

Jak wynika z tych rozważań, szczegółowe rozwiązanie przedstawionego zagadnienia sprowadza się do takiego określenia zależności (166), aby w sposób możliwie prosty można było zróżniczkować tę zależność i określić $\partial U / \partial F$. W tym celu porównano ze sobą dwie próbki poddane działaniu tego samego ciśnienia p , różniące się natomiast wymiarem a . Dla próbki 1, o mniejszej długości pęknięcia a , całkowita energia odkształcenia wynosi U_1 , a warstwa kleju działa jako sprężysty ośrodek ciągły w zakresie $a < x < b$. Dla próbki 2, o większej długości pęknięcia a , z odpowiadającą mu całkowitą energią odkształcenia U_2 , w wyniku rozdzielenia warstwy kleju w zakresie $a < x < a + \Delta a$, warstwa kleju działa jako sprężysty ośrodek ciągły w zakresie $a + \Delta a < x < b$.

W przypadku gdy przez ΔF oznaczy się przyrost nowej powierzchni powstałej w wyniku rozdzielenia warstwy kleju przy przejściu od stanu energetycznego próbki 1 do stanu próbki 2, można stwierdzić, że:

$$\frac{\partial U}{\partial F} = \lim_{\Delta F \rightarrow 0} (U_2 - U_1) \Delta F \quad (167)$$

Całkowita energia U może zostać rozdzielona na energię odkształcenia sprężystego U_0 zgromadzoną w okrągłej płycie oraz energię zawartą w warstwie sprężystej kleju w zakresie $a + \Delta a < x < b$. W związku z tym wartość U określić można zgodnie z następującą zależnością [163]:

$$U = U_0 + \left(\frac{\sigma^2}{2 k_n} + \frac{\tau^2}{2 k_s} \right) \Delta F \quad (168)$$

gdzie:

- $k_n = B_0 / h_0$
- $k_s = G_0 / h_0$
- B_0 - stała sprężysta
- G_0 - moduł sprężystości poprzecznej warstwy
- $B_0 = E_0$ dla jednoosiowego rozciągania

E_0 - moduł Young'a warstwy

Człon $(\sigma^2/2k_n + \tau^2/2k_s) \Delta F$ odzwierciedla energię sprężystą odkształcenia w części warstwy kleju dla $a < x < a + \Delta a$. W przypadku, gdy σ, τ ma znaną wartość $(\sigma_{\max}, \tau_{\max})$ dla próbki 1, a wartość $(-p, 0)$ dla próbki 2, można zapisać:

$$U_2 - U_1 = U_{o2} - U_{o1} + \left(\frac{p^2}{2k_n} - \frac{\sigma_{\max}^2}{2k_n} - \frac{\tau_{\max}^2}{2k_s} \right) \Delta F \quad (169)$$

Energia odkształcenia U_0 jest funkcją obciążeń działających na rozpatrywany układ zawierający okrągłą płytę i część warstwy kleju w obszarze $a + \Delta a < x < b$. Wobec tego $U_0 = U_0(p, F_n, F_s)$, gdzie: F_n i F_s - składowa normalna i styczna siły przenoszona przez układ. Składowe siły określone są przez: $F_n = -\sigma \Delta F$, $F_s = -\tau \Delta F$. Wobec tego zmianę U_0 przy przejściu z próbki 1 do 2 przy $p = \text{const}$ wyrazić można za pomocą wzoru:

$$U_{o2} - U_{o1} = \left(\frac{\partial U_0}{\partial F_n} \right) \Delta F_n + \left(\frac{\partial U_0}{\partial F_s} \right) \Delta F_s \quad (170)$$

Przyrost składowych sił ΔF_n i ΔF_s przy przejściu od stanu próbki 1 do próbki 2 wynosi: $\Delta F_n = (\sigma_{\max} + p) \Delta F$, $\Delta F_s = \tau_{\max} \Delta F$. W związku z tym, uwzględniając wzory (167), (169) i (170) i określając granicę dla $\Delta F \rightarrow 0$, otrzymuje się wzór:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial F} = & \left(\frac{\partial U_0}{\partial F_n} \right) (\sigma_{\max} + p) + \left(\frac{\partial U_0}{\partial F_s} \right) \tau_{\max} + \frac{p^2}{2k_n} + \\ & - \frac{\sigma_{\max}^2}{2k_n} - \frac{\tau_{\max}^2}{2k_s} \end{aligned} \quad (171)$$

Pochodne cząstkowe $\partial U_0 / \partial F_n$ i $\partial U_0 / \partial F_s$ równe są zgodnie z zasadą Castigliano, składowym przemieszczenia płyty w miejscu przyłożenia sił F_n i F_s . Składowe przemieszczenia mogą być wyrażone kolejno jako funkcje σ_{\max} i τ_{\max} , a mianowicie: $\partial U_0 / \partial F_n = \sigma_{\max} / k_n$, $\partial U_0 / \partial F_s = \tau_{\max} / k_s$. Ostatecznie wartość G równa jest:

$$G = \frac{\partial U}{\partial F} = \frac{(\sigma_{\max} + p)^2}{2k_n} + \frac{\tau_{\max}^2}{2k_s} \quad (172)$$

Jeżeli uwzględnimy zależności określające stan naprężenia jako funkcję p i wymiarów złącza, to zgodnie z opracowaniem [163], wzór (172) można

przedstawić dla płaskiego stanu odkształcenia następująco:

$$G = \frac{\partial U}{\partial F} = \left(\frac{w_1 + 3 l^2}{a^2} \right) p^2 a^4 \frac{1}{18 D} \quad (173)$$

$$w_1 = \frac{1 + 3 \sqrt{2} l/a + 3 l^2/a^2}{1 + \sqrt{2} l/a}$$

$$l = (D/k_n)^{1/2}$$

gdzie:

D - sztywność zginanej płyty.

Określona zależność (173) w swej ostatecznej postaci jest użyteczna do badań praktycznych.

P o d s u m o w a n i e

Zastosowanie kryteriów mechaniki pęknięcia do oceny wytrzymałości połączeń klejonych stanowi istotny postęp w porównaniu z metodami tradycyjnymi ustalonymi przez normy krajowe, które obowiązują do tej pory. Wynika to z wprowadzenia odpowiednich kryteriów mechaniki pęknięcia do oceny zjawisk fizycznych charakteryzujących rzeczywisty proces niszczenia połączeń klejonych. W niniejszym opracowaniu ustalono podstawy teoretyczne do oceny własności mechanicznych połączeń klejonych oraz pokrewnych połączeń spajanych dla przypadku:

- rozciągania,
- ścinania,
- złożonego stanu naprężenia obejmującego jednocześnie rozciąganie i ścinanie.

Przeprowadzone rozważania zachowują również swój stan fizyczny w odniesieniu do innych połączeń spajanych, posiadających podobną budowę co połączenia klejone, np. połączenia lutowane.

5.5. Przykłady zastosowania problematyki teorii niejednorodności mechanicznej i mechaniki pęknięcia do oceny własności mechanicznych połączeń spajanych w oparciu o badania własne

5.5.1. Modelowanie własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie

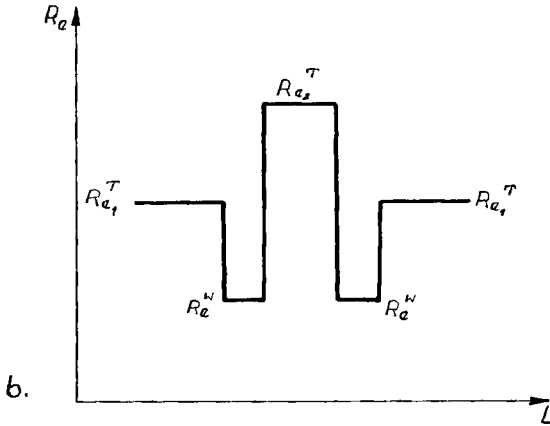
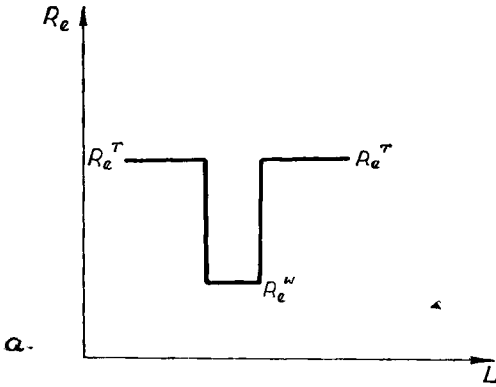
Jedną z uznanych form oceny własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych są badania próbek przygotowanych na symulatorach

cykli cieplnych. W symulatorze próbki są poddane działaniu cykli cieplnych podobnych do tych, jakie występują rzeczywiście w strefie wpływu ciepła. Realizacja symulowanych cykli cieplnych najczęściej odbywa się poprzez przepływ prądu przez próbkę i nagrzewanie poprzez wydzielające się ciepło. Dzięki temu możliwe jest stosunkowo łatwe sterowanie procesem cyklu cieplnego na zasadzie sprzężeń zwrotnych. W kraju symulatorem cykli cieplnych, wykonanym we własnym zakresie, dysponuje jedynie Instytut Spawalnictwa w Gliwicach [117]. Efektem końcowym procesu symulowania cyklu cieplnego są próbki z jednorodną, żądaną strefą strukturalną o szerokości 5-8 mm, uzależnioną od przebiegu cyklu cieplnego. Z próbek tych w dalszej kolejności przygotowuje się próbki do badań mechanicznych i metalograficznych. Pozwala to w dalszej kolejności ocenić z osobna własności mechaniczne poszczególnych obszarów strefy wpływu ciepła. Tego rodzaju podejście będzie jednakże w pewnym stopniu zawodzić przy ocenie własności mechanicznych strefy wpływu ciepła w przypadku występowania skokowej, nagłej zmiany własności mechanicznych. W przypadku odtwarzania stosunkowo wąskich obszarów strefy wpływu ciepła na obszary większe o szerokości 5-8 mm wyeliminujemy z naszego procesu badawczego wzajemny wpływ na siebie poszczególnych obszarów strefy wpływu ciepła, co faktycznie rzutuje na kompleksową wytrzymałość połączeń spawanych. W takim przypadku celowym zabiegiem jest odtworzenie przy użyciu symulowanych cykli cieplnych takich warunków, ażeby otrzymać podobną strukturę jaka występuje w strefie wpływu ciepła oraz ocenić wzajemny wpływ na siebie obszarów o różnych własnościach mechanicznych i różnych wymiarach. Jak wynika z analizy występowania lokalnej, skokowej zmiany własności mechanicznych, w złączach spawanych istotne znaczenie mają dwie sytuacje:

- strefa o obniżonej wytrzymałości sąsiaduje bezpośrednio z materiałem o wyższej wytrzymałości (rys.35 a),
- strefa o obniżonej wytrzymałości sąsiaduje z jednej strony z materiałem o wyższej wytrzymałości, natomiast z drugiej strony występuje obszar o wytrzymałości wyższej od materiału łączonego (rys.35 b).

Wyżej wymieniony problem wystąpi szczególnie ostro, jeżeli będziemy spawali stale ulepszone cieplnie o niskiej temperaturze odpuszczania. W kraju stale ulepszone cieplnie są stosowane przy stosunkowo wysokiej temperaturze odpuszczania, o czym świadczą między innymi ich końcowe własności mechaniczne określone wg projektu normy BN-76/0652. W tym przypadku problem spawania tych stali i oceny ich własności mechanicznych należy uznać za w pełni opanowany. Świadczy o tym szereg opracowań z tego zakresu, wykonanych w Instytucie Metalurgii Żelaza, Instytucie Spawalnictwa i innych ośrodkach badawczych. Dla opracowanych gatunków stali przy danej grubości i temperaturze odpuszczania określono wartości dopuszczalnej energii liniowej spawania, której stosowanie zabezpiecza uzyskanie połączeń spawanych o określonych własnościach mechanicznych nie odbiegających od własności mechanicznych materiału rodzimego.

Sytuacja staje się bardziej złożona, jeżeli będziemy podwyższać własności mechaniczne tychże stali poprzez obniżanie temperatury odpuszczania.



Rys.35. Modele skokowej zmiany własności mechanicznych występujących w obrębie połączeń spawanych:

- a/ strefa o obniżonej wytrzymałości z obydwu stron sąsiaduje z materiałem o wyższych własnościach mechanicznych: $R_e^T - R_e^W - R_e^T$,
 $R_e^T > R_e^W$
- b/ strefa o obniżonej wytrzymałości R_e^W sąsiaduje z dwoma różnymi materiałami o wyższych własnościach mechanicznych $R_{e_1}^T$, $R_{e_2}^T$:
 $R_{e_1}^T - R_e^W - R_{e_2}^T$, $R_{e_2}^T > R_{e_1}^T > R_e^W$

W tej sytuacji wypukli się między innymi wpływ strefy miękkiej na kompleksową wytrzymałość połączeń spawanych. Na rys.36 - 39 przedstawiono dla przykładu rozkłady struktury i twardości w obrębie połączeń spawanych ze stali 18G2A i 14HNMBCu. Strefa miękka tworzy się w obrębie strefy wpływu ciepła w wyniku lokalnego podgrzania powyżej temperatury odpuszczania stali i niższej od temperatury A_3 . Słuszność tego rodzaju podejścia została między innymi zweryfikowana w odniesieniu do stali 14HNMBCu w opracowa-

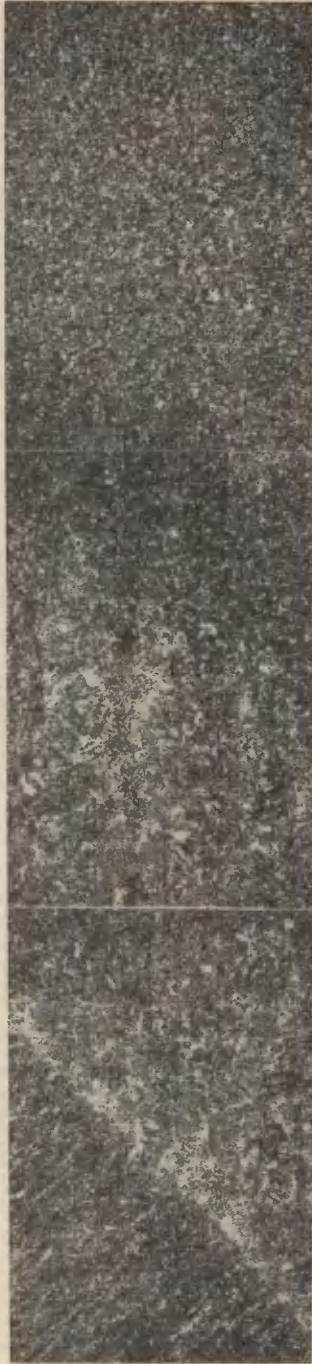


materiał rodzimy
 $T < T_{\text{odp}}$

obszar wysokiego odpuszczenia
 (miękką warstwą)
 $T_{\text{odp}} < T < T_{\text{As}}$

obszar lokalnego utwardzenia
 (podhartowania)
 $T > T_{\text{As}}$

spoina



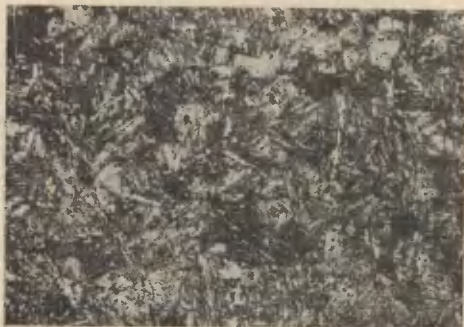
obszar lokalnego utwardzenia
 (podhartowania)
 $T > T_{\text{As}}$

obszar wysokiego odpuszczenia
 (miękką warstwą)
 $T_{\text{odp}} < T < T_{\text{As}}$

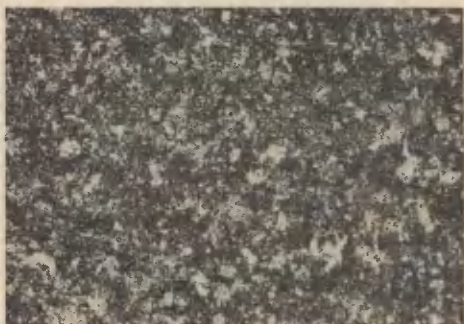
materiał rodzimy
 $T < T_{\text{odp}}$

spoina

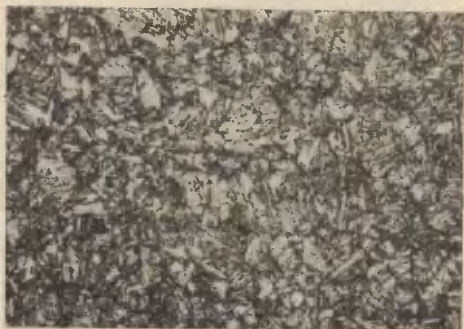
Rys. 36. Struktura występująca w doczołowym połączeniu spawanym z ulepszonej ciepłnie stali 14HNMBCu (T_{odp} = 913 K), wykonanym przy użyciu energii liniowej q_l = 18000 J/cm, g = 25 mm a/ materiał rodzimy - strefa wpływu ciepła - spoina



obszar lokalnego
podhartowania
w obszarze $T > T_{A3}$



strefa wysoko odpusz-
czona (mięka warstwa)
 $T_{\text{odp.}} < T < T_{A3}$



materiał rodzimy
 $T < T_{\text{odp.}}$

Rys. 36 b. Fragmenty struktury występującej w doczołowym połączeniu spawanym z ulepszonej cieplnie stali 14HMBCu ($T_{\text{odp.}} = 913 \text{ K}$), wykonanym przy użyciu energii liniowej $q_1 = 18000 \text{ J/cm}$, $g = 25 \text{ mm}$

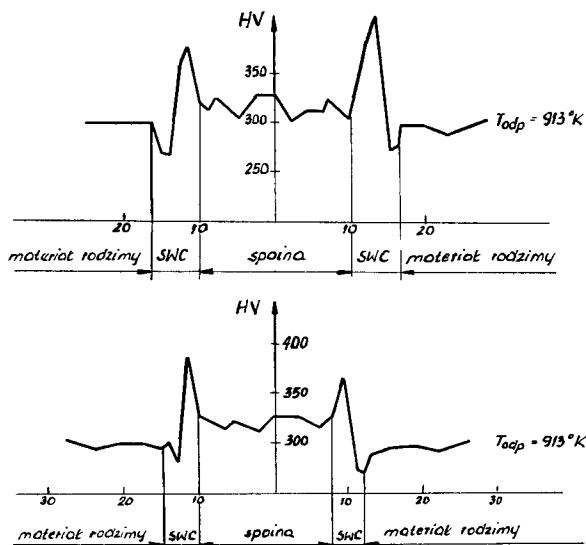


spoina

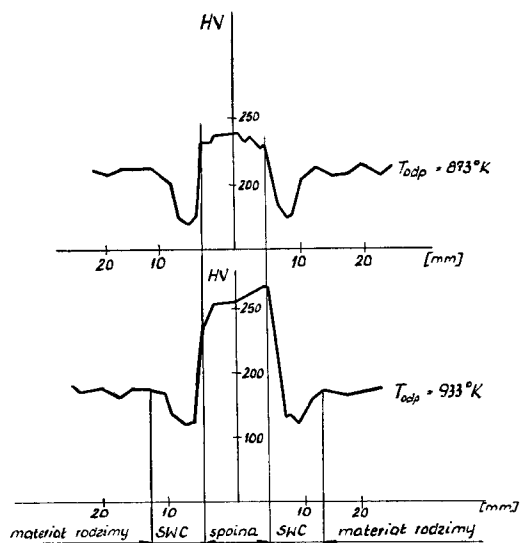
obszar wysokiego odpuszczenia (miękką warstwą)

materiał rodzimy

Rys. 37. Struktura występująca w doczołowym połączeniu spawanym z ulepszonej ciepłnie stali 18G2A ($T_{\text{odp}} = 823 \text{ K}$), wykonanym przy użyciu energii liniowej $q_l = 14500 \text{ J/cm}$, $g = 25 \text{ mm}$



Rys.38. Przykłady rozkładów twardości w obrębie doczołowych połączeń spawanych z ulepszonej cieplnie stali 14HNMBCu



Rys.39. Przykłady rozkładów twardości w obrębie doczołowych połączeń spawanych z ulepszonej cieplnie stali 18G2A

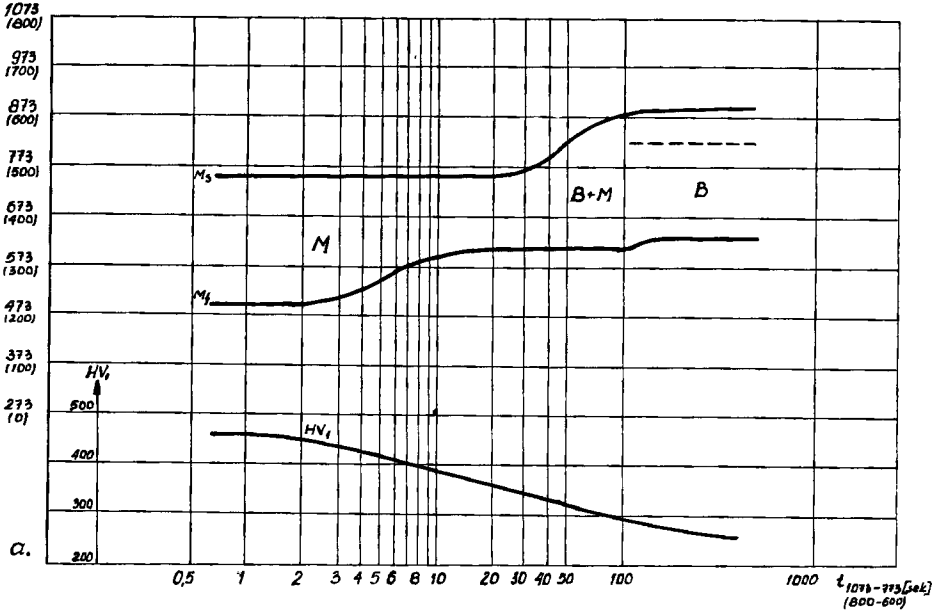
niu [128]. Podobne stanowisko odnośnie wymiarów strefy lokalnego obniżenia wytrzymałości w ulepszonych cieplnie stalach zajmuje również M. Curzytek [32] i inni badacze [154, 155]. Według niektórych sugestii jako górną temperaturę przyjmuje się temperaturę przemiany A_1 [70], chociaż z załączonych wykresów obrazujących zmianę własności mechanicznych w tym obszarze w zakresie temperatury $T_{A_3} > T > T_{A_1}$ obserwuje się również spadek własności wytrzymałościowych w porównaniu z materiałem rodzimym. Rodzaj struktury obszaru strefy wpływu ciepła podgrzanej powyżej temperatury przemiany A_3 uzależniony będzie od rodzaju spawanej stali oraz od chwilowej szybkości chłodzenia. Do wstępnej oceny struktury możemy w tym przypadku użyć wykresów CTP_c - S, rys.40. Z analizy tych wykresów wynika, że bardziej wrażliwa na cieplny cykl spawania jest stal 18G2A. W złączach spawanych ze stali 14HNMBCu przy zalecanych energiach liniowych spawania w tym obszarze tworzy się struktura martenzytyczna lub bainityczno-martenzytyczna. Jest to wąski pas struktury o twardości wyższej od twardości materiału rodzimego i spoiny. W złączach ze stali 18G2A w tym obszarze tworzy się struktura bainityczna bądź nawet ferrytyczno-perlityczna.

W celu określenia wpływu strefy miękkiej na kompleksową wytrzymałość niejednorodnych mechanicznie połączeń spawanych opracowano metodę modelowania struktury strefy wpływu ciepła ulepszonych cieplnie stali, opartą na uproszczonym stosowaniu symulacji cyklu cieplnego. Ażeby otrzymać podobną budowę struktury próbki jaka występuje w strefie wpływu ciepła ulepszonych cieplnie stali przygotowano:

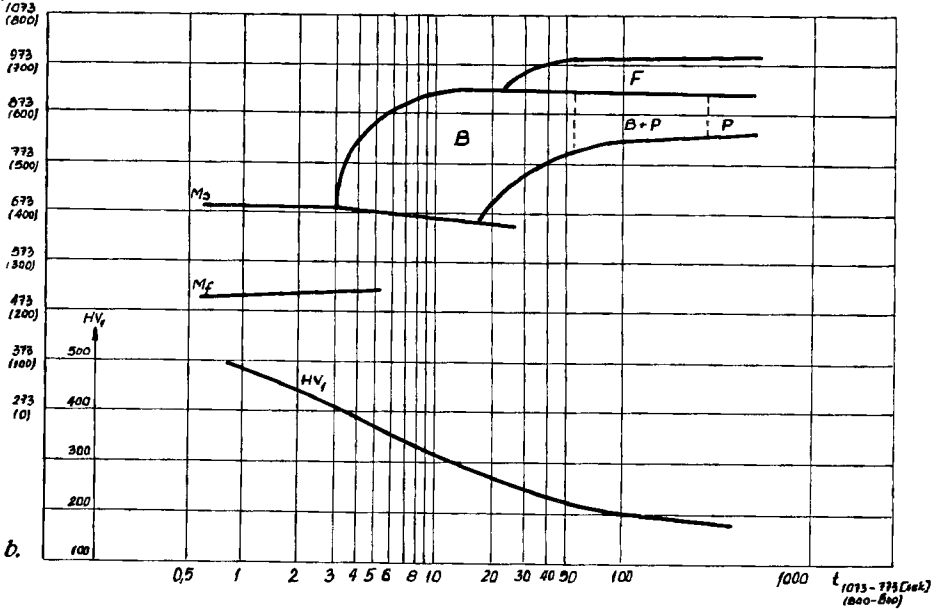
- próbki o specjalnym kształcie,
- stanowisko do realizacji części cyklu cieplnego spawania (odpuszczania).

Poszczególne etapy przygotowania próbek przedstawiono na rys.41. Pierwszy etap polega na wycięciu z arkusza blachy płytek, których kształt i wymiary są uzależnione od przewidywanego kształtu próbek przeznaczonych do badań wytrzymałościowych. Przykładowo, dla próbek nr 10 zgodnie z PN-71/H-04310 na rys.41b przedstawiono wyjściowe wymiary płytek. Wycięte płytki w dalszej kolejności zostały poddane ulepszaniu cieplnemu, przy którym temperatura odpuszczania jest równa temperaturze odpuszczania materiału rodzimego, który ma być poddany procesowi spawania. Następnie w płytkach wykonano wcięcia o różnej szerokości 2 h, zmniejszając w ten sposób miejscowo przekrój płytek. Szerokość wcięć w płytkach uzależniono od szerokości strefy zmiękczonej, którą zamierzamy uzyskać. Lokalną zmianę własności mechanicznych uzyskiwano mocując płytki z wcięciami w szczękach zgrzewarki doczołowej, a następnie podgrzewano ich środkową część o zmniejszonym przekroju poprzez impulsowe działanie prądem do żądanej temperatury. Ze zgrzewarką sprzężony był dodatkowo układ sterujący procesem nagrzewania próbki. Żądaną temperaturę odpuszczania nastawiano na regulatorze temperatury. Schemat blokowy urządzenia sterującego przedstawiono na rys.42. Powstanie w ten sposób miejscowe odpuszczenie materiału o stopniu wyższym niż materiału rodzimego, na szerokości uzależnionej od szerokości wcięcia. W celu uzyskania stosunkowo ostrego spadku twardości stosowano dodatkowo nakładki miedziane chłodzone wodą. Niezależnie od tego, ażeby uzyskać równomierny przepływ prądu i związane z tym równomierne odpuszczanie zmniejszo-

T_p °K (°C)



T_p °K (°C)

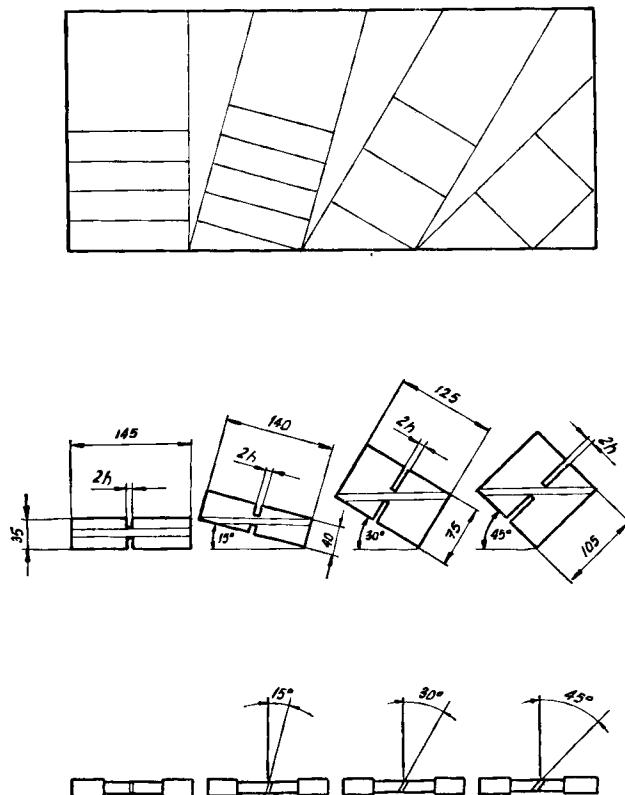


Rys.40. Wykres CTP_c - S dla [13, 132, 137 a]:

a/ stali 14HNMBCu

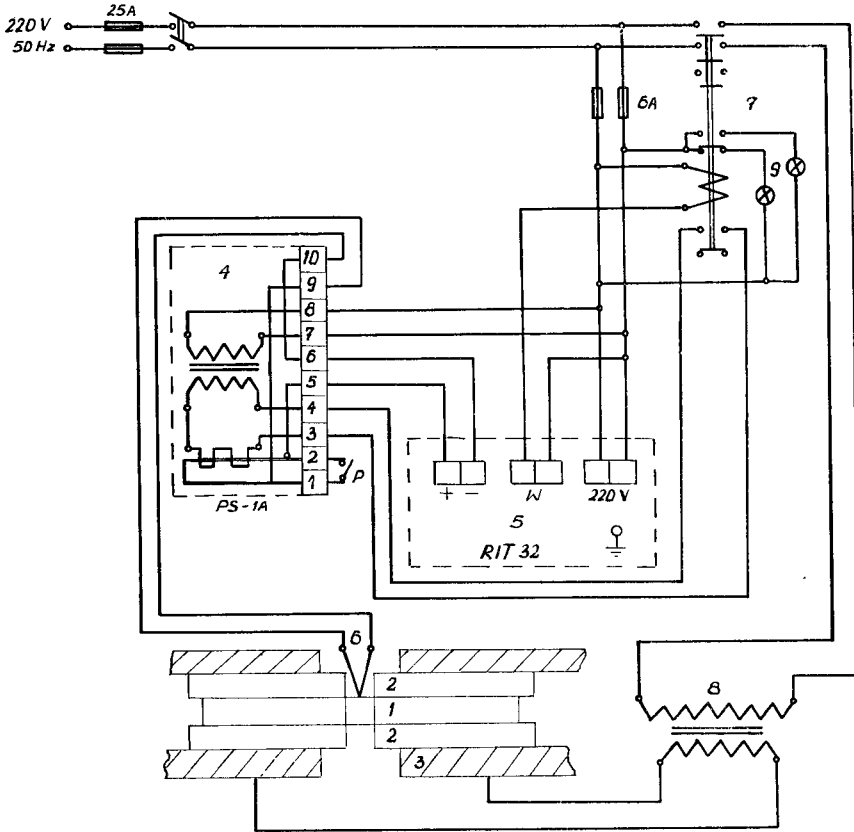
b/ stali 18G2A

nego przekroju próbki należy zwrócić uwagę na dobre przyleganie płytek do nakładek miedzianych i szczęk zgrzewarki. W związku z tym płaszczyzny przylegania próbek zostały dodatkowo szlifowane. Po uzyskaniu lokalnej niejednorodności w płytkach w dalszej kolejności przygotowano z nich próbki do badań wytrzymałościowych bądź metalograficznych.



Rys.41. Główne etapy przygotowania próbek modelowych o skokowo - zmiennych własnościach mechanicznych z płyt

Z uwagi na trudności przy wytwarzaniu opisanym sposobem miękkiej warstwy, węższej od dwóch milimetrów, przyjęto nieco inną metodykę postępowania. Środkową część płytek z wcięciem o szerokości 4-7 mm podgrzewano miejscowo na zgrzewarce do temperatury $T > T_{A3}$. Z uwagi na bardzo dużą różnicę objętości nagrzanej części środkowej oraz pozostałej części płytki i dużą różnicę temperatur dla tych samych obszarów, środkowa część płytki jest chłodzona z dużą prędkością, dzięki czemu środkowa część płytki utwardza się, natomiast po obu jej stronach powstaną dwie wąskie strefy o lokalnie zmniejszonej twardości. Szerokość warstw miękkich uzyskanych tą metodą wynosi 1-2 mm. Po powtórnym odpuszczeniu płytek w tej samej temperaturze od-



- 1 - odpuszczana płytka
- 2 - płytki miedziane
- 3 - szczęki zgrzewarki
- 4 - przystawka sprzężenia zwrotnego
- 5 - regulator temperatury
- 6 - termoelement (273 - 1373 K, NiCr - Ni)
- 7 - stycznik
- 8 - transformator
- 9 - lampki sygnalizacyjne

Rys.42. Schemat blokowy sterowania procesem nagrzewania płytek

puszczania co na początku, środkowa część próbek obniżała swą twardość do stanu wyjściowego. Niezależnie od powyższego próbki z jednostronnym utwardzeniem w sąsiedztwie warstwy mogą służyć również jako adekwatne modele strefy wpływu ciepła połączeń spawanych np. ze stali 14HNMBCu. Należy podkreślić, że przewidywaną szerokość lokalnego odpuszczenia można ocenić opierając się na zależnościach teorii procesów cieplnych. Jak już wspom-

niano poprzednio, miękka warstwa w złączu spawanym z ulepszonych cieplnie stali będzie ograniczona dwiema izotermami T_{odp} i T_{A3} . Wobec powyższego opierając się na tym założeniu oraz na zależnościach matematycznych charakteryzujących rozkład temperatur maksymalnych w obrębie połączenia spawanego, szerokość lokalnego odpuszczenia można określić jako:

- dla ciała masywnego

$$2h = \sqrt{\frac{2}{\pi e} \frac{q_1}{c \gamma}} \left(\frac{1}{\sqrt{T_{\text{odp}}}} - \frac{1}{\sqrt{T_{A3}}} \right) \quad (174)$$

- dla modelu powłoki

$$2h = \frac{0,244 q_1}{2 b c \gamma} \left(\frac{1}{T_{\text{odp}}} - \frac{1}{T_{A3}} \right) \quad (175)$$

gdzie:

- q_1 - energia liniowa spawania,
- c - ciepło właściwe,
- γ - ciężar właściwy,
- e - podstawa logarytmu naturalnego.

Jeżeli wykorzystamy zależność (21) określającą krytyczną grubość względnej grubości warstwy λ_{kr} , a następnie dzieląc wzory (174), (175) przez $g = 2b$ i odpowiednio przyrównując je do wzoru (21) otrzymamy zależności określające wielkość energii liniowej spawania q_1 , przy stosowaniu której nie powinno nastąpić obniżenie wytrzymałości złącza, pomimo obecności strefy o obniżonej twardości (miękkiej warstwy) jeżeli będzie ono rozciągane siłą poprzeczną do osi wzdłużnej spoiny:

- dla ciała masywnego

$$q_1 = \frac{2 \pi Re^w b^2 e c \gamma}{(2 \sqrt{3} Rm^T - Re^w \pi)^2} \frac{T_{\text{odp}} T_{A3}}{(T_{A3} - T_{\text{odp}})^2} \quad (176)$$

- dla modelu powłoki

$$q_1 = \frac{4 Re^w b^2 c \gamma}{0,244 (2 \sqrt{3} Rm^T - Re^w \pi)} \frac{T_{\text{odp}} T_{A3}}{T_{A3} - T_{\text{odp}}} \quad (177)$$

Niewłaściwie dobrana energia liniowa spawania może być powodem znacznego osłabienia skutków ulepszenia cieplnego. Wtedy złącze spawane może ulec zerwaniu w tzw. miękkiej warstwie przy wytrzymałości niższej od wytrzymałości materiału rodzimego w stanie wyjściowym (rys.43). Jak już wspom-

niano uprzednio, rodzaj struktury w obszarze $T > T_{A3}$ uzależniony jest od chwilowej szybkości chłodzenia oraz rodzaju stali.



Rys.43. Przykłady doczołowych połączeń spawanych, które uległy zerwaniu w strefie wpływu ciepła w obszarze lokalnego obniżenia wytrzymałości

Jeżeli chwilowa szybkość chłodzenia będzie mniejsza od tej, która gwarantuje uzyskanie struktury o wytrzymałości co najmniej równej wytrzymałości materiału rodzimego w stanie wyjściowym, to wtedy rzeczywista szerokość

warstwy będzie większa niż określona wzorami (176) i (177), powiększona o ten obszar. Uwaga powyższa dotyczy głównie ulepszonych cieplnie spawalnych stali typu C - Mn. Z uwagi na trudności związane z nanoszeniem krzywych chłodzenia na wykres $CTP_c - S$, wykres ten wykonuje się również w postaci zależności temperatury początku i końca przemiany od czasu stygnięcia t_{8-5} w zakresie temperatur $800 - 500^\circ\text{C}$ ($1073 - 773$ K). Czas t_{8-5} jest praktycznie stały dla wszystkich punktów strefy przyspoinowej i dzięki temu jednoznacznie charakteryzuje proces spawania. W oparciu o analizę cyklu cieplnego spawania oraz bardzo szczegółowe badania przeprowadzone w Japonii opracowano nomogramy [65] i przedstawiono w krajowych opracowaniach [19, 117, 156], które w połączeniu z wykresami $CTP_c - S$ mogą służyć do:

- określania struktury i maksymalnej twardości strefy wpływu ciepła przy założonych wstępnie parametrach spawania,
- określania parametrów spawania i temperatury wstępnego podgrzania, gdy z góry narzucona jest maksymalna twardość strefy wpływu ciepła.

Jak wynika z powyższych danych, w oparciu o analizę spawalniczego cyklu cieplnego oraz nomogramy i zmodyfikowane wykresy $CTP_c - S$ możemy określić przewidywaną szerokość strefy o obniżonych własnościach mechanicznych miękkiej warstwy oraz strukturę i własności mechaniczne pozostałej części strefy wpływu ciepła. W oparciu o te dane możemy przystąpić do wykonania złącza modelowego według opisanego uprzednio sposobu, które będzie odzwierciedlać sytuację jaka wystąpi w strefie wpływu ciepła.

W celu nadania powyższym rozważaniom konkretnych kształtów, przeanalizujemy przykład doboru parametrów spawania pod tym kątem dla połączeń spawanych z ulepszonych cieplnie stali 14HNMCu i 18G2A. Zakładamy, że obszar strefy zmiękczonej posiadać będzie minimalną twardość odpowiadającą wysokiemu odpuszczaniu w temperaturze 973 K. Znając przebieg zmiany własności mechanicznych jako funkcji temperatury odpuszczania stali możemy określić własności mechaniczne dla tego obszaru. Dla analizowanych stali odpowiednio własności mechaniczne dla tego obszaru wynoszą:

- dla stali 14HNMCu

$$Re^W = 744,8 \text{ MPa } (76 \text{ kG/mm}^2),$$

$$Rm^W = 825,2 \text{ MPa } (84,2 \text{ kG/mm}^2)$$

- dla stali 18G2A

$$Re^W = 434 \text{ MPa } (44,3 \text{ kG/mm}^2),$$

$$Rm^W = 529,2 \text{ MPa } (54 \text{ kG/mm}^2)$$

Jeżeli temperatura odpuszczania spawanych stali w stanie wyjściowym wynosi odpowiednio:

- dla stali 14HNMCu $T_{odp} = 913 \text{ K } (640^\circ\text{C})$

- dla stali 18G2A $T_{odp} = 823 \text{ K } (550^\circ\text{C})$

to własności mechaniczne są równe:

- dla stali 14HNMBCu

$$Re^T = 849,7 \text{ MPa (86,7 kg/mm}^2\text{)},$$

$$Rm^T = 936,9 \text{ MPa (95,6 kg/mm}^2\text{)}$$

- dla stali 18G2A

$$Re^T = 605,6 \text{ MPa (61,8 kg/mm}^2\text{)},$$

$$Rm^T = 666,4 \text{ MPa (68 kg/mm}^2\text{)}$$

Wobec tego dla płyt ze stali 14HNMBCu i 18G2A o grubości 25 mm w oparciu o wzór (176) oraz powyższe dane, a także przy przyjęciu, że $T_{A3} = 1108 \text{ K (835}^\circ\text{C)}$ dla stali 14HNMBCu oraz $T_{A3} = 1128 \text{ K (855}^\circ\text{C)}$ dla stali 18G2A wartość dopuszczalnej energii liniowej spawania wynosi:

- dla stali 14HNMBCu

$$q_1 = 51590 \text{ J/cm (12322 cal/cm)}$$

- dla stali 18G2A

$$q_1 = 9380 \text{ J/cm (2240 cal/cm)}$$

Spawanie płyt z takiej stali przy spełnionym warunku:

$$q_1 \text{ rz} \leq q_1$$

gdzie:

$q_1 \text{ rz}$ - rzeczywista wartość energii liniowej spawania,

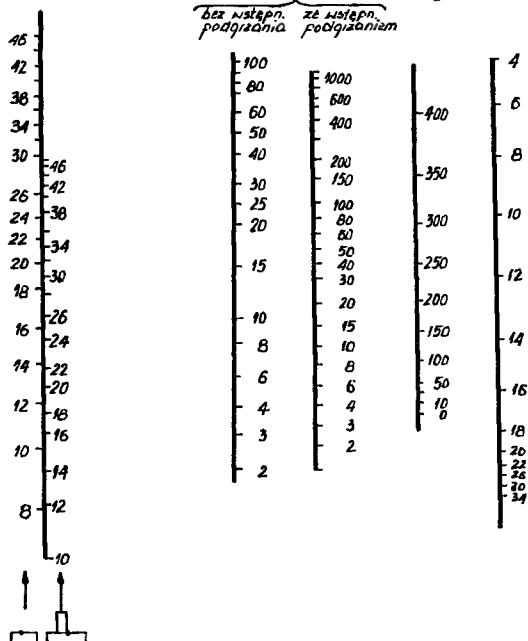
powinno zabezpieczyć uzyskanie połączeń spawanych, które przy rozciąganiu siłą poprzeczną do osi wzdłużnej spoiny nie będą osłabione przez obecność miękkiej warstwy. Określona wartość energii liniowej spawania dla stali 14HNMBCu stwarza możliwość elektrycznego spawania zarówno w wersji automatycznej jak i spawania ręcznego, natomiast dla stali 18G2A odpuszczonej w temperaturze 823 K z uwagi na znaczne ograniczenie energii liniowej spawania jesteśmy w zasadzie ograniczeni do metody ręcznego spawania elektrycznego. Porównując obliczoną wartość energii liniowej dla stali 14HNMBCu z określoną wcześniej wartością q_1 dla tej stali w opracowaniach [85, 141] możemy stwierdzić, że w analizowanym przypadku w wyniku obniżenia temperatury odpuszczania nastąpiło obniżenie dopuszczalnej wartości energii liniowej spawania. Dla stali 18G2A brak odpowiednich opracowań umożliwiających tego rodzaju porównanie. Wykonanie złączy spawanych przy użyciu energii liniowych wiąże się z powstaniem strefy o obniżonej wytrzymałości (miękkiej warstwy) o szerokości: dla stali 14HNMBCu - $2h = 2,4 \text{ mm}$, natomiast dla stali 18G2A - $2h = 1,8 \text{ mm}$. Strukturę obszaru strefy wpływu ciepła podgrzanego do temperatury $T > T_{A3}$ określimy w oparciu o znajomość parametru t_{8-5} oraz wykresy CTP_C - S dla w/w stali. Dla $q_1 = 51590 \text{ J/cm}$ przy spawaniu automatycznym w oparciu o nomogram (rys.44 b), $t_{8-5} = 40 \text{ s}$. Jeżeli $q_1 =$

a.

Linowa moc łuku
 $Q [kJ/cm]$

Czas stygnięcia Temp. wstęp.
 $t_{8-5} [sek]$ podgrzania
 $T_0 [^{\circ}C]$

Grubość
blachy
 $d [mm]$



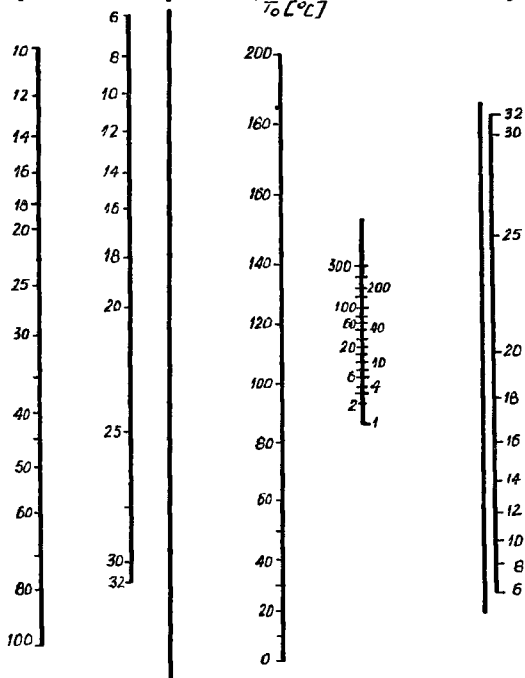
b.

Linowa moc łuku
 $Q [kJ/cm]$

Grubość
blachy $d [mm]$

Temp. wstęp.
podgrzania
 $T_0 [^{\circ}C]$

Grubość
blachy $d [mm]$

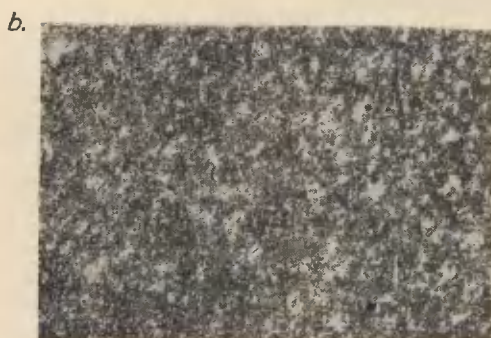
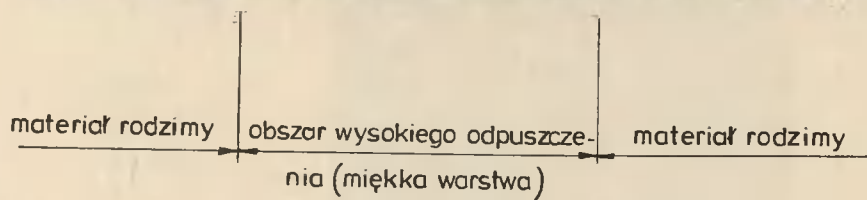
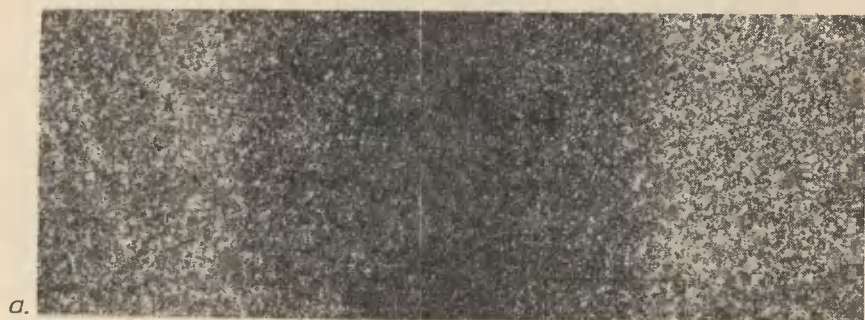


Rys.44. Nomogramy do określania czasu stygnięcia t_{8-5} w zakresie temperatur 1073 - 773 K (800 - 500°C) [137]: a/ przy ręcznym spawaniu elektrycznym, b/ przy automatycznym spawaniu łukiem krytym

= 9380 J/cm, to przy spawaniu ręcznym i wstępnym podgrzaniu blach do temperatury 473 K $t_{8-5} = 6$ s, co wynika z nomogramu (rys.44 a). W dalszej kolejności w oparciu o wykresy CTP_c - S, (rys.40a, b) możemy stwierdzić, że w obszarze tym wystąpi struktura:

- bainityczno-martensytyczna o twardości ~ 300 HV dla stali 14HMBCu,
- martensytyczno-bainityczna o twardości ~ 330 HV dla stali 18G2A.

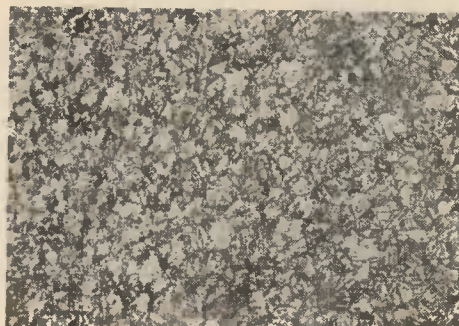
Powstała struktura bainityczno-martensytyczna o twardości ~ 300 HV w złączach z ulepszonej cieplnie stali 14HMBCu jest taka sama jaką posiada materiał rodzimy. W związku z tym, aby uzyskać w tym obszarze strukturę o twardości wyższej od twardości materiału rodzimego, wpływającą korzystnie na stopień umocnienia kontaktowego, należy zastosować mniejszą energię liniową spawania. Ażeby uzyskać w tym obszarze strukturę o twardości ~ 400 HV, t_{8-5} powinien wynosić 6 s. Z nomogramu wynika, że wtedy wartość energii liniowej spawania powinna wynosić 18000 J/cm (4299 cal/cm). Dzięki zmniejszonej wartości energii liniowej q_1 zmniejszeniu ulegnie również szerokość strefy wysoko odpuszczonej o obniżonej wytrzymałości i w tym przypadku zgodnie z zależnością (174) wyniesie $\sim 1,4$ mm, co niewątpliwie wpłynie korzystnie na stopień umocnienia kontaktowego. W oparciu o powyższą analizę możemy wykonać również złącza modelowe zgodnie z opisanym tokiem postępowania. Na rys.45-47 przedstawiono zmiany struktury w złączu modelowym ze stali 14HMBCu wraz z rozkładem twardości w tym obszarze. Porównanie złączy modelowych i złączy spawanych (rys.36 i 37), wskazuje na duże podobieństwo i skuteczność omawianej metody w zakresie odtwarzania struktury występującej w strefie wpływu ciepła ulepszonych cieplnie stali. Opracowana metoda pozwala z wystarczającą do celów praktycznych dokładnością modelować strukturę występującą w strefie wpływu ciepła ulepszonych cieplnie stali. Teoretyczna możliwość przewidywania własności mechanicznych strefy wpływu ciepła ulepszonych cieplnie stali ograniczona z konieczności do modelu powłoki i ciała masywnego jest niewątpliwie adekwatna w stosunku do dokładności podstawowych zależności: teorii procesów cieplnych, teorii niejednorodności mechanicznej, a także do opracowanych metod określania struktury w oparciu o nomogramy oraz wykresy CTP_c - S.



strefa odpuszczona
(miękką warstwą)

$$T_{\text{odp.}} < T < T_{A3}$$

pow. 250 ×



materiał rodzimy

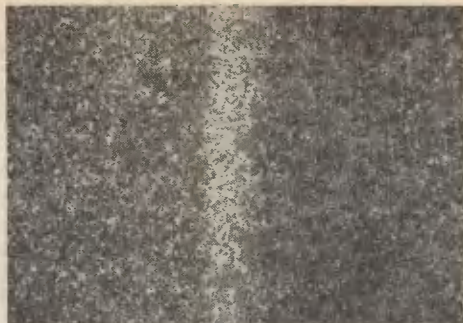
$$T < T_{\text{odp.}}$$

pow. 250 ×

Rys.45. Struktura w obrębie lokalnej zmiany własności mechanicznych próbek modelowych wykonanych ze stali 14HNMBCu:

a/ próbka bez podhartowania - powiększenie 50x

b/ fragmenty struktury próbki modelowej ze strefy odpuszczzonej i materiału w stanie wyjściowym - powiększenie 250x



c.



d.

obszar podhartowania

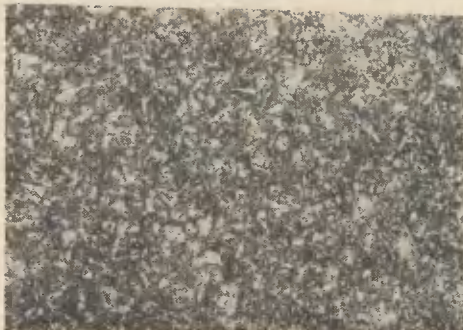
$$T > T_{A3}$$

pow. 250x

strefa odpuszczona
(mięka warstwa)

$$T_{odp.} < T < T_{A3}$$

pow. 250x



materiał rodzimy

$$T < T_{odp.}$$

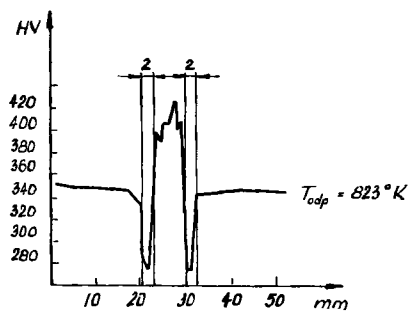
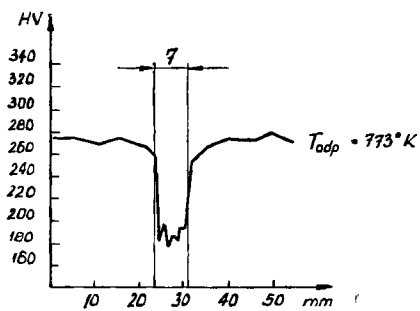
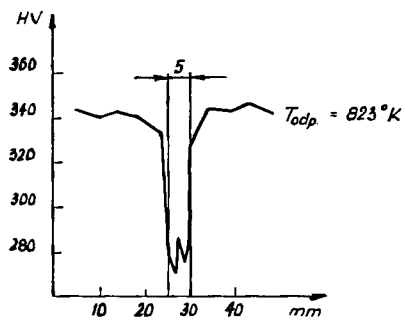
pow. 250x

Rys.45. Struktura w obrębie lokalnej zmiany własności mechanicznych próbek modelowych wykonanych ze stali 14HMBCu:

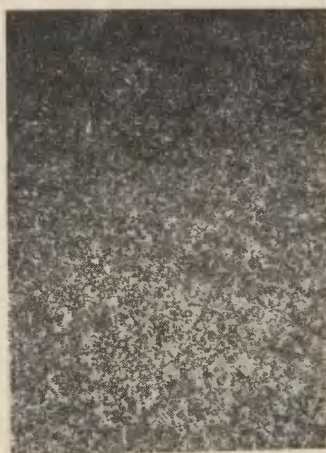
c/ próbka z lokalnym podhartowaniem - powiększenie 50x

d/ fragmenty struktury próbki modelowej z lokalnym podhartowaniem

- powiększenie 250x



Rys.46. Przykłady rozkładów twardości próbek modelowych



Rys.47. Próbką modelowa ze stali 14HNMBCu - struktura w miejscu powstania przełomu - powiększenie 50x

5.5.2. Badania własności mechanicznych połączeń spawanych i złączy modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych

Badania własności mechanicznych połączeń spawanych potwierdziły słuszność rozważań teoretycznych dotyczących oceny wpływu lokalnej zmiany własności mechanicznych na kompleksową wytrzymałość połączenia. W tablicach 3 i 4 przedstawiono wyniki badań statycznej próby rozciągania połączeń spawanych ze stali 14HNMBCu i 18G2A. W związku ze spełnieniem warunku $q_{1RZ} < q_1$ przez parametry spawania, w większości przypadków złącza uległy zniszczeniu poza strefą o obniżonej wytrzymałości, osiągając wytrzymałość materiału rodzimego. Jedynie w przypadku połączeń spawanych, których brzegi były ukosowane na V uległy zniszczeniu w warstwie, osiągając jednak wytrzymałość

zbliżoną do wytrzymałości materiału rodzimego. Powyższy fakt potwierdza wniosek teoretyczny sformułowany w punkcie 4.1 i mówiący o negatywnym wpływie pochylenia warstwy w stosunku do działającego obciążenia na efekt umocnienia kontaktowego warstwy.

Tablica 3

Wyniki badań statycznej próby rozciągania doczołowych połączeń spawanych z ulepszonych cieplnie stali 14HMBCu - $T_{\text{odp}} = 913 \text{ K}$

Lp.	g mm	q_1 J/cm	Względna grubość warstwy	Rodzaj ukosowania brzeżów	Re MPa	Re_{sr} MPa	S MPa	Rm MPa	Rm_{sr} MPa	S MPa	Miejsce zerwania
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1.	25	16700	0,08	V 60	779 803,5 786 793,5 783	789	9,5	842 877 867,5 882 864,5	872,5	7	SWC
2.	25	16700	0,08	X	842,5 836 855,5 835 840,5	842	8	926 927 934,5 921 931	928	5,5	MR
3.	25	16700	0,08	U	835 840 838 842,5 834	838	3,5	924 921,5 926 931 916,5	924	5,5	MR
4.	25	16700	0,08	2 U	823 828 830 839 843,5	832,5	8,5	921,5 926 926 933 931	927,5	4,5	MR

$$Re^W = 744,8 \text{ MPa} ,$$

$$X = Re_1 ,$$

$$Rm^W = 825,2 \text{ MPa} ,$$

$$\bar{X} = Re_{\text{sr}} ,$$

$$Re^T = 849,7 \text{ MPa} ,$$

$$n = 5 ,$$

$$Rm^T = 936,5 \text{ MPa} ,$$

$$Re_{\text{sr}} = \sum_{i=1}^{i=5} Re_i / n ,$$

$$S = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{X})^2}{n - 1}}$$

SWC - strefa ciepła ,

MR - materiał rodzimy ,

Wyniki badań statycznej próby rozciągania doczołowych połączeń spawanych z ulepszonych cieplnie stali 18G2A - $T_{\text{odp}} = 823 \text{ K}$

Lp.	g mm	q_1 J/cm	Względna grubość warstwy	Rodzaj ukosowania brzegów	Re MPa	$Re_{\text{śr}}$ MPa	S MPa	Rm MPa	$Rm_{\text{śr}}$ MPa	S MPa	Miejsce zerwania
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1.	25	9400	0,1	V 60	560,5 573,5 568,5 578 573,5	570,5	6,5	634 641 654,5 650 647	645	8	SWC
2.	25	9400	0,1	X	590 593 588 597,5 602,5	594	6	661,5 678 676 671,5 662,5	669,5	7,5	MR
3.	25	9400	0,1	U	597,5 595 609,5 607,5 605	603	6,5	671,5 676 661,5 679 666,5	671	7	MR
4.	25	9400	0,1	2U	597,5 603,5 614,5 595 601	602,5	7,5	681 671,5 668,5 672,5 658,5	670,5	8	MR

$$Re^W = 434 \text{ MPa} ,$$

$$Rm^W = 529,2 \text{ MPa} ,$$

$$Re^T = 605 \text{ MPa} ,$$

$$Rm^T = 666,4 \text{ MPa} ,$$

$$Re_{\text{śr}} = \sum_{i=1}^{i=5} Re_i / n ,$$

$$S = \sqrt{\frac{\sum (X - \bar{X})^2}{n - 1}} ,$$

$$X = Re_i ,$$

$$\bar{X} = Re_{\text{śr}} ,$$

$$n = 5$$

SWC - strefa wpływu ciepła ,

MR - materiał rodzimy ,

Niezależnie od powyższych badań przeprowadzono również serię badań złączy modelowych o niższej temperaturze odpuszczania w porównaniu z uprzednio stosowaną do spawanych płyt. Własności mechaniczne poszczególnych stref złączy modelowych zestawiono w tablicy 5.

Tablica 5

Własności mechaniczne jednorodnych próbek odpowiadające strefom T i W badanych złączy modelowych

Lp.	Rodzaj materiału	Re		Rm		A5 %	Z %	Strefa złącza
		MPa	kg/mm ²	MPa	kg/mm ²			
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1.	14HNMBCu	1048,6	107	1117,2	114	9	30,5	T
2.	14HNMBCu	813,4	83	882	90	16	47	W
3.	18G2A	738,9	75,4	852,6	87	19	49,2	T
4.	18G2A	393	40,1	553,7	56,5	30,6	67,4	W

T - materiał w stanie wyjściowym

W - materiał warstwy

W tablicy 6 i 7 przedstawiono wyniki badań tychże złączy modelowych na statyczne rozciąganie jako funkcję względnej grubości warstwy λ .

Tablica 6

Wyniki badań statycznej próby rozciągania niejednorodnych mechanicznie próbek ze stali 14HNMBCu

Lp	λ	α	Re MPa	Re _{sr} MPa	S MPa	Rm MPa	Rm _{sr} MPa	S MPa	Miejsce zniszczenia
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
- z lokalnym jednostronnym podhartowaniem									
1	0,1	0	1029	1044,5	11,5	1120	1117	4	T
	0,1	0	1053,5			1117			T
	0,1	0	1039			1114,5			T
	0,1	0	1058,5			1122			T
	0,1	0	1043,5			1112,5			T
2	0,1	45	1048,5	1055	9	1127	1120	9	T
	0,1	45	1053,5			1114			T
	0,1	45	1051,5			1129			T
	0,1	45	1068			1122			T
	0,1	45	1044,5			1107,5			T

cd tablicy 6

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
3	0,2	0	1048,5	1049	10,5	1114	1119	11,5	T
	0,2	0	1032			T			
	0,2	0	1037			T			
	0,2	0	1046,5			T			
	0,2	0	1060,5			T			
4	0,2	45	1078	1068,5	10	1108,5	1097,5	9	W
	0,2	45	1072			W			
	0,2	45	1068			W			
	0,2	45	1073			W			
	0,2	45	1051,5			W			
5	0,3	0	1045,5	1050	7,5	1121	1117,5	10	T
	0,3	0	1048,5			T			
	0,3	0	1060			T			
	0,3	0	1041,5			T			
	0,3	0	1054,5			T			
6	0,3	45	1058,5	1060,5	11,5	1099,5	1093,5	8,5	W
	0,3	45	1053,5			W			
	0,3	45	1078			W			
	0,3	45	1063,5			W			
	0,3	45	1048,5			W			
- bez lokalnego podhartowania									
7	0,1	0	1061	1049	9	1092,5	1087	12,5	W
	0,1	0	1041			W			
	0,1	0	1039			W			
	0,1	0	1050,5			W			
	0,1	0	1054,5			W			
8	0,1	45	1044,5	1036	7	1082	1086	8,5	W
	0,1	45	1035,5			W			
	0,1	45	1040,5			W			
	0,1	45	1032			W			
	0,1	45	1027			W			
9	0,2	0	1051,5	1037,5	10,5	1080	1079,5	10	W
	0,2	0	1039			W			
	0,2	0	1040,5			W			
	0,2	0	1032			W			
	0,2	0	1024			W			
10	0,2	45	991,5	994,5	12	1030	1038,5	11	W
	0,2	45	1002,5			W			
	0,2	45	980,5			W			
	0,2	45	985,5			W			
	0,2	45	1010			W			
11	0,3	0	1019	1031	10	1068	1064,5	10	W
	0,3	0	1040			W			
	0,3	0	1037			W			
	0,3	0	1038,5			W			
	0,3	0	1021			W			
12	0,3	45	931	933	9,5	1005	998,5	10	W
	0,3	45	923			W			
	0,3	45	942,5			W			
	0,3	45	925,5			W			
	0,3	45	943,5			W			

cd tablicy 6

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
13	0,5	0	1001,5	989,5	10,5	1041,5	1037	8,5	W
	0,5	0	999,5			1048,5			W
	0,5	0	980,5			1037			W
	0,5	0	985			1029			W
	0,5	0	980			1029			W
14	0,5	45	921	927,5	4	973,5	980,5	11	W
	0,5	45	928			968			W
	0,5	45	930,5			990			W
	0,5	45	926,5			978			W
	0,5	45	931			994,5			W
15	0,7	0	980	969	8	1021	1018	7,5	W
	0,7	0	963,5			1015			W
	0,7	0	966			1009,5			W
	0,7	0	975			1029			W
	0,7	0	960,5			1016,5			W
16	0,7	45	914,5	920,5	8,5	952,5	958,5	11	W
	0,7	45	928			965,5			W
	0,7	45	911,5			950,5			W
	0,7	45	917			975			W
	0,7	45	931			950,5			W

W - strefa o obniżonej wytrzymałości (warstwa)

T - materiał rodzimy

- wartość średnia

$$Re_{sr} = \sum_{i=1}^{i=5} Re_i / n$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}}$$

$X = Re$

$\bar{X} = Re_{sr}$

$n = 5$

Jak wynika z przeprowadzonych badań, jedynie próbki z lokalnym jednostronnym podwyższeniem twardości powyżej poziomu materiału w stanie wyjściowym w zakresie $\lambda < \lambda_{kr}$, uległy zniszczeniu poza miękką warstwą. Próbki bez lokalnego podwyższenia twardości w sąsiedztwie miękkiej warstwy przy spełnionym warunku $\lambda < \lambda_{kr}$ uległy zniszczeniu w warstwie osiągając wytrzymałość zbliżoną do wytrzymałości materiału w stanie wyjściowym.

Wyniki badań statycznej próby rozciągania niejednorodnych mechanicznie próbek ze stali 18G2A

Lp	λ	α	Re MPa	Re _{gr} MPa	S MPa	Rm MPa	Rm _{gr} MPa	S MPa	Miejsce zniszczenia
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	0,1	0	776	769,5	7	828	834	5,5	W
	0,1	0	772			842,5			W
	0,1	0	764,5			832,5			W
	0,1	0	774			833			W
	0,1	0	760			834,5			W
2	0,1	45	745	738	6	809,5	811	8	W
	0,1	45	736			821			W
	0,1	45	746,5			804,5			W
	0,1	45	727			817,5			W
	0,1	45	734			803,5			W
3	0,2	0	696	695	7,5	774	765	7,5	W
	0,2	0	697,5			769,5			W
	0,2	0	691			763			W
	0,2	0	705,5			754,5			W
	0,2	0	686			765			W
4	0,2	45	614,5	611,5	7,5	710,5	711,5	6	W
	0,2	45	606,5			713,5			W
	0,2	45	619			716,5			W
	0,2	45	617,5			720,5			W
	0,2	45	601			696,5			W
5	0,4	0	622,5	625	5,5	700,5	700,5	9,5	W
	0,4	0	627			710,5			W
	0,4	0	625			691			W
	0,4	0	617,5			691			W
	0,4	0	632			709,5			W
6	0,4	45	581	570	8	651,5	647	8,5	W
	0,4	45	570,5			656,5			W
	0,4	45	563			637			W
	0,4	45	561,5			651,5			W
	0,4	45	575			639			W
7	0,7	0	602,5	605	6	671,5	670	5,5	W
	0,7	0	614			671,5			W
	0,7	0	598			666,5			W
	0,7	0	602,5			663,5			W
	0,7	0	607,5			678			W
8	0,7	45	539	545	7,5	637	626	8	W
	0,7	45	550			629			W
	0,7	45	536			619,5			W
	0,7	45	553,5			617,5			W
	0,7	45	547			628			W
9	1,0	0	521,5	518	5	607,5	602,5	5	W
	1,0	0	511,5			609,5			W
	1,0	0	521,5			593			W
	1,0	0	522			604,5			W
	1,0	0	514,5			597,5			W
10	1,0	45	482	479	6,5	586	594	6,5	W
	1,0	45	468,5			590			W
	1,0	45	477			598			W
	1,0	45	485			602,5			W
	1,0	45	483			593			W

cd tablicy 7

W - strefa o obniżonej wytrzymałości (warstwa)

- wartość średnia

$$Re_{\bar{g}r} = \sum_{i=1}^{i=5} Re_i / n$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (X - \bar{X})^2}{n-1}}$$

$$X = Re_i$$

$$\bar{X} = Re_{\bar{g}r}$$

$$n = 5$$

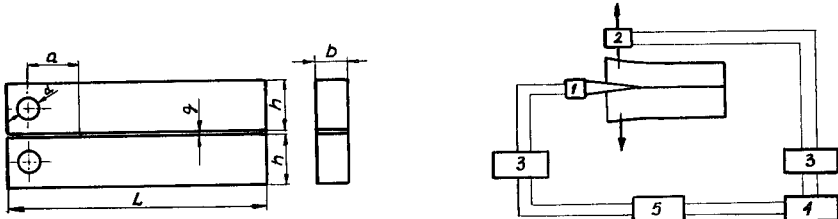
Badania niejednorodnych mechanicznie połączeń w aspekcie ich odporności na kruche pękanie, a więc zarówno ocenę kryteriów mechaniki pękania oraz ocenę udarności wykonano w dalszej części pracy.

Przeprowadzone badania niejednorodnych mechanicznie złączy modelowych, które w niniejszym opracowaniu z konieczności mają charakter skrótowy, wskazują na możliwość spawania stali ulepszonych cieplnie przy niższej temperaturze odpuszczania, bez usunięcia skutków ulepszenia cieplnego. Wiąże się to z zastrzeżeniem stosowania parametrów spawania, a zwłaszcza energii liniowej spawania. Do tej pory ograniczona wartość energii liniowej przy spawaniu stali ulepszonych cieplnie wynika głównie z konieczności uzyskania odpowiednio wysokich własności mechanicznych wyrażonych przez udarność, a w omawianym przypadku dodatkowo dochodzi problem miękkiej warstwy i lokalnego obniżenia własności mechanicznych w strefie wpływu ciepła. W celu zrealizowania powyższego postulatu niezbędne jest również opracowanie odpowiednich spoiw, które gwarantowałyby uzyskanie spoin o odpowiednio wysokich własnościach wytrzymałościowych dostosowanych do własności mechanicznych ulepszonych cieplnie stali. Stosowanie stali w stanie ulepszonym cieplnie o niższej temperaturze odpuszczania pozwala w pełniejszym stopniu wykorzystać dodatki stopowe, które umożliwiają znaczne podwyższenie własności mechanicznych tychże stali.

5.5.3. Ocena własności mechanicznych połączeń klejonych w oparciu o kryterium mechaniki pękania G_{IC}

Uzupełnieniem rozważań przedstawionych w punkcie 5.4 są wyniki badań połączeń klejonych aluminium, wykonanych zgodnie z rys.48 [132, 133]. Do łączenia użyto kleju ME-1 w formie błony, co gwarantowało uzyskanie połączeń klejonych o równej grubości warstwy kleju, bez wad. Po wstępnym przy-

gotowaniu powierzchni klejonych zgodnie z wymaganiami technicznymi dla tego typu kleju - określonymi w normie zakładowej Instytutu Lotnictwa (K-5-65) - przeprowadzono proces klejenia. Klej utwardzono przez 2,5 h w temperaturze 436 K (163°C). Schemat stanowiska do badania złączy klejonych przedstawiono na rys.49.



Rys.48. Belki o przekroju prostokątnym połączone warstwą kleju o grubości g

Rys.49. Schemat stanowiska badawczego:

- 1 - czujnik tensometryczny,
- 2 - siłownik,
- 3 - mostek tensometryczny,
- 4 - wzmacniacz,
- 5 - rejestrator X-Y,
- 6 - badana próbka.

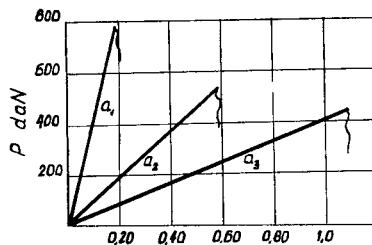
W wyniku przeprowadzonych badań określono średnią wartość G_{IC} , która wynosi 1,23 daN/cm. W danym przypadku jako podstawę do określenia G_{IC} przyjęto wzór (161). Przykładowo, dla danych wyszczególnionych poniżej G_{IC} wynosi:

$$E = 7,19 \cdot 10^4 \text{ MPa} (7,19 \cdot 10^5 \text{ daN/cm}^2), \quad P = 500 \text{ daN},$$

$$h = 4,7 \text{ cm}, \quad b = 1,5 \text{ cm}, \quad a = 5 \text{ cm}, \quad a_0 = 2,82 \text{ cm}$$

$$G_{IC} = \frac{4 \cdot 500^2}{7,19 \cdot 10^5 \cdot 1,5^2 \cdot 4,7^3} \cdot 3(5 + 2,82)^2 + 4,7^2 = 1,22 \text{ daN/cm}$$

Siłę P odczytywano z wykresu $P - \delta$, który miał przebieg jak pokazano na rys.50. Podkreślić należy, iż mimo podobieństwa G_{IC} i wytrzymałości na oddzieranie określanej zgodnie z PN-69/C-89302 w zakresie użytych jednostek, ocenia się zupełnie różne pod względem fizycznym wielkości.



Rys.50. Zmiany siły P - w zależności od różnych długości pęknięcia

$$a_1 < a_2 < a_3$$

W tablicach 8 i 9 zestawiono wyniki badań połączeń klejonych wykonanych metodą tradycyjną na oddzieranie oraz według kryterium mechaniki pęknięcia G_{IC} . Niezależnie od odmiennej interpretacji fizycznej G_{IC} posiada niższą wartość aniżeli w przypadku oddzierania, co świadczy o dużej rozbieżności i niewłaściwości oceny zjawiska niszczenia na oddzieranie według PN-69/C-89302.

Tablica 8

Wyniki badań na oddzieranie próbek aluminiowych
połączonych klejem ME-1

Lp	b cm	P ₁ N	P ₂ N	P ₃ N	P ₄ N	P ₅ N	P ₆ N	P ₇ N	Ro $\frac{\text{daN}}{\text{cm}}$	X - \bar{X}	$(X - \bar{X})^2$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	3,0	149	147	140	152	145	139	142	4,80	0,33	0,1089
2		137	146	146	133	147	135	120	4,59	0,12	0,0144
3		154	142	138	125	143	112	121	4,45	- 0,02	0,0004
4		121	130	128	135	131	124	120	4,23	- 0,24	0,0576
5		145	147	146	143	140	144	140	4,78	0,31	0,0961
6		133	130	131	125	127	129	128	4,30	- 0,17	0,0289
7		130	125	133	131	134	130	135	4,37	- 0,10	0,0100
8		151	153	148	142	138	142	140	4,82	0,35	0,1225
9		121	128	124	125	131	128	132	4,23	- 0,24	0,0576
10		135	134	132	121	110	119	120	4,15	- 0,32	0,1024

- wartość średnia

$$Ro_{\bar{g}r} = \sum_{i=1}^{i=10} Ro / n = 4,47 \left[\frac{\text{daN}}{\text{cm}} \right]$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (X - \bar{X})^2}{n - 1}} = 0,258 \left[\frac{\text{daN}}{\text{cm}} \right]$$

X = Ro

\bar{X} = $Ro_{\bar{g}r}$

n = 10

Wyniki badań na rozciąganie próbek połączonych klejem ME-1
i ocena G_{IC}

Lp	a cm	b cm	h cm	a ₀ cm	E MPa	Pc daN	G_{IC} $\frac{daN}{cm}$	$x - \bar{x}$	$(x - \bar{x})^2$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	4,50	1,50	4,70	2,82	$7,19 \cdot 10^4$	550	1,31	0,08	0,0064
2	4,51	1,50	4,75	2,85		545	1,27	0,04	0,0016
3	4,50	1,51	4,75	2,85		550	1,27	0,04	0,0016
4	5,01	1,51	4,70	2,82		515	1,28	0,05	0,0025
5	5,00	1,50	4,70	2,82		500	1,22	- 0,01	0,0001
6	5,05	1,55	4,73	2,84		505	1,17	- 0,06	0,0036
7	5,05	1,55	4,70	2,82		510	1,21	- 0,02	0,0004
8	5,51	1,50	4,75	2,85		465	1,16	- 0,07	0,0049
9	5,45	1,50	4,73	2,84		475	1,20	- 0,03	0,0009
10	5,50	1,52	4,73	2,84		485	1,24	0,01	0,0001

- wartość średnia

$$G_{IC_{sr}} = \sum_{i=1}^{i=10} G_{IC_i} / n = 1,23 \left[\frac{daN}{cm} \right]$$

- odchylenie średnie

$$s = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}} = 0,0495 \left[\frac{daN}{cm} \right]$$

$$x = G_{IC_i}$$

$$\bar{x} = G_{IC_{sr}}$$

$$n = 10$$

5.5.4. Analiza i podsumowanie wyników badań

1. Uwzględniając niejednorodną mechanicznie budowę połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie opracowano skuteczny sposób modelowania własności mechanicznych strefy wpływu ciepła, w wyniku czego próbki modelowe posiadają budowę proporcjonalną do rzeczywistej. Dzięki analizie cieplnego cyklu spawalniczego istnieje możliwość przewidywania struktury w poszczególnych obszarach strefy wpływu ciepła. Badania wytrzymałościowe próbek modelowych pozwalają ocenić wpływ poszczególnych obszarów strefy wpływu ciepła na kompleksową wytrzymałość złączy spawanych. Przeprowadzone badania wytrzymałościowe złączy spawanych oraz próbek modelowych potwierdziły słuszność przyjętych uprzednio założeń teoretycznych. W trakcie badań potwierdził się również w pełni wniosek wyciągnięty w punkcie 5.1, mówiący o korzystnym wpływie lokalnego podwyższenia twardości w sąsiedztwie powierzchni kontaktowych z obszarem o obniżonej twardości (wytrzymałości), ponad poziom twardości materiału rodzimego na wartość współczynnika umocnienia kontaktowego K_{β} i automatycznie na wytrzymałość złącza. Rolę tę w złączach spawanych ze stali ulepszonych cieplnie może spełniać wąski pas podhartowania w strefie wpływu ciepła - najczęściej o strukturze niskowęglowego martenzytu lub bainitu - lub też spoina, nie wpływając ujemnie na kompleksową wytrzymałość złącza, a zwłaszcza na zwiększenie skłonności do kruchego pęknięcia, co bliżej udokumentowano w dalszej części badań. Jest to między innymi wyniki panującego w tej strefie stanu naprężenia (rys.5). Pozytywne wyniki badań próbek modelowych ze stali ulepszonych cieplnie pozwalają wyciągnąć również wniosek praktyczny mówiący o tym, iż można obniżyć temperaturę odpuszczania badanych stali 14HMBCu i 18G2A. Wiąże się to z możliwością uzyskania stali o wyższych wskaźnikach wytrzymałościowych i obniżeniem ciężaru budowanych konstrukcji spawanych. Związany z tym jest niewątpliwie wzrost wskaźników eksploatacyjnych budowanych konstrukcji spawanych oraz efekty ekonomiczne wynikłe chociażby z oszczędności stali. Sądzić należy, że po przeprowadzeniu odpowiednich badań wniosek ten można rozszerzyć na inne stale ulepszone cieplnie, stosowane na konstrukcje spawane. Zrealizowanie tego wniosku związane jest z:

- zaostrzeniem warunków spawania stali ulepszonych cieplnie,
- opracowaniem spoiw o odpowiednio wyższych wskaźnikach wytrzymałościowych dostosowanych do poziomu wytrzymałości materiału rodzimego,
- uwzględnieniem w fazie projektowania konstrukcji wytycznych wynikających z teorii niejednorodności mechanicznej i mechaniki pęknięcia.

2. Przeprowadzone badania połączeń klejonych wskazują na konieczność modyfikacji oceny własności mechanicznych połączeń klejonych oraz pokrewnych połączeń spajanych i powiązania tej oceny z kryteriami mechaniki pęknięcia. Dzięki temu uzyskamy bliższą ocenę zjawisk fizycznych decydujących o faktycznej wytrzymałości połączeń klejonych. Duża rozbieżność pomiędzy wynikami badań na oddzieranie według zaleceń PN-69/C-89302, a oceną G_{IC} świadczy o umownym charakterze oceny zjawiska oddzierania.

6. MODYFIKACJA METOD OCENY WŁASNOŚCI MECHANICZNYCH MATERIAŁÓW KONSTRUKCYJNYCH

6.1. Zastosowanie próbek modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do modyfikacji oceny kryteriów mechaniki pęknięcia

Kryteria mechaniki pęknięcia znalazły praktyczne zastosowanie w ocenie i klasyfikacji materiałów oraz jako wielkości użyteczne w obliczeniach konstrukcyjnych. Dla konstruktora stanowią one pewną dolną graniczną wartość o podwójnym znaczeniu:

- przy określonej wielkości obciążeń można ustalić największy dopuszczalny wymiar wad materiałowych, np. długość pęknięcia, wady spawalniczej itp.,
- przy stwierdzeniu obecności wad o określonych wymiarach w elemencie konstrukcyjnym można określić dopuszczalną wielkość obciążenia dla danego elementu lub całej konstrukcji.

Stosowanie kryteriów mechaniki pęknięcia w powyższym zakresie wymaga jednak znajomości ich wartości dla odpowiedniego materiału. Sposób określania wartości niektórych kryteriów mechaniki pęknięcia, np. krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężenia K_{IC} , czy krytycznej wartości rozwarcia pęknięcia δ_C , został znormalizowany i ujęty między innymi w normach amerykańskich i brytyjskich [5, 35, 36]. Ograniczeniem związanym z oceną materiałów o niskiej i średniej wytrzymałości, w aspekcie liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia, są znaczne rozmiary próbek. Przykładowo: dla stali o granicy plastyczności $R_e = 300$ MPa do oceny K_{IC} grubość próbki powinna wynosić powyżej 300 mm [121]. Przeprowadzenie takich badań często jest niemożliwe z technicznego punktu widzenia, z uwagi na zbyt niską moc urządzeń wytrzymałościowych, w jakie są wyposażone przeciętne ośrodki badawcze.

6.1.1. Krytyczna ocena dotychczas stosowanej i obowiązującej metodyki oceny K_{IC}

Znaczna grubość próbki, jak również inne jej wymiary związane są z koniecznością zapewnienia rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Wynika to z tego, że podstawowe kryteria liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia zostały określone na podstawie analizy stanu energetycznego lub stanu naprężenia wokół pęknięcia usytuowanego w materiale o włas-

nościach sprężysto-kruchych, a w rzeczywistości stosowane są do analizy rozwoju pęknięcia dla materiałów o własnościach sprężysto-plastycznych. W związku z tym na czole rozwijającego się pęknięcia tworzy się strefa odkształceń plastycznych, powodująca zaburzenia sprężystego pola naprężeń w tym obszarze. Pomimo tych rozbieżności, pomiędzy modelem ciała a jego rzeczywistymi własnościami dopuszcza się ocenę K_{IC} dla materiałów o własnościach sprężysto-plastycznych zakładając, że wymiary strefy odkształcenia plastycznego są małe w porównaniu z długością pęknięcia i wymiarami próbki. Praktycznie ustalono następujący warunek:

$$g = 15 r_p$$

gdzie:

- g - grubość próbki,
- r_p - promień charakteryzujący wielkość obszaru odkształcenia plastycznego w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia.

Realizacja rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia i ograniczenie wymiarów strefy odkształcenia plastycznego odbywa się poprzez zagwarantowanie odpowiedniej grubości próbki oraz pozostałych jej wymiarów. W związku ze zmianą charakteru odkształcenia próbki o odpowiednio dużej grubości zmienia się między innymi jej stan odkształcenia w porównaniu z małą próbką, co związane jest ze zmianą stanu naprężenia w próbce.

W wyniku zmiany stanu odkształcenia i naprężenia zmieniają się również własności mechaniczne materiału, co wyraża się praktycznie np. we wzroście granicy plastyczności R_e , a zmniejszeniu wydłużenia A_5 oraz przerwania Z . Ponadto, zgodnie z wytycznymi norm [5, 35], wstępny dobór wymiarów próbek ustala się na podstawie stosunku R_e/E . Należy podkreślić, iż za R_e wstawia się wartość ocenianą na małych próbkach, nie uwzględniając wpływu wielkości i wzrostu wymiarów próbek do oceny K_{IC} i związanej z tym zmiany własności mechanicznych.

W celu uzyskania rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia przy odpowiednio małych wymiarach strefy odkształcenia plastycznego na czole rozwijającego się pęknięcia, wielu badaczy usiłuje przeprowadzić badania na próbkach o zmniejszonych wymiarach w porównaniu z wytycznymi norm [5, 35], stosując np.:

- próbki o odpowiednim stosunku grubości próbki do jej szerokości [164],
- próbki z bocznymi nacięciami [148].

6.1.2. Podstawy teoretyczne modernizacji kryteriów liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia

W niniejszym opracowaniu rozpatrzmy możliwość oceny K_{IC} na próbkach niejednorodnych mechanicznie o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych (rys.3), zakładając, że materiał obszaru 2 posiada identyczne włas-

ności sprężyste i te same wskaźniki wytrzymałościowe co materiał próbki jednorodnej. W pierwszej kolejności rozważmy zachowanie się pęknięcia usytuowanego w warstwie, wykorzystując wykresy wytężeniowe T. Pełczyńskiego [113, 114, 115]. Zgodnie z rozważaniami T. Pełczyńskiego, niezbędna jest znajomość naprężeń zastępczych σ_H i σ_V , których określenie związane jest ze znajomością stanu naprężenia wokół pęknięcia. Jak wynika z rozważań dotyczących analizy stanu naprężenia wokół pęknięcia usytuowanego w warstwie, obowiązują również w tym przypadku zależności określone dla pęknięcia usytuowanego w jednorodnej płycie [46]. Jest to możliwe dlatego, że rozkład naprężenia w otoczeniu wierzchołka pęknięcia, bez względu na warunki brzegowe związane z geometrią ciała i charakter obciążenia ma tę samą postać. W danym przypadku jedynie współczynnik intensywności naprężenia K_{II} uwzględnia zmianę odporności materiału na rozwój pęknięć wynikłą na skutek oddziaływania na siebie materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych, która to wielkość wchodzi do zależności określającej stan naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia. Sytuacja staje się nieco bardziej skomplikowana w przypadku złożonego stanu obciążenia. W tym przypadku w zakresie odkształceń sprężystych rozwiązanie wyżej wymienionego problemu uzyskamy stosując zasadę superpozycji i nakładania się pól naprężeń od trzech rodzajów obciążeń wg Irwina (rys.9). Jeżeli płaszczyzna pęknięcia usytuowana jest w dowolny sposób względem kierunków obciążeń zewnętrznych, to naprężenie wokół pęknięcia ma postać [46]:

$$\begin{aligned} \sigma_x = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \\ & - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \end{aligned} \quad (178 a)$$

$$\begin{aligned} \sigma_y = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{aligned} \quad (178 b)$$

$$\begin{aligned} \tau_{xy} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \end{aligned} \quad (178 c)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (178 d)$$

$$\tau_{xz} = -K_{III} / \sqrt{2\pi r} \sin \theta / 2 \quad (178 e)$$

$$\tau_{yz} = K_{III} / \sqrt{2\pi r} \cos \theta / 2 \quad (178 f)$$

Jeżeli rozważania nasze odniesiemy do I rodzaju modelu Irwina (rys.9) najbardziej niebezpiecznego z punktu widzenia kruchego pęknięcia, to naprężenia główne w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia wynoszą [61]:

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2}\right) \quad (179 a)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2}\right) \quad (179 b)$$

$$\sigma_3 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} 2\nu \cos \frac{\theta}{2} \quad (179 c)$$

$$K_I = p \sqrt{\pi a}$$

W związku z powyższym wyrażenie określające zastępcze naprężenie σ_H po uwzględnieniu zależności charakteryzujących stan naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia (179 a - c) ma postać:

$$\sigma_H = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{6 \sin^2 \frac{\theta}{2} - 8\nu(1-\nu) + 2} \quad (180)$$

Uwzględniając wzory (179 a - c), otrzymamy następującą zależność określającą zastępcze naprężenie wg de Saint-Venanta:

$$\sigma_V = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ \left(1 + \sin \frac{\theta}{2}\right) - \nu \left[\left(1 - \sin \frac{\theta}{2}\right) + 2\nu \right] \right\} \quad (181)$$

Wobec powyższego, wielkość Z charakteryzująca stan naprężenia wynosi:

$$Z = \frac{\sigma_H}{\sigma_V} = \frac{\left[6 \sin^2 \frac{\theta}{2} - 8\nu(1-\nu) + 2\right]^{1/2}}{\sqrt{2} \left\{ \left(1 + \sin \frac{\theta}{2}\right) - \nu \left[\left(1 - \sin \frac{\theta}{2}\right) + 2\nu \right] \right\}} \quad (182)$$

Z uwagi na to, że parametr Z jest bezwymiarowy, współczynnik intensywności naprężenia został wyeliminowany z tej zależności i charakteryzuje pochylenie prostej wychodzącej z początku układu współrzędnych σ_H , σ_V .

Własności mechaniczne materiału charakteryzuje wyrażenie:

$$r = \frac{Re}{Ro} \quad (183)$$

Krucze zniszczenie warstwy nastąpi, jeżeli $r = Z$. Uwzględniając zmienne własności mechaniczne warstwy na skutek zmiany stanu naprężenia i przyrównując do siebie p i Re oraz wstawiając równania (182) i (183) do warunku $r = Z$, otrzymamy:

$$\frac{\frac{2}{\sqrt{3}} Re^w \left(\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4 \lambda} \right)}{Ro} = \frac{\sigma_H}{\sigma_V} \quad (184)$$

Z powyższego wzoru możemy określić krytyczną wartość względnej grubości warstwy, kiedy ulegnie ona zniszczeniu w formie kruchej:

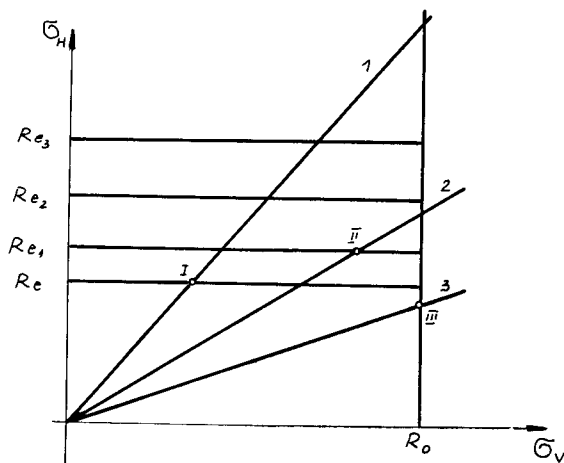
$$\lambda_{kr} = \frac{Re^w \sigma_V}{2 \sqrt{3} \sigma_H Ro - \sigma_V Re^w \pi} \quad (185)$$

Po uwzględnieniu wzorów (180) i (181), równanie (185) przyjmie następującą postać:

$$\lambda_{kr} = \frac{Re^w \left\{ \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) - \psi \left[\left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \right) + 2\psi \right] \right\}}{\sqrt{6} Ro \sqrt{6 \sin^2 \frac{\theta}{2} - 8\psi(1-\psi) + 2} - Re^w \pi \left\{ \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) - \psi \left[\left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \right) + 2\psi \right] \right\}} \quad (186)$$

Analiza tej zależności wskazuje, że krytyczna grubość warstwy λ_{kr} uzależniona jest od wskaźników wytrzymałościowych Re^w i Ro oraz funkcji kątowej. Z uwagi na to, iż na wykresie wyciążeniowym T. Pełczyńskiego wpływ stanu naprężenia reprezentuje tangens kąta pochylenia prostej, a więc parametr bezwymiarowy, z przekształceń matematycznych wynika, iż wspólną częścią zależności na σ_H i σ_V jest czynnik $K_I / \sqrt{2\pi r} \cos \theta/2$, który przy określaniu stosunku σ_H / σ_V ulega uproszczeniu. Eliminuje to w tym przypadku wielkość K_I z oceny Z , a w dalszej kolejności i ze wzoru na krytyczną grubość warstwy. Powiązanie ze współczynnikiem intensywności naprężenia występuje w sposób pośredni poprzez wpływ Re^w na wartość K , co wynika ze wzorów (112 - 114), a wartość współczynnika intensywności naprężenia uzależniona jest od względnej grubości warstwy. Należy również stwierdzić, że zależność (186) w sposób bardziej doskonały określa moment kruchego zniszczenia warstwy niż wzory (21) i (111), co wynika z powiązania zależności określających stan naprężenia wokół wierzchołka pęknięcia ze wzorami teorii niejednorodności mechanicznej. Na rys.51 przedstawiono wykres wyciążeniowy wg T. Pełczyńskiego. Dla malejącej wartości α następuje wzrost granicy plastyczności warstwy. I tak dla $\alpha_1 > \alpha_2 > \alpha_3$ odpowiednio granica plastyczności spełnia związek $Re_1 < Re_2 < Re_3$. W wyniku tego, związek-

szeniu ulega r . W następstwie obecności pęknięcia lub innej nieciągłości, naprężenie zmienia również swój charakter. W sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia naprężenie zmienia swój charakter z jednoosiowego stanu - prosta 1, na płaski lub przestrzenny stan - prosta 2 i 3.



Rys.51. Wykres wytrzymałościowy wg T. Pełczyńskiego

Wobec tego możemy stwierdzić, iż obecność wad w warstwie wpływa niejednoznacznie na jej wytrzymałość. W pewnych warunkach może nastąpić podwyższenie wytrzymałości w porównaniu z sytuacją, kiedy brak jest wad w warstwie (pkt. II - rys.51). Ma to miejsce przy stosunkowo niedużym podwyższeniu granicy plastyczności, kiedy materiał warstwy aż do momentu zniszczenia pozostaje ciągliwy. W przypadku znacznego podwyższenia granicy plastyczności materiału warstwy, wystąpi odwrotna sytuacja (pkt. III - rys.51). Wtedy element z warstwą niszczy się krucho, poniżej wytrzymałości określonej przy braku wad w warstwie. W oparciu o powyższe rozważania możemy również wnioskować, że przy malejącej wartości względnej grubości warstwy, wartość współczynnika intensywności naprężenia powinna ulec stopniowemu zmniejszeniu, aż do osiągnięcia K_{IC} . W danym przypadku zachodzi podobny efekt, odpowiadający zwiększaniu grubości próbki. Wobec powyższego rozważmy korelację pomiędzy wartością K_{IC} ocenianą na próbkach jednorodnych i niejednorodnych z warstwą o obniżonej wytrzymałości, zakładając, że materiał warstwy i próbki jednorodnej to ten sam gatunek materiału, posiadający identyczne własności mechaniczne w stanie wyjściowym i automatycznie tą samą odporność na rozwój pęknięć przy zapewnieniu rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Rozwój pęknięcia zachodził w warunkach płaskiego stanu odkształcenia jeżeli $g > 15 r_p$. Jeżeli uwzględnimy wymiary r_p , to dla próbki niejednorodnej z warstwą minimalną grubość ocenimy ze wzoru:

$$\xi_n = 15 r_p = 15 \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{IC}}{Re^w K_{\lambda}} \right)^2 \quad (187)$$

Dla próbki jednorodnej minimalna grubość niezbędna do oceny K_{IC} wynosi:

$$g = 15 r_p = 15 \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{IC}}{Re} \right)^2 \quad (188)$$

Dzieląc stronami równanie (187) przez (188), otrzymamy:

$$\frac{\xi_n}{g} = \left(\frac{K_{IC}'}{K_{IC}} \right)^2 \left(\frac{Re}{Re^W} \right)^2 \left(\frac{1}{K_{\mathcal{M}}} \right)^2 \quad (189)$$

Jeżeli uwzględnimy przyjęte uprzednio założenie to możemy stwierdzić, że $Re^W = Re$ i $K_{IC}' = K_{IC}$ i zależność (189) przyjmie postać:

$$\xi_n = g \frac{1}{K_{\mathcal{M}}^2} \quad (190)$$

Z powyższej zależności wynika możliwość redukcji wymiarów próbek do oceny K_{IC} . Uzyskuje się w tym przypadku rozwój pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia nie poprzez zwiększanie grubości próbek jak to ujmują normy, lecz poprzez odpowiednie ukształtowanie próbek niejednorodnych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych. Z uwagi na korelację pomiędzy K_{IC} a pozostałymi kryteriami mechaniki pęknięcia: δ_C , G_C , J , powyższe rozważania dotyczą również pozostałych kryteriów mechaniki pęknięcia w zakresie stosowalności kryterium K_{IC} .

6.2. Zastosowanie próbek modelowych o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do określania ilości pracy na powstanie przełomu rozdzielczego i wykorzystanie jej do określania udarności oraz oceny K_{IC} i G_{IC}

Niezawodność pracy maszyn i urządzeń zależy między innymi od właściwego doboru materiałów i zdolności przewidywania ich zachowania się w różnych warunkach eksploatacyjnych. Jak już wspomniano uprzednio, szczególnie niebezpieczne jest nagłe zniszczenie konstrukcji przy niskiej wartości naprężeń, poniżej poziomu uważanego jako dopuszczalne naprężenie robocze. W stalach konstrukcyjnych niebezpieczeństwo powstania kruchego pęknięcia wzrasta wraz z obniżeniem temperatury, ze wzrostem szybkości odkształcenia oraz z powstaniem wieloosiowego stanu naprężenia o charakterze rozciągającym. Wzrost kruchości materiału może być spowodowany obróbką cieplną, chemiczną, spawaniem lub innymi operacjami w procesie wytwarzania, a także przez zmianę warunków eksploatacji konstrukcji. Przykładem może tu być oddziaływanie środowiska korozyjnego, wpływ napromieniowania neutronami w reaktorach atomowych itp.

W celu zbadania wpływu różnych czynników na odporność materiału na kruche pęknięcie, opracowano wiele prób laboratoryjnych. Jedną z najstarszych, najczęściej stosowaną, jest próba udarowego zginania próbek. Wykorzystuje

się ją często do określania temperatury kruchości materiału. Ponadto należy podkreślić, że do tej pory jest to jedyna metoda stosowana do oceny odporności materiału na kruche pękanie, która jest objęta w kraju normą PN-79/H-04370. Próbę tę prowadzi się na próbkach wg Mesnagera oraz Charpy'ego V.

6.2.1. Krytyczna ocena próby udarowej

Zgodnie z PN-79/H-04370 udarność materiału określa się jako:

$$KU = KV = \frac{A}{F} \quad (191)$$

gdzie:

- A - praca zużyta na złamanie próbki,
- F - przekrój próbki w miejscu naciętego karbu,
- KU - udarność oceniana na próbkach wg Mesnagera,
- KV - udarność oceniana na próbkach wg Charpy V.

Podstawowym zadaniem karbu wykonanego na próbce przeznaczonej do badań udarowych jest wywołanie spiętrzenia naprężenia i zlokalizowanie plastycznego odkształcenia w możliwie małej objętości. Mimo stosowania karbu, procesowi zniszczenia próbki w większości przypadków towarzyszy znaczne odkształcenie plastyczne. Wobec tego trudno uznać zależność A/F za właściwą, określającą ilość zużytej pracy na powstanie przełomu rozdzielczego. Można zatem stwierdzić, że zalecana przez normę państwową charakterystyka udarowości nie posiada przypisywanego jej przez normę sensu fizycznego. Najprostszym i skutecznym sposobem zmniejszenia obszaru plastycznego odkształcenia jest obniżenie temperatury badania. Metoda ta nie może być jednak stosowana jako uniwersalna i wiarygodna, ponieważ badania przy temperaturach silnie różniących się od temperatur eksploatacyjnych są w zasadzie równoważne badaniom innego już materiału. Ponadto koncentratory naprężeń w formie karbów, wywołując umiejscowienie odkształcenia w ich sąsiedztwie również obniżają sumaryczną plastyczność tym skuteczniej, im ostrzejszy jest karb.

G. M. Orner i G. L. Hartbower [149] wykorzystali do oceny wyrażenia A/F próbkę o wymiarach zewnętrznych identyczną z próbką Charpy'ego, ale z karbem zakończonym wstępnym pęknięciem (próbka typu A, rys.55). Wymienieni autorzy identyfikują również wyrażenie A/F z wielkością G_{IC} :

$$G_{IC} = \frac{A}{2F} \quad (192)$$

Liczba 2 w mianowniku uwzględnia rozdział pracy na powstanie dwóch nowych powierzchni. Ustalając powyższy związek założono, że całkowita praca A zostanie zużyta na powstanie nowego przełomu, który ma charakter płaski. Ponadto założono, że chwilowa wartość wyrażenia A/F ma wartość stałą w pro-

cesie rozwoju pęknięcia. Założenia te w dużym stopniu są spełnione przy badaniu stali wysoko wytrzymałych [59, 87, 110]. Dla materiałów o niskiej i średniej wytrzymałości w większości przypadków warunki te nie są spełnione. Wynika to z dużego rozproszenia energii, która zostanie zużyta na pracę odkształcenia plastycznego wokół karbu. Niektórzy badacze w celu zmniejszenia strat energii na odkształcenie plastyczne wokół karbu wykonują nacięcia z boku próbki [53, 149].

Zarówno w pierwszym, jak i w drugim przypadku, przy stosunkowo małych wymiarach próbek i dobrych własnościach plastycznych materiału brak jest gwarancji, iż rozwój pęknięcia nastąpi w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, a odkształcenia plastyczne wokół karbu osiągną nieznaczące wymiary. Niejasny jest również wpływ bocznych nacięć na próbce na stan naprężenia przed rozwijającym się pęknięciem. Dowodem tego są między innymi wyniki badań przedstawione w opracowaniu [122].

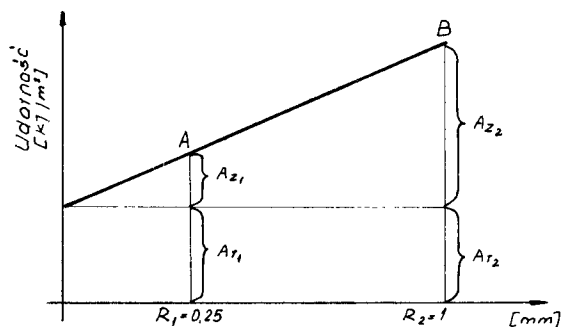
6.2.2. Charakterystyka wartości pracy A określonej w czasie próby udarowej

Całkowita wartość pracy A w typowej próbie udarowej odzwierciedla zarówno pracę zużytą na powstanie pęknięcia A_z jak i na rozwój pęknięcia:

$$A = A_z + A_r$$

jeżeli w efekcie otrzymamy płaski przełom.

Wielkość A_z uwzględnia pracę na sprężyste i plastyczne odkształcenia związane z powstaniem pęknięcia i jego stabilnym wzrostem aż do osiągnięcia długości krytycznej. Praca A_z nie jest związana z charakterem powstałego przełomu, ponieważ jak już wspomniano uprzednio praca ta jest związana z powstaniem i podkrytycznym rozwojem pęknięcia. Zmiana wielkości A_z w zależności od ostrości dna karbu charakteryzuje wrażliwość materiału na koncentrację naprężeń. Na rys.52 przedstawiono zmianę wartości A_z w zależności od promienia dna karbu [161].

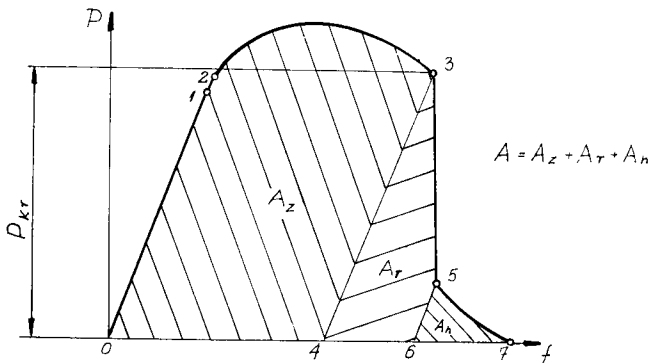


Rys.52. Zmiana wartości A_z w zależności od promienia dna karbu

Z powyższych danych wynika więc, że wyeliminowanie składowej A_z wiąże się z wykonaniem takiego karbu, którego promień dna karbu spełnia warunek: $r \rightarrow 0$, a także posiadać będzie długość krytyczną. Naturalną jest więc dążność do zakończenia dna karbu wstępnym pęknięciem, dla którego uważamy, że praktycznie $r \rightarrow 0$.

Praca A_r uwzględnia część pracy A zużytej głównie na pokonanie plastycznych odkształceń w sąsiedztwie wierzchołka niestabilnie rozwijającego się pęknięcia. Od wzajemnego stosunku A_z i A_r zależy będzie charakter zniszczenia próbki. Wychodząc z powyższych rozważań można również stwierdzić, że wysoka wartość udarności materiału nie wyklucza możliwości kruchego zniszczenia. Znane są przypadki kruchych zniszczeń rur wykonanych ze stali o udarności 980 kJ/m^2 . Badania tego materiału wykazały, że 80-90 % całkowitej pracy A zostało zużyte na zapoczątkowanie rozwoju pęknięcia A_z , natomiast tylko 10-20 % na rozwój pęknięcia A_r [94].

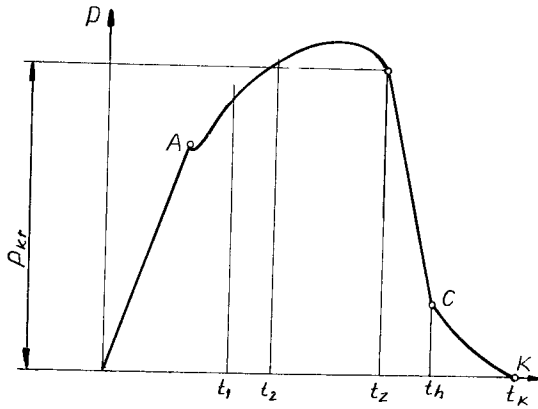
Stosunkowo prosto rozdział pracy A na składowe A_z i A_r można dokonać wykonując oscylogramy przebiegu zginania w układzie: siła - ugięcie lub siła - czas. Na rys.53 i 54 przedstawiono dwa wykresy w układzie $P - f$ i $P - t$ uzyskane w trakcie dynamicznego zginania próbek z karbem [17, 90, 99].



Rys.53. Schematyczne przedstawienie wykresu w układzie $P - f$ w czasie dynamicznego zginania próbek z karbem

Analizując wykres przedstawiony na rys.53, obszar 01234 odzwierciedla pracę zużytą na powstanie pęknięcia i jej stabilny wzrost aż do osiągnięcia długości krytycznej. Obszar 3564 charakteryzuje pracę związaną z niestabilnym rozwojem pęknięcia. Obszar 576 określa pracę związaną z hamowaniem szybkiego rozwoju pęknięcia, co powiązane jest z odkształceniami plastycznymi i przełomem ciągliwym (powstanie części przełomu w wyniku ścinania). Wyżej wymieniona część nie występuje w przypadku płaskiego stanu odkształcenia. Całość obszaru pod wykresem 012357 odzwierciedla więc całkowitą pracę A , która używana jest do oceny udarności, a także jak wynika z opracowań G. M. Ornera i G. L. Hartbower'a [149] do oceny G_{IC} . Z przeprowadzonej analizy wynika więc, że niewłaściwe jest używanie do oceny G_{IC} całkowitej pracy A , w której składowe A_z i A_n osiągają znaczne wartości. W

przypadku zastosowania pracy A do oceny G_{TC} należy stworzyć takie warunki próby, aby A_z i $A_n \rightarrow 0$. Ocena G_{TC} powinna więc przebiegać przy spełnionym warunku, ażeby $A = A_r$.



Rys.54. Schematyczne przedstawienie wykresu w układzie $P - t$ w czasie dynamicznego zginania próbek z karbem

Jeżeli weźmiemy pod uwagę wykres w układzie $P - t$ (rys.54), to możemy wyodrębnić następujące punkty charakterystyczne:

- wzdłuż linii OA zachodzi odkształcenie sprężyste,
- punkt A odpowiada początkowi odkształceń plastycznych,
- wzdłuż linii AB zachodzi odkształcenie plastyczne oraz powstaje pęknięcie i jego stabilny rozwój aż do osiągnięcia długości krytycznej,
- punkt B określa początek spontanicznego, niestabilnego rozwoju pęknięcia,
- wzdłuż linii BC następuje niestabilny rozwój pęknięcia,
- punkt C określa początek hamowania spontanicznego rozwoju pęknięcia,
- linia CK charakteryzuje ostatnią fazę niszczenia próbki w formie ścięcia.

Wartość zużytej pracy związanej z rozwojem pęknięcia w próbce udarowej określimy w oparciu o informacje uzyskane z wykresu $P - t$ [20, 21]:

$$A = \left(V_0 - \frac{1}{2m} \frac{L}{l_p} \frac{Q}{F} \int_0^{t_k} P dt \right) \int_0^{t_k} P dt \quad (193)$$

gdzie:

- m - masa wahadła młota udarowego,
- l_p - zredukowana długość wahadła,
- Q - ciężar wahadła,
- g - przyspieszenie ziemskie,
- L - odległość osi ruchu wahadłowego od punktu uderzenia,
- F - siła, niezbędna dla zrównoważenia wahadła w położeniu poziomym i przyłożona do bijaka wahadła w punkcie uderzenia,
- V_0 - liniowa szybkość punktu uderzenia wahadła w momencie styku z próbką,

ω_0 - kątowa prędkość wahadła w momencie zetknięcia się bijaka wahadła z próbką,

$$Q = m g, \quad V_0 = \omega_0 L$$

Określenie pracy A dla dowolnego przedziału sprowadza się do ustalenia odpowiednich granic całkowania. Przykładowo, dla przedziału od 0 do t_1 praca A wynosi:

$$A_1 = \left(V_0 - \frac{1}{2m} \frac{L}{l_p} \frac{Q}{F} \int_0^{t_1} P dt \right) \int_0^{t_1} P dt \quad (194)$$

Dla przedziału $t_1 - t_2$ praca A_2 wynosi [160]:

$$A_2 = \left(V_0 - \frac{1}{m} \frac{L}{l_p} \frac{Q}{F} \int_0^{t_1} P dt - \frac{1}{2m} \frac{L}{l_p} \frac{Q}{F} \int_{t_1}^{t_2} P dt \right) \int_{t_1}^{t_2} P dt \quad (195)$$

Całka $\int_0^{t_k} P dt$ liczbowo jest równa polu Ω (rys.54) na oscylogramie P - t. Wobec tego znając skalę siły i czasu na wykresie P - t możemy napisać [11, 21]:

$$\int_0^{t_k} P dt = \Omega p_s p_t \quad (196)$$

gdzie:

p_s - podziałka siły,
 p_t - podziałka czasu.

Uwzględniając zależność (196) oraz uprzednio określone wzory (194) i (195) i przyjmując, że

$$\frac{L}{l_p} \frac{Q}{F} = r_1$$

a także dane z wykresu P - t możemy określić A_z i A_r z następujących wzorów:

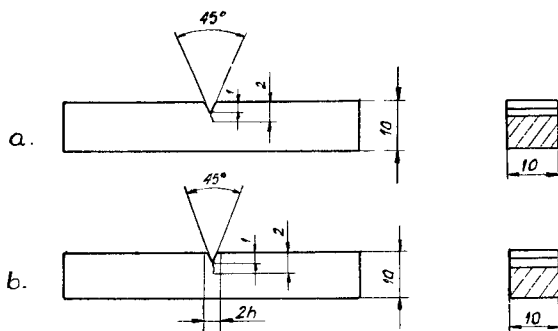
$$A_z = \left(V_0 - \frac{r_1}{2m} \Omega_z p_s p_t \right) \Omega_z p_s p_t \quad (197)$$

$$A_r = \left(v_o - \frac{r_1}{m} \Omega_z P_s P_t - \frac{r_1}{2m} \Omega_r P_s P_t \right) \Omega_r P_s P_t \quad (198)$$

Zastosowanie jednej z tych metod i analiza wykresów P - f lub P - t umożliwia rozdział pracy A na składowe, co pozwala na bardziej dokładną analizę procesu dynamicznego zginania oraz ocenę w oparciu o kryteria mechaniki pęknięcia. Należy jednakże podkreślić, że prawidłowa analiza przebiegu zginania związana jest z uzyskaniem wykresów bez dodatkowych zakłóceń przebiegu linii P - f lub P - t. Ponadto jak wynika z powyższych rozważań, istotną rzeczą jest zapewnienie takich warunków próby, aby rozwój pęknięcia odbywał się w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, a odkształcenia plastyczne wokół wierzchołka rozwijającego się pęknięcia osiągały odpowiednio małe rozmiary.

6.2.3. Podstawy teoretyczne modernizacji próby udarowej

Rozważmy możliwość oceny udarności materiału w oparciu o niejednorodnie mechanicznie próbki z warstwą zakładając, że materiał warstwy ma identyczne własności mechaniczne w stanie wyjściowym jak materiał jednorodnej próbki. Budowę tego rodzaju próbki przedstawiono na rys.55.



Rys.55. Próbkki do udarowego zginania z karbem zakończonym wstępnym pęknięciem o długości około 1 mm:

a/ jednorodne - typ A ,

b/ niejednorodne - typ B

Karb zakończony jest wstępnym pęknięciem o długości około 1 mm. Ocenę wyrażenia A/F należy przeprowadzić tak, ażeby rozwój pęknięcia odbywał się w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Wtedy rzeczywista wartość wyrażenia A/F bardziej zbliży się do znaczenia przypisywanego przez normę PN-79/H-04370. Zgodnie z wytycznymi mechaniki pęknięcia, rozwój pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia związany jest ze spełnieniem zależności:

$$\frac{r_p}{g} \leq \frac{1}{15} \quad (199)$$

gdzie:

- r_p - promień charakteryzujący wielkość obszaru odkształcenia plastycznego w sąsiedztwie wierzchołka pęknięcia,
 g - grubość próbki.

Stosunek r_p/g możemy wyrazić również zależnością:

$$\frac{r_p}{g} = \frac{E G_{IC}}{2 \pi Re^2 g} \quad (200)$$

gdzie:

- Re - granica plastyczności materiału,
 E - moduł Young'a.

Po uwzględnieniu granicznej wartości stosunku $r_p/g = 1/15$, otrzymamy:

$$G_{IC} = \frac{2 \pi}{15 E} Re^2 g \quad (201)$$

Uwzględniając dynamiczny charakter próby udarowej, wyrażenie charakteryzujące zmianę granicy plastyczności Re ma następującą postać:

- dla próbki niejednorodnej z warstwą - typ B (rys.55):

$$Re_D = Re K_M K_V \quad (202)$$

- dla próbki jednorodnej - typ A (rys.55):

$$Re_D = Re K_V \quad (203)$$

gdzie:

- K_M - współczynnik umocnienia kontaktowego warstwy, powstały wskutek zmiany stanu naprężenia w warstwie,
 K_V - współczynnik umocnienia materiału w wyniku wzrostu szybkości odkształcenia.

Podstawy teoretyczne dotyczące sposobu określania współczynnika K_M zostały określone we wcześniejszej fazie niniejszego opracowania, a także w pracach [9, 76]. Dla próbki zginanej, przedstawionej na rys.55, wyrażenie określające K_M ma postać:

$$K_M = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{6 \sqrt{3} M} \quad (204)$$

Wyrażenie określające współczynnik K_V wyznaczyć można z następującej zależności [12]:

$$K_V = \left(\frac{V}{V_0} \right)^n \quad (205)$$

gdzie:

- V - rzeczywista prędkość odkształcenia przy dynamicznym zginaniu,
- V_0 - maksymalna prędkość odkształcenia statycznego równa 10^{-3} 1/s,
- n - współczynnik charakteryzujący czułość materiału na zmianę prędkości odkształcenia.

Po uwzględnieniu wzorów (202) i (203), wyrażenie (201) przyjmie następującą postać:

- dla próbki niejednorodnej z warstwą

$$G'_{IC} = \frac{2}{15 E} Re^2 K_M^2 K_V^2 \varepsilon_n \quad (206)$$

- dla próbki jednorodnej

$$G_{IC} = \frac{2}{15 E} Re^2 K_V^2 g \quad (207)$$

Przy założeniu, że materiał warstwy w próbce niejednorodnej i materiał próbki jednorodnej mają te same własności mechaniczne w stanie wyjściowym, badania próbek powinny prowadzić do tej samej wartości $G'_{IC} = G_{IC}$. Wobec tego, dzieląc równanie (207) przez (206) otrzymamy związek między grubością próbki jednorodnej i niejednorodnej:

$$\varepsilon_n = \left(\frac{K_V}{K'_V} \right)^2 \frac{1}{K_M^2} g \quad (208)$$

Z powyższej zależności wynika, że istnieje możliwość zmniejszenia wymiarów próbki jednorodnej do wymiarów równoważnych próbek niejednorodnych z warstwą. Zakładając, że w warunkach płaskiego stanu odkształcenia szybkość odkształcenia w warstwie, jak i w materiale jednorodnym są sobie równe $V' = V$ oraz $n' = n$, otrzymamy $K_V/K'_V = 1$. Postępując podobnie jak w przypadku poprzednim otrzymamy związek między grubością próbki jednorodnej g przeznaczonej do badań statycznych, a grubością równoważnej próbki niejednorodnej ε_n przeznaczonej do badań dynamicznych:

$$\varepsilon_n = \frac{1}{K_V^2 K_M^2} g \quad (209)$$

W danym przypadku, jako podstawą do określania grubości wyjściowej próbek jednorodnych g , w oparciu o stosunek Re/E , można posłużyć się normami [5, 35].

6.3. Przykłady zastosowania próbek o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych do oceny własności mechanicznych materiałów

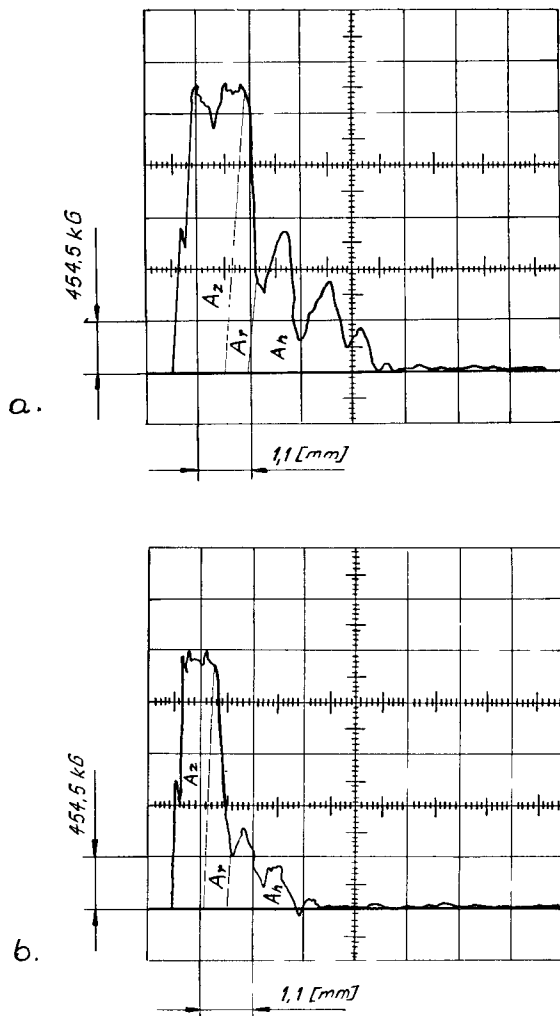
6.3.1. Badania wybranych materiałów konstrukcyjnych w oparciu o zmodyfikowaną próbę udarową

W celu uzyskania potwierdzenia rozważań teoretycznych wykonano badania udarowe stali w gatunku 18G2A i 45 w stanie ulepszonym cieplnie [127, 129]. Dla próbek jednorodnych przy zginaniu statycznym, minimalna grubość próbek niezbędna do realizacji płaskiego stanu odkształcenia, wynosi odpowiednio: 52 mm i 70 mm [127]. W celu redukcji grubości próbek do grubości próbki udarowej wg PN-79/H-04370, która wynosi 40 mm, skorzystano z zależności (209).

Współczynnik K_V oceniony doświadczalnie [127] dla badanych stali wynosi odpowiednio: dla stali 18G2A $K_V = 1,31$, natomiast dla stali 45 $K_V = 1,38$. Wobec tego proces niszczenia próbki w warunkach płaskiego stanu odkształcenia nastąpi wówczas, gdy współczynnik umocnienia kontaktowego K_{λ} spełniać będzie warunek:

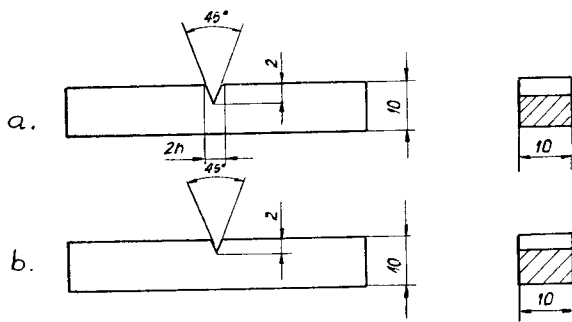
$$K_{\lambda} = \frac{1}{K_V} \sqrt{\frac{\epsilon}{\epsilon_n}} \quad (210)$$

Warunek ten spełniać będzie odpowiednio niejednorodna próbka o względnej grubości warstwy: $\lambda = 0,1$ dla stali 18G2A i $\lambda = 0,07$ dla stali w gatunku 45. Wówczas dla stali 18G2A wartość współczynnika umocnienia kontaktowego wynosi $K_{\lambda} = 1,76$, a dla stali 45, $K_{\lambda} = 2,17$. Próbkę zginano na młocie udarowym PWSO-30 z piezoelektrycznym urządzeniem pomiarowym. Na młocie tym zdjęto wykresy w układzie siła - ugięcie. Przy oscylograficznym zapisie wykresu w układzie siła - ugięcie, pole pod wykresem oznacza całkowitą pracę zużytą na złamanie próbki udarowej. Na rys.56 przedstawiono typowe oscylogramy dla tych próbek w układzie siła - ugięcie wykonanych ze stali 18G2A. Niezależnie od wymienionych uprzednio próbek badano również próbki udarowe jednorodne i niejednorodne z warstwą i karbem naciętym mechanicznie, bez wstępnego pęknięcia (rys.57). Na rys.58 przedstawiono typowe oscylogramy w układzie siła - ugięcie, uzyskane w trakcie dynamicznego zginania tych próbek. Z uzyskanych wykresów wynika znacznie mniejsze zużycie pracy na złamanie próbek udarowych z wstępnym pęknięciem jako zakończeniem karbu. Zbliżony kształt wykresów oraz wartość pracy uzyskano w trakcie dynamicznego zginania próbek niejednorodnych z karbem naciętym mechanicznie. Znacznie większą ilość pracy zużyto na złamanie typowych, jednorodnych próbek udarowych według Charpy'ego.

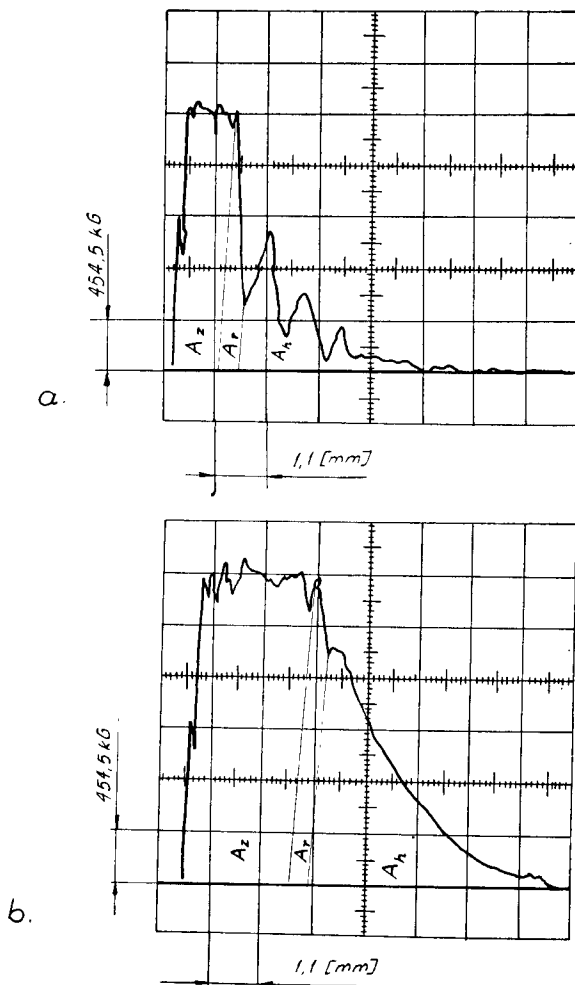


Rys.56. Oscylogramy uzyskane w czasie dynamicznego zginania próbek ze sta-
li 18G2A:

a/ próbek typu A , b/ próbek typu B



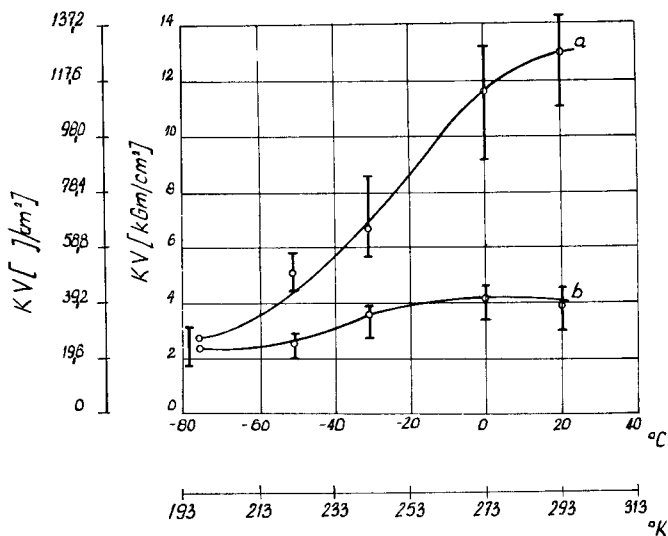
Rys.57. Próbkki do uderowego zginania:
a/ niejednorodne z warstwą - typ C
b/ jednorodne wg PN-79/H-04370



Rys.58. Oscylogramy uzyskane w czasie dynamicznego zginania próbek:
 a/ próbek typu C
 b/ typowych próbek Charpy V wg PN-79/H-04370

Jak wynika z załączonych wykresów, pomimo obecności wstępnego pęknięcia, $A_z \neq 0$. Jednakże wartość A_z dla próbek zmodyfikowanych jest zdecydowanie mniejsza niż dla typowych próbek Charpy'ego. Fakt, iż $A_z \neq 0$ pomimo obecności wstępnego pęknięcia jako zakończenia karbu można wyjaśnić tym, że wstępna długość pęknięcia jest najprawdopodobniej mniejsza od długości krytycznej. Ponadto wartość A_h dla próbek zmodyfikowanych jest mniejsza aniżeli dla typowych próbek Charpy'ego. Najwyższa wartość pracy zużyta została na złamanie typowych próbek Charpy'ego, co spowodowane jest w

głównej mierze składową A_z zużyta na zapoczątkowanie i stabilny rozwój pęknięcia oraz na pracę A_h związaną z powstaniem w części przełomu płaskiego stanu naprężenia. Z uwagi na najmniejsze straty pracy zużytej na odkształcenie plastyczne wokół karbu i w związku z tym, że rozwój pęknięcia nastąpił w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, badania próbek typu B przedstawionych na rys.55 należy uznać za najbardziej odpowiednie do oceny udarności oraz kryteriów mechaniki pęknięcia, np. G_{IC} [127]. Biorąc pod uwagę fakt, że przygotowanie próbek typu C, przedstawionych na rys.57 jest mniej pracochłonne niż pozostałych zmodyfikowanych próbek, przeprowadzono ocenę udarności stali 18G2A i 45 w zakresie temperatur: od 293 K do 198 K (+ 20 °C do - 75 °C). Na rys.59 oraz w tabelicy 10 przedstawiono wyniki badań udarności w oparciu o wymienione próbki dla stali 18G2A.



Rys.59. Ocena udarności dla stali 18G2A w zależności od temperatury badania:
 a/ wg typowej próbki Charpy V
 b/ wg próbek typu B

W danym przypadku uwidacznia się przesunięcie progu kruchości dla badanej stali w stronę wyższej temperatury przy zastosowaniu zmodyfikowanych próbek, co ma w rzeczywistości duże znaczenie praktyczne przy klasyfikacji materiałów lub określaniu warunków eksploatacji gotowych konstrukcji. Przede wszystkim widać wyraźnie zmniejszenie udarności a zarazem i wartości pracy A w zakresie wyższych temperatur. Ponadto rozrzut udarności dla próbek zmodyfikowanych jest również mniejszy. Zmniejszenie wartości udarności KV dla próbek zmodyfikowanych wynika głównie ze zmniejszenia składowej A_z i A_h . Wartość pracy A_r jak wynika z załączonych wykresów dla analizowanych przypadków posiada wartość zbliżoną.

Tablica 10

Ocena uduerności dla stali 18G2A w oparciu o próbki typowe
oraz zmodyfikowane typu C [127]

Lp.	Tempera- tura badania		Typowa próbka Charpy V			Zmodyfikowana próbka typu C		
			KCV	KCV _{śr}	S	KCV	KCV _{śr}	S
	K	°C	J/cm ²	J/cm ²	J/cm ²	J/cm ²	J/cm ²	J/cm ²
1	293	+ 20	121,5 138 113,5 159,5 106,5	128	21,5	35,5 34,5 41 29,5 43	36,5	5,5
2	273	0	128,5 90 99 123,5 132,5	114,5	19	45 32,5 50 31,5 34,5	38,5	7,5
3	243	- 30	64,5 86 61,5 55,5 58,5	65,5	12	35,5 28,5 38 34,5 27,5	32,5	4,5
4	223	- 50	41 50 57,5 47 48	48,5	6	23,5 34,5 25,5 20,5 27,5	26,5	5,5
5	198	- 75	25,5 19,5 22,5 36,5 28,5	26,5	6,5	22,5 30,5 27,5 23,5 22,5	25,5	3,5

- wartość średnia

$$KCV_{\bar{r}} = \sum_{i=1}^{i=5} KCV_i / n$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (X - \bar{X})^2}{n - 1}}$$

$$X = KCV_i,$$

$$\bar{X} = KCV_{\bar{r}},$$

$$n = 5$$

Z przeprowadzonych badań wynika więc, że badanie próbek niejednorodnych z warstwą pozwala na bardziej precyzyjną ocenę udarności materiałów. Ma to szczególnie istotne znaczenie przy ocenie udarności materiałów o niskiej i średniej wytrzymałości.

6.3.2. Ocena kryteriów mechaniki pęknięcia w oparciu o wyniki próby udarowej

Jak wynika z przeprowadzonych rozważań, dane uzyskane z próby udarowej mogą być również wykorzystane do oceny kryteriów mechaniki pęknięcia. Mając do dyspozycji oscylogramy możemy ocenić G_{IC} lub K_{IC} w oparciu o wartość siły P , przy której zaczyna się niestabilny rozwój pęknięcia, bądź w oparciu o wartość pracy A zgodnie ze wzorem (192). W opracowaniu [127] przedstawiono wyniki badań i oceny K_{IC} i G_{IC} dla stali konstrukcyjnych w gatunkach: 18G2A, 14HNMCu, 40H i 45. W oparciu o wymienione opracowanie w tablicy 11 zestawiono średnie wartości K_{IC} ocenione przy wykorzystaniu wartości siły P dla próbek typu A, B, C.

Tablica 11

Ocena wartości K_{IC} dla stali 18G2A, 14HNMCu, 40H, 45
na podstawie dynamicznego zginania próbek typu A, B i C [127]

Lp.	Gatunek materiału	Wartość K_{IC} [daN/mm ^{3/2}]									
		Próbka jednorodna typ A			Próbka niejednorodna typ B			Próbka niejednorodna typ C			
		K_{IC}	$K_{IC_{\text{sr}}}$	S	K_{IC}	$K_{IC_{\text{sr}}}$	S	K_{IC}	$K_{IC_{\text{sr}}}$	S	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
1	18G2A	381 376 385 380 373 384 386 375 377 380	379,5	4,5	342 340 347 346 341 344 339 346 346 342	343,5	3	353 348 345 347 351 355 350 349 346 356	350	4	
2	14HNMCu	442 451 447 445 439 441 446 452 446 454	446,5	5	415 412 419 410 413 420 418 409 411 414	414	4	425 419 417 423 428 421 422 417 428 419	422	4	

cd tablicy 11

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
3	40H	416	411,5	6,5	380	377,5	4	391	388	4
		408			379			382		
		405			374			386		
		419			383			389		
		412			375			394		
		404			382			388		
		420			372			383		
		417			373			392		
		403			381			391		
		409			376			385		
4	45	324	328,5	3	315	315,5	3	322	321,5	3
		329			319			326		
		331			313			319		
		326			321			323		
		334			316			316		
		330			312			319		
		327			315			323		
		326			320			325		
		328			311			322		
		328			315			320		

- wartość średnia

$$K_{IC_{\bar{s}r}} = \frac{\sum_{i=1}^{i=10} K_{IC_i}}{n}$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}}$$

$$x = K_{IC_i}, \quad \bar{x} = K_{IC_{\bar{s}r}}, \quad n = 10$$

Analizując powyższe dane możemy stwierdzić pewną rozbieżność wyników. Najniższą wartość K_{IC} osiągnięto przeprowadzając badania niejednorodnych próbek typu B. Analiza wyników badań próbek typu A wskazuje na zawyżoną wartość K_{IC} w porównaniu z wynikami badań statycznej próby zginania tych samych materiałów jak i wynikami badań typu B. Powyższy fakt możemy wyjaśnić tym, że wymiary próbek typu A nie spełniają podstawowych warunków mechaniki pęknięcia związanych z prawidłową oceną krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężenia K_{IC} . Bardzo interesujące są wyniki badań dynamicznego zginania próbek typu C. W tym przypadku, pomimo nieobecności wstępnego pęknięcia, wartość K_{IC} posiada tylko około 5% wyższą wartość w porównaniu z wynikami badań statycznej próby zginania [127]. Jest to niewątpliwie efekt przestrzennego stanu naprężenia panującego w warstwie. Praca A_z osiąga znacznie mniejszą wartość niż dla typowej próbki wg Charpy V. Wartość K_{IC} można również ocenić w oparciu o stosunek A/F , korzysta-

jąc ze związku pomiędzy K_{IC} i G_{IC} :

$$K_{IC}^2 = G_{IC} E \frac{1}{1 - \nu^2} \quad (211)$$

Jeżeli uwzględnimy zależność (192), to wzór określający K_{IC} jako funkcję A/F ma postać:

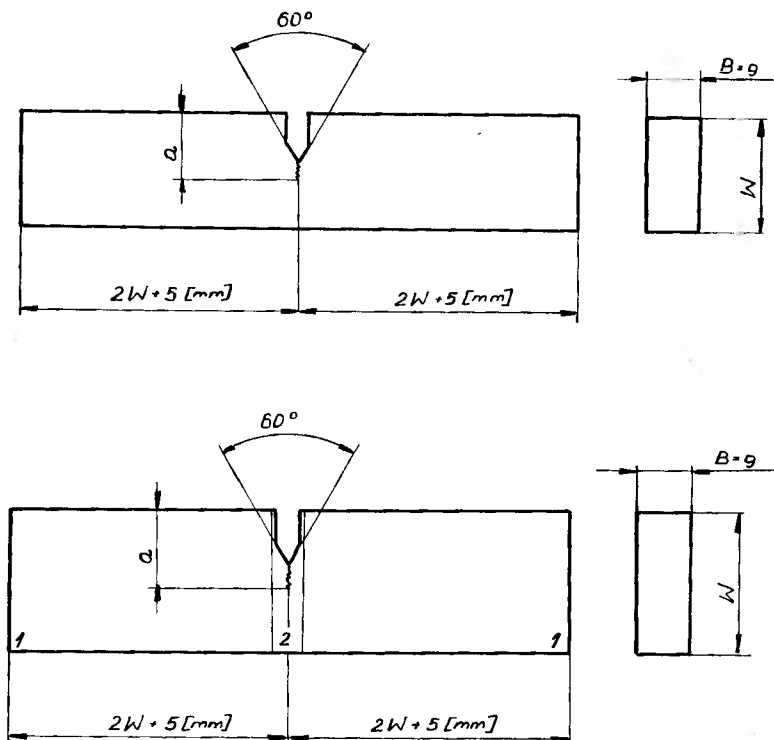
$$K_{IC} = \sqrt{\frac{E}{2(1 - \nu^2)} \frac{A}{F}} \quad (212)$$

Jak wynika z uprzednio przeprowadzonych rozważań, ocena K_{IC} ma sens fizyczny tylko wtedy, jeżeli $A = A_r$, $A_z \rightarrow 0$, $A_h \rightarrow 0$. Powyższy warunek dla badanych stali został w najwyższym stopniu spełniony dla stali w gatunku 45 [127]. Średnia wartość K_{IC} oceniona w oparciu o wyrażenie A/F wynosi $330 \text{ daN/mm}^{3/2}$. Dla pozostałych stali oceniona w ten sposób wartość K_{IC} posiada wartość zawyżoną. Wynika to z nie spełnienia warunku $A \neq A_r$, $A_z \neq 0$ i $A_h \neq 0$. Próbę kompleksowego ujęcia wpływu całkowitej pracy A i jej powiązania z kryteriami mechaniki pęknięcia przeprowadził J. Węgrzyn wraz ze swoimi współpracownikami [168]. W oparciu o przeprowadzone badania szeregu stali konstrukcyjnych i zebrany materiał statystyczny poszukiwano związku pomiędzy wartością A/F , ocenianą na próbkach Charpy V, a krytyczną wartością rozwarcia pęknięcia δ_c przy obciążeniu statycznym i dynamicznym. Stwierdzono istnienie parabolicznych zależności o wysokim współczynniku korelacji 0,90 pomiędzy wynikami próby Charpy V oraz wynikami prób dynamicznych i statycznych krytycznej wartości δ_c . Podobny charakter związany z poszukiwaniem korelacji pomiędzy kryteriami mechaniki pęknięcia K_{IC} i δ_c , a wynikami próby udarowej mają prace prowadzone przez S. Butnickiego i jego współpracowników [22, 23]. Z uwagi na prostotę przeprowadzania próby udarowej w porównaniu z klasycznymi próbami mechaniki pęknięcia [5, 35], uzyskanie wiarygodnych i pewnych wyników jest bardzo istotnym zagadnieniem z punktu widzenia praktyki inżynierskiej. W aspekcie przeprowadzonych badań własnych oraz innych opracowań scharakteryzowanych w tej pracy, istotnym zagadnieniem jest właściwy sposób interpretacji fizycznej próby udarowej i występujących etapów niszczenia próbki i powiązania z tym odpowiednich kryteriów mechaniki pęknięcia. Opracowana i zaproponowana, zmodyfikowana próba Charpy V pozwala w stopniu bardziej doskonałym określić wartość pracy związanej z rozwojem pęknięcia $A = A_r$ i automatycznie powiązać wyrażenie A/F z kryteriami liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia. Również w przypadku stosowania całkowitej pracy $A = A_z + A_r + A_h$, a więc przy znacznych odkształceniach plastycznych, do oceny kryteriów mechaniki pęknięcia istnieje realna możliwość powiązania wielkości A/F z kryteriami nieliniowej mechaniki pęknięcia, np. z δ_c [168]. Należy w tym miejscu podkreślić, iż rozwinięcie metod badawczych w zakresie stabilnego wzrostu pęknięcia jest niemniej ważnym zagadnieniem aniżeli charakterystyka niestabilnego wzrostu pęknięcia. Jest to problem szczególnie istotny przy klasyfikacji materiałów, gdyż w przypadku rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia w materiale o małej

wrażliwości na rodzaj struktury oraz z uwagi na małe wymiary próbek nie jest w zasadzie możliwy wybór materiału przy optymalnym stanie struktury.

6.3.3. Ocena kryteriów mechaniki pęknięcia w oparciu o zmodyfikowaną metodę

Weryfikację praktyczną rozważań teoretycznych wykonanych w pkt. 5.1 przeprowadzono badając próbki modelowe o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych oraz próbki jednorodne. Przeprowadzono badania na czterech gatunkach stali: 18G2A, 14HNMBCu, 40H, 45 [127, 130, 131, 134]. Badania wykonano zgodnie z wytycznymi norm brytyjskich DD3 - 1971 i DD19 - 1972. Przeprowadzono statyczną próbę zginania próbek przedstawionych na rys.60.

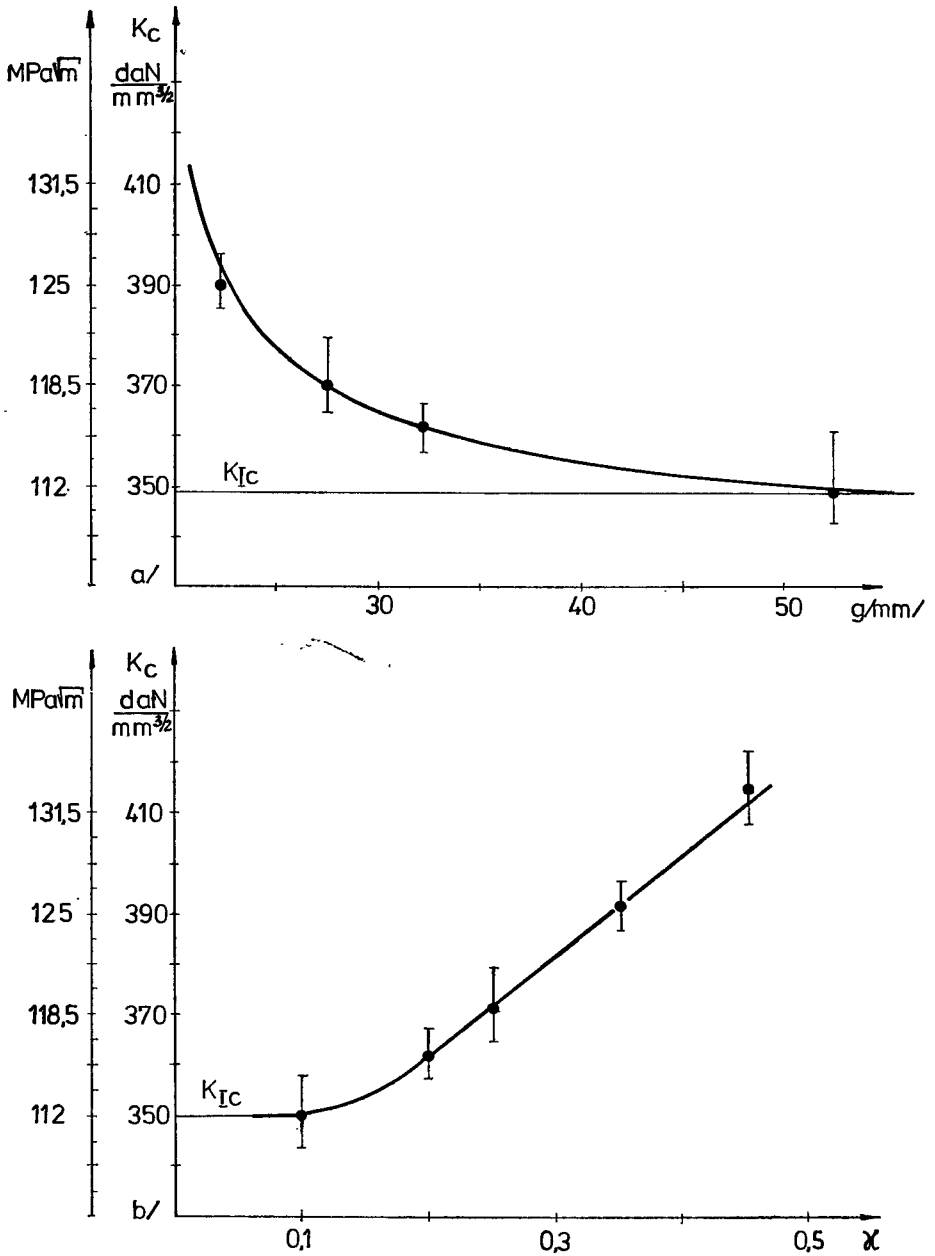


Rys.60. Próbkki do oceny współczynnika intensywności naprężenia:

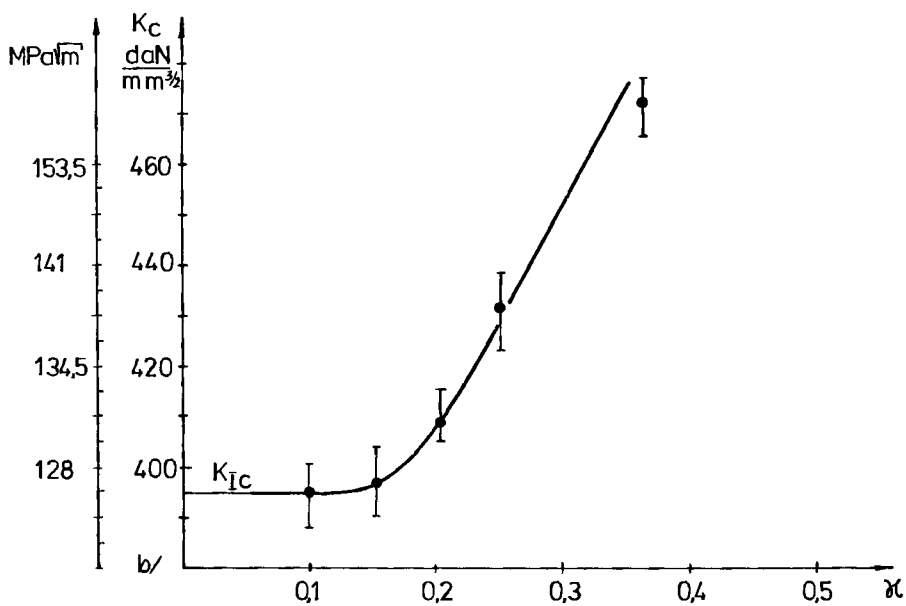
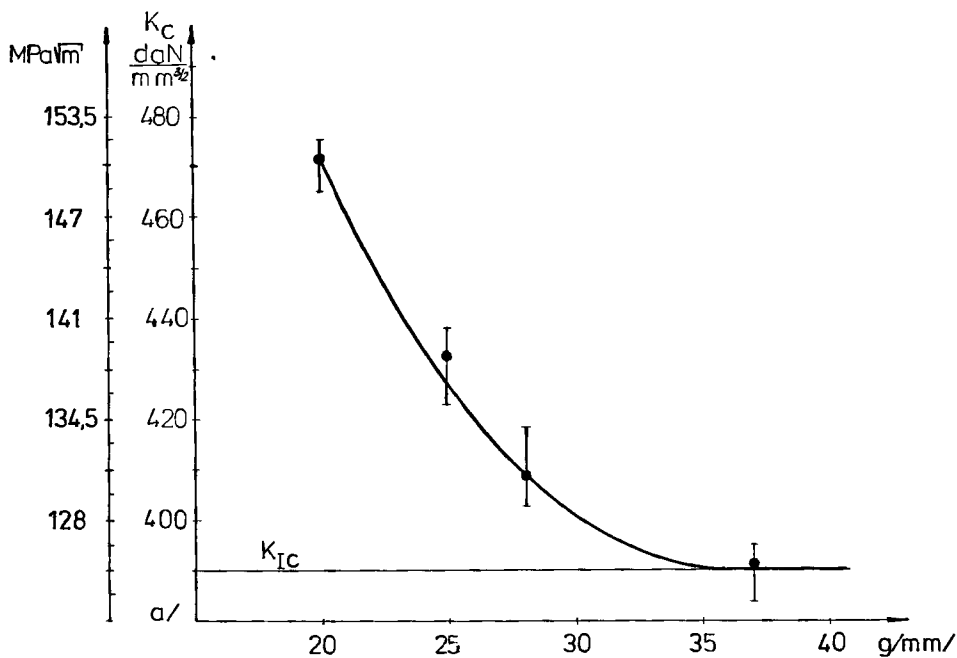
a/ jednorodne

b/ niejednorodne

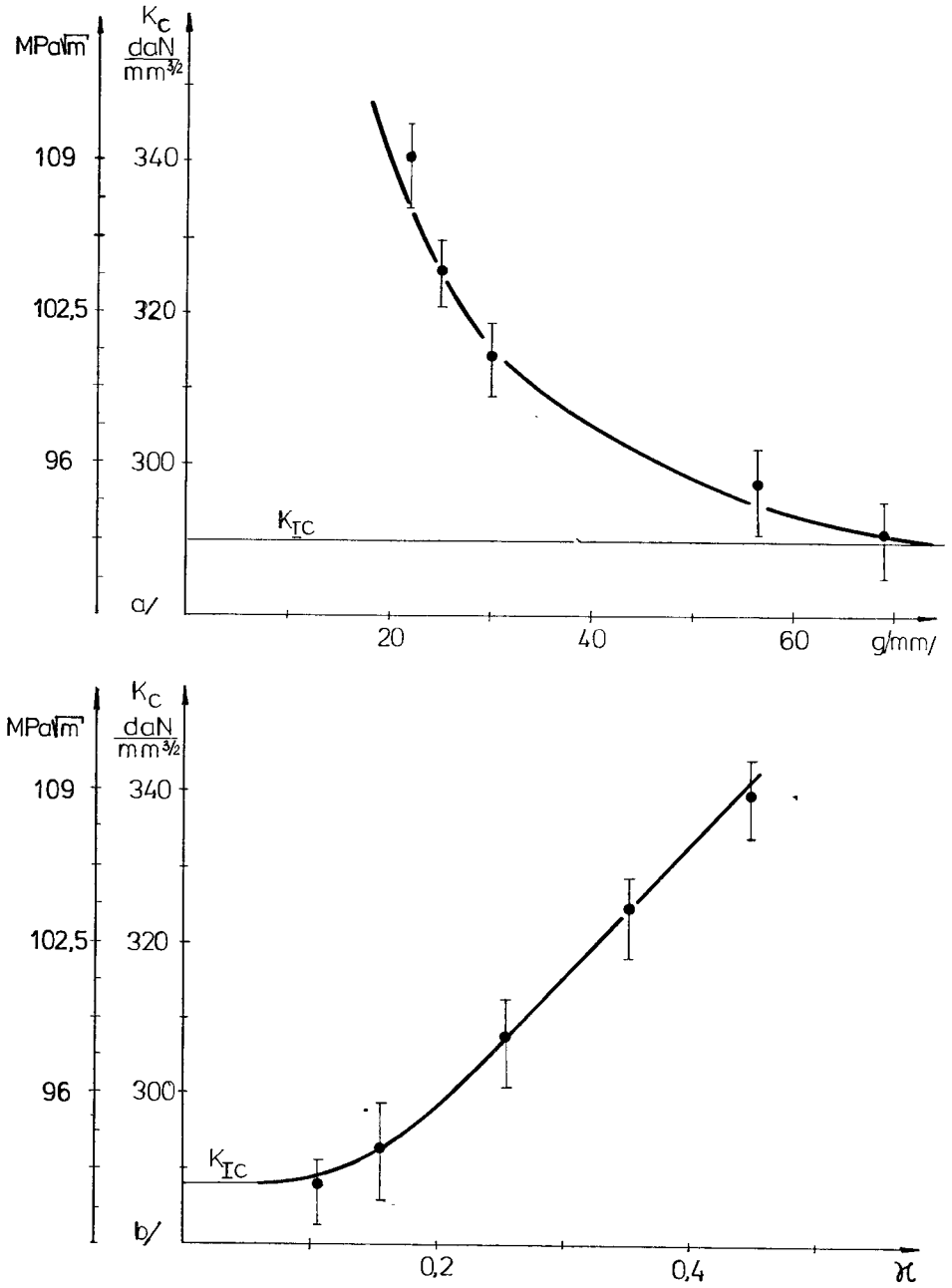
Lokalną zmianę własności mechanicznych w próbkach niejednorodnych uzyskano odpuszczając specjalnie przygotowane próbki przez miejscowe podgrzewanie na zgrzewarce wg metody opisanej w pkt. 5.5.1. Dla przykładu na rys.61 przedstawiono zmianę wartości współczynnika intensywności naprężenia K_{IC} dla próbek jednorodnych i równoważnych próbek niejednorodnych, wykonanych ze stali 18G2A.



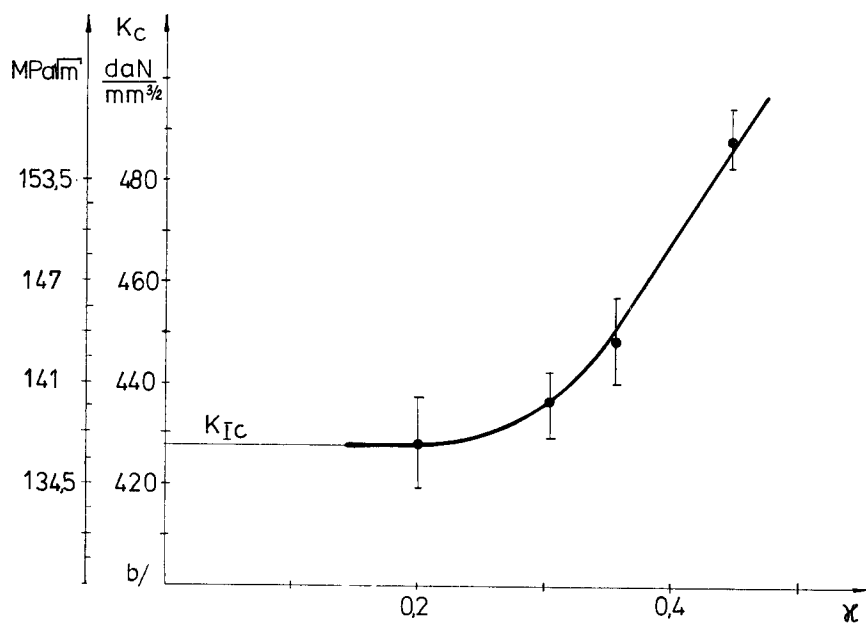
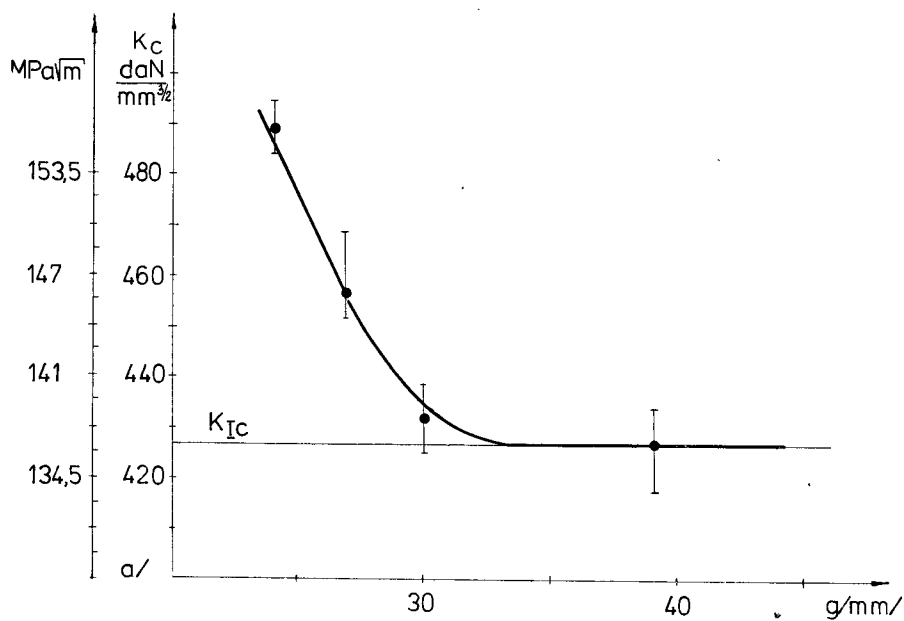
Rys.61. Zmiana współczynnika intensywności naprężenia dla próbek jednorodnych i niejednorodnych wykonanych ze stali 18G2A.



Rys.62. Zmiana współczynnika intensywności naprężenia dla próbek jednorodnych i niejednorodnych wykonanych ze stali 40H



Rys.63. Zmiana współczynnika intensywności naprężenia dla próbek jednorodnych i niejednorodnych wykonanych ze stali 45



Rys.64. Zmiana współczynnika intensywności naprężenia dla próbek jednorodnych i niejednorodnych wykonanych ze stali 14HMBCu

Własności mechaniczne stali 18G2A w stanie ulepszonym cieplnie wynosiły: $R_e = 755 \text{ MPa}$ i $R_m = 880 \text{ MPa}$. Powyższe własności mechaniczne odnoszą się do materiału próbki jednorodnej oraz do materiału warstwy w próbce niejednorodnej. W danym przypadku różnica pomiędzy średnią wartością współczynnika intensywności naprężenia, oceniana na próbkach jednorodnych i niejednorodnych wyniosła około $3 \text{ daN/mm}^{3/2}$. Należy to uznać za wynik zadowalający dla celów praktycznych. Przy zmniejszaniu wartości względnej grubości warstwy następuje obniżanie wartości współczynnika intensywności naprężenia, aż do osiągnięcia $K_{IC} = 349,5 \text{ daN/mm}^{3/2}$. Ten sam efekt uzyskano zwiększając grubość próbek jednorodnych. Podobny przebieg miały wyniki badań stali 40H (rys.62), stali 45 (rys.63) i stali 14HNMBCu (rys.64) [127, 131]. Niezależnie od tego w tablicach 12 i 13 w oparciu o opracowanie [127] przedstawiono wyniki badań próbek niejednorodnych i jednorodnych wraz z oceną K_{IC} dla stali 18G2A.

Tablica 12

Ocena wartości $K_Q = K_{IC}$ dla stali 18G2A
na podstawie zginania jednorodnych próbek [127]
- obciążenie statyczne

Lp.	g mm	W mm	a mm	$\frac{a}{W}$	$f\left(\frac{a}{W}\right)$	P_Q daN	K_{IC} daN/mm ^{3/2}
1	52	104	52,6	0,506	10,82	17060	348
2	52	104	52,1	0,504	10,75	17070	346
3	52	104	52,0	0,500	10,61	17150	343
4	52	104	52,4	0,504	10,75	17000	345
5	52	104	52,1	0,501	10,65	16950	341
6	52	104	52,6	0,506	10,82	17060	348
7	52	104	52,1	0,501	10,65	17480	351
8	52	104	52,3	0,503	10,71	17180	347
9	52	104	52,0	0,500	10,61	17490	350
10	52	104	52,4	0,504	10,75	17070	346

- wartość średnia

$$K_{IC\bar{s}r} = \sum_{i=1}^{i=10} K_{IC_i} / n = 346,5 \text{ daN/mm}^{3/2} = 111 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}} = 3 \text{ daN/mm}^{3/2}$$

$$x = K_{IC_i},$$

$$\bar{x} = K_{IC\bar{s}r},$$

$$n = 10$$

Tablica 13

Ocena wartości $K_Q = K_{IC}$ dla stali 18G2A
na podstawie zginania niejednorodnych próbek [127]
- obciążenie statyczne

Lp.	g mm	λ	W_n mm	a_n mm	$\frac{a_n}{W_n}$	$f\left(\frac{a_n}{W_n}\right)$	P_Q daN	K_{IC} daN/mm ^{3/2}
1	20	0,15	40	20,1	0,502	10,68	4170	352
2	20	0,15	40	20,0	0,500	10,61	4220	354
3	20	0,15	40	20,1	0,502	10,68	4100	346
4	20	0,15	40	20,1	0,515	11,14	3960	349
5	20	0,15	40	20,8	0,520	11,33	3910	350
6	20	0,15	40	20,4	0,510	10,96	3995	346
7	20	0,15	40	20,2	0,505	10,78	4095	349
8	20	0,15	40	20,2	0,505	10,78	4085	348
9	20	0,15	40	20,6	0,515	11,14	4000	352
10	20	0,15	40	20,1	0,502	10,68	4135	349

- wartość średnia

$$K_{IC_{\text{sr}}} = \sum_{i=1}^{i=10} K_{IC_i} / n = 349,5 \text{ daN/mm}^{3/2} = 112 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$$

- odchylenie średnie

$$S = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}} = 2,5 \text{ daN/mm}^{3/2}$$

$$x = K_{IC_i}, \quad \bar{x} = K_{IC_{\text{sr}}}, \quad n = 10$$

Badania pozostałych stali omówiono szerzej w opracowaniu [127]. Równocześnie chciałbym zaznaczyć, że niezależnie od badań własnych, podobne wyniki związane z oceną odporności na rozwój pęknięć niejednorodnych próbek o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych uzyskali J. P. Gnyp, O. A. Bakszi i inni [56, 57, 58, 120]. Z powyższych badań wynika więc, że kruche pęknięcie jest możliwe w przypadku występowania lokalnej niejednorodności mechanicznej przy znacznie mniejszej grubości elementu aniżeli przy zachowaniu jednorodności materiału w skali makroskopowej. Z uwagi na korelację wzajemną pomiędzy kryteriami mechaniki pęknięcia, zaproponowana metodyka oceny współczynnika intensywności naprężenia powinna zachować swój sens fizyczny również w innych przypadkach, np. przy ocenie całki J.R. Rice - J. Przeprowadzone w niniejszym punkcie badania niejednorodnych mecha-

nicznie próbek w aspekcie mechaniki pękania oraz badania dynamiczne potwierdzają również w sposób praktyczny wnioski określone w punktach 5.1 - 5.3 odnośnie wpływu lokalnej niejednorodności mechanicznej na zwiększoną wrażliwość na pękanie konstrukcji, w których one występują.

6.3.4. Analiza i podsumowanie wyników badań

1. Niezależnie od zagadnień związanych z oceną wytrzymałości konstrukcji, układy niejednorodne w formie próbek z warstwą mogą być wykorzystane do oceny kryteriów mechaniki pękania, jako równoważne w stosunku do próbek jednorodnych. Określono podstawy teoretyczne modyfikacji oceny kryteriów mechaniki pękania przy wykorzystaniu niejednorodnych mechanicznie próbek o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych, a następnie zweryfikowano je badając spawalne stale 14HMBCu, 18G2A oraz stal konstrukcyjną do ulepszenia cieplnego w gatunku 40H i stal węglową konstrukcyjną wyższej jakości w gatunku 45. Badania przeprowadzone na tych stalach potwierdzają słuszność założeń i rozważań teoretycznych. Średnie wartości K_{IC} i K_C ocenione na próbkach jednorodnych i równoważnych próbkach niejednorodnych różniły się pomiędzy sobą maksymalnie o 3%. Należy to uznać za wynik zadowalający do celów praktycznych. Dotyczy to zarówno badań statycznych jak i dynamicznych. Istotną korzyść płynącą z tego podejścia to możliwość przeprowadzenia badań na mniejszych gabarytowo próbkach przy wykorzystaniu maszyn wytrzymałościowych wchodzących w skład wyposażenia przeciętnych ośrodków badawczych. W przypadku badanych stali konstrukcyjnych poprzez zastosowanie próbek zmodyfikowanych uzyskano zmniejszenie grubości oraz pozostałych wymiarów od 2 do 2,5 razy.

2. Przeprowadzona ocena wartości K_{IC} w oparciu o wielkość zużytej pracy A , określonej w trakcie dynamicznego zginania zmodernizowanych próbek typu B dała pozytywny wynik dla stali 45. Dla pozostałych stali wartość K_{IC} była zawyżona. Wynika to z tego, że dla stali 45 składowe A_z i A_h posiadały wartości zbliżone do zera [127]. Dla pozostałych badanych stali wartości A_z i A_h osiągnęły zbyt duże wartości i dlatego zarówno G_{IC} oraz K_{IC} ocenione w oparciu o wielkość $A = A_z + A_r + A_h$ posiadały zawyżoną wartość. Z przeprowadzonych badań wynika więc, że do oceny K_{IC} i G_{IC} wymagany jest rozdział pracy A i należy tylko używać wartość składowej A_r związanej z rozwojem pęknięcia, gdyż taki jest sens fizyczny współczynnika intensywności naprężenia K_{IC} oraz G_{IC} . Ocena składowych A_z , A_r i A_h możliwa jest w oparciu o oscylogramy w układzie siła - ugięcie lub siła - czas.

3. Z uwagi na zmniejszenie w niejednorodnych próbkach składowych A_z i A_h w porównaniu z typową próbą Charpy V, zastosowano niejednorodne próbki z warstwą do modyfikacji próby udarowej. Dzięki temu przybliżono charakterystykę A/F do znaczenia przypisywanego przez normę. Ze względu na zmniejszenie składowych A_z i A_h wykazano faktyczną różnicę przy ocenie temperatury kruchości ocenianej na próbkach typowych i zmodyfikowanych. Temperatura kruchości przesuwa się w stronę wyższej temperatury. Ma to istotne znaczenie przy ocenie warunków eksploatacyjnych pracy konstrukcji. Biorąc pod uwagę

powyższy fakt możemy uznać, że badania niejednorodnych próbek z karbem usytuowanym w warstwie mogą stanowić podstawę do bardziej precyzyjnej oceny udatności niż badania oparte o próbki wykonane zgodnie z PN-79/H-04370.

4. Ze względu na to, że istnieje szereg metod oceny tych samych zjawisk fizycznych związanych z zapoczątkowaniem i rozwojem pęknięcia, niejednorodne próbki z warstwą mogą być również przydatne do oceny tych zjawisk z innego punktu widzenia aniżeli zaprezentowany w niniejszym opracowaniu, np. zgodnie z kryterium cieplno-mechanicznym zaproponowanym przez M. Zakrzewskiego. Wyższość próbek niejednorodnych w tym przypadku wynika z ograniczenia obszaru, w którym wystąpi przełom próbki do obszaru warstwy oraz wystąpią stosunkowo nieduże zmiany przekroju próbki w miejscu powstania przełomu, co niewątpliwie może ułatwić pomiar zmian energii cieplnej.

5. Z uwagi na usystematyzowanie znacznej części zagadnień związanych z kruchym pękaniem połączeń spawanych, modyfikacji powinien ulec sposób klasyfikacji spoin, powinien on opierać się również na kryteriach mechaniki pękania. Istotnym zagadnieniem wynikającym z powyższych rozważań jest również konieczność powiązania wielkości dopuszczalnych wad w złączach spawanych z rodzajem materiału.

7. WNIOSKI KOŃCOWE

Realizując główne cele pracy i analizując przyjęte modele, odzwierciedlające sytuacje jakie mogą wystąpić w złączach spajanych, ustalono co następuje:

1. Analiza z punktu widzenia teorii niejednorodności mechanicznej wykazała:
 - a/ zmianę stanu naprężeń wewnętrznych w układzie niejednorodnym, w wyniku czego zmieniają się własności mechaniczne obszarów przylegających do powierzchni kontaktowych materiałów tworzących układ niejednorodny mechanicznie,
 - b/ w wyniku powstania w warstwie o obniżonych własnościach mechanicznych przestrzennego stanu naprężenia o charakterze rozciągającym, wystąpi swego rodzaju dążność przejścia układu niejednorodnego w układ jednorodny o nowych wartościach wskaźników wytrzymałościowych zbliżonych do własności mechanicznych materiału T, bezpośrednio sąsiadującego z warstwą. W obszarze T bezpośrednio przylegającym do warstwy (rys.5) , wystąpi również przestrzenny stan naprężeń ale o charakterze ściskającym, co stwarza korzystne warunki w zakresie odporności na kruche pękanie dla tego obszaru. Ma to praktycznie istotne znaczenie, jeżeli jest to obszar podhartowania, z którym możemy się spotkać np. w złączach spawanych lub zgrzewanych ze stali ulepszonych cieplnie,
 - c/ stan mechaniczny, w którym wyeliminowany zostanie wpływ strefy o obniżonej wytrzymałości warstwy na kompleksową wytrzymałość złącza uzależniony będzie od:
 - uwarunkowań geometrycznych, które dla analizowanego modelu wyrażone są przez względną grubość warstwy λ_m ,
 - uwarunkowań fizycznych wyrażonych przez współczynnik niejednorodności mechanicznej K_S oraz γ^T , charakteryzujący własności mechaniczne obszaru T,
 - rodzaju obciążeń zewnętrznych.Ilościowa ocena wpływu wyżej wymienionych czynników w przypadku rozciągania została określona według zależności (21),
 - d/ nieprostodądzie ułożenie powierzchni kontaktowych obszarów o skokowo-zmiennych własnościach mechanicznych w stosunku do sił rozciągających wpływa ujemnie na stopień przestrzenności naprężeń wewnętrznych i automatycznie na wartość współczynnika umocnienia kontaktowego K_λ i kompleksową wytrzymałość złącza, co wynika z określonych w pracy zależności (27) i (28). Wyżej wymieniony wniosek znalazł swoje potwier-

dzenie w badaniach niejednorodnych próbek modelowych, wykonanych według własnych koncepcji oraz w badaniach połączeń spawanych, e/ lokalne podwyższenie twardości w sąsiedztwie powierzchni kontaktowych z obszarem o obniżonej wytrzymałości warstwy wpływa korzystnie na kompleksową wytrzymałość niejednorodnych mechanicznie połączeń, co znalazło swoje potwierdzenie również w badaniach próbek modelowych oraz złączy spawanych.

2. Analiza z punktu widzenia mechaniki pęknięcia wykazała zasadniczą różnicę w sposobie oceny współczynnika intensywności naprężenia dla niejednorodnych mechanicznie modeli w porównaniu z jednorodnym modelem ciała:

a/ jeżeli pęknięcie usytuowane jest wzdłuż powierzchni kontaktowej materiałów o odmiennych własnościach mechanicznych, to pomimo obciążenia odpowiadającego I przypadkowi obciążenia, wystąpi zarówno K_{I}^2 oraz K_{II} , pomiędzy którymi wystąpi zespolone sprzężenie w formie $K = K_{I}^2 + i K_{II}$,

b/ jeżeli pęknięcie jest usytuowane w pewnej odległości od powierzchni kontaktowej lub w warstwie, obowiązują zależności określone dla jednorodnego materiału, jednakże korekcji powinno ulec naprężenie G_{ik} , zgodnie z zasadami określonymi w punkcie 5.2.3 i 5.2.4.

3. W ramach kompleksowej oceny własności mechanicznych połączeń spawanych ustalono zasady oceny na kruche pęknięcie starając się uwzględnić skrajnie niekorzystne zjawiska jakie mogą wystąpić w połączeniach spawanych.

4. W oparciu o przeprowadzoną analizę teoretyczną ustalono zasady praktycznej oceny własności mechanicznych połączeń klejonych oraz pokrewnych połączeń spajanych w oparciu o kryteria mechaniki pęknięcia. Badania połączeń klejonych potwierdziły zasadność tego rodzaju podejścia. Świadczą o tym chociażby wyniki badań na oddzieranie wg PN-69/C-89302 oraz G_{IC} , gdzie wyraźnie zaznacza się arbitralność przyjętego kryterium oceny własności mechanicznych w normie. Wprowadzenie kryteriów mechaniki pęknięcia pozwala przybliżyć ocenę zjawisk fizycznych, decydujących o faktycznej wytrzymałości połączeń spajanych.

5. Opracowano skuteczną metodę modelowania własności mechanicznych strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali ulepszonych cieplnie. Niezależnie od opracowania podstaw teoretycznych modelowania, sprawdzono praktycznie skuteczność tej metody, modelując i wykonując połączenia spawane ze stali 14HNMBCu i 18G2A.

6. Opracowano podstawy teoretyczne modernizacji oceny kryteriów mechaniki pęknięcia przy wykorzystaniu niejednorodnych mechanicznie próbek. W danym przypadku realizację rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia zagwarantowano poprzez stworzenie odpowiedniego stanu odkształcenia i naprężenia w warstwie. W próbkach typowych zalecanych według norm zagranicznych realizacja rozwoju pęknięcia w warunkach płaskiego stanu odkształcenia odbywa się poprzez zagwarantowanie odpowiedniej grubości próbki oraz pozostałych jej wymiarów. Zmodyfikowana metoda może okazać się szczególnie przydatna do oceny K_{IC} dla stali o

osnowie ferrytycznej, przy odpowiedniej zawartości węgla lub innych dodatków stopowych, gdzie występuje możliwość odpowiedniego zróżnicowania własności mechanicznych próbki. Dla stali niskowęglowych, z uwagi na trudności związane z uzyskaniem lokalnej zmiany własności mechanicznych, metoda ta nie da pożądanych efektów. Jednakże dla dużej ilości technicznie ważnych przypadków wyszczególnionych w punkcie 4, a także dla stali narzędziowych zmodyfikowana metoda powinna dać zadowalające rezultaty. Świadczą o tym przeprowadzone badania własne na spawanych stalach ulepszonych cieplnie w gatunkach 14HNMBCu i 18G2A oraz stali konstrukcyjnej stopowej do ulepszania w gatunku 40H i stali węglowej konstrukcyjnej wyższej jakości w gatunku 45.

7. Niezależnie od modyfikacji próbek do oceny K_{IC} niejednorodnie mechanicznie próbki z warstwą zastosowano do modyfikacji próby udarowej po uprzednim opracowaniu podstaw teoretycznych modyfikacji. Jak wykazały badania udarowego zginania próbek zmodyfikowanych przy oscylograficznym zapisie w układzie siła - ugięcie, przybliżono charakterystykę A/F do znaczenia przypisywanego przez normę dzięki zmniejszeniu składowych A_z i A_h ($A = A_z + A_r + A_h$). W związku z tym wystąpiła istotna różnica przy ocenie temperatury kruchości ocenianej na próbkach typowych i zmodyfikowanych. Temperatura kruchości przesunęła się w stronę wyższej temperatury, co ma istotne znaczenie przy ocenie warunków eksploatacyjnych pracy konstrukcji. Wobec tego, biorąc pod uwagę powyższe fakty możemy uznać, że badania niejednorodnych próbek są podstawą do bardziej precyzyjnej oceny udarnośći. Przeprowadzone badania własne potwierdziły główne tezy i założenia rozważań teoretycznych.
8. Właściwa interpretacja fizyczna wyników próby udarowej pozwala na zastosowanie wyrażenia A_r/F , bądź wykresu $P - f$ do oceny kryteriów mechaniki pęknięcia w oparciu o próbę dynamicznego zginania zmodyfikowanych próbek. Wniosek ten potwierdzają wyniki badań własnych oraz porównanie tych wyników ze statyczną próbą oceny K_{IC} .



8. LITERATURA

1. Adamczyk J.: Pękanie materiałów metalowych. Materiały Konferencji "Metody badań odporności materiałów na pękanie". Sekcja Metod Badań Materiałów Komitetu Nauki o Materiałach PAN. Katowice-Wisła: 1979
2. Anderson G.P., Devries K.L., Williams M.L.: Mixed mode stress field effect in adhesive fracture. International Journal of Fracture, 1974 s. 565-583
3. Ando Y.: On the brittle fracture of welded joints. IIW-X-294-62
4. Arbel A.: Some mechanical properties of electron beam welds with unconventional geometries. Welding Journal nr 6/1969
5. ASTM - E - 399 - 70 T. Plane-strain fracture toughness of metallic materials
6. Bakszi O.A.: Ocenka pročnosti swarnych sojedinenij iz termoupročnjenych stalej. Voprosy Svaročnovo Proizvodstva nr 63. Čelabińsk 1968
7. Bakszi O.A., Bogomołova A.S.: Pročnost mehaničeski nieodnorodnych swarnych sojedinenij pri dvuchosnom rastiaženii. Svaročnoje Proizvodstvo nr 5/1971
8. Bakszi O.A., Kačanov L.M.: O napriženom sostojanii płaścičnoj proszojki pri osiesimetričnoj deformacji. Izvjestija Akademii Nauk SSSR. Mechanika nr 2/1965
9. Bakszi O.A., Kulnievič B.G.: Rasčetnaja ocenka pročnosti i energojemkosti swarnogo stykovogo sojedinenija pri izgible. Avtomatičeskaja Svarka nr 12/1965
10. Bakszi O.A., Monoszkov A.N., Anisimov . . : Rabotosposobnost swarnych sojedinenij s m'jagkoj proszojkoj pri udarnom rastiaženii v uslovijach niskich temperatur. Svaročnoje Proizvodstvo nr 11/1968
11. Bakszi O.A., Monoszkov A.N., Kukin A.G.: Metod opriedielenija sostavl'jajusščich udarnoj vjazkosti. Zavodskaja Laboratorija nr 5/1969
12. Bakszi O.A., Monoszkov A.N.: Pročnost mehaničeski makronieodnorodnych swarnych sojedinenij pri udarnom rastiaženii. Svaročnoje Proizvodstvo nr 7/1965
13. Bakszi O.A., Szatov A.A.: O napriženom sostojanii i deformacji tvierdovo materiała v swarnych sojedinenijach s tvierdoj i m'jagkoj proszojkami. Svaročnoje Proizvodstvo nr 5/1966

14. Bakszi O.A., Szron R.Z.: Prócnost pri statičeskom rastiaženii svarnyh sojedinienij s mjagkoj prošojkoj. Svaročnoje Proizvodstvo nr 5/1962
15. Bogomołova A.S., Bakszi O.A. i inni: O racionalnom projektirovanii svarnyh sosudov i trub iz raznorodnyh materialov. Svaročnoje Proizvodstvo nr 9/1973
16. Bennett S.I., Devries K.L., Williams M.L.: Adhesive fracture mechanics. International Journal of Fracture nr 1/1974
17. Botvina Ĺ.R., Kołokołov E.I.: Opriedielenije dinamičeskoj vjazkosti razruszenija po rezultatam ispytanija standartnyh udarnych obrazcov. Fizyko-chimičeskaja mehanika materialov nr 2/1976
18. Boyd G.M.: The conditions for unstable rupturing of a wide plate. London: Institution of Naval Architects 1957
19. Bróžda J.: Sposób doboru warunków spawania stali na podstawie wykresów CTPc - S. Biuletyn Instytutu Spawalnictwa nr 46/1971
20. Bułanienko V.F., Pirusskij M.V.: Metod issledovanija udarnogo izgiba pri osciłkografirovanii processa razruszenija v koordinatach usilije - vremija. Zavodskaja Ĺaboratorija nr 7/1976
21. Bułanienko V.F., Pirusskij M.V.: O razdielenii udarnoj vjazkosti na sostavljajuszčije metodom osciłkografirovanija v koordinatach usilije - vremija. Zavodskaja Ĺaboratorija nr 6/1972
22. Butnicki S., Siuda B.: Próba wyznaczenia dynamicznego K_{IC} i COD dla stali 25HG2M, NV2 - 4 i 18G2A. Materiały Konferencji "Metody badań materialów na pękanie" . Sekcja Metod Badań Materialów Komitetu Nauki o Materialach PAN. Katowice-Wisła 1979
23. Butnicki S., Wilczewski L.: Próba wyznaczenia K_{IC} i G_{IC} na podstawie pracy łamania próbek ze stali NV2 - 4. Materiały Konferencji "Metody badań materialów na pękanie" . Sekcja Metod Badań Materialów Komitetu Nauki o Materialach PAN. Katowice-Wisła 1979
24. Carlsson J.: Brottmekanik Hallfasthetslara. Stockholm: Kungliga Tekniska Hogskolan 1974
25. Carlsson J.: Brottmekanik studie av mjuka och harda zoner i och kring svetsar. Svetsen nr 5/1974
26. Carlsson J.: Fracture Mechanics. Department of Strength Materials and Solid Mechanics. The Royal Institute of Technology. Stockholm: July 1975. [Materiały Seminarium: Mechanika pękania i jej praktyczne zastosowanie w technice, odbytego w dniach 14 - 19 lipca 1975 w Politechnice Gdańskie]
27. Carlsson J.: Use of the reciprocity for determination of crack parameters. Part I. Plane problems. Materiały Seminarium: Mechanika pękania i jej praktyczne zastosowanie w technice, odbytego w dniach 14 - 19 lipca 1975 w Politechnice Gdańskie]

28. Clements D.L.: A crack between dissimilar anisotropic media. International Journal of Engineering Science nr 3/1971
29. Cottrell B.: On brittle fracture path's. International Journal of Fracture Mechanics nr 2/1965
30. Cudny K.: Wpływ stopnia umocnienia na własności mechaniczne stopu AlMg5 stosowanego w konstrukcjach kadłubów okrętowych. Praca doktorska. Gdańsk: Wydział Mechaniczny - Technologiczny Politechniki Gdańskiej 1969
31. Curzytek M.: Możliwości spawania stali o podwyższonej wytrzymałości po ulepszeniu cieplnym. Sprawozdanie Instytutu Metalurgii Żelaza nr 1204/65
32. Curzytek M.: Problem karbu strukturalnego w połączeniach spawanych ze stali ulepszonych cieplnie. Praca doktorska. Gliwice: Politechnika Śląska 1969
33. Curzytek M.: Wpływ spadku twardości w strefie wpływu ciepła na własności mechaniczne złączy spawanych ze stali ulepszonych cieplnie. Część I i II. Przegląd Spawalnictwa nr 6 i 7/1970
34. Čerepanov G.P.: O napriazennom sostojanii v nieodnorodnoj płastinie s razrezami. Izvestia Akademii Nauk SSSR. OTN Mechanika i Maszynostrojenije nr 1/1962
35. DD-3. Methods for plane strain fracture toughness K_{IC} testing. London: British Standards Institution 1971
36. DD-19. Methods for crack opening displacement COD testing. London: British Standards Institution 1972
37. Dok. MIS II - 180 - 75. Końcowe sprawozdanie grupy roboczej 2912: "Próby odporności stopiwa na pęknięcie kruche". Przegląd Spawalnictwa nr 7/1976
38. Dok. MIS - IX - 367 - 71. Zalecenia klasyfikacji stali stosowanych na konstrukcje spawane. Przegląd Spawalnictwa nr 3/1972
39. Dok. MIS - IX - 22 - 59. Zalecenia wyboru i klasyfikacji stali na konstrukcje spawane. Przegląd Spawalnictwa nr 10/1960
40. England A.H.: A crack between dissimilar media. Journal of Applied Mechanics, June 1965
41. Erdogan F.: Stress distribution in a nonhomogeneous elastic plane with crack. Journal of Applied Mechanics, June 1963
42. Erdogan F.: Stress distribution in bonded dissimilar materials with cracks. Journal of Applied Mechanics, June 1965
43. Erdogan F.: Stress distribution in bonded dissimilar materials containing circular or ring - shaped cavities. Journal of Applied Mechanics, December 1965
44. Erdogan F.: Approximate solutions of systems of singular integral equations. SIAM Journal of Applied Mathematics nr 6/1969

45. Erdogan F.: Fracture problem in composite materials. Engineering Fracture Mechanics nr 4/1972
46. Erdogan F.: Bonded dissimilar materials containing crack parallel to the interface. Engineering Fracture Mechanics nr 3/1971
47. Erdogan F., Gupta G.: The stress analysis of multilayered composites with a flaw. International Journal of Solids and Structures nr 1/1971
48. Erdogan F., Gupta G.: Layered composites with an interface flaw. International Journal of Solids and Structures nr 8/1971
49. Erdogan F., Ratwani M.: Stress distribution in bonded joints. Journal of Composite Materials, July 1971
50. Erdogan F., Ratwani M.: The contact problem for an elastic layer supported by two elastic quarter planes. Journal of Applied Mechanics, September 1974
51. Erdogan F., Sih G.C.: On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. Journal of Basic Engineering nr 12/1963
52. Fenner D.N.: Stress singularities in composite materials with an arbitrarily oriented crack meeting an interface. International Journal of Fracture nr 5/1976
53. Gielmiza V.J., Szur D.M.: O korrelaciji između rabeojoj razruszenija obrazcov s trieszčinoj i karakteristikoj vjazkosti razruszenija materijala G_{IC} . Problemy Pročnosti nr 5/1974
54. Gladsztejn L.I., Zlocevskij A.B.: Pročnost mehaničeski neodnorodnyh svarnyh sojedinienij vysokopročnoj stali pri odnosnom i dvuchosnom rastiaženii. Svaročnoje Proizvodstvo nr 9/1969
55. Glinka G.: Zachovanie się szczelin w polu naprężeń pozostających. [Dodatek J w opracowaniu M.P. Wnuka, poz. 172]
56. Gnyp I.P., Pochmurskij V.I., Ganulic B.K.: Ocenka korektnosti i predieľov primienimosti metoda mjagkich proslojek. Akademia Nauk Ukrainської SSR. Fizyko-chimičeskaja mechanika materialov nr 2/1979
57. Gnyp I.P., Bakszi O.A. i inni: K opriedieleniju vjazkosti razruszenija nizkopročnyh metaľov. Akademia Nauk Ukrainської SSR. Fizyko-chimičeskaja mechanika materialov nr 2/1975
58. Gnyp I.P., Bakszi O.A. i inni: Opriedielenije vjazkosti razruszenija srednie i nizkopročnyh metaľov v uslovijach ploskoj deformacii. Akademia Nauk Ukrainської SSR. Fizyko-chimičeskaja mechanika materialov nr 3/1974
59. Gross J.H.: Effect of strength and thickness on notch ductility. Impact testing of metals. American Society for Testing and Materials. Special Technical Publication 466
60. Hall W.J., Kihara H., Soete W., Wells A.A.: Brittle fracture of welded plate. New Jersey: Prentice-Hall 1967

61. Heckel K.: Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik. Carl Hanser Verlag München 1970
62. Hill R.: The mathematical theory of plasticity. Oxford 1950
63. Hoř U.D. i inni: Chrupkije razruszenija svárnych konstrukcji. Moskva: Maszinostrojenije 1974
64. Ikeda K., Kihara H.: Brittle fracture strength of welded joint. IIW - X - 521 - 69
65. Inagaki M. i inni: Studies of cooling processes in the cases of welding with coated electrode and submerged arc welding. Journal of the Japan Welding Society nr 10/1965
66. Instytut Lotnictwa: Norma Zakładowa K-5-65. Klej ME-1 w postaci błony
67. International Institut of Welding. Doc. II-312-70. An assesment of brittle fracture testing techniques
68. International Institut of Welding. Doc. IX-753-71. Casebook of brittle failures
69. International Institut of Welding. Commission X. Working Group on "Fracture Mechanics Theory". Report X-818-76
70. International Institut of Welding. Doc. IX-1036-77. Guide to the welding and weldability of quenched and tempered C-Mn and microalloyed steels
71. Irwin G.R.: Fracture in "Handbuch der Physik". Berlin: Springer Verlag 1958
72. Irwin G.R.: Fracture mechanics in "Structural mechanics". London: Pergamon Press 1960
73. Irwin G.R., Kies I.A.: Critical energy rate analysis of fracture strength. Welding Journal, 1954 s. 193-198
74. Juffy E.A.: Efektywność użycia niskostopowych stali ulepszonych ciepłnie na konstrukcje spawane. Przegląd Spawalnictwa nr 8/1974
75. Kačanov L.M.: O napriazennom sostojanii płaścicnoj prosłojki. Izvies-tija Akademii Nauk SSSR. Mechanika i Maszinostrojenije nr 5/1962
76. Kačanov L.M.: Pożučest tonkogo słoja pri szatii i izgible. Izvjestija Akademii Nauk SSSR. Mechanika i Maszinostrojenije nr 4/1963
77. Kačanov L.M.: Osnovy teorii płaścicnosti. Izdatielstvo Nauka: Moskva 1969
78. Kanazawa T., Oba H., Susei S.: The effect of welding residual stress upon brittle fracture propagation. Journal Society of Naval Architecte of Japan, Vol. 110, 1961, s. 359-368
79. Kassir M.K., Bergman A.M.: The stress intensity factor for a penny-shaped crack between two dissimilar materials. Journal Applied Mechanics, March 1972

80. Kendall K.: The dynamics of slow peeling. *International Journal of Fracture*, 1975, s. 3-12
81. Kopelman Ł.A.: Soprotivljajemost' svarnych uzlov chrupkomu razruszeniju. *Maszinostrojenije. Leningradskoje Otdielienije* 1978
82. Kocańda S.: Zmęczeniowe niszczenie metali. Warszawa: WNT 1978
83. Kolago M.: Badania możliwości zmniejszenia skutków osłabienia przez szeroką strefę miękką złączy spawanych z utwardzonych stopów AlMg5. [Praca habilitacyjna] Gdańsk: Instytut Okrętowy Politechniki Gdańskiej 1976
84. Kopelman Ł.A.: Sbornik - Svaročnoje proizvodstvo. Leningrad: *Maszinostrojenije* 1966
85. Kurpisz B.: Technologia spawania ręcznego konstrukcyjnej ulepszonej cieplnie wysokowytrzymałościowej stali T-1. Instytut Spawalnictwa. Praca badawcza nr Aa-8/1966
86. Kuzmak E.M., Didajeva D.C.: Regulirovanije svojstv zony termičeskoj vlijanija pri svarkie termičeski upročnennych stalej. *Avtomatičeskaja Svarka* nr 12/1968
87. Lange E.A., Loss F.J.: Dynamic tear energy - a practical performance criterion for fracture resistance. Impact testing of metals. American Society for Testing and Materials. Special Technical Publication 466
88. Lesiński K.: Wpływ niejednorodności mechanicznej złączy spawanych na ich skłonność do kruchego pęknięcia. [Praca doktorska] Gdańsk: Politechnika Gdańska 1968
89. Lesiński K.: Wpływ lokalnego starzenia na skłonność stali niskowęglowych do kruchych pęknięć. *Przegląd Mechaniczny* nr 6/1972
90. Livszic Ł.S., Miedvedieva M.Ł.: Ocenka soprotivlenija stali razruszeniju pri ispytaniach na udarnyj izgib s osciłlografirowaniem obrazcov s raznymi nadrezami. *Zavodskaja Laboratorija* nr 3/1979
91. Lowengrub M.: Stress distribution due to a Griffith crack at the interface of an elastic half plane and a rigid foundation. *International Journal of Engineering Science* nr 5/1973
92. Lowengrub M., Sneddon I.N.: The stress field near a Griffith crack at the interface of two bonded dissimilar elastic half planes. *International Journal of Engineering Science* nr 9/1973
93. Lubuška A., Łaguna J., Robakowski T., Wleczorek E.: Projektowanie i wykonywanie konstrukcji ze stali spawalnych o podwyższonej wytrzymałości. Urząd Gospodarki Materiałowej. Wytyczne Gospodarki Tworzywami Konstrukcyjnymi 1976
94. Łarionov V.P., Kovalčuk V.A.: Chładostojkost' i iznos detalej maszin i svarnych sojedinienij. Novosibirsk: Izdatielstvo "Nauka". Sibirskoje Otdielienija Nauk SSSR, 1976
95. Maciejny A.: Kruchość metali. Wydawnictwo "Śląsk" 1973

96. Makara A.M., Sarževskij V.A.: O razupročnienii vysokopročnych stalej pri svarkie. Avtomatičeskaja Svarka nr 8/1968
97. Makara A.M., Triniejev G.A.: O vlijanii mjadgkoj prošojki na svojstva svarnych sojedinienij vysokopročnych stalej. Avtomatičeskaja Svarka nr 4/1970
98. Malyshev B.M., Salganik R.L.: The strength of adhesive joints using the theory of cracks. International Journal of Fracture Mechanics, 1965, s. 114-128
99. Markočev V.M., Žytieniev V.V., Vorobiev A.M.: Rasčetno-eksperimentalnoje počučeniye diagrammy pri udarnych ispytaniyach. Zavodskaja Laboratorija nr 10/1979
100. Markstrom K.: Fracture mechanics, basic concepts and testing procedures. Stockholm: The Royal Institute of Technology, July 1975 [Materiały Seminarium: Mechanika pękania i jej praktyczne zastosowanie w technice, odbytego w dniach 14 - 19 lipca 1975 r. w Politechnice Gdańskiej]
101. Międzynarodowy Instytut Spawalnictwa. Dok. IIS/IIW - 399 - 72. Niektóre aspekty wpływu wydatku energii przy spawaniu stali. Przegląd Spawalnictwa nr 2/1973
102. Musheliszvili N.I.: Singular integral equations. P Noordhoff N.V. Groningen - Holland 1953
103. Musheliszvili N.I.: Niekotoryje osnovnyje zadači matematičeskoj teorii uprugosti. Moskva: Izdatielstvo Akademii Nauk SSSR 1966
104. Myśliwiec M.: Nowe kierunki badań w spawalnictwie. Przegląd Spawalnictwa nr 5/1965
105. Myśliwiec M.: Ciepłno-mechaniczne podstawy spawalnictwa. Warszawa: WNT 1970
106. Myśliwiec M.: Spawalnictwo okrętowe. Gdańsk: Wydawnictwo Morskie 1971
107. Nemeč J.: Wytrzymałość i sztywność części stalowych. Warszawa: WNT 1968
108. Okerbłom N.O., Bakszi O.A., Szron R.Z.: Vlijaniye mehaničeskoj nieodnorodnosti svarnych sojedinienij na ich rabotosposobnost'. Trudy Leningradskogo Politechničeskogo Instituta nr 229/1964
109. Olszak W.: O podstawach teorii ciał elasto-plastycznych niejednorodnych. Część I i II. Archiwum Mechaniki Stosowanej nr 3 i 4/1954
110. Orner G.M., Hartbower G.E.: Sheet fracture toughness evaluated by Charpy impact and slow bend. Welding Journal nr 9/1961
111. Orowan E.: Fracture and notch brittleness in ductile metals. Engineering, December 1947
112. Orowan E.: Energy criteria of fracture. Welding Journal nr 3/1955
113. Pełczyński T.: Nowa koncepcja wyznaczania temperatury kruchości. Przegląd Spawalnictwa nr 4/1959

114. Pełczyński T.: Ocena złączy spawanych pod względem ich skłonności do kruchej pęknięcia. Przegląd Spawalnictwa nr 1/1962
115. Pełczyński T.: Zagadnienia wyteżenia i pęknięcia materiałów. Warszawa: Politechnika Warszawska 1969
116. Pilarczyk J.: Literaturowa analiza problemu ilościowej interpretacji wyników badań uzyskanych w próbach skłonności stali o podwyższonej wytrzymałości do tworzenia pęknięć w procesie spawania. Gliwice: Instytut Spawalnictwa, [Praca nr Jd-48,] 1970
117. Pilarczyk J.: Metaloznawstwo spawalnicze. Warszawa: Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej 1977
118. Pilarczyk J.: Spawalność krajowych stali konstrukcyjnych ulepszonych cieplnie. Przegląd Spawalnictwa nr 2/1979
- ~~119.~~ Piwowar S.: Spawalnictwo. Warszawa: PWN 1978
120. Pochmurskij V.I., Gnyp I.P., Ganulić B.K.: Ocena razruszenija nizkoprocnych plastiknych metallov metodom m'jagkich proslojek. [Vsiesoznaja Naučno - Techničeskaja Konferencja "Struktura i Procnost' Stali i Spławov"] Moskva 1976
121. Praca zbiorowa: Novyje metody ocenki soprotivlenija metallov chrupkomu razruszeniju. Moskva: Mir 1972
122. Praca zbiorowa: Udarnyje ispytanija metallov. Moskva: Mir 1973
123. Ranatowski E.: Niektóre problemy stosowania stali o podwyższonej i wysokiej wytrzymałości na konstrukcje spawane maszyn rolniczych. Maszyny i Ciągniki Rolnicze nr 9/1972
124. Ranatowski E.: Ocena wytrzymałości połączeń o niejednorodnej budowie mechanicznej. Przegląd Mechaniczny nr 5/1973
125. Ranatowski E.: Analiza układów niejednorodnych z punktu widzenia mechaniki pęknięcia. Część I i II. Przegląd Mechaniczny nr 5 i 6/1976
126. Ranatowski E.: Układy niejednorodne jako modele połączeń spawanych w aspekcie mechaniki pęknięcia. Przegląd Spawalnictwa nr 12/1976
127. Ranatowski E.: Wybrane układy niejednorodne jako modele połączeń spawanych w aspekcie mechaniki pęknięcia i ich praktyczne wykorzystanie. Zeszyty Naukowe ATR w Bydgoszczy. Mechanika (16) nr 46/1977
128. Ranatowski E.: Analiza wytrzymałościowa połączeń spawanych o niejednorodnych własnościach mechanicznych. Przegląd Spawalnictwa nr 12/1977
129. Ranatowski E.: Zmodyfikowana metoda oceny udarności materiałów. Przegląd Mechaniczny nr 9/1977
130. Ranatowski E.: Nowe wskaźniki wytrzymałości materiałów. Wojskowy Przegląd Techniczny nr 12/1979
131. Ranatowski E.: Zmodyfikowana metoda oceny kryteriów mechaniki pęknięcia. Przegląd Mechaniczny nr 21/1979

132. Ranatowski E.: Ocena wytrzymałości połączeń klejonych. Przegląd Mechaniczny nr 5/1979
133. Ranatowski E.: Ocenka pročnosti nieodnorodnych sistemov. Viestnik Maszinstrojenja [w druku] 1980
134. Ranatowski E.: Ocena odporności na rozwój pęknięć wybranych układów niejednorodnych. [Materiały Konferencji "Metody badań odporności materiałów na pękanie"] . Sekcja Metod Badań Materiałów Komitetu Nauki o Materiałach PAN. Katowice-Wisła; 1979
135. Ranjit S., Dhalival : Two coplanar cracks in an infiniteli long elastic strip bonded to semi- infinite elastic planes. International Journal of Engineering Science nr 5/1973
136. Rice J.R., Sih G.C.: Plane problems of crack in dissimilar media. Journal of Applied Mechanics, June 1965
137. Ripling E.I., Mostovoy S., Patrick G.: Measuring fracture toughness of adhesive joints. Materials Research and Standards, 1964, s.129-134
138. Ripling E.I., Mostovoy S., Corten H.T.: Fracture mechanics: a tool for evaluating structural adhesives. Journal of Adhesion, 1971, s. 107-123
139. Rychlewski J.: Plastyczność ciał o skokowej niejednorodności. Mechanika Teoretyczna i Stosowana nr 1/1966
140. Salganik R.Ł.: O chrupkom razruszeniju sklejennych tiet. Prikładnaja Matematika i Mechanika nr 5/1963
141. Salmoni G.: Spawanie stali T-1. Gliwice: Instytut Spawalnictwa 1966 [tłumaczenie nr 503]
142. Satoh K., Toyoda M.: Static tensile properties and brittle fracture of welded joints including soft interlayer. IIW- X- 509 - 69
143. Satoh K., Toyoda M.: Joint strength of heavy plates with lower strength weld metal. Welding Journal nr 9/1975
144. Sawyer S.G., Anderson R.B.: Collocated interfacial stress intensity factors for finite bi-material plates. Engineering Fracture Mechanics nr 4/1972
145. Siedov Ł.I.: Mechanika spłosznój sredy. Tom II. Moskva: Nauka 1973
146. Sih G.C., Rice J.R.: The bending of plates of dissimilar materials with cracks. Journal of Applied Mechanics, June 1964
147. Sih G.C.: Handbook of stress intensity factors. Lehigh University (USA) 1973
148. Smith E., Patchett B.M.: Effects of notch acuity and side grooving on fracture toughness. Welding Journal nr 6/1975
149. Smith E., Patchett B.M.: Effects of notch acuity and side grooving on fracture toughness. Impact testing of metals. American Society for Testing and Materials. Special Technical Publication 466

150. Sneddon I.N.: Crack problems in the classical theory of elasticity. New York: John Wiley 1969
151. Sneddon I.N.: Metoda transformacji całkowych w mieszanych zagadnieniach brzegowych klasycznej teorii sprężystości. Wrocław: PAN Ossolineum 1974
152. Sokołowski M.: Teoria pękania a elastostatyka klasyczna. Mechanika zniszczenia - teoria i zastosowania. Warszawa: PAN Ossolineum 1976
153. Sokołowski W.W.: Teoria plastyczności. Warszawa: PWN 1957
154. Stout R.D., Mc Laughlin P.F., Strunck S.S.: Heat treatment effects of multiple - pas welds. Welding Journal nr 4/1969
155. Sutherland J.D., Scott I.: High yield strength water - quenched and tempered steel plate. Welding and Metal Fabrication nr 1/1967
156. Szczeciński Z.: Rachunkowe wyznaczenie temperatury wstępnego podgrzania przy spawaniu stali. Biuletyn Instytutu Spawalnictwa nr 47a/1971
157. Szczepiński W.: Projektowanie elementów maszyn metodą nośności granicznej. Warszawa: PWN 1968
158. Szron R.Z.: O pročnosti pri rastiaženii svarnych sojedinenij s mjagkoj prosłojkoj v usłovijach poľzučesti. Svaročnoje Proizvodstvo nr 5/1970
159. Szron R.Z., Korman A.I.: Dlitel'naja pročnost svarnych sojedinenij s mjagkoj prosłojkoj. Avtomatičeskaja Svarka nr 2/1972
160. Szron R.Z., Korman A.I.: Vlijanije nieodnorodnosti svojstv svarnych sojedinenij na ich skłonnost k chrupkim razruszenijam v usłovijach poľzučesti. Svaročnoje Proizvodstvo nr 12/1972
161. Taran A.V.: Sravnienije metodov razloženiya udarnoj vjaskosti na sostavljajusziye. Zavodskaja Laboratorija nr 6/1972
162. Timoshenko S., Goodier J.N.: Theory of elasticity. New York: Mc Graw-Hill 1951
163. Updike D.P.: Effect of adhesive layer elasticity on the fracture mechanics of a blister test specimen. International Journal of Fracture, 1976, s. 815-827
164. Vinikurov V.A.: O vozmožnostiach opriedielenija K_{IC} na obrazcach umlefszennyh razmierov. Fizyko - chimičeskaja mehanika materialov nr 1/1978
165. Weck R.: Obecna sytuacja w spawaniu. Przegląd Spawalnictwa nr 2/1977
166. Wells A.A.: Effects of residual stress on brittle fracture. Vol. 4, Fracture. [Praca zbiorowa pod red. H. Liebowitz'a]
167. Westergaard H.M.: Bearing pressures crack. Journal of Applied Mechanics, June 1939

168. Węgrzyn J., Adamiec P., Dziubiński J.: Porównanie wyników prób udarowościowych z wynikami prób statycznych i dynamicznych COD. [Materiały Konferencji "Metody badań materiałów na pękanie"]. Sekcja Metod Badań Materiałów Komitetu Nauki o Materiałach PAN. Katowice-Wisła 1979
169. Williams M.L.: The stress around a fault or crack in dissimilar media. Bulletin of the Seismological Society of America nr 2/1959
170. Williams M.L.: The relation of continuum mechanics to adhesive fracture. Journal of Adhesion, 1972, s. 307-332
171. Willis I.R.: Fracture mechanics of interfacial cracks. Journal of the Mechanics and Physics of Solids nr 6/1971
172. Wnuk M.P.: Podstawy mechaniki zniszczenia. Gdańsk: Politechnika Gdańska Instytut Technologii Materiałów Maszynowych i Spawalnictwa 1976
173. Wytyczne doboru i stosowania stali o podwyższonej wytrzymałości w resorcie górnictwa. 1975
174. Wytyczne projektowania konstrukcji stalowych ze stali o podwyższonej wytrzymałości w zakresie PN-76/B-03200. COBPKM - Mostostal 1976
175. Zakrzewski M.: Niektóre aspekty mechaniki pęknięcia. Materiały Konferencji "Mechanika zniszczenia. Teoria i zastosowanie". Wrocław: PAN Ossolineum 1976

AN ANALYSIS OF MECHANICAL PROPERTIES OF WELDED JOINTS

Summary

The work deals with an evaluation of mechanical properties of welded joints by the use of the mechanical heterogeneity theory and fracture mechanics.

In the initial part of the work there is a discussion on the structure of welded joints followed by a characteristics of standing methods of mechanical features evaluation based on the literature as well as valid regulations including a critical approach towards standing methods of evaluation of welded joints mechanical properties. After setting a thesis and aims of the work, there was made an analysis of mechanical properties of mechanically heterogeneous models on the basis of the theory of mechanical heterogeneity, solving the effect of a non-perpendicular zone of reduced mechanical properties on a complex strength of the joint.

In the further part of the work there was made a thorough analysis of the properties of mechanical welded joints from the point of view of fracture mechanics taking models reflecting various situations which may take place in welded joints.

During further considerations there was worked out an effective calibration method of mechanical properties of the heat-affected zone of toughened steel welded joints as well as there were determined rules of a complex analysis of a possibility of welded joints resistance to brittle fracture. There was also made a modification of traditional methods evaluation of welded joints mechanical properties of stepwise variable mechanical properties by the use of fracture mechanics criteria which was closer illustrated on the basis of adhesive bonding. The last problem, which was solved in the work, is an evaluation modification of fracture mechanics criteria in case of static and dynamic loading as well as a typical impact test.

There was also made a practical verification of main theoretical conclusions of the work.

АНАЛИЗ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Резюме

Работа посвящена оценке механических свойств сварных соединений при использовании теории механической неоднородности и механики разрушения. Во вступительной части после рассмотрения строения сварных соединений охарактеризованы обязательные методы оценки механических свойств опираясь на литературу, а также обязующие инструкции вместе с критическим отношением к обязующим инструкциям методов оценки механических свойств сварных соединений.

После формулировки тезиса и цели работы, в первую очередь, проведен анализ механических свойств механически неоднородных моделей опираясь на теорию механической неоднородности решая, между прочим, проблему влияния неперпендикулярного расположения зоны с пониженными механическими свойствами на комплексную прочность соединения.

В дальнейшей части работы проведен основательный анализ механических свойств сварных соединений с точки зрения механики разрушения с моделями отражающими различные ситуации, какие только могут выступить в сварных соединениях.

В рамках дальнейших разработок разработан эффективный метод моделирования механических свойств зоны влияния тепла сварных соединений из улучшенной термически стали, а также определены принципы комплексного анализа возможности оценки прочности сварных соединений к хрупким разрушениям. Проведена также модификация традиционных методов оценки механических свойств сварных соединений со скачкообразными изменяемыми механическими свойствами и применением критерий механики разрушения, что яснее документировано основываясь на примере соединений склейкой.

Последней проблемой, разрешенной в работе, является модификация оценки критерий механики разрушения при статической и динамической нагрузке, а также типичном ударном испытании.

Проведена также практическая верификация главных теоретических выводов работы.

**Biblioteka Główna ATR
w Bydgoszczy**

59470