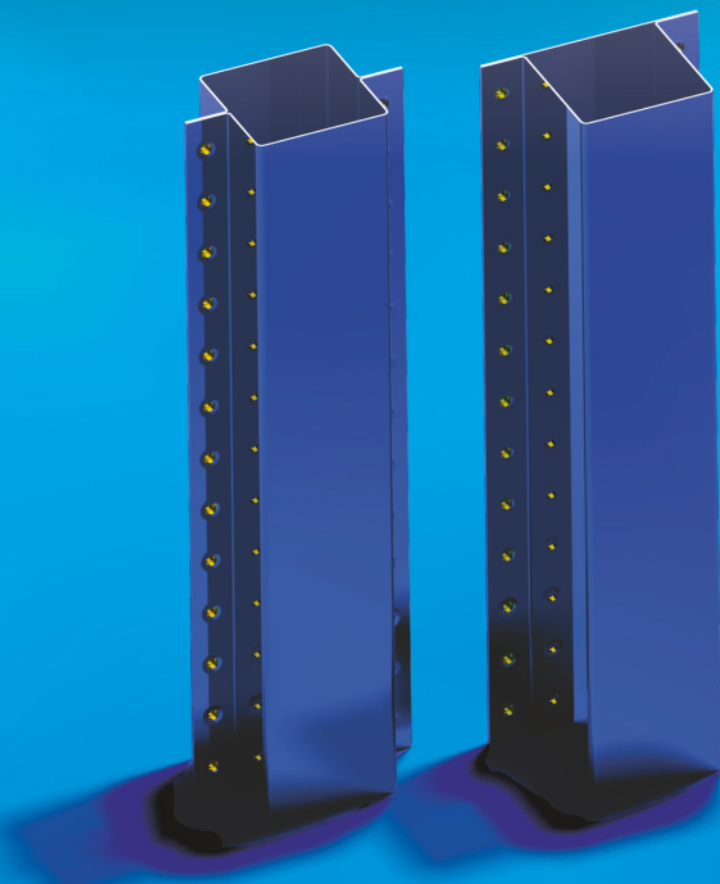


PAWEŁ KACZYŃSKI · EUGENIUSZ RUSIŃSKI

OCENA WYTRZYMAŁOŚCI POŁĄCZEŃ PUNKTOWYCH W CIENKOŚCIENNYCH STRUKTURACH ENERGOCHŁONNYCH



Paweł Kaczyński
Eugeniusz Rusiński

**OCENA WYTRZYMAŁOŚCI
POŁĄCZEŃ PUNKTOWYCH
W CIENKOŚCIENNYCH STRUKTURACH
ENERGOCHŁONNYCH**



Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wrocław 2014

Recenzent
Jerzy ŚWIDER

Opracowanie redakcyjne i korekta
Alina KACZAK

Projekt okładki
Marcin ZAWADZKI

Wszelkie prawa zastrzeżone. Żadna część niniejszej książki, zarówno w całości, jak i we fragmentach, nie może być reprodukowana w sposób elektroniczny, fotograficzny i inny bez zgody wydawcy i właściciela praw autorskich.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2014

OFICyna WYDAWNICZA POLITECHNIKI WROCLAWSKIEJ
Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
<http://www.oficyna.pwr.wroc.pl>
e-mail: oficwyd@pwr.wroc.pl
zamawianie.ksiazek@pwr.wroc.pl

ISBN 978-83-7493-835-8

Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 322/2014.

SPIS TREŚCI

1. Przedmowa	5
2. Wstęp	7
3. Gatunki stali stosowanej w przemyśle motoryzacyjnym	15
3.1. Stal dwufazowa DP	19
3.2. Stal TRIP	23
3.3. Stal HSLA	27
3.4. Stal DC	29
4. Technologie łączenia punktowego	31
4.1. Zgrzewanie punktowe	31
4.2. Przetłaczanie	36
5. Modele matematyczne zgniatania profili cienkościennych	43
5.1. Modele profili cylindrycznych	43
5.2. Modele profili prostokątnych	51
6. Parametry charakteryzujące proces zgniotu profili cienkościennych	59
6.1. Parametry oceny energochłonności	59
6.2. Parametry geometryczne	61
7. Badania materiałowe	63
7.1. Zrywanie quasi-statyczne	65
7.1.1. Przygotowanie próbek	65
7.1.2. Tor pomiarowy	66
7.1.3. Przebieg eksperymentu	67
7.1.4. Wyniki eksperymentu	68
7.2. Zrywanie dynamiczne	74
7.2.1. Przygotowanie próbek	74
7.2.2. Tor pomiarowy	75
7.2.3. Przebieg eksperymentu	84
7.2.4. Wyniki eksperymentu	85
7.3. Modele materiałów	91
8. Opracowanie modeli połączeń przetłaczanych	95
8.1. Model połączenia przetłaczanego	96
8.2. Projekt oprzyrządowania maszyny wytrzymałościowej	97
8.3. Przygotowanie próbek	99
8.4. Tor pomiarowy	101
8.5. Wyniki eksperymentu	105
8.6. Walidacja przyjętego modelu połączenia przetłaczanego	108
8.7. Porównanie z poprzednimi wynikami	112
9. Zgniatanie struktur cienkościennych	117

9.1.	Przygotowanie struktur cienkościennych do badań	117
9.2.	Quasi-statyczne zgniatanie elementów energochłonnych	119
9.2.1.	Tor pomiarowy	121
9.2.2.	Przebieg eksperymentu	122
9.2.3.	Wyniki eksperymentu	123
9.3.	Dynamiczne zgniatanie elementów energochłonnych	129
9.3.1.	Tor pomiarowy	131
9.3.2.	Przebieg eksperymentu	134
9.3.3.	Wyniki eksperymentu	134
9.4.	Porównanie eksperymentu quasi-statycznego i dynamicznego	140
10.	Symulacja dynamicznego zgniatania struktur cienkościennych	143
10.1.	Przygotowanie do badań struktur cienkościennych	143
10.2.	Mierzone wielkości	145
10.3.	Wyniki	146
10.4.	Określenie minimalnej wytrzymałości połączenia punktowego struktur cienkościennych	149
11.	Wnioski	155
	Literatura	159

1. PRZEDMOWA

We współczesnej literaturze jest często upraszczany temat obciążeń udarowych profili cienkościennych. Połączenia między profilami traktuje się jako sztywne. Nie uwzględniają one możliwości zerwania połączenia [1]. O ile taktyka ta sprawdza się w przypadku zgrzein punktowych, o tyle w przypadku połączeń klinicznych założenie to różni się z rzeczywistymi doświadczeniami. Zniszczenie połączenia ma istotny wpływ na charakter deformacji profili oraz parametry procesu zgniotu.

Praca ma na celu ustalenie kryterium wytrzymałościowego powodującego niszczenie połączeń punktowych profili cienkościennych obciążonych udarowo oraz określenie, niezależnych od kształtu połączenia, parametrów wytrzymałościowych gwarantujących, że złącze nie ulegnie zerwaniu. Umożliwi to wyznaczenie minimalnej wytrzymałości złącza punktowego, co pozwala na zachowanie ciągłości podczas obciążenia udarowego. Umożliwi to także dobór technologii łączenia punktowego komponentów profili energochłonnych na podstawie minimalnej wytrzymałości złącza, abstrahując od jego wymiaru geometrycznego.

Dodatkowym celem pracy było opracowanie uniwersalnego modelu numerycznego złącza punktowego uwzględniającego jego złożony stan obciążenia. Jego wszechstronność umożliwi w sposób szybki i prosty zamodelować zarówno połączenia zgrzewane, jak i przetłaczane bez konieczności uwzględniania ich wymiarów geometrycznych.

Praca obejmuje:

- studia literaturowe,
- dobór stali o normalnej, dużej i bardzo dużej wytrzymałości na rozciąganie, doświadczalne sprawdzenie quasi-statycznych i dynamicznych właściwości wytrzymałościowych badanych materiałów oraz wyznaczenie parametrów modelu materiału uwzględniającego umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania,
- dobór wymiarów połączeń wytłaczanych i zgrzewanych, badania eksperymentalne złącz przetłaczanych o różnym udziale procentowym składowej normalnej i stycznej oraz dobór modelu numerycznego połączeń uwzględniającego możliwość zniszczenia złącz,

- dobór wymiarów geometrycznych badanych struktur energochłonnych, ich grubości oraz rozstaw połączeń, badania wytrzymałościowe profili cienkościennych z różną prędkością odkształcania,

- utworzenie parametrycznego modelu obliczeniowego, umożliwiającego wykonanie symulacji dynamicznego zgniatania struktur energochłonnych, przeprowadzenie symulacji numerycznych, odpowiadających rzeczywistemu eksperymentowi, opracowanie wyników analiz numerycznych i badań doświadczalnych oraz analiza porównawcza otrzymanych wyników, walidacja utworzonego modelu,

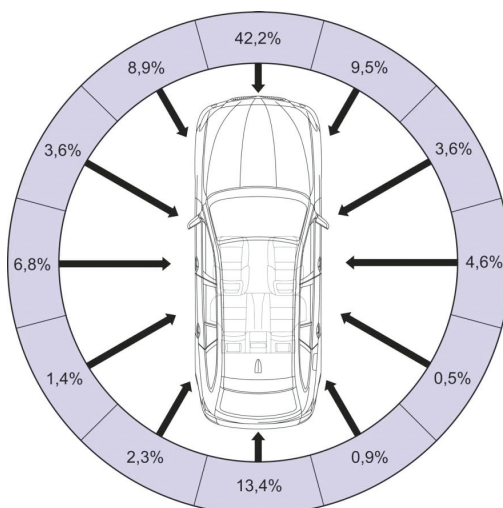
- wykonanie symulacji numerycznych MES umożliwiających ustalenie wybranych parametrów określających wartości sił składowych oddziałujących na złącze, analiza otrzymanych wyników i opracowanie zależności pozwalającej na dobór parametrów złącz zapewniających zachowanie ich ciągłości podczas dynamicznego zgniatania,

- podsumowanie i wnioski końcowe,
- opracowanie wytycznych do dalszych badań.

2. WSTĘP

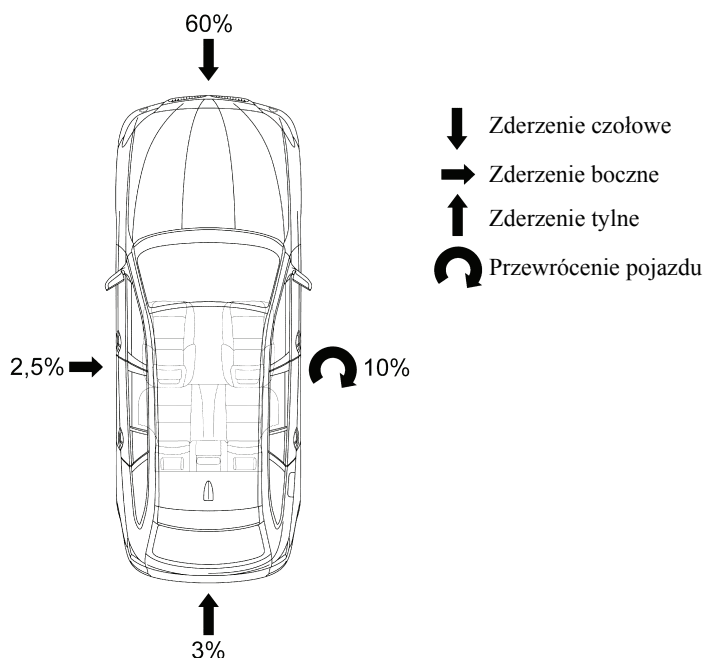
Blisko 50 milionów osób na świecie odnosi każdego roku obrażenia spowodowane udziałem w wypadkach drogowych, z czego 1,2 miliona stanowią ofiary śmiertelne. Ze sporządzonego ogólnoświatowego raportu na temat bezpieczeństwa drogowego [2] wynika, iż w przeciągu najbliższych 20 lat wypadki drogowe staną się piątą – co do częstotliwości występowania – przyczyną ludzkiej śmierci (3,6%). W samej tylko Polsce – nazywanej „czarnym punktem Europy” – w 2011 roku doszło do około 40 tysięcy tego typu zdarzeń, w których zginęło prawie 4,2 tysiąca osób, a blisko 50 tysięcy zostało rannych [3].

Z analizy statystycznej wynika, że zderzenia są najczęstszą przyczyną wypadków drogowych. Odształcenia konstrukcji aut oraz opierająca się na podstawach mechaniki ruchu samochodów rekonstrukcja wypadków umożliwiają ustalenie kierunku i prędkości pojazdów biorących udział w kolizji. Rozkład statystyczny kierunku uderzenia pojazdu przedstawiono na rysunku 2.1.



Rys. 2.1. Rozkład statystyczny kierunku uderzenia pojazdu

Badania statystyczne przyczyny śmierci oraz powstawania urazów uczestników wypadków drogowych dowodzą, iż 60% z nich powodowane jest przez zderzenia czołowe (rys. 2.2).



Rys. 2.2. Najczęstsze przyczyny śmierci oraz powstawania urazów uczestników wypadków samochodowych

Podczas jednowymiarowego czołowego zderzenia centralnego energia pochłaniana przez konstrukcję samochodów wynosi

$$\Delta W = \frac{m_1 m_2}{2(m_1 + m_2)} (1 - K^2) (\Delta v)^2 \quad (2.1)$$

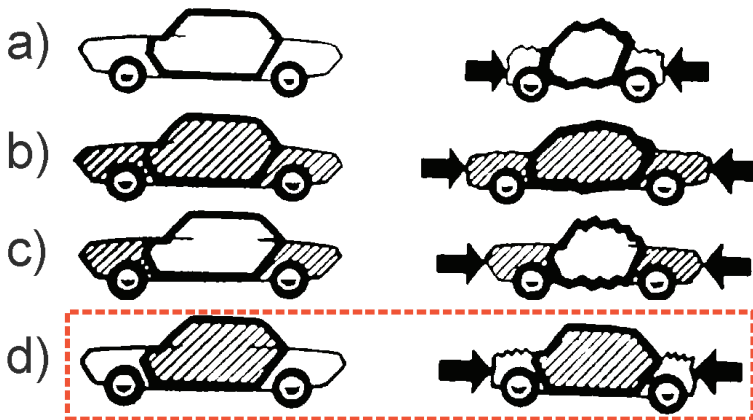
gdzie: m_1 , m_2 – masa pojazdu 1 i 2, Δv – prędkość względna pojazdu 1 i 2, K – współczynnik restytucji (odbicia) pojazdów.

Dynamiczny rozwój motoryzacji wpływa na odbywanie podróży z coraz większą prędkością, co w razie wypadku przyczynia się do wzrostu opóźnień działających na ludzkie ciało oraz ryzyko powstania obrażeń pasażerów. Można je skutecznie zredukować przez zwiększanie wewnętrznego bezpieczeństwa biernego [7] pojazdu, tj. ogółu jego cech przyczyniających się do poprawy właściwości ochronnych struktury samochodu względem osób znajdujących się w środku. Można to osiągnąć przez zastosowanie odpowiedniej konstrukcji nośnej auta oraz zainstalowanie urządzeń mają-

cych na celu minimalizację negatywnych skutków zaistniałego wypadku. Do najważniejszych elementów poprawiających wewnętrzne bezpieczeństwo bierne zalicza się:

- pasy bezpieczeństwa i napinacze pasów,
- poduszki powietrzne oraz zagłówki,
- łamaną kolumnę kierownicy,
- właściwe rozmieszczenie elementów stwarzających dodatkowe ryzyko, jak akumulator i zbiornik paliwa,
- elementy absorbujące i rozpraszające energię zderzenia, jak pianki okładzinowe kabiny, zderzaki z tworzyw sztucznych,
- rejony o zwiększonej odporności na zgniatanie, które absorbują znaczną część energii pojazdu – tzw. strefy kontrolowanego zgniotu.

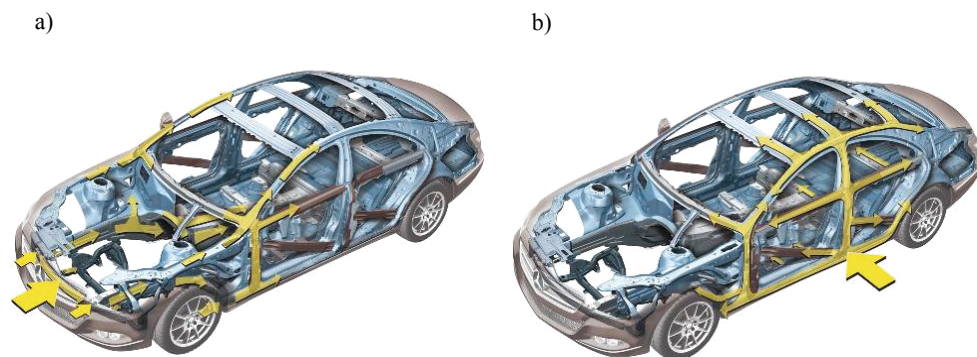
Podczas rozpatrywania konstrukcji auta projektanci powinni uwzględniać właściwości poszczególnych stref. Należy zadbać o prawidłowo zaprojektowany, wytrzymały przedział pasażerski (rys. 2.3), co zapobiegnie dostawaniu się sztywnych elementów jak np. silnik – do wnętrza pojazdu podczas kolizji. Projektant powinien dążyć jednocześnie do: zmniejszenia opóźnienia działającego na pasażerów poniżej przyjętych dopuszczalnych limitów, stosowania elementów, które umożliwiają kontrolę prędkości przyrostu opóźnienia oraz maksymalne ograniczenie siły odczuwanej w początkowym okresie zderzenia. Kryteria te mogą zostać spełnione przez zastosowanie elementów energochłonnych z przodu pojazdu. Ich głównym zadaniem jest rozproszenie siły uderzenia oraz jej częściowe pochłonięcie przez plastyczne odkształcenie.



Rys. 2.3. Wpływ sztywności poszczególnych części nadwozia na postać auta po zderzeniu [4]:
część niezakreskowana – podatna; część zakreskowana – sztywna

W razie czołowego zderzenia belka poprzeczna znajdująca się pod zderzakiem jest jednym z pierwszych elementów wchodzących w kontakt z przeszkodą. Umożliwia ona zniwelowanie efektów odchylenia siły od kierunku osi wzdłużnej auta oraz prze-

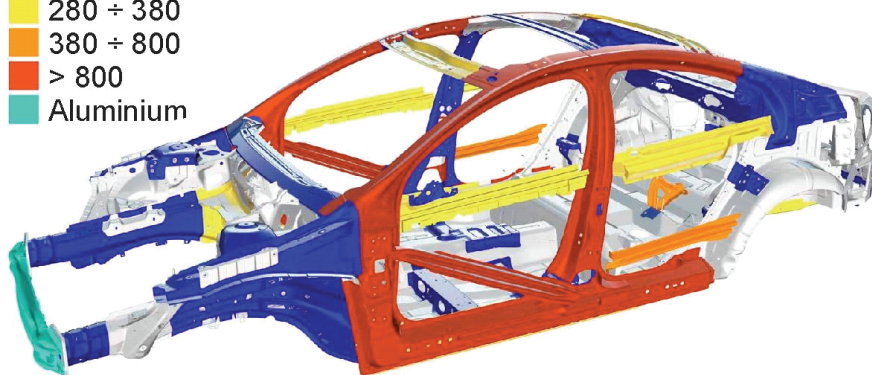
kazanie energii na profile absorbujące energię (rys. 2.4). Cechują się one zwiększoną energochłonnością, która w znaczący sposób poprawia ochronne właściwości nadwozia w przypadku zderzenia czołowego. Do ich budowy można wykorzystać elementy aluminiowe bądź stalowe, jeżeli w ich projektowaniu zakłada się progresywny – opisany w dalszej części pracy – charakter zgniotu. Ich zastosowanie umożliwia zmniejszenie obrażeń, jakich doznają pasażerowie aut.



Rys. 2.4. Schemat dyssypacji energii podczas zderzenia na przykładzie auta Mercedes-Benz CLS (2010) [8]: a) czołowego, b) bocznego

Granica plastyczności [MPa]

■	180 ÷ 280
■	280 ÷ 380
■	380 ÷ 800
■	> 800
■	Aluminium

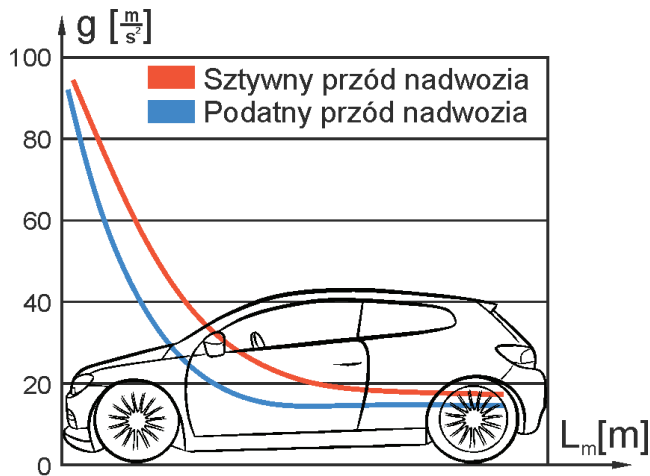


Rys. 2.5. Materiały do budowy struktury nośnej auta Volvo S60 (2012) [9]

Budowa współczesnych pojazdów samochodowych w znacznej mierze odpowiada podanym założeniom. Sztywna klatka pasażerska jest wykonywana z materiałów wysokowytrzymałych, o granicy plastyczności dochodzącej do 1000 MPa. Podczas wypadku jest to najmniej odkształcona część pojazdu. Zewnętrzne strefy – a więc przód

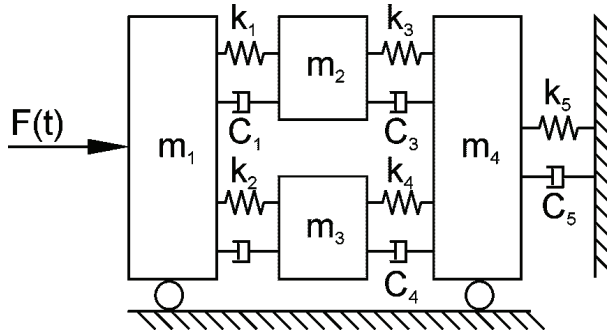
i tył pojazdu – są zbudowane w znacznej mierze z materiałów o mniejszej granicy plastyczności 200–500 MPa. Gradację sztywności uzyskuje się także poprzez stopniowanie przekroju oraz grubości użytych profili. Przykładem może być konstrukcja nośna samochodu Volvo S60 (rys. 2.5).

Prawidłowo zaprojektowane elementy energochłonne, znajdujące się w przedniej części pojazdu, są w stanie pochłonąć do 25% energii zderzenia [10]. Ich projektowanie jest zadaniem niezwykle odpowiedzialnym. W miarę zgniotu przedniej części pojazdu poziom przyspieszeń ulega obniżeniu, osiągając w rejonie przedziału pasażerskiego wartości dopuszczalne dla ludzkiego organizmu (rys. 2.6).



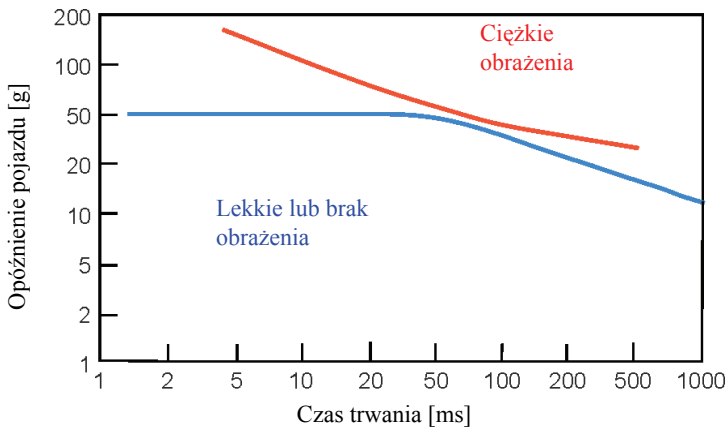
Rys. 2.6. Rozkład przyspieszeń w nadwoziu w zderzeniu czołowym z prędkością około 50 km/h

Spełnienie tego warunku wymaga, aby każdy z wielu elementów nadwozia o zróżnicowanej masie, sprężystości i tłumieniu zachowywał się w założony przez projektanta sposób. Jeżeli więc przednie elementy energochłonne – zamiast progresywnego fałdowania – ulegną globalnemu wyboczeniu, zmieni to znacznie odpowiedź układu przedstawionego na rys. 2.7. Zaprezentowany układ nie jest obecnie stosowanym modelem matematycznym auta. Ma on za zadanie zwrócić uwagę na problem poprawnego doboru parametrów geometrycznych profili energochłonnych. Znajdują się one zawsze z przodu pojazdu (k_5 , C_5) i niezależnie od przyjętego modelu matematycznego auta ich niewłaściwy dobór przyczynia się do zmiany odpowiedzi układu ($k_1 \dots k_4$, $C_1 \dots C_4$, $m_1 \dots m_4$). W rezultacie może się to przyczynić do przekroczenia dopuszczalnego poziomu przyspieszeń oddziałującego na ludzki organizm oraz – w najgorszym przypadku – do śmierci pasażerów.



Rys. 2.7. Model fizyczny samochodu jako układu o kilku stopniach swobody [4]

Analiza przyspieszeń oddziałujących na korpus człowieka i ich czasu trwania umożliwia utworzenie mapy obrażeń doznawanych przez pasażerów pojazdów osobowych (rys. 2.8). Powyżej górnej linii występują ciężkie obrażenia, poniżej zaś linii dolnej nie odnotowano obrażeń bądź były one lekkie. Można w uproszczeniu przyjąć, że opóźnienie wynoszące 50 g, działające na korpus człowieka w czasie nie dłuższym niż 50 ms, uznawane jest za bezpieczne – niesie ze sobą ryzyko powstania co najwyżej niewielkich urazów.



Rys. 2.8. Dopuszczalne przyspieszenia [12, 13]

Powszechnie wykorzystywane elementy energochłonne składają się zazwyczaj z dwóch połączonych punktowo elementów wytłaczanych. Wystąpienie progresywnego zgniotu struktur absorbujących energię niezbędne jest do zachowania właściwości przodu pojazdu zakładanych przez projektanta. Charakter zgniotu elementów energochłonnych może zostać zakłócony w wyniku wyboru nieodpowiedniej metody łączenia. Zgrzewanie punktowe – z powodu jego wieloletniego zastosowania – jest ciągle

najczęściej wykorzystywaną technologią łączenia komponentów struktur cienkościennych. Technologia ta nie jest jednak pozbawiona wad. Wzrost wytrzymałości stali stosowanej w przemyśle samochodowym jest przede wszystkim spowodowany przez stosowanie stali dwufazowych (tzw. *dual-phase*) oraz walcowanie termomechaniczne, które zapewnia jednorodną drobnoziarnistą strukturę metalu. Zgrzewanie punktowe powoduje rozrost ziarna w strefie wpływu ciepła. Prowadzi to do zmniejszenia wytrzymałości łączonych materiałów i nasuwa kilka pytań dotyczących:

- możliwości zastosowania innych metod łączenia punktowego, jak chociażby przetłaczania (klinczowania), jest to technika umożliwiająca niezwykle tanie wykonanie połączeń, które pozbawione są większości wad zgrzein [14, 15],

- wytrzymałości złącz niezbędnej do zachowania ich ciągłości podczas całego procesu zgniotu, co jest warunkiem koniecznym do uzyskania poprawnego charakteru zgniotu.

Problem ten jest szczególnie istotny w przypadku stosowania nowoczesnych stali wysokowytrzymałych. Planowane jest opracowanie modelu połączenia punktowego, który umożliwi uwzględnienie zjawisk dotychczas upraszczanych, jak chociażby rozdzielenie się łączonych elementów. Dzięki swojej uniwersalności umożliwi także znaczne uproszczenie i skrócenie czasu obliczeń, zapewniając jednocześnie wyniki zgodne z rzeczywistością.

3. GATUNKI STALI STOSOWANEJ W PRZEMYSŁE MOTORYZACYJNYM

Dynamiczny rozwój motoryzacji na przestrzeni lat spowodował wzrost zapotrzebowania na ekologiczne tworzywa o dobrych właściwościach wytrzymałościowych. W 1979 roku 55% materiałów użytych w Północnej Ameryce do produkcji pojazdów samochodowych stanowiła stal. W roku 2000 jej udział procentowy pozostał niemal niezmienny i wynosił 54%. W roku 2010 typowy pojazd produkowany z nowoczesnych lekkich materiałów składał się w 58% ze stali. Stal jest – nie bez powodu – najczęściej wybierana podczas produkcji komponentów aut. W porównaniu z innymi materiałami ma wiele zalet, które czynią ją praktycznie niezastąpioną [19, 20]. Najważniejsze spośród nich to:

- niskie koszty wydobycia złóż, ich przetworzenia – zwłaszcza w produkcji seryjnej; wytworzenie struktury z aluminium jest o około 60–80% droższe,
- niskie koszty montażu elementów stalowych,
- ciągły rozwój i ulepszanie możliwych do zastosowania pokryw ochronnych zwiększających odporność na korozję,
- nieustanna ewolucja dostępnych gatunków, umożliwiająca zaspokojenie zróżnicowanych potrzeb oraz wymagań dotyczących bezpieczeństwa,
- umacnianie się materiału wraz ze zwiększeniem prędkości odkształcania, wpływające na pochłanianie znacznych ilości energii podczas wypadku,
- duża wytrzymałość wpływająca na zmniejszenie grubości elementów aut, co przekłada się na ograniczenie ciężaru pojazdów; redukcja masy o 10% prowadzi do realnego zmniejszenia zużycia paliwa o około 2–4%,
- możliwość powtórnego przetworzenia elementów bez utraty jakości oraz właściwości, oszczędność energii zużywanej podczas produkcji.

Obecny poziom wiedzy na temat procesu odzysku i przerobu materiału powoduje stale rosnący udział stali znajdującej się w zamkniętej „pętli recyklingu”.

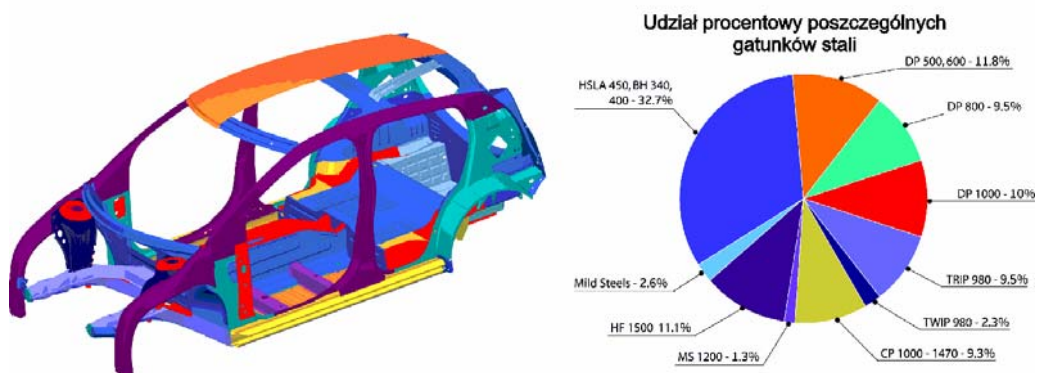
Powszechne wykorzystanie stali jako materiału konstrukcyjnego przyczyniło się do powstania programu ULSAB (ang. *Ultra Light Steel Auto Body*). Jego realizacja przypadała na lata 1995–1998. Program był sponsorowany przez konsorcjum 35 or-

ganizacji reprezentujących 18 krajów produkujących stal. Projekt miał na celu zaprezentowanie możliwości znacznego zmniejszenia wagi pojazdu, bez konieczności ponoszenia dodatkowych nakładów finansowych, z jednoczesnym zachowaniem – bądź zwiększeniem – poziomu bezpieczeństwa. W ramach projektu opracowano strukturę nośną auta wykonaną z wysokowytrzymałych materiałów ważącą 203 kg. W porównaniu do ówczesnie produkowanych ustrojów nośnych była ona lżejsza o około 25% [21].

Powodzenie programu przyczyniło się do decyzji o kontynuacji badań nad materiałami wysokowytrzymałymi przez realizację w latach 1999–2002 projektu ULSAB-AVC (ang. *Ultra Light Steel Auto Body – Advanced Vehicle Concepts*). Program miał na celu popularyzację stali wysokowytrzymałych. W ramach projektu zaprezentowano futurystyczny projekt samochodu cechujący się :

- wysokimi ocenami bezpieczeństwa,
- niskim – nieprzekraczającym 10 000 \$ – kosztem wytworzenia,
- znaczącym obniżeniem zużycia paliwa, do poziomu 3,2–4,5 l/100 km,
- niewielkim oddziaływaniem na środowisko przez zmniejszenie emisji spalin oraz zastosowanie stali, która jest odzyskiwalna w 100%.

Najnowszym z programów był FSV (ang. *Future Steel Vehicle*), którego celem było opracowanie ustroju nośnego auta przyszłości. Projekt ten bazował w znacznej mierze na wykorzystaniu metod numerycznych. Jego założenia świadczą dobitnie o utrzymującej się tendencji do powszechnego wykorzystywania stali zaawansowanych w przemyśle motoryzacyjnym. Głównym, zaprezentowanym w 2011 roku, rezultatem programu było przedstawienie propozycji kompletnych ustrojów nośnych różnych klas pojazdów zbudowanych ze stali, będących najprawdopodobniej komercyjnie dostępnymi w latach 2015–2020. Przykład struktury auta zaproponowanego w ramach projektu FSV przedstawiono na rysunku 3.1.



Rys. 3.1. Ustrój nośny auta zaprezentowanego w ramach projektu FSV

Stal stosowana w przemyśle samochodowym może być klasyfikowana ze względu na wiele kryteriów [24]. Podział stali ze względu na właściwości i przeznaczenie obejmuje stal: niskowytrzymałą (LSS – ang. *Low Strength Steel*), wysokowytrzymałą (HSS – ang. *High Strength Steel*) oraz zaawansowaną (AHSS – ang. *Advanced High Strength Steel*).

Do gatunków niskowytrzymałych zalicza się stal:

- mięką (MS – ang. *Mild Steel*),
- niezawierającą atomów międzywęzłowych (IF – ang. *Interstitial-free*),
- tłoczną izotropową (IS – ang. *Isotropic*).

Gatunki wysokowytrzymałe mające zazwyczaj jednofazową ferrytyczną strukturę swym zakresem obejmują stal:

- węglową o wytrzymałości podwyższonej manganem (CMn – ang. *Carbon Manganese*),
- utwardzaną w procesie wypalania lakieru (BH – ang. *Bake Hardenable*),
- niskostopową o dużej wytrzymałości (HSLA – ang. *High Strength Low Alloy*),
- wysokowytrzymałą, niezawierającą atomów międzywęzłowych (IF-HS – ang. *Interstitial-free High Strength*).

Wysokowytrzymała stal zaawansowana AHSS ma wielofazową strukturę zawierającą fazy ferrytu, martenzytu, bainitu i/lub austenitu szczytkowego w ilości wystarczającej do zapewnienia pożądanych właściwości mechanicznych. Materiały te pozwalają na uzyskanie dużej wytrzymałości bez utraty parametrów plastycznych. W tradycyjnej stali zwiększoną wytrzymałość uzyskiwano kosztem pogorszenia właściwości plastycznych. Korzystając z nowoczesnej stali AHSS, można pokonać wspomnianą barierę, dzięki redukcji wartości stosunku wytrzymałości na rozciąganie R_m do granicy plastyczności R_e . Do pierwszej generacji zalicza się stal:

- dwufazową (DP – ang. *Dual Phase*),
- umacnianą przez przemiany fazowe (TRIP – ang. *Transformation Induced Plasticity*),
- o złożonym składzie fazowym (CP – ang. *Complex Phase*),
- martenzytyczną (MART – ang. *Martensitic Steel*).

Druga generacja AHSS obejmuje stal:

- umacnianą przez mechaniczne bliźniakowanie (TWIP – ang. *Twinning Induced Plasticity*),
- lekką (z dodatkiem aluminium), o zwiększonej plastyczności (L-IP – ang. *Light-weight-Induced Plasticity*),
- austenityczną (AUST – ang. *Austenitic*).

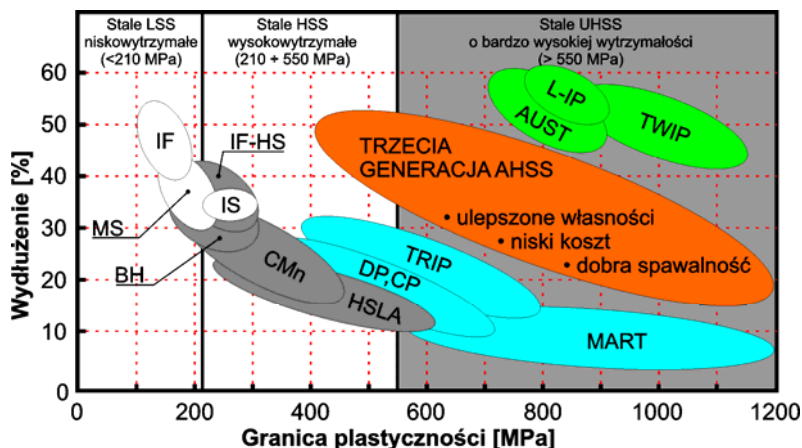
Kolejna metoda podziału bazuje na wytrzymałości materiału. Klasyfikacja definiuje trzy grupy przedstawione w tabeli 3.1.

Tak ustalone przedziały stwarzają wiele problemów. Producenci stali nie określają precyzyjnie parametrów R_e i R_m , a jedynie ich dolne i górne granice. Co więcej, w ob-

rębie jednego typu stali istnieje wiele gatunków. Powoduje to, że wiele z nich pokrywa swym zakresem dwie bądź więcej grup wytrzymałości.

Tabela 3.1. Klasyfikacja stali stosowanej w przemyśle samochodowym ze względu na wytrzymałość

Gatunek stali	R_e [MPa]	R_m [MPa]
Niskowytrzymała (LSS)	<210	<270
Wysokowytrzymała (HSS)	210–550	270–700
Bardzo duża wytrzymałość (UHSS)	>550	>700



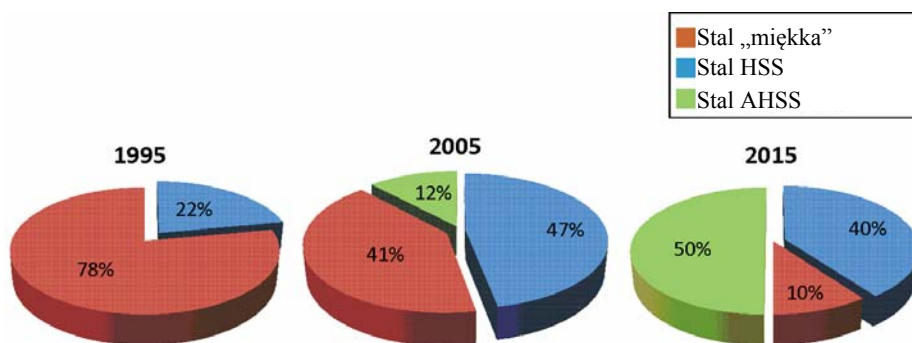
Rys. 3.2. Klasyfikacja stali stosowanej w przemyśle samochodowym

Ostatnia spośród spotykanych metod klasyfikacji stali bazuje na zróżnicowanych właściwościach plastycznych, jak np.: wydłużenie materiału, wykładnik umocnienia materiału n , wskaźnik charakteryzujący podatność do zaginania końca blachy (ang. *hole expansion ratio*). Przykładowy podział z uwzględnieniem wydłużenia i dolnej granicy plastyczności przedstawiono na rysunku 3.2. Właściwości i przeznaczenie uwzględnione zostały za pomocą zastosowania odpowiednich kolorów. Materiały niskowytrzymałe i wysokowytrzymałe zaakcentowano za pomocą kolorów jasnoszarego i ciemnoszarego, AHSS pierwszej i drugiej generacji – niebieskiego oraz zielonego. Stale AHSS drugiej generacji, pomimo swych dobrych właściwości wytrzymałościowych oraz plastycznych – z powodu wysokiej ceny – znajduje zastosowanie tylko w specyficznych branżach. Oczekuje się, iż w przeciągu najbliższych lat skład chemiczny zostanie zmodyfikowany, co spowoduje powstanie trzeciej generacji stali AHSS o nieznacznie gorszych właściwościach oraz cenie umożliwiającej powszechne stosowanie w przemyśle samochodowym. Klasyfikacja ze względu na wytrzymałość ujęta została za pomocą wyróżnienia trzech pionowych stref na podanym diagramie: <210 MPa, 210–550 MPa oraz >550 MPa. Mate-

riały zaawansowane (AHSS) pokrywają swoim zakresem stale o bardzo dużej wytrzymałości (UHSS) oraz wysokowytrzymałe (HSS).

Terminologia używana do określenia tych samych gatunków stali różni się w poszczególnych krajach. W związku z tym w ramach projektu ULSAB-AVC opracowano jednolity system nazewnictwa badanych materiałów. Zaproponowano oznaczanie przez kombinację: gatunku, minimalnej granicy plastyczności R_e oraz minimalnej wytrzymałości na rozciąganie R_m . I tak oznaczenie DP 600/800 oznaczałoby materiał o dwufazowej strukturze, o granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie wynoszących przynajmniej 600 MPa i 800 MPa.

Użycie wysokowytrzymałych, zaawansowanych materiałów z grupy stali AHSS w przemyśle samochodowym stało się faktem. Rozwój udziału poszczególnych gatunków stali w budowie ustroju nośnego auta na przestrzeni lat przedstawiono na rysunku 3.3.



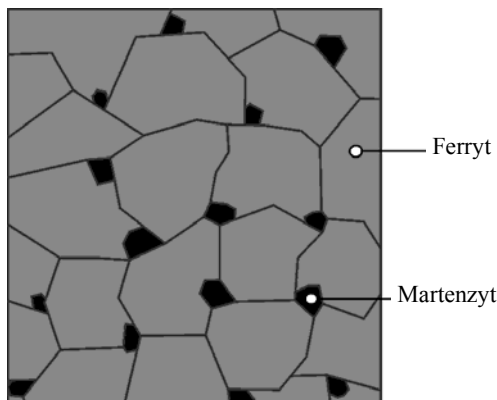
Rys. 3.3. Rozwój udziału poszczególnych gatunków stali w budowie ustroju nośnego auta [25]

Głównym czynnikiem jest tutaj możliwość redukcji masy, a tym samym ilości zużywanego przez pojazd paliwa. Nie bez znaczenia jest także realizacja opisanych projektów. W ich wyniku powstały praktyczne wytyczne pomagające producentom samochodów w prosty sposób dobrać gatunek stali na każdy z elementów struktury nośnej auta, po uwzględnieniu jego pożądanych właściwości energochłonnych oraz tłoczności materiału.

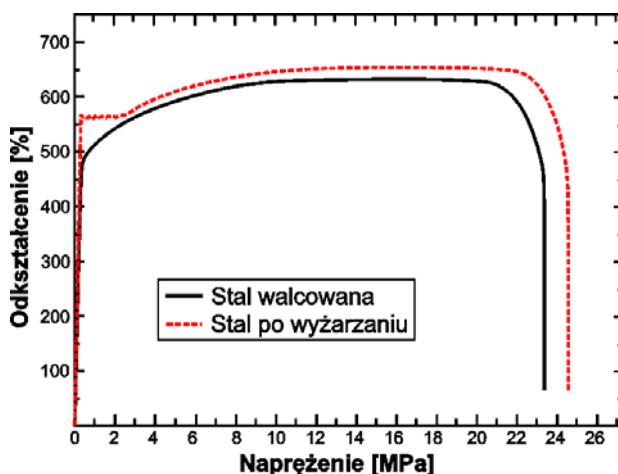
3.1. STAL DWUFAZOWA DP

Stal dwufazowa (ang. *Dual Phase*) ma wielofazową mikrostrukturę. Składa się z osnowy w postaci miękkich ziaren ferrytu oraz twardych wtrąceń drugiej fazy, zazwyczaj martenzytu, którego ilość wynosi 5–30% (rys. 3.4). Faza miękka wpływa korzystnie na właściwości plastyczne. Odształcenie powoduje lokalizację płynięcia ma-

teriału wewnątrz ziaren ferrytu, co skutkuje relatywnie dużym wydłużeniem wynoszącym od kilku do kilkunastu procent. Faza twarda odpowiada za zwiększenie wytrzymałości materiału oraz jego umacnianie podczas kształtowania wyrobów na zimno [26].



Rys. 3.4. Schemat struktury stali dwufazowej



Rys. 3.5. Schemat struktury stali dwufazowej

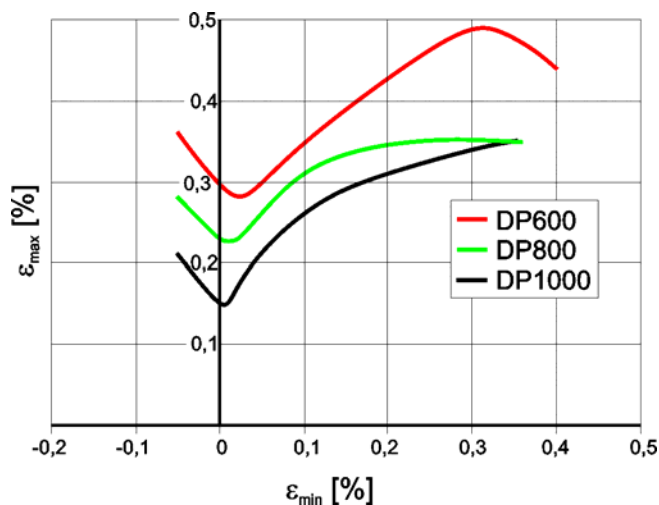
Omawiana struktura umożliwia – w porównaniu z innymi stalami o zbliżonej granicy plastyczności – uzyskanie o wiele większej wytrzymałości na rozciąganie. Stosunek R_m/R_e osiąga wartość 2. Kolejną zaletą omawianego materiału jest polepszenie właściwości mechanicznych wstępnie odkształconej stali po jej wyżarzeniu. Przyczyną tego zjawiska jest dyfundowanie węgla zgromadzonego w ziarnach martenzytu do dyslokacji – powstałych w wyniku odkształcania – na granicach ferrytu i martenzytu, i ich zablokowanie oraz tworzenie się węglików Fe_3C wewnątrz ziaren martenzytu.

W wyniku wyżarzania materiału w stali DP pojawia się wyraźna granica plastyczności większa o około 150 MPa od granicy proporcjonalności (rys. 3.5). Zwiększeniu ulega także ciągliwość [28]. Ma to szczególne znaczenie w przemyśle motoryzacyjnym, gdzie karoseria, po wykonaniu przetłoczeń oraz malowaniu, poddawana jest obróbce polegającej na wygrzewaniu w temperaturze 150–200 C przez około 20–30 min.

Stal dwufazowa należy do grupy stali superwytrzymałych. Nie mają wyraźnej granicy plastyczności. Powstaje przez wielokrotne rozwałcowywanie na gorąco kęsisk do postaci blachy o grubości 4,0 mm. Po tej operacji materiał chłodzony jest wodą do około 600 °C. Następnie jest walcowany na zimno, a jego grubość osiąga wartość docelową końcowego produktu, jakim jest blacha taśmowa, tj. 0,5–2,1 mm. Odchyłki wymiarów są zgodne z normą EN 10143. Twardy i kruchy po walcowaniu materiał poddawany jest dwuetapowej obróbce cieplnej. Najpierw jest on zmiękczaony poprzez nagrzewanie do 850 C i chłodzenie. Drugi etap polega na obróbce w temperaturze 200–500 °C i szybkemu oziębieniu, co poprawia właściwości wytrzymałościowe [29]. Liczba występująca w oznaczeniu danego gatunku stali odnosi się do minimalnej wytrzymałości na rozciąganie wyrażonej w MPa. Właściwości mechaniczne przedstawiono w tabeli 3.2, graniczną zaś krzywą tłoczenia na rysunku 3.6.

Tabela 3.2. Właściwości mechaniczne stali dwufazowej (KW 90) [26]

Gatunek stali	$Re_{0,2}$ [MPa]	$Re_{po\ wzwarzaniu}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [%]	Minimalny promień gięcia 90 (wielokrotność grubości blachy)
DP600	350–450	min. 500	600–700	min. 16	0
DP800	500–650	min. 600	800–950	min. 10	1
DP1000	700–950	min. 850	1000–1200	min. 7	2



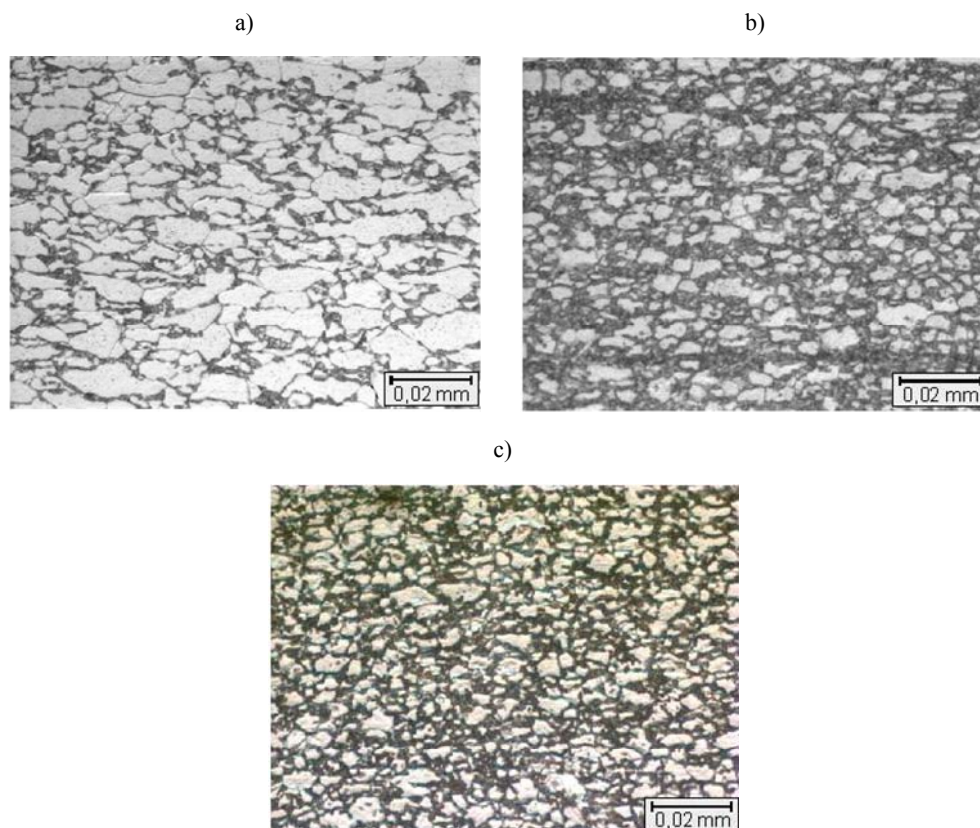
Rys. 3.6. Krzywa granicy tłoczenia stali dwufazowej [30, 31]

Stal dwufazowa należy do grupy stali niskostopowej. Poszczególne gatunki różnią się między sobą wielkością oraz ilością wtrąceń martenzytu. Wraz ze wzrostem zawartości martenzytu zwiększa się udział procentowy węgla. Skład poszczególnych gatunków stali DP przedstawiono w tabeli 3.3. Mają one inną procentową zawartość: węgla, krzemu oraz manganu. Zawartość pozostałych pierwiastków nie ulega zmianie.

Tabela 3.3. Skład chemiczny stali dwufazowej [26]

Gatunek stali	C _{max} [% wag]	Si _{max} [% wag]	Mn _{max} [% wag]	P _{max} [% wag]	S _{max} [% wag]	Al _{min} [% wag]	Nb _{max} [% wag]
DP600	0,100	0,200	0,800	0,010	0,002	0,040	0,015
DP800	0,130	0,200	1,500	0,010	0,002	0,040	0,015
DP1000	0,150	0,500	1,500	0,010	0,002	0,040	0,015

Zdjęcia mikrostruktur omawianych stali przedstawiono na rysunku 3.7.



Rys. 3.7. Mikrostruktura stali dwufazowej [33]: a) DP600; b) DP800; c) DP1000

Zwiększanie ilości węgla poprawia właściwości wytrzymałościowe, wpływając jednocześnie na zmniejszenie plastyczności oraz spawalności materiału. Zawartość węgla w każdym z omawianych gatunków jest na tyle mała, iż można je z powodzeniem spawać wszystkimi tradycyjnymi technikami. Uzyskiwane spoiny mają wytrzymałość większą aniżeli złącza pozostałych stali superwytrzymałych. Podczas zgrzewania materiału DP ze stalą miękką zaleca się zwiększenie siły docisku elektrody o 20–30%, podczas zaś zgrzewania stali DP ze sobą – o 40–50% i nieznaczne wydłużenie czasu operacji [26].

Omawiane materiały zabezpieczane są przed korozją przez cynkowanie ogniowe zgodnie z normą EN 10327. Definiuje ona klasy wagowe określające grubość powłoki w g/m^2 . Tak przygotowane blachy mogą być poddane dalszej obróbce, jak np. malowanie przed dostarczeniem do klienta. Produkt dostarczany jest jako pasywny chemicznie i/lub olejowo. Procesy zabezpieczania odbywają się bez udziałów chromianów zgodnie z dyrektywą Parlamentu Europejskiego i Rady Unii Europejskiej dotyczącą pojazdów o zakończonym życiu technicznym (2000/53/EC) oraz dyrektywą dotyczącą ograniczeń stosowania niebezpiecznych substancji w sprzęcie elektrycznym i elektronicznym (2002/95/EC) [30, 31].

Spełnianie tak wielu wymagań przez omawiane gatunki blach sprawia, iż są one z powodzeniem stosowane w wielu branżach – zwłaszcza w przemyśle motoryzacyjnym. Rozwiązanie to przynosi producentom wielorakie korzyści, spośród których najważniejszą jest zmniejszenie ciężaru wytwarzanych komponentów. Materiały DP umożliwiają redukcję masy – w porównaniu ze stalą głębokotłoczną – o około 50%. Przekłada się to bezpośrednio na obniżenie wagi końcowego wyrobu, jakim jest samochód, co wpływa korzystnie na zużycie paliwa. Kolejną zaletą zastosowania stali dwufazowych jest zmniejszenie kosztów okołologicznych, tj. wydatków na transport stali i jej magazynowanie.

Materiały te są przeznaczone do zastosowań wymagających formowalności na zimno, dużej wytrzymałości, dobrej odporności na korozję oraz wytwarzania lekkich, zdolnych do pochłaniania znacznych ilości energii, elementów. Są one stosowane do produkcji następujących elementów:

- ram i podłóżnic samochodowych,
- słupków A i B auta,
- belek wzmocnienia bocznego,
- krytycznych elementów bezpieczeństwa biernego,
- foteli samochodowych.

3.2. STAL TRIP

Stal TRIP – niskostopowy materiał nowej generacji, łączy w sobie dużą wytrzymałość oraz dobre właściwości plastyczne, co zaspokaja różnicowanie potrzeby prze-

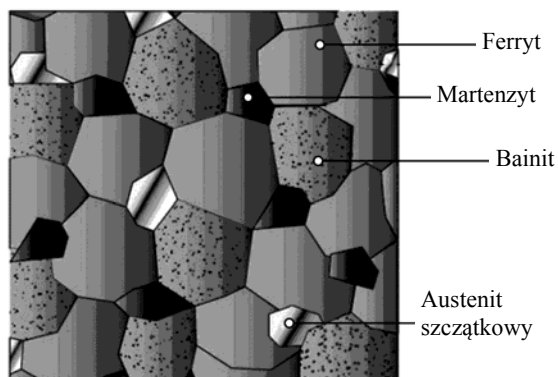
mysłu samochodowego. Cechą charakterystyczną jest zachodzenie przemian fazowych podczas odkształcania (TRIP – ang. *TRansformation Induced Plasticity*) [32].

Proces produkcyjny wymaga przetrzymania w średniej temperaturze, aby wytworzyła się odpowiednia ilość bainitu. Blachy zawierające austenit nasycony 0,2% C poddawane są walcowaniu na gorąco w temperaturze 800–900 °C, po którym następuje powolne chłodzenie w zakresie istnienia faz ferrytu i austenitu, powodujące zdrowienie i rekrytalizację mikrostruktury, rozpuszczenie perlitu i węglików w austenicie oraz wzbogacenie austenitu węglem do zawartości około 0,4%. Po wytworzeniu 50–60% ferrytu następuje szybkie chłodzenie z prędkością 20 °C/s do temperatury przemiany bainitycznej wynoszącej 200–450 °C. Podczas dalszego chłodzenia postępuje przemiana bainityczna, powodująca dalsze wzbogacanie austenitu węglem do zawartości 1,2%. Podczas ostatecznego chłodzenia następuje wydzielenie niewielkich ilości martenzytu [34].

Mikrostruktura składa się ostatecznie z [35]:

- 5–15% austenitu szczątkowego osadzonego w osnowie ferrytu α 50–55%,
- 1–5% martenzytu,
- 30–35% bainitu.

Strukturę stali TRIP przedstawiono na rysunku 3.8.

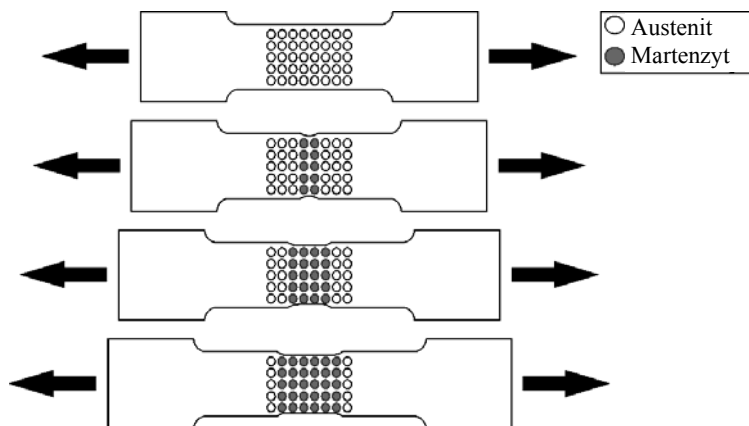


Rys. 3.8. Schemat struktury stali TRIP [36]

Podczas deformacji wtrącenia faz twardych (martenzyt, bainit) w miękkim ferrycie zapewniają dużą wytrzymałość, która jest dodatkowo zwiększana poprzez wysepki austenitu szczątkowego. W miarę odkształcania ulega on transformacji w martenzyt, co powoduje zmianę procentowego udziału poszczególnych faz (rys. 3.9).

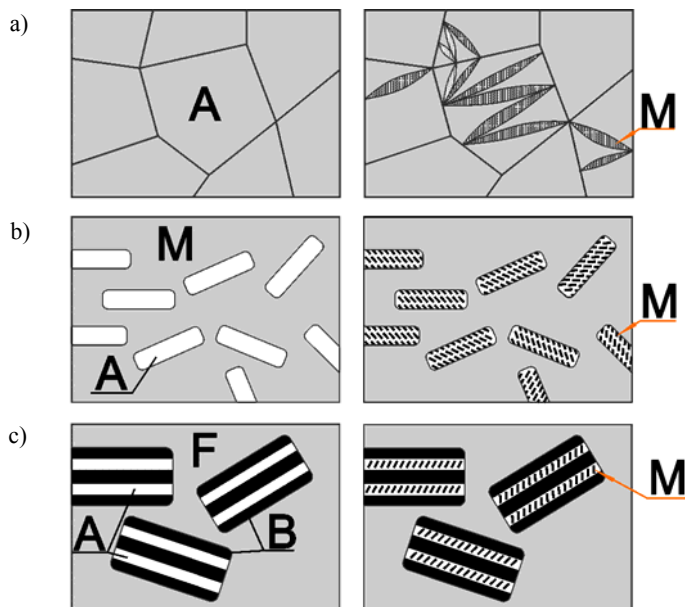
Przedstawiony schemat przemian występuje w trzech typach stali [38]:

- autenicycznej o dużej wytrzymałości i plastyczności (rys. 3.10a); tego typu materiały składają się przede wszystkim z austenitu i martenzytu powstałego w efekcie odkształcania plastycznego,



Rys. 3.9. Przebieg transformacji TRIP podczas rozciągania próbki [37]

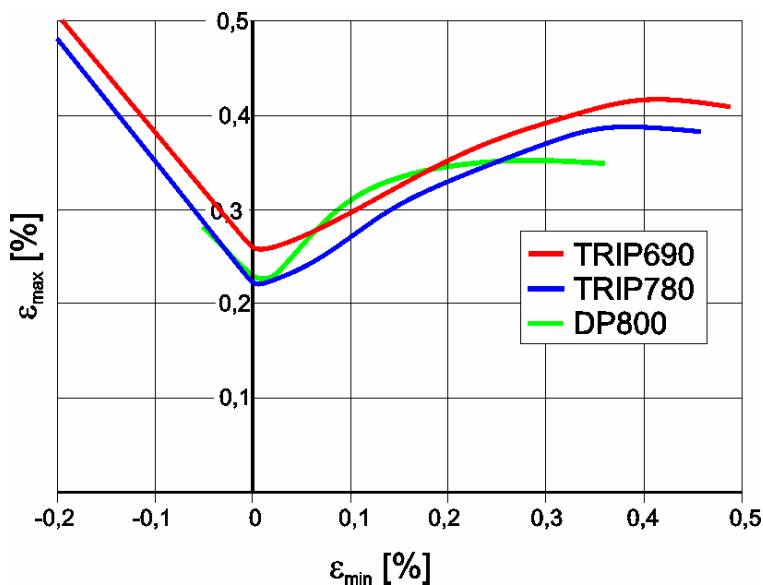
• ze zwiększoną 6–9% zawartością nikiel (rys. 3.10b); jest to przede wszystkim stal stosowana w przemyśle kriogenicznym, austenit szczątkowy jest zazwyczaj ulokowany w osnowie odpuszczonego martenzytu, wewnątrz którego powstają – w wyniku narastającego odkształcenia – nowe ziarna martenzytu,



Rys. 3.10. Schemat zmian mikrostruktury stali TRIP [38]:
A – austenit, B – bainit, F – ferryt, M – martenzyt

• niskowęglowej z dodatkami stopowymi Si oraz Mn (rys. 3.10c), cechuje się mikrostrukturą składającą się z równoległych ziaren austenitu szczątkowego i bainitu, tworzących wyspy znajdujące się w osnowie ferrytu.

Stal TRIP, mimo granicy plastyczności zbliżonej do stali dwufazowych, odznacza się zdecydowanie większym odkształceniem i poziomem naprężeń w chwili zerwania. Na całkowite wydłużenie składają się części: sprężysta, plastyczna i wynikająca z przemian fazowych. Graniczną krzywą tłoczenia typowych stali TRIP przedstawiono – w zestawieniu ze stałą DP800 – na rys. 3.11.



Rys. 3.11. Krzywa granicy tłoczenia stali TRIP [39]

W porównaniu z materiałem z rodziny DP, stal ta ma zwiększoną zawartość węgla w przedziale 0,20–0,25%, co umożliwia utrzymanie metastabilnego austenitu w temperaturze pokojowej. W pierwszej generacji stali TRIP zawartość węgla sięgała 0,55% [40]. Wpływało to korzystnie na stabilność austenitu, jednak ze względu na małą spawalność stali jego udział został zmniejszony.

Gatunek ten składa się także z różnej ilości dodatków stopowych utrudniających powstawanie wysokowęglowego cementytu, który występuje w typowych stalach w temperaturze pokojowej. Mangan pełni rolę stabilizatora austenitu i przyczynia się do obniżenia temperatury powstawania cementytu. Obniża także aktywność węgla w austenicie i ferrycie oraz zwiększa rozpuszczalność węgla w ferrycie. Jest on rozpuszczalny w cementycie. Przeciwną rolę pełni krzem, który zwiększa aktywność węgla w ferrycie i austenicie, i zmniejsza jego rozpuszczalność w ferrycie. W rezultacie krzem hamuje formowanie się cementytu podczas hartowania z przemianą izoter-

miczną. Ma on także ograniczoną zdolność do rozpuszczania w cementycie, co w efekcie skutkuje powstawaniem węglików. Uważa się, że nagromadzenie krzemu wokół zarodkującego cementytu zwiększa aktywność węgla, co hamuje jego dyfuzję w głąb zarodków cementytu. Minimalny poziom krzemu potrzebny do efektywnego powstrzymania formowania się cementytu wynosi 0,8%. Należy jednak zauważyć, że krzem spowalnia przemianę bainityczną, co wymusza wyżarzanie stali TRIP. Jego wykorzystanie jest także ograniczone z powodu wymagań dotyczących cynkowania stali. Krzem powoduje tworzenie powierzchniowej warstwy tlenków, które utrudniają lub uniemożliwiają zwilżenie powierzchni arkusza przez płynny cynk.

Podane mechanizmy doprowadziły do wniosku, iż najrozsądniejszym wyjściem jest ograniczenie zawartości krzemu do około 1% i zwiększenie zawartości aluminium w stalach TRIP do około 1%. Opisany zabieg przyczynił się do zwiększonego zainteresowania stalami TRIP na przestrzeni ostatnich lat. Z powodu dużej zawartości aluminium otrzymuje się austenit nasycony węglem. Aluminium – podobnie jak krzem – nie jest rozpuszczalne w cementycie i powoduje zahamowanie jego formowania, jednakże przyspiesza ono przemianę bainityczną. Inne spotykane dodatki stopowe to niob i wanad, które polepszają właściwości wytrzymałościowe.

Skład chemiczny typowej stali TRIP przedstawiono w tabeli 3.4.

Tabela 3.4. Skład chemiczny stali TRIP

C	Si	Mn	Al
[% wag.]	[% wag.]	[% wag.]	[% wag.]
0,2–0,25	0,4–1,8	0,2–2,5	1,0

Typowa stal gatunku TRIP składa się z około 0,2–0,25 węgla oraz dodatków stopowych, takich jak: krzem, mangan i glin, w łącznej ilości nieprzekraczającej 4,5%.

3.3. STAL HSLA

Stal HSLA to materiał niskostopowy, który swą wytrzymałość zawdzięcza rozdrobnieniu ziaren oraz umacnianiu wydzieleniowemu. Spośród wszystkich gatunków stali jest najczęściej wykorzystywana w budowie podwozi samochodów, gdzie ich masowy udział sięga niekiedy 40% [41]. Ma osnowę ferrytu, wewnątrz którego znajdują się nieliczne ziarna perlitu. Ich mikrostrukturę przedstawiono na rysunku 3.12.

Zastosowanie stali HSLA zapewnia wiele korzyści względem tradycyjnych niskowęglowych odmian konstrukcyjnych: jest produkowana z szeroką gamą pokryć ochronnych, jest o wiele bardziej wytrzymała, dobrze spawalna i zdecydowanie bardziej odporna na korozję.

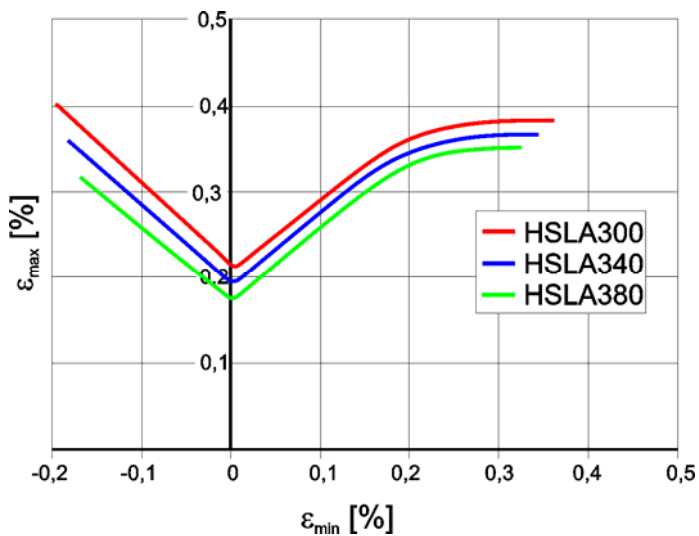


Rys. 3.12. Mikrostruktura stali HSLA [43]

Zawartość głównych pierwiastków chemicznych przedstawiono w tabeli 3.5.

Tabela 3.5. Skład chemiczny stali HSLA

C_{\max} [% wag.]	Si_{\max} [% wag.]	Mn_{\max} [% wag.]
0,08–0,14	0,04–0,40	0,50–1,65



Rys. 3.13. Krzywa granicy tłoczenia stali HSLA [43]

Innymi spotykanymi dodatkami stopowymi są: miedź, tytan, wanad, niob. Są one dodawane w celu polepszenia właściwości wytrzymałościowych materiału wyjściowego. Ich niewielki udział odpowiada za dyspersję węglików dodatków stopowych w niemal czystym ferrycie, co eliminuje zjawisko osłabiania stali przez duże zgrupowania perlitu. Krzem, nikiel, chrom i fosfor zwiększają odporność korozyjną, natomiast dodatki cyrkonu, wapnia i pierwiastków ziem rzadkich pozwalają na kontrolę kształtu wtrąceń siarczków, co zwiększa właściwości plastyczne stali. Krzywa granicy tłoczenia stali HSLA przedstawiono na rysunku 3.13.

Właściwości wytrzymałościowe zaprezentowano w tabeli 3.6.

Tabela 3.6. Właściwości wytrzymałościowe stali HSLA [43]

Gatunek	R_e [MPa]	R_m [MPa]
HSLA 320	325–385	415–470
HSLA 360	360–435	450–520
HSLA 420	420–500	490–570
HSLA 460	460–550	550–650
HSLA 500	500–590	570–670
HSLA 550	550–650	650–730

Stale z grupy HSLA mają praktyczne zastosowanie w wytwarzaniu wysokowytrzymałych elementów tłoczonych, jak np: zderzaki, felgi, zastrzały bocznych drzwi, komponenty podwozi, profile wzmacniające, czy elementy zawieszenia i układu kierowniczego.

3.4. STAL DC

Stal grupy DC sprzedawana jest w postaci blach zimnowalcowanych w arkuszach i kręgach. Jest ona przeznaczona do obróbki plastycznej, zwłaszcza do zastosowania, gdy są wymagane gwarantowane właściwości plastyczne, w tym: gięcia, profilowania rolkowego, rozciągania (obciągania uchwytami) i głębokiego tłoczenia. Jest ona wytwarzana zgodnie z normą. Cechuje się bardzo dobrą spawalnością. Można je łączyć za pomocą wszystkich znanych metod. Właściwości zależą silnie od odmiany (tab. 3.7). Stal DC01 nadaje się do obciągania podłużnego, gięcia i profilowania rolkowego. Gatunek DC03 jest odpowiedni do głębokiego tłoczenia oraz obciągania podłużnego o podwyższonych wymaganiach. Odmiany DC04 i DC05 nie ulegają starzeniu i przeznaczone są do głębokiego tłoczenia o zwiększonych wymaganiach. Najlepszą zdolność do kształtowania wykazuje DC06. Jest ona odpowiednia do najbardziej wymagających procesów przeróbki plastycznej, w tym specjalnego głębokiego tłoczenia [45].

Tabela 3.7. Właściwości mechaniczne stali DC [46]

Gatunek	$Re_{0,2max}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80min} [%]
DC01	280	270–410	28
DC03	240	270–370	34
DC04	210	270–350	38
DC05	180	270–330	40
DC06	180	270–350	38

Stal w momencie dostawy nie mają wyraźnej granicy plastyczności. Wpływa to korzystnie na zachowanie blach podczas obciążania podłużnego i głębokiego tłoczenia (nie pojawiają się linie Luedersa). W omawianych materiałach wyraźna granica plastyczności pojawia się wraz ze starzeniem się materiału. W przypadku wyrobów ze stali DC01, właściwości mechaniczne gwarantowane są przez okres 3 miesięcy od daty dostawy z walcowni. W przypadku pozostałych gatunków okres gwarancji wynosi 6 miesięcy. Po tym okresie pierwotne właściwości mechaniczne można przywrócić przez delikatną obróbkę plastyczną, jak np. prostowanie rolkowe.

Dobre właściwości plastyczne wynikają z bardzo małej zawartości węgla i azotu, które uzyskiwane są dzięki obróbce próżniowej. Powoduje to redukcję ilości pierwiastków międzywęzłowych. Resztki węgla i azotu wiązane są zazwyczaj przez dodatek tytanu.

Tabela 3.8. Skład chemiczny stali DC

Gatunek	C_{max} [% wag.]	Mn_{max} [% wag.]	P_{max} [% wag.]	S_{max} [% wag.]	Ti_{max} [% wag.]
DC01	0,12	0,60	0,045	0,045	–
DC03	0,10	0,45	0,035	0,035	–
DC04	0,08	0,40	0,030	0,030	–
DC05	0,06	0,35	0,025	0,025	–
DC06	0,02	0,25	0,020	0,020	0,3

Dostarczane wyroby pokryte są warstwą środka antykorozyjnego w postaci smaru bądź oleju do tłoczenia. Mogą one także być dostarczone – na wyraźne żądanie odbiorcy – bez żadnego zabezpieczenia lub zostać pokryte dowolną powszechnie stosowaną metodą powlekania stali niskowęzłowych, w tym powłokami metalicznymi.

4. TECHNOLOGIE ŁĄCZENIA PUNKTOWEGO

Technologie łączenia punktowego umożliwiają scalanie elementów w oddzielnych od siebie miejscach. W niniejszym rozdziale omówiono wybrane metody wykorzystywane w przemyśle samochodowym, tj. zgrzewanie oraz przetłaczanie za pomocą stempla i matrycy zwane potocznie klinczowaniem (ang. *clinching*). Oba rodzaje złączy należą do grupy nierozłącznych połączeń bezpośrednich, tj. takich, w których blachy są ze sobą połączone bez udziału jakichkolwiek elementów dodatkowych, a ich rozdzielenie wiąże się z nieodwracalnym zniszczeniem.

4.1. ZGRZEWANIE PUNKTOWE

Zgrzewanie punktowe jest w niektórych dziedzinach produkcji – z powodu jego wieloletniego zastosowania i ciągłego rozwoju – nadal najszerzej rozpowszechnioną metodą łączenia kształtowników i blach ułożonych na zakładkę. Technologia ta jest stosowana głównie w: budownictwie, lotnictwie, przemyśle maszynowym, gospodarstwa domowego, okrętowym i samochodowym. Liczba zgrzein wykonanych podczas produkcji przeciętnego auta waha się od 3000 do 5000, co czyni przemysł samochodowy głównym odbiorcą opisywanej technologii [47].

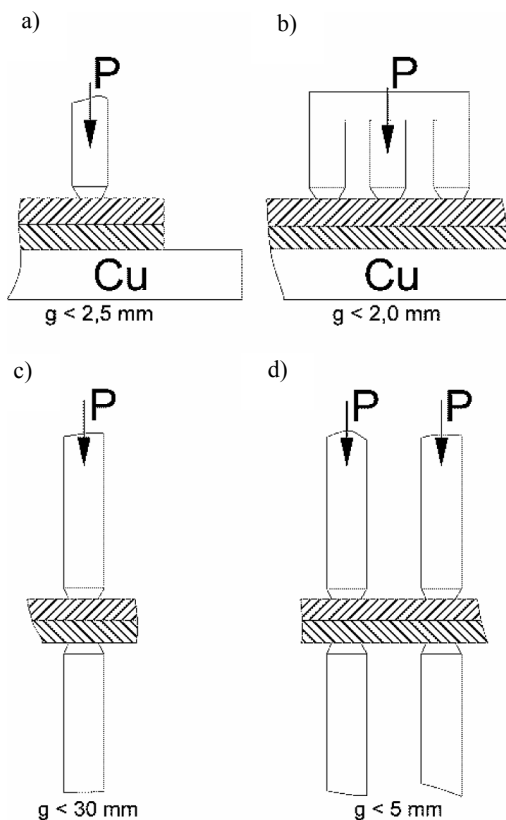
Technologia ta znajduje tak powszechne zastosowanie dzięki swym niezliczonym zaletom, do których należą głównie:

- możliwość łączenia w warunkach warsztatowych i montażowych przedmiotów o grubości 0,05–30 mm, jest ona zazwyczaj ograniczona mocą zgrzewarek,
- duża wydajność procesu,
- stosunkowo małe koszty wytwarzania,
- możliwość bieżącej kontroli parametrów zgrzewania oraz jakości wykonywanych połączeń,
- łatwość automatyzacji.

Stwarza ona także wiele trudności technologicznych. Najważniejsze spośród nich to [48]:

- łączenie materiałów z metalicznymi warstwami ochronnymi oraz z powłokami niemetalicznymi, takimi jak pokrycia ceramiczne, wykazujące dużą oporność elektryczną,
- stosowanie materiałów różnoimiennych na elementy konstrukcyjne,
- oddziaływanie termiczne na łączone materiały, powodujące rozrost ziaren w strefie wpływu ciepła i pogorszenie właściwości mechanicznych, jest ono szczególnie niekorzystne w nowoczesnych stalach o wysokiej granicy plastyczności typu HSS oraz AHSS,
- okresowe zanieczyszczanie powierzchni elektrod wynikające z ich bezpośredniego kontaktu z powierzchnią zgrzewanego materiału, co prowadzi do degradacji właściwości tworzonych połączeń.

W zależności od wielkości, kształtu konstrukcji, dostępu do łączonych miejsc oraz wymagań dotyczących wyglądu złącza stosuje się zróżnicowane techniki zgrzewania. Najważniejsze spośród nich to [47]:



Rys. 4.1. Zalecane techniki oporowego zgrzewania punktowego [47]:

- a) jednostronne jednopunktowe,
- b) jednostronne wielopunktowe,
- c) dwustronne jednopunktowe,
- d) dwustronne wielopunktowe

- jednostronne zgrzewanie jednopunktowe (rys. 4.1a): elementy ustawiane są na miedzianej płycie i dociskane od góry elektrodą; powoduje to minimalizację zniekształcenia materiału od strony płyty,

- jednostronne zgrzewanie wielopunktowe (rys. 4.1b): proces analogiczny do zgrzewania jednostronnego jednopunktowego, z tym że łączone materiały są dociskane w więcej niż jednym miejscu naraz,

- dwustronne zgrzewanie jednopunktowe (rys. 4.1c): elementy są względem siebie ustawiane, a następnie kładzione na dolnej elektrodzie i dociskane górną elektrodą; proces ten może być stosowany w zgrzewaniu materiałów, których kształty ograniczają swobodny dostęp do miejsc łączenia,

- dwustronne zgrzewanie wielopunktowe (rys. 4.1d): proces analogiczny do dwustronnego zgrzewania jednopunktowego, z tym że łączone materiały są dociskane w więcej niż jednym miejscu naraz.

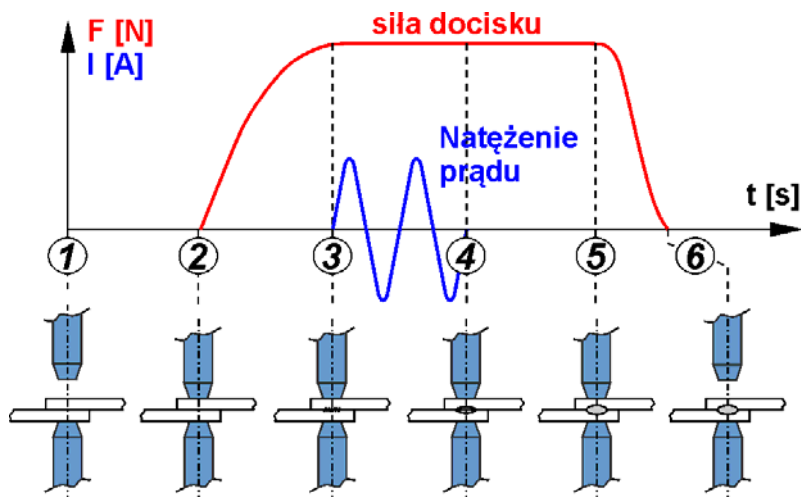
Kolejne etapy procesu oporowego dwustronnego zgrzewania jednopunktowego przedstawiono na rysunku 4.2. W pierwszej fazie (1) następuje ustalenie wzajemnego położenia elementów ułożonych na zakładkę i zbliżenie do siebie elektrod. W kolejnym etapie (2) komponenty są dociskane przez elektrody, co ma na celu: utworzenie ścisłego styku powierzchni roboczej elektrod z powierzchnią zgrzewanych przedmiotów, zmniejszenie oporności stykowej oraz rozbicie warstw tlenkowych. W kolejnym kroku (3) siła docisku może zostać nieznacznie zmniejszona, co zwiększy prędkość nagrzewania złącza. Następnie włączony zostaje prąd elektryczny o dużym natężeniu. Jego przepływ umożliwia wydzielanie ciepła na powierzchni styku zgodnie z prawem Joule'a Lenza

$$Q = I^2 RT \quad (4.1)$$

gdzie: Q – wydzielone ciepło, I – natężenie prądu, R – rezystancja styku, t – czas przepływu prądu.

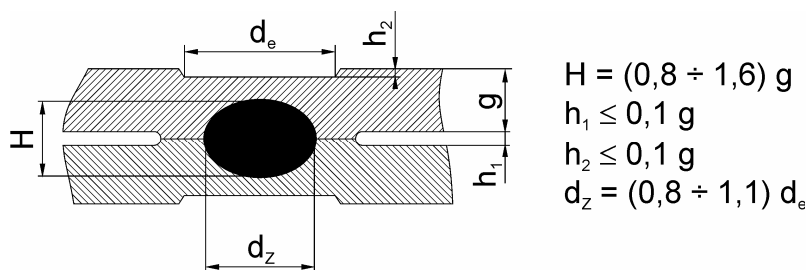
W wyniku przepływu prądu następuje nagrzewanie materiału, najczęściej do temperatury topnienia łączonych komponentów, co skutkuje powstaniem strefy roztopionego metalu w miejscu najmniejszego odprowadzania ciepła zwanym centrum cieplnym. Dalszy wzrost ilości wytwarzanego ciepła powoduje zwiększenie średnicy jądra zgrzeiny do wymiaru zapewniającego odpowiednią wytrzymałość połączenia. Dalsze nagrzewanie metalu doprowadziłoby do: nadmiernego rozrostu objętości jądra zgrzeiny oraz pęknięcia cienkiej warstwy materiału znajdującego się w stanie plastycznym i wypłynięcia ciekłego metalu na powierzchnię łączonych materiałów. Dlatego też w końcowym etapie (4) następuje wyłączenie prądu oraz dalszy docisk elektrodami, tzw. docisk spęczania, powodujący przekucie i zagęszczenie jądra zgrzeiny. Zapobiega on powstaniu porowatości i nieciągłości jądra zgrzeiny w postaci jam usadowych i pęknięć krystalizacyjnych. Krzepnięcie metalu następuje w odwrotnej kolejności niż jego topnienie. Proces zarodkowania rozpoczyna się na homogenicznym podłożu

utworzonym przez niezupełnie roztopione ziarna zgrzewanego materiału. Po odczekaniu czasu potrzebnego do zastygnięcia płynnego jądra zgrzeiny następuje ostatnie stadium procesu (5), a więc odsunięcie od siebie elektrod.



Rys. 4.2. Proces oporowego zgrzewania punktowego [49]:
1) zbliżenie elektrod, 2) docisk, 3) włączenie prądu, 4) wyłączenie prądu,
5) zwolnienie docisku, 6) oddalenie elektrod

Powstała zgrzeina ma zazwyczaj soczewkowaty kształt, co jest związane z gradientem temperatury. Jest on zdecydowanie większy w kierunku elektrod aniżeli w kierunku materiału rodzimego. Wynika to z wykonania elektrod z materiałów o dużej przewodności cieplnej, jak np. miedź oraz ich chłodzenia wodą. Wymiary poprawnie wykonanej zgrzeiny punktowej przedstawiono na rysunku 4.3.



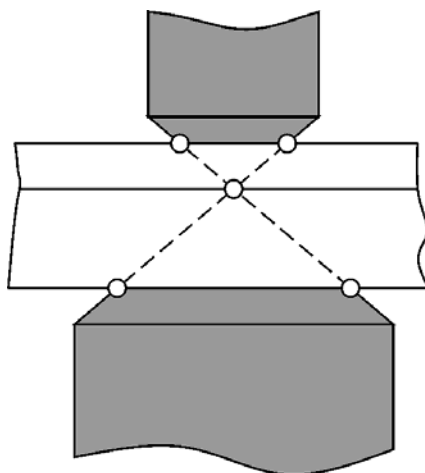
Rys. 4.3. Wymiary zgrzein punktowych klasy A i B blach ze stali grubości 0,5–3,0 mm [50]

Wymiary elektrod dobierane są w zależności od wzajemnej grubości łączonych elementów i wynoszą one

$$d_1 = 5\sqrt{g_1} \quad d_2 = 5\sqrt{g_2} \quad \text{dla } 1,5 < \frac{g_2}{g_1} \leq 3,0 \quad (4.2)$$

$$d_1 = d_2 = 5\sqrt{\frac{g_1 + g_2}{2}} \quad \text{dla } \frac{g_2}{g_1} \leq 1,5 \quad (4.3)$$

gdzie: g_1 – grubość cieńszego elementu, g_2 – grubość grubszego elementu.



Rys. 4.4. Metoda wyznaczenia średnicy elektrody od strony grubszego z elementów [51]

W przypadku konieczności łączenia blach, gdy stosunek grubości wynosi więcej niż 3, zaleca się dobór elektrody od strony cieńszego elementu według wzoru (4.2). Elektrode od strony grubszego komponentu należy dobrać według rys. 4.4, co wpłynie korzystnie na lokalizację centrum cieplnego w okolicach styku obydwu blach.

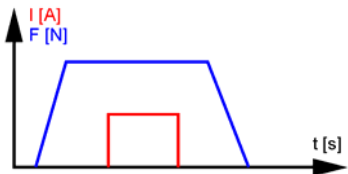
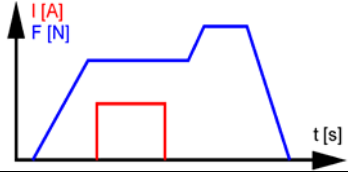
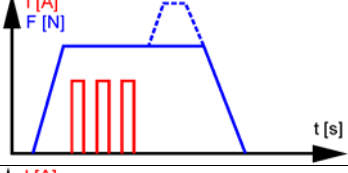
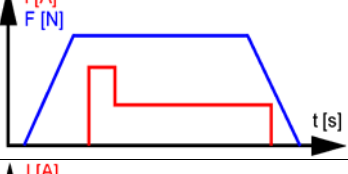
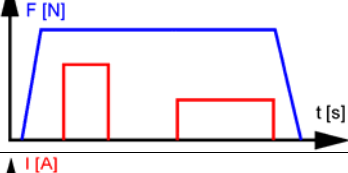
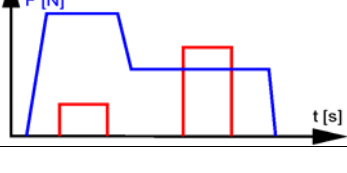
Najważniejszymi czynnikami mającymi wpływ na jakość zgrzeiny są:

- natężenie prądu,
- siła docisku,
- czas zgrzewania,
- wymiary elektrod.

Podane parametry są dobierane w zależności od gatunku łączonych materiałów, ich grubości, zawartości węgla oraz zastosowanych powłok ochronnych. Najpopularniejsze programy zgrzewania przedstawiono w tabeli 4.1.

Sterowanie natężeniem prądu oraz siłą może służyć więc wielu celom, jak np.: obróbce cieplnej materiału złącza, usunięciu powłok ochronnych bądź przekuciu już utworzonego złącza.

Tabela 4.1. Najczęściej stosowane programy zgrzewania

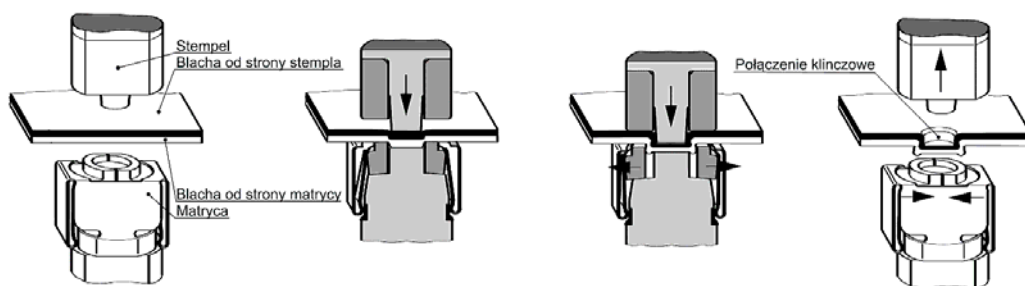
Program	Przebieg programu	Zastosowanie
Program prosty		Stale niskowęglowe grubości do 5 mm, stale nierdzewne, tytan, mosiądz, stopy Al grubości do 2 mm
Zgrzewanie jednopunktowe z dociskiem przekuwającym		Stale niskowęglowe grubości 3–8 mm
Zgrzewanie wieloimpulsowe ze stałym lub zwiększonym dociskiem przekuwającym		Stale niskowęglowe grubości 4–10 mm
Zgrzewanie z podgrzewaniem końcowym (wyżarzaniem)		Stale węglowe oraz stopowe grubości 1–3 mm
Zgrzewanie z obróbką cieplną (odpuszczeniem)		
Zgrzewanie z oczyszczaniem styku centralnego z powłoki metalicznej		Stale metalizowane (ZN, Al, AlSi, ...) grubszymi powłokami 10–25 μm

4.2. PRZETŁACZANIE

Metodą alternatywną do zgrzewania punktowego jest przetłaczanie na zimno łączonych elementów. Metoda umożliwia łączenie materiałów o sumarycznej grubości

do 12 mm. Wykonane złącza cechują się wytrzymałością na poziomie 70% wytrzymałości odpowiedniej zgrzeiny punktowej. Łączenie elementów za pomocą odkształcenia plastycznego ma wiele niewątpliwych zalet. Najważniejsze spośród nich to [52]:

- brak negatywnych oddziaływań termicznych w obszarze połączenia,
- brak szkodliwych oparów, dźwięku o wysokim natężeniu, intensywnego światła i isker, co czyni proces bardziej przyjaznym dla operatora, który nie musi zakładać ubrania ochronnego,
- brak konieczności zapewnienia łączonym powierzchniom odpowiedniego stanu, można łączyć elementy zaolejone,
- możliwość łączenia różnych materiałów, także o zróżnicowanej grubości,
- możliwość łączenia elementów z pokryciami ochronnymi bez ich uszkodzenia,
- mniejsza liczba mediów zasilających (w zależności od wykonania, wystarczy dostęp do źródła prądu bądź skompresowanego powietrza),
- niskie koszty narzędzi oraz ich duża żywotność pozwalająca na wykonanie od 200 000 do 250 000 połączeń; odbiorcy technologii potwierdzają, że w łączeniu niektórych gatunków stali o małej wytrzymałości żywotność narzędzi potrafi być nawet większa,
- stosunkowo małe siły łączenia,
- możliwość niedestrukcyjnego zapewnienia wymaganej wytrzymałości połączenia przez bieżące, wspomagane komputerowo monitorowanie wymiaru kontrolnego, jakim jest grubość dna w przypadku procesów zautomatyzowanych oraz ręczna kontrola wspomnianego wymiaru w przypadku wykonywania połączeń przez operatora,
- korzystny wygląd połączenia i możliwość automatyzacji procesu,
- duża sprawność energetyczna procesu,
- możliwość podniesienia wytrzymałości połączeń przez zastosowanie technik hybrydowych, jak np. klej–kliniec.

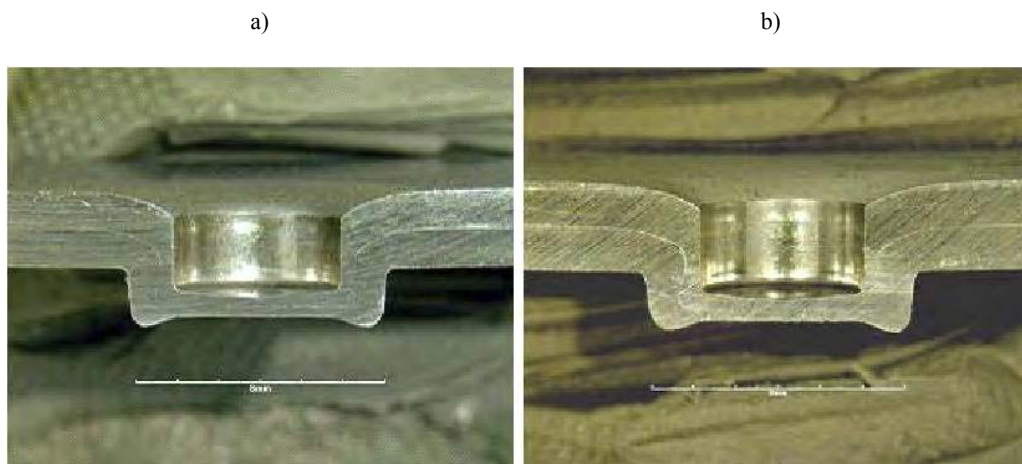


Rys. 4.5. Proces tworzenia połączeń przetłaczanych [52]

Metoda ta polega na mechanicznym odkształceniu dwóch blach z użyciem stempła i matrycy (rys. 4.5).

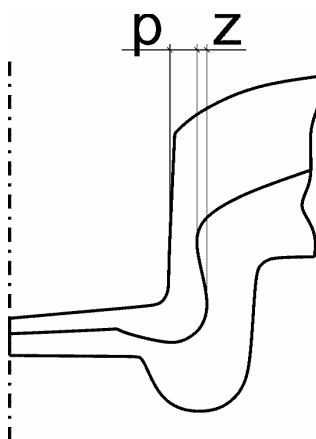
Po podparciu łączonych elementów o górną powierzchnię matrycy i ustaleniu ich wzajemnej pozycji następuje przemieszczenie stempła w stronę materiału. Nacisk po-

woduje odkształcanie materiału i powstanie przetłoczenia. Proces postępuje do momentu zetknięcia dolnej blachy z powierzchnią matrycy. W wyniku dalszego wywierania siły przez stempel następuje pocienienie dna powstającego złącza i promieniowe płynięcie materiału. Proces ten nazywany jest prasowaniem. Widok uzyskanego połączenia przedstawiono na rysunku 4.6.



Rys. 4.6. Przekrój połączenia klinczowego stali o wytrzymałości na rozciąganie 780 MPa [24]:
a) stal TRIP, b) stal DP

W wyniku opisanych procesów powstaje złożona, połączona mechanicznie geometria przedstawiona na rys. 4.7.



Rys. 4.7. Parametry geometryczne połączenia przetłaczanego [53]

Najważniejsze parametry decydujące o wytrzymałości złącza to:

- przewężenie p : decyduje o wytrzymałości złącza na ścinanie; w przypadku zbyt małej wartości p materiał od strony stempla ulega zerwaniu w najcieńszym miejscu,
- zakładka z : decyduje o wytrzymałości złącza na rozciąganie poprzeczne zwane wyrwywaniem; ponieważ w przypadku siły normalnej złącze ulega zazwyczaj rozłączeniu, bez naruszenia materiału od strony stempla i matrycy.

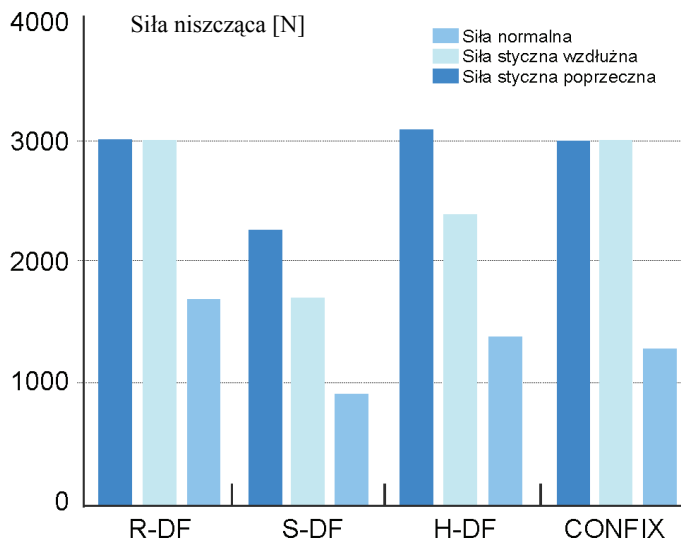
Tabela 4.2. Odmiany i koncepcje narzędzi do klinczowania – firma Eckold

	R-DF			S-DF			H-DF		Confix
Geometria Przekięty materiał	okrągłe brak			prostokątne oba arkusze			prostokątne od strony matrycy		okrągłe od strony matrycy
Zalety	duża wytrzymałość			niska cena wytworzenia			mała cena wytworzenia		złącze od strony matrycy licuje się z materiałem
	estetyka wykonania			wytrzymałość na skręcanie			wytrzymałość na skręcanie		równe, niezależnie od kierunku, siły ścinające pozwala na łączenie stali o gorszych właściwościach plastycznych możliwość łączenia materiałów o różnych grubościach (1 i 4 mm) szczelność połączenia od strony stempla
	zalecany do łączenia materiałów różnoimiennych			odpowiedni do klinczowania więcej niż 2 materiałów			szczelność połączenia od strony stempla		
	równe, niezależnie od kierunku, siły ścinające			zalecany do łączenia materiałów różnoimiennych			wysoka wytrzymałość złącza		
szczelność połączenia z obu stron									
Wymiar złącza [mm]	6	8	10	2	3	4	3	4	5, 6
Grubość blachy [mm]	0,5	0,5	1,0	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	od strony stempla 0,7–3,0
	–	–	–	–	–	–	–	–	
Grubość całkowita [mm]	1,5	2,0	3,0	1,2	1,5	2,5	1,25	1,25	wymaga sprawdzenia
	–	–	–	5	–	–	–	–	
	3,0	4,0	6,0	2,5	3,0	5,0	2,5	2,5	

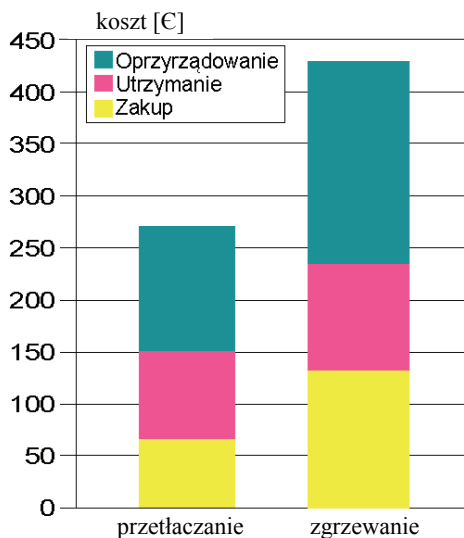
Złącza wykonane za pomocą omawianej technologii odznaczają się różnorodnymi właściwościami. W zależności od doboru narzędzi pozwalają one na uzyskanie: odmiennych właściwości wytrzymałościowych, różnej estetyki oraz szczelności połączenia.

czeń. Przykłady odmian i koncepcji narzędzi stosowanych przez firmę Eckold przedstawiono w tabeli 4.2.

Właściwości wytrzymałościowe opisanych połączeń na przykładzie połączenia blach St12 i St14 grubości 1,0 mm przedstawiono na rysunku 4.8.



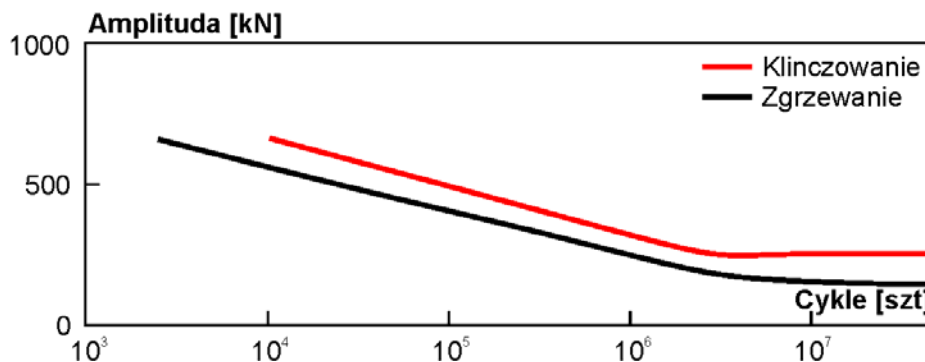
Rys. 4.8. Wpływ kierunku obciążenia złącza na jego wytrzymałość – blachy St12/St14 $g = 1,0$ mm [52]



Rys. 4.9. Rozkład kosztów wykonania 100 000 połączeń stali miękkiej [54]

Porównanie kosztów wykazuje znaczącą przewagę klinczowania nad innymi technikami. Cena wykonania złącza, uwzględniająca koszt zakupu urządzenia oraz jego serwisu, stanowi około 55% ceny wytworzenia analogicznego połączenia zgrzewanego. Największe różnice odnotowuje się w przypadku łączenia materiałów z pokryciami ochronnymi cynku, które powodują szybsze zużywanie się elektrod w przypadku zgrzewania. Wytworzenie połączenia przetłaczanego jest o około 1/3 tańsze aniżeli analogicznej zgrzeiny. Porównanie kosztów wykonania 100 000 połączeń stali miękkiej przedstawiono na rysunku 4.9.

Przeanalizowano także wytrzymałość zmęczeniową obu technologii (rys. 4.10).



Rys. 4.10. Krzywa zmęczeniowa wybranych połączeń – ścinanie połączenia

Zmęczeniowe badania porównawcze wykazują, że złącza klinczowe mimo mniejszej wytrzymałości doraźnej odznaczają się większą wytrzymałością zmęczeniową.

5. MODELE MATEMATYCZNE ZGNIATANIA PROFILI CIENKOŚCIENNYCH

W niniejszym rozdziale skupiono się na analizie mechanizmu zgniatania elementów energochłonnych. Przeanalizowano dwa rodzaje struktur: cylindryczne oraz prostokątne. Oba rodzaje struktur cechują się kilkoma podstawowymi rodzajami fałdowania, które przedstawiono w uproszczony sposób za pomocą diagramów deformacji.

5.1. MODELE PROFILI CYLINDRYCZNYCH

Struktury okrągłe zgniatanie osiowosymetrycznie mogą odkształcać się w następujący sposób:

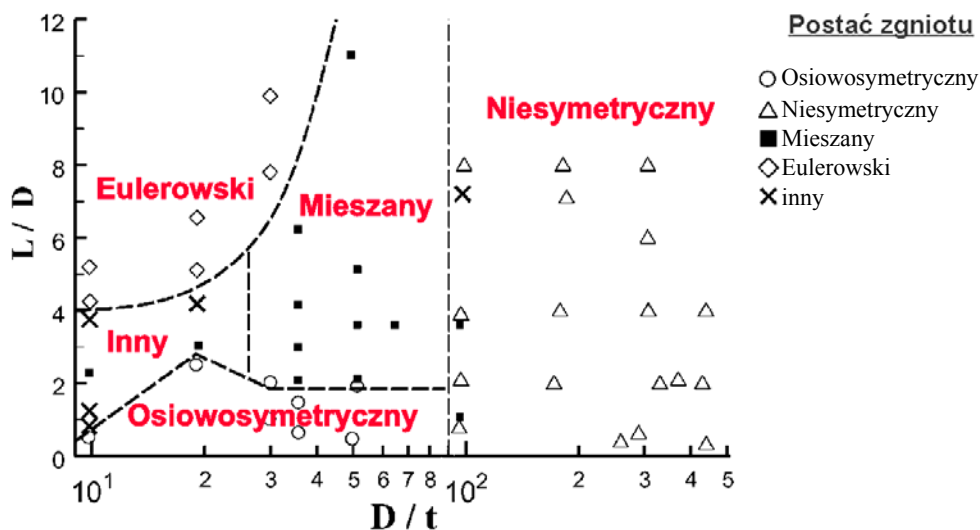
- osiowosymetrycznie (postać pierścieniowa, harmonijkowa) – rys. 5.1a,
- niesymetrycznie (postać rombowa), z liczbą naroży wynoszącą od 2 do 5 – rys. 5.1b,
- w sposób mieszany, co występuje w przypadku niektórych wartości stosunku średnicy do grubości profilu (D/t); profil może zacząć fałdować się symetrycznie, po czym kontynuować deformowanie w sposób niesymetryczny – rys. 5.1c.

Sposób fałdowania zależy przede wszystkim od stosunku średnicy do grubości profilu (D/t). Na podstawie badań [56] utworzono diagram deformacji aluminiowych struktur cylindrycznych poddanych quasi-statycznemu osiowemu zgmiotowi (rys. 5.2). Eksperyment bazował na zgniataniu profili o zróżnicowanych wymiarach.

Generalnie rzecz ujmując, niesymetryczna postać zgniotu występuje w przypadku dużych, większych od 80, wartości D/t , osiowosymetryczna – gdy $D/t < 50$ i $L/D < 2$. Jeżeli $D/t > 50$ i $L/D > 2$, występuje mieszana bądź inna postać deformacji.



Rys. 5.1. Sposoby deformacji profili okrągłych zgniatanych osiowo:
a) postać osiowosymetryczna, b) postać niesymetryczna, c) postać mieszana



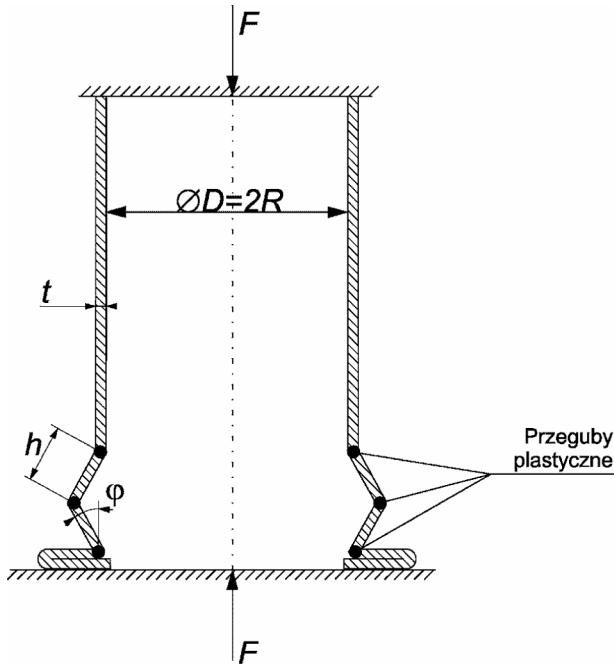
Rys. 5.2. Diagram deformacji aluminiowych struktur cylindrycznych [56]

Alexander [57] – pierwszy – podjął się zbadania zjawiska fałdowania struktur energochłonnych. W swojej pracy [57] rozważał quasi-statyczny zgięt cylindra. Analiza procesu została wykonana po przyjęciu następujących założeń:

- energia odkształcania przegubów plastycznych jest sumą energii niezbędnej do zgięcia przegubu plastycznego (W_1) oraz rozciągnięcia materiału znajdującego się pomiędzy przegubami (W_2),

- podczas odkształcania występuje jedynie harmonijkowa postać zgniotu,
- cylinder wykonany jest z materiału sztywnego idealnie plastycznego.

Na rysunku 5.3 przedstawiono przyjęty model deformacji oraz zastosowane oznaczenia.



Rys. 5.3. Przyjęty model odkształcania

Energia pochłaniana przez materiał podczas zginania pojedynczego przegubu określona jest równaniem

$$dW_1 = 4\pi M(2R + h \sin \varphi) d\varphi \quad (5.1)$$

gdzie M – iloraz momentu zginającego przegub plastyczny i jednostki długości obwodowej. Jego wartość wyznacza się na podstawie równania

$$M = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sigma^2}{4} \quad (5.2)$$

Po podstawieniu (5.2) do (5.1) otrzymuje się

$$dW_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma^2 (2R + h \sin \varphi) d\varphi \quad (5.3)$$

Energia pochłaniana przez materiał podczas rozciągania materiału znajdującego się pomiędzy sąsiednimi przegubami plastycznymi określona jest równaniem

$$dW_2 = \frac{\sigma h \cos \varphi}{2R + h \sin \varphi} \pi(2R + h \sin \varphi) 2ht d\varphi = 2\pi \sigma h^2 t \cos \varphi d\varphi \quad (5.4)$$

Ponieważ cała energia rozpraszana jest pomiędzy zginanie przegubu plastycznego (W_1) oraz rozciągnięcie materiału znajdującego się pomiędzy przegubami (W_2), energię pochłoniętą podczas zgniotu materiału o długości pełnej fali plastycznej (co odpowiada zmianie kąta φ od 0 do 90°) określono równaniem

$$W = \int dW_1 + dW_2 = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[\left(\frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma t^2 (2R + h \sin \varphi) \right) + (2\pi \sigma h^2 t \cos \varphi) \right] d\varphi \quad (5.5)$$

co po uproszczeniu daje

$$W = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma t^2 (R\pi - h) + 2\pi \sigma h^2 t \quad (5.6)$$

Ponieważ praca wykonana podczas odkształcania struktury jest iloczynem siły średniej F_S oraz długości fali plastycznej $2h$ (długość przebytej drogi z pominięciem grubości materiału t), dzieląc obustronnie równanie (5.6) przez iloczyn σ i $2h$ otrzymano

$$\frac{F_S}{\sigma} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} t^2 \left(\frac{R\pi}{h} - 1 \right) + \pi h t \quad (5.7)$$

Długość półfali plastycznej wyznacza się przez minimalizację równania (5.7) względem zmiennej h

$$\frac{\delta}{\delta h} \left(\frac{F_S}{\sigma} \right) = 0 \quad (5.8)$$

$$h = \sqrt{\frac{\pi}{2\sqrt{3}}} \sqrt{tD} \quad (5.9)$$

$$h \cong 0,95 \sqrt{tD} \quad (5.10)$$

co można zapisać bardziej ogólnie

$$h \cong k \sqrt{tD} \quad (5.11)$$

Po podstawieniu (5.11) do (5.7) otrzymuje się

$$\frac{F_S}{\sigma} = \left(\frac{\pi^2}{2\sqrt{3}k} + \pi k \right) \sqrt{t^3 D} + \frac{\pi t^2}{\sqrt{3}} \quad (5.12)$$

Równanie (5.12) wyprowadzono po założeniu, że zwoje materiału tworzą się na zewnątrz cylindra. W przypadku ich powstawania po wewnętrznej stronie zależność (5.12) przyjmuje postać

$$\frac{F_S}{\sigma} = \left(\frac{\pi^2}{2\sqrt{3}k} + \pi k \right) \sqrt{t^3 D} - \frac{\pi t^2}{\sqrt{3}} \quad (5.13)$$

Mając na uwadze przyjęte założenia oraz to, że rzeczywista postać zdeformowanego cylindra jest przypadkiem pośrednim między obiema sytuacjami należy przyjąć, że

$$\frac{F_S}{\sigma} = \left(\frac{\pi^2}{2\sqrt{3}k} + \pi k \right) \sqrt{t^3 D} \quad (5.14)$$

Po przekształceniach równania (5.14) i przyjęciu $k = 0,95$ otrzymano

$$\frac{F_S}{\sigma} \cong 6\sqrt{t^3 D} \quad (5.15)$$

Po kolejnej modyfikacji otrzymano wzór określający siłę średnią zginięcia profilu

$$F_S \cong 6\sigma\sqrt{t^3 D} \quad (5.16)$$

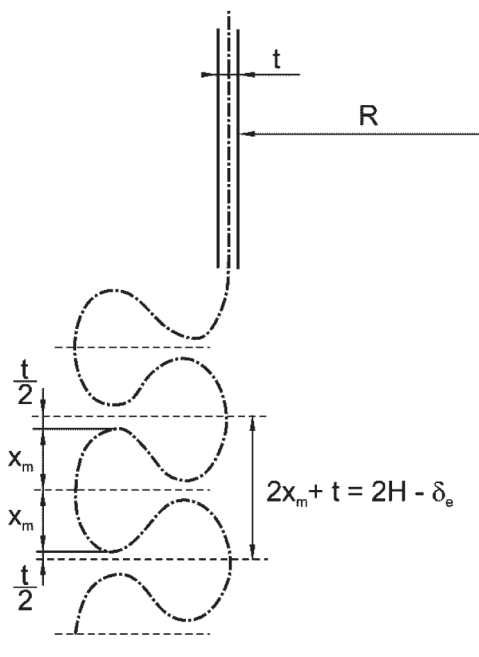
Opisany model – mimo swej prostoty – pozwala uchwycić większość zjawisk zachodzących podczas eksperymentów. W późniejszym okresie zaprezentowanych zostało jego wiele modyfikacji.

Johnson w pracy [58] zmodyfikował wyrażenie (5.4) opisujące energię pochłanianą podczas rozciągania znajdującego się pomiędzy sąsiednimi przegubami plastycznymi. Założył on, że materiał doznaje różnego odkształcenia obwodowego, w zależności od odległości do przegubu.

Kolejne prace [59–61] wykazały, że materiał znajdujący się między przegubami plastycznymi nie deformuje się w linii prostej. Przyjęty sposób deformacji materiału w fałdach plastycznych przedstawiono na rysunku 5.4.

Doprowadziło to do zmniejszenia wartości efektywnej długości zginięcia δ_E z wartości $2H$ do

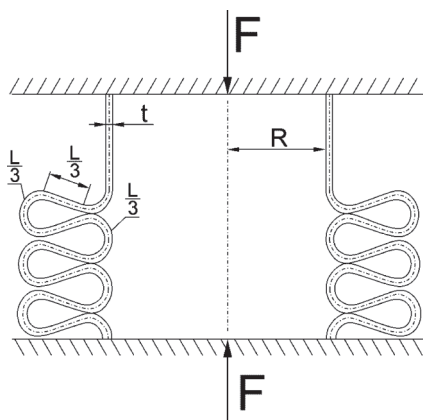
$$\delta_E = 2H \left(0,86 - 0,52\sqrt{\frac{t}{D}} \right) \quad (5.17)$$



Rys. 5.4. Model osiowosymetryczny użyty przez Abramowicza i Jonesa [60, 61]

oraz do nieznacznego zwiększenia wartości siły średniej

$$F_S = 8,91\sigma\sqrt{t^3D}\left(1 - 0,61\sqrt{\frac{t}{D}}\right) \quad (5.18)$$



Rys. 5.5. Osiowosymetryczny mechanizm zgniotu założony przez Grzebietę [62]

Grzebieta [62] – analizując postać deformacji materiału (rys. 5.5) między przegubami plastycznymi, wyprowadził, w przeciwieństwie do swych poprzedników posługujących się zależnością określającą siłę średnią, wzór na siłę zgniatania, co pozwalało prześledzić jej przebieg w funkcji przemieszczenia [62].

Opisane równania zostały skorygowane przez Wierzbickiego, który wprowadził do nich współczynnik osiowości zgniotu definiujący ilość materiału deformującego się na zewnątrz początkowej geometrii. Jego wartość została doświadczalnie wyznaczona i wynosi 0,65.

Ponieważ dotychczasowe prace skupiały się na analizie procesu quasi-statycznego zgniatania cylindrycznych profili, należy rozważyć możliwość uwzględnienia wpływu umocnienia materiału na wartość siły średniej. W pracy [63] zaproponowano wykorzystanie równań konstytutywnych Cowpera–Symonds’a oraz prostych zależności pozwalających określić w przybliżeniu prędkość odkształcania obwodowego podczas dynamicznego zgniotu. Po uwzględnieniu umocnienia materiału równanie (5.16) przyjmie postać

$$F_s \cong 6\sigma\sqrt{t^3D} \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{B} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad (5.19)$$

gdzie B i p – stałe materiałowe zgniatanej próbki, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcania.

Ponieważ średnie odkształcenie jednej kompletnie zgniecionej fałdy jest równe

$$\varepsilon = \frac{H}{D} \quad (5.20)$$

a czas zgniotu jednej fałdy o długości $2H$ wynosi

$$t = \frac{2H}{V_0} \quad (5.21)$$

więc korzystając z równań (5.20) i (5.21) średnią prędkość odkształcania można zapisać jako

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{t} = \frac{V_0}{2D} \quad (5.22)$$

Po podstawieniu zależności (5.22) do równania (5.19) otrzymano

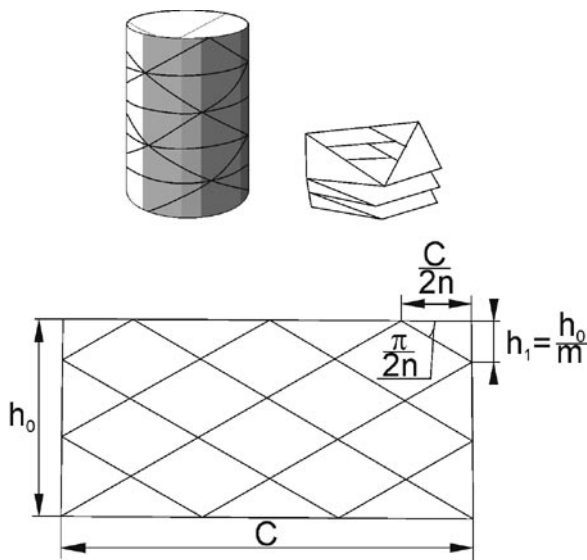
$$F_s \cong 6\sigma\sqrt{t^3D} \left[1 + \left(\frac{V_0}{2DB} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad (5.23)$$

Równanie (5.23) umożliwia skutecznie – dla znanych parametrów materiału B i p – oszacować wpływ prędkości odkształcania na wartość średniej siły zgniatania.

Prace dotyczące rombowej postaci zgiotu zakładają zazwyczaj zginanie elementów trójkątnych wokół linii przegubów plastycznych i zakładają nierozciągłość powierzchni środkowej zgniatanego elementu. Pugsley i Macaulay w swojej pracy [64] zaproponowali równanie

$$\frac{F_s}{\sigma \pi D t} = 10 \frac{t}{D} + 0,13 \quad (5.24)$$

Stałe zostały dobrane tak, aby równanie jak najlepiej odpowiadało wynikom eksperymentu. W pracy [65] podjęto próbę rozwinięcia teorii zgniatania cylindrycznych elementów przez tworzenie rombowych niesymetrycznych fałd na podstawie struktur wykonanych w PVC (rys. 5.6).



Rys. 5.6. Teoretyczny model zgiotu postaci niesymetrycznej $n = 3$ [63]

Siłę średnią długich rur określono jako

$$\frac{F_s}{2\pi M} \cong 1 + n \operatorname{cosec}\left(\frac{\pi}{2n}\right) + n \operatorname{ctg}\left(\frac{\pi}{2n}\right) \quad (5.25)$$

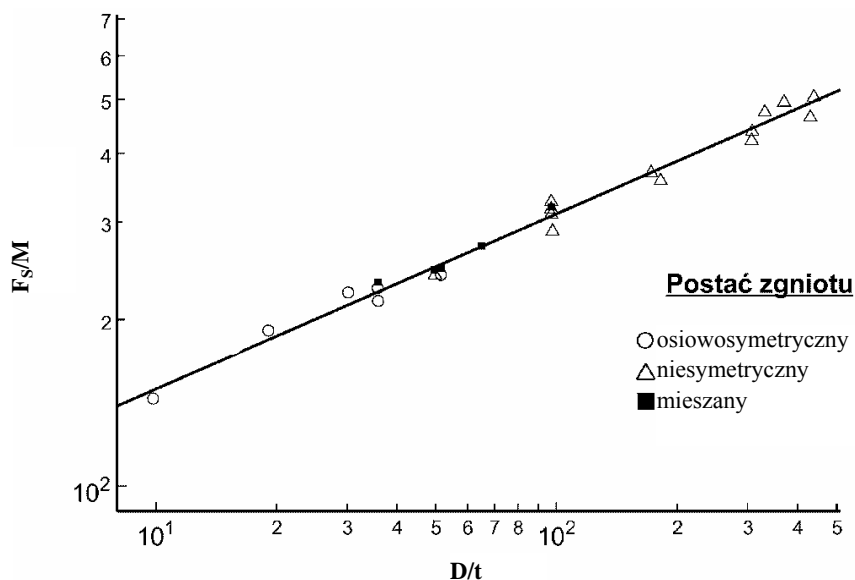
gdzie n – liczba utworzonych naroży.

Posługiwanie się formułą (5.25) wymaga wcześniejszej znajomości parametru n . Nie istnieje znana metoda określenia liczby utworzonych naroży.

Badania osiowego zgniatania rur cylindrycznych są bardzo rozległe. Większość badaczy proponujących własne modele przeprowadza eksperymenty mające na celu popracie przedstawionych tez. Jednak zakres badanych parametrów D oraz t jest bardzo wąski. W pracy [56] przebadano próbki o zróżnicowanych wymiarach. Jej autorzy zauważyli, że wartość siły średniej, niezależnie od otrzymanej postaci zgniotu, można opisać zależnością

$$\frac{F_s}{M} = 72,3 \left(\frac{D}{t} \right)^{0,3} \quad (5.26)$$

Równanie (5.26) można przedstawić w układzie podwójnie logarytmicznym (F_s/M , D/t) w postaci prostej linii (rys. 5.7).



Rys. 5.7. Zależność stosunku siły średniej do momentu M w funkcji D/t [56]

5.2. MODELE PROFILI PROSTOKĄTNYCH

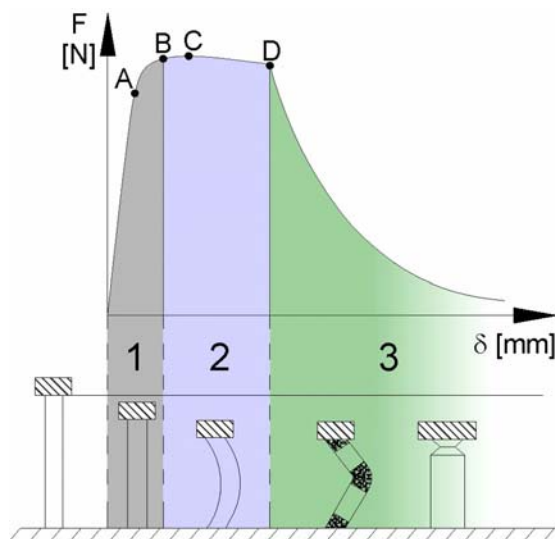
Na podstawie analizy zachowania zgniatanych quasi-statycznie profili kwadratowych można wyodrębnić dwa główne mechanizmy powstawania odkształceń, tj. pro-

gresywnego zgniatania oraz globalnego wyboczenia. Podczas zgniatania struktur energochłonnych można wyróżnić trzy główne etapy (rys. 5.8):

- Etap 1: jednorodne sprężyste zgniatanie do punktu A, po którym rozpoczyna się zgniatanie sprężysto-plastyczne.

- Etap 2: strefa przejściowa ograniczona punktami B i D. Odształcenia plastyczne ulegają stopniowej kumulacji na obu końcach oraz środku zgniatanej kolumny. Procesowi towarzyszy niewielka oscylacja wartości siły oraz wzrost ugięcia poprzecznego części środkowej. Narastająca deformacja prowadzi do lokalnego wyboczenia jednego z końców kolumny (okolice punktu D), któremu w późniejszym etapie towarzyszyć może lokalne wyboczenie drugiego końca. Brak jest natomiast wyboczenia części środkowej.

- Etap 3: podczas którego wyróżnić można dwa różne zachowania. W zależności od długości kolumny (L), wymiaru charakterystycznego ($C, 2R$) oraz ich wzajemnego stosunku kolumna może ulec progresywnemu zgniataniu bądź globalnemu wyboczeniu.



Rys. 5.8. Fazy odształcania profilu poddanego quasi-statycznemu ściskaniu [66]

Siła krytyczna potrzebna do wyboczenia sprężystego Eulera określona jest zależnością

$$F_{KR} = \left(\frac{\pi}{\mu} \right)^2 \frac{EI}{L^2} \quad (5.27)$$

gdzie: μ – współczynnik zależny od utwierdzenia, E – moduł sprężystości wzdłużnej, I – najmniejszy główny centralny moment bezwładności przekroju, L – długość profilu.

Gdy $\mu = 0,5$, równanie (5.27) przyjmuje postać

$$F_{KR} = \frac{4\pi^2 EI}{L^2} \quad (5.28)$$

W przypadku idealnej kolumny kwadratowej o przekroju $C \times C$ oraz grubości ścianki t możliwe jest określenie granicznych naprężeń powodujących wyboczenie eulerowskie kolumny jako

$$\sigma_{kr}^{st} = \frac{F_{KR}}{A} = \frac{4\pi^2 EI}{4CtL^2} = \frac{\pi^2 EI}{CtL^2} \quad (5.29)$$

Najmniejszy główny centralny moment bezwładności przekroju kwadratowego jest określony równaniem

$$I = Ct \left(\frac{2}{3} C^2 + Ct + \frac{2}{3} t^2 \right) \quad (5.30)$$

W przypadku bardzo małych – w porównaniu z C – wartości parametru t można pominąć dwa ostatnie człony i równanie (5.30) zapisać w postaci

$$I \cong Ct \left(\frac{2}{3} C^2 \right) = \frac{2}{3} C^3 t \quad (5.31)$$

Ostatecznie zależność określająca naprężenia krytyczne (5.29), po przekroczeniu których idealna struktura kwadratowa ulegnie wyboczeniu typu eulerowskiego, przyjmuje postać

$$\sigma_{kr}^{st} \cong \frac{\pi^2 E}{CtL^2} \frac{2}{3} C^3 t = \frac{2}{3} \pi^2 E \left(\frac{C}{L} \right)^2 \quad (5.32)$$

Rozpatrzono wyboczenie eulerowskie kwadratowej płyty grubości t i wymiarach $C \times C$. Najmniejszy główny centralny moment bezwładności przekroju wynosi

$$I = \frac{Ct^3}{12} \quad (5.33)$$

Zakładając niezmiennosć utwierdzenia ($\mu = 0,5$), naprężenia graniczne powodujące wyboczenie wynoszą w tym przypadku

$$\sigma_{kr}^{st} = \frac{4\pi^2 E}{CtC^2} \frac{Ct^3}{12} = \frac{\pi^2 E}{3} \left(\frac{t}{C} \right)^2 \quad (5.34)$$

Porównując wartości naprężeń krytycznych powodujących wyboczenie eulerowskie całej struktury σ_{kr}^{st} oraz fragmentu ścianki kolumny σ_{kr}^{pl} o wymiarach $C \times C$, co skutkować może zapoczątkowaniem progresywnego zgniatania

$$\sigma_{kr}^{st} = \sigma_{kr}^{pl} \quad (5.35)$$

po przekształceniach otrzymano

$$\frac{L}{C} \cong 1,41 \frac{C}{t} \quad (5.36)$$

Na podstawie zależności analitycznej (5.36) można jedynie ustalić, czy kolumna ulegnie wyboczeniu globalnemu, czy też lokalnemu. Nie można jednak określić, czy zjawisko będzie miało charakter sprężysty, czy też nie.

Graniczny współczynnik L/C , oddzielający globalne wyboczenie sprężyste od niesprężystego, można obliczyć na podstawie zależności (5.32), przyjmując granicę plastyczności materiału jako naprężenie krytyczne

$$\left(\frac{L}{C}\right)_{KR} = \pi \sqrt{\frac{2}{3} \frac{E}{R_e}} \quad (5.37)$$

Graniczny współczynnik C/t , oddzielający lokalne wyboczenie sprężyste od niesprężystego, można obliczyć na podstawie zależności (5.34), przyjmując granicę plastyczności materiału jako naprężenie krytyczne

$$\left(\frac{C}{t}\right)_{KR} = \sqrt{\frac{E}{3R_e}} \quad (5.38)$$

Gdy $E = 210$ GPa i $R_e = 400$ MPa, parametry $(L/C)_{KR}$ oraz $(C/t)_{KR}$ przyjmują wartości 59 oraz 42. Diagram przedstawiający obszary reprezentujące możliwe sposoby deformacji profili kwadratowych przedstawiono na rysunku 5.9.

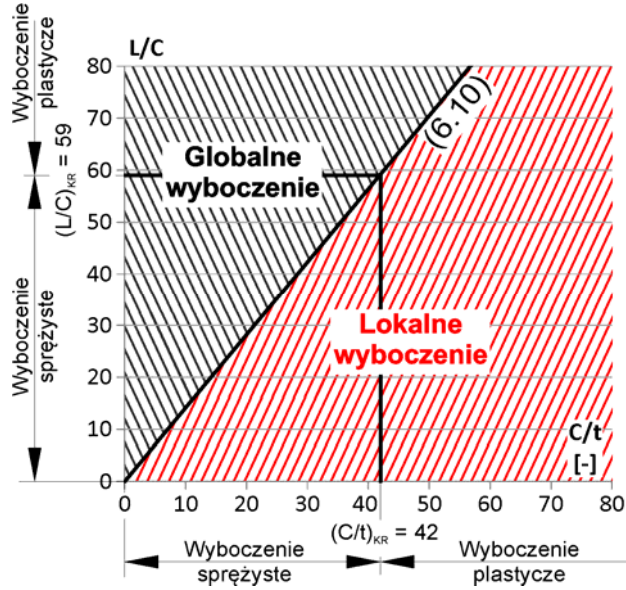
Wyniki rozważań teoretycznych zweryfikowano doświadczalnie. Przeprowadzono eksperyment polegający na quasi-statycznym oraz dynamicznym zgniataniu około 130 struktur o długości L : okrągłych o średnicy $2R$ oraz kwadratowych o wymiarze charakterystycznym C . Na podstawie eksperymentu utworzono diagramy deformacji podstawowych kształtów struktur energochłonnych o zróżnicowanej geometrii [66].

W przypadku quasi-statycznego zgniatania krzywa graniczna oddzielająca progresywne zgniatanie od globalnego wyboczenia struktur o przekroju kwadratowym (rys. 5.10) przyjmuje postać równania (5.39).

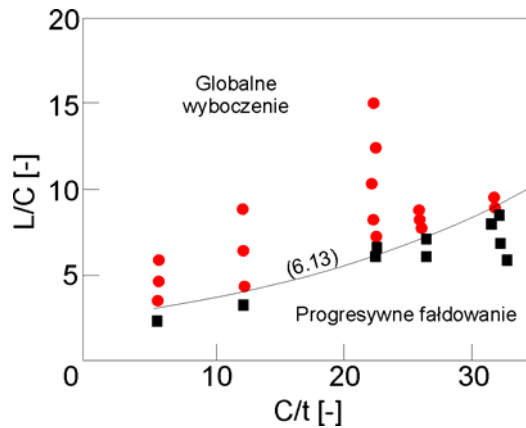
$$\left(\frac{L}{C}\right)_{KR} = 2,482e^{0,0409 \frac{C}{t}} \quad (5.39)$$

W przypadku struktur o przekroju okrągłym (rys. 5.11) krzywa ta opisana może być równaniem (5.40):

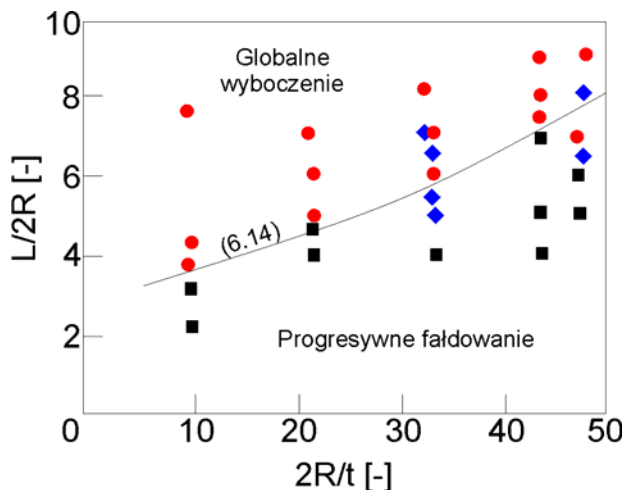
$$\left(\frac{L}{2R}\right)_{KR} = 2,996e^{0,02\frac{2R}{t}} \quad (5.40)$$



Rys. 5.9. Diagram deformacji stalowych profili prostokątnych
 $E = 210 \text{ GPa}$, $R_e = 400 \text{ MPa}$ [66]



Rys. 5.10. Diagram deformacji kolumn kwadratowych poddanych quasi-stacycznemu ścisnaniu – wyniki eksperymentalne [66]:
 ■ – progressywne faldowanie, ● – globalne wyboczenie

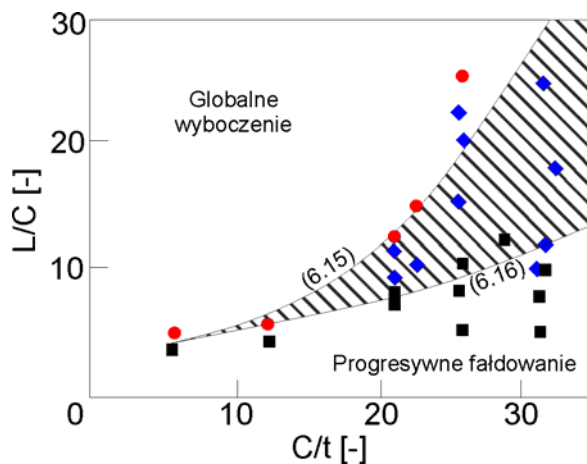


Rys. 5.11. Diagram deformacji kolumn okrągłych poddanych quasi-stacycznemu ścisnaniu – wyniki eksperymentalne [66]:

■ – progresywne fałdowanie, ● – globalne wyboczenie, ◆ – postać przejściowa

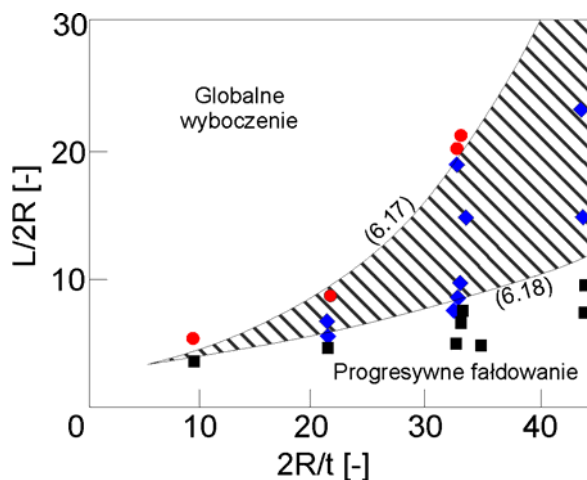
Eksperyment, przeprowadzony w warunkach dynamicznych, wykazał znaczący wpływ prędkości odkształcania, odpowiedzi czasowej oraz sił bezwładności na postać zgniotu próbki. Podczas początkowego etapu zgniataania głównym czynnikiem decydującym o charakterze procesu jest odpowiedź czasowa. Wzajemne oddziaływanie i nakładanie się fal sprężystych odbitych od końca próbki może spowodować, w zależności od smukłości kolumny, jej wyboczenie bądź plastyczne odkształcenie będące inicjatorem progresywnego zgniataania. W kolejnych etapach zgniotaania kluczową rolę odgrywają siły bezwładności, które utrudniają globalne wyboczenie próbki. Jeżeli siły bezwładności są wystarczająco duże, aby zapobiec globalnemu wyboczeniu, jeden z końców kolumny ulega deformacji, co rozpoczyna proces progresywnego zgniataania. W przypadku niedostatecznie dużych sił bezwładności kolumna może ulec globalnemu wyboczeniu podczas początkowego etapu zgniataania. Pomimo iż wartości krytyczne współczynników L/C oraz $L/2R$ są znacząco większe niż w przypadku eksperymentu przeprowadzonego w warunkach quasi-stacycznych, może także wystąpić zachowanie pośrednie. Spowoduje to, że kolumna, która zaczęła zgniatać się w sposób progresywny, ulegnie w pewnym momencie globalnemu wyboczeniu. Opisany efekt znany jest jako niestabilność procesu zgniataania i został szerzej opisany w pracy [67]. W przypadku dynamicznego zgniataania nie da się w sposób jednoznaczny określić krzywej granicznej oddzielającej progresywne zgniataanie od globalnego wyboczenia. Wyróżniono krzywą górną, powyżej której zachodzi zawsze globalne wyboczenie oraz dolną, poniżej której próbki deformują się w sposób stabilny. Obszar pomiędzy krzywymi odpowiada kolumnom, które ulegają wy-

boczeniu po utworzeniu jednej bądź więcej poprawnych fałd plastycznych. Krzywe górna i dolna opisane są równaniami (5.41) i (5.42) w przypadku struktur o przekroju kwadratowym (rys. 5.12) oraz (5.43) i (5.44) w przypadku struktur o przekroju okrągłym (rys. 5.13).



Rys. 5.12. Diagram deformacji kolumn kwadratowych poddanych dynamicznemu ścisnaniu – wyniki eksperymentalne [66]:

■ – progresywne faldowanie, ● – globalne wyboczenie, ◆ – postać przejściowa



Rys. 5.13. Diagram deformacji kolumn okrągłych poddanych dynamicznemu ścisnaniu – wyniki eksperymentalne [66]:

■ – progresywne faldowanie, ● – globalne wyboczenie, ◆ – postać przejściowa

$$\left(\frac{L}{C}\right)_{KR} = 2,453e^{0,08\frac{C}{t}} \quad (5.41)$$

$$\left(\frac{L}{C}\right)_{KR} = 3,423e^{0,04\frac{C}{t}} \quad (5.42)$$

$$\left(\frac{L}{2R}\right)_{KR} = 2,543e^{0,062\frac{2R}{t}} \quad (5.43)$$

$$\left(\frac{L}{2R}\right)_{KR} = 3,355e^{0,03\frac{2R}{t}} \quad (5.44)$$

Przedstawione diagramy deformacji quasi-statycznej i dynamicznej kolumn okrągłych i kwadratowych mają przede wszystkim zastosowanie praktyczne. Umożliwiają szybki dobór parametrów geometrycznych elementów energochłonnych zapewniający progresywny zgniot, bez globalnego wyboczenia.

6. PARAMETRY CHARAKTERYZUJĄCE PROCES ZGNIOTU PROFILI CIENKOŚCIENNYCH

W literaturze dotyczącej energochłonności struktur cienkościennych jest wiele parametrów opisujących proces zgniatania. Służą one porównaniu profili wykonanych z różnych materiałów, o różnej długości oraz przekroju poprzecznym. W niniejszym rozdziale przedstawiono najważniejsze spośród nich. Parametry te służą do opisu zjawisk badanych podczas testów zderzeniowych (crash-testów). Można je podzielić na dwie grupy:

- Parametry oceny energochłonności. Są one używane do oceny wydajności zgniatania różnych przekrojów i odnoszą się zawsze do rzeczywistych pomiarów wykonanych na strukturach o określonej geometrii. Zostały one bliżej omówione w punkcie 6.1.
- Parametry geometryczne. Służą do określenia wpływu geometrii profilu na właściwości energochłonne. Zostały one bliżej omówione w punkcie 6.2.

6.1. PARAMETRY OCENY ENERGOCHŁONNOŚCI

Najważniejsze spośród parametrów służących do oceny energochłonności to:

- Pochłaniana energia E_p – jej wartość odpowiada polu pod krzywą obciążenie–przemieszczenie $F = f(\delta)$. Może być obliczona przez całkowanie według zależności (6.1). Całkować należy obszar pod krzywą w zakresie stabilnego zgniatania, tj. od 0 do skrócenia końcowego δ_K . Jest to obszar progresywnego tworzenia się fałd do momentu globalnego wyboczenia profilu bądź nagłego wzrostu siły zgniatania spowodowanego osiągnięciem maksymalnego skrócenia belki [69]:

$$E_p = \int_0^{\delta_K} F(\delta) d\delta = F_S \delta_K, [\text{J}] \quad (6.1)$$

• Siła średnia F_S – jest najważniejszym parametrem charakteryzującym energochłonność profili. Jest ona zdefiniowana jako iloraz ilości pochłoniętej przez profil energii E_p i całkowitego skrócenia profilu δ_k . Wraz ze wzrostem jego wartości rośnie energochłonność profilu. Omawiany parametr pozwala porównywać „odporność” na zgniatanie profili o różnej geometrii. Umożliwia także porównywanie struktur zgniatanych w warunkach laboratoryjnych przez spadający obciążnik, bez względu na jego masę i wysokość początkową.

Należy jednak mieć świadomość, iż zmiana wysokości wiąże się z inną prędkością uderzenia obciążnika, co wpływa bezpośrednio na prędkość odkształcania oraz umocnienia materiału:

$$F_S = \frac{E_p}{\delta_k}, [\text{N}] \quad (6.2)$$

• Energia właściwa E_w – zdefiniowana jako stosunek energii pochłoniętej E_p przez badaną strukturę do jej masy całkowitej m . Parametr ten jest szczególnie przydatny podczas konstruowania elementów, w których szczególną rolę odgrywa redukcja masy. Są to np.: elementy aut, samolotów oraz motocykli. Umożliwia on porównanie absorberów wykonanych z różnych materiałów. Uwzględnia on także wypełnienie przekroju absorbera innym materiałem, np. pianką aluminiową bądź poliuretanową [70, 71]:

$$E_w = \frac{E_p}{m}, [\text{J/kg}] \quad (6.3)$$

• Efektywność strukturalna η (stateczność konstrukcyjna): jest zdefiniowana jako iloraz średniej siły zgniatania F_m oraz iloczynu naprężenia uplastyczniającego σ_0 i pola przekroju poprzecznego profilu A [72, 73]. Jej wartość stanowi stosunek siły oddziałującej na profil oraz niezbędnej do jego dalszego uplastyczniania:

$$\eta = \frac{F_S}{A\sigma_0} \quad (6.4)$$

• Siła maksymalna F_{\max} – jest to największa siła występująca podczas procesu zgniatania. Pojawia się ona zazwyczaj na początku przebiegu i stanowi o wartości siły niezbędnej do powstania pierwszej fałdy. Odgrywa ona bardzo istotną rolę. Zbyt mała siła może być informacją o braku inicjacji procesu zgniotu i globalnym wyboczeniu. Zbyt wysoka – świadczyć może o braku wstępnych imperfekcji profilu bądź nieprawidłowym doborze jego parametrów geometrycznych. Wpływa to negatywnie na poziom bezpieczeństwa użytkowników samochodów, narażając ich na nadmierny przyrost wartości opóźnienia. Siła F_{\max} jest zazwyczaj mniejsza w przypadku eksperymentów quasi-statycznych. Wynika to z umacniania się stali wraz ze wzrostem prędkości odkształcania [74]:

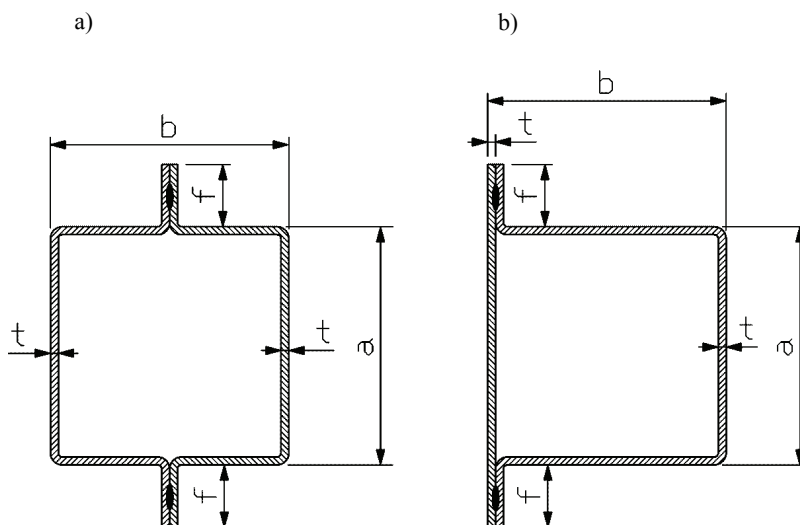
$$F_{\max} = \max[F(\delta)], \quad \delta \in (0, \delta_k), [\text{N}] \quad (6.5)$$

• Efektywne skrócenie δ_e (współczynnik zniszczenia) – informuje o całkowitym skróceniu profilu δ_k odniesionym do jego początkowej długości l_0 [68, 75]. Współczynnik osiąga wartość zero w przypadku braku zgniotu oraz gdy zbliża się do 1 w przypadku struktur niemal całkowicie zgniecionych:

$$\delta_e = \frac{\delta_k}{l_0} \quad (6.6)$$

6.2. PARAMETRY GEOMETRYCZNE

Oznaczenia we wzorach zawartych w niniejszym podrozdziale odnoszą się do rysunku 6.1.



Rys. 6.1. Przekrój poprzeczny profili cienkościennych [68]:
a) jednoomogowe, b) dwuomogowe

Stosunek sekcji β – używany do porównania różnych przekrojów oraz oceny ich wpływu na właściwości energochłonne profili o przekroju prostokątnym. Jest on zdefiniowany jako iloraz pola przekroju materiału zamykającego profil (bez kołnierzy) i pola przekroju samych kołnierzy:

$$\beta = \frac{(2a + 2b)t}{4ft} = \frac{(2a + 2b)}{4f} \quad (6.7)$$

• Współczynnik stateczności α – określa wpływ długości próbki oraz jej pole przekroju na właściwości energochłonne badanej struktury:

$$\alpha = \frac{(2a + 2b + 4f)}{l} \quad (6.8)$$

• Gęstość strukturalna ϕ – określa stosunek objętości materiału wykorzystanego do budowy badanej struktury oraz objętości zamkniętej przez ten profil:

$$\phi = \frac{(2a + 2b + 4f)tl}{abl} = \frac{(2a + 2b + 4f)t}{ab} \quad (6.9)$$

W przypadku profili o przekroju kwadratowym wzór upraszcza się do postaci

$$\phi = \frac{4(b + f)t}{b^2} \quad (6.10)$$

7. BADANIA MATERIAŁOWE

Określenie właściwości wytrzymałościowych gatunków stali wykorzystywanych w dalszej części pracy wymagało przeprowadzenia badań materiałowych. Ich prawidłowa realizacja oraz dalsza analiza charakterystyk rozciągania wymagała odniesienia się do równań konstytutywnych. Definiują one relacje między dwoma – lub więcej – wielkościami fizycznymi. Nie wynikają z ogólnych zasad zachowania, nie utworzono też wytycznych odnośnie ich budowy. Spośród wielu metod ich konstruowania najskuteczniejszą okazuje się zazwyczaj podejście eksperymentalne, a więc wielokrotne powtarzanie doświadczenia przy zmianie wybranych parametrów i obróbka statystyczna tak otrzymanych danych. Równania konstytutywne mają charakter postulatywny, a ich baza jest stale rozbudowywana w miarę rozwoju badań nad własnościami fizykomechanicznymi materiałów i tworzyw konstrukcyjnych [76]. Przy ich uogólnianiu należy zachować szczególną ostrożność. Zależność dobrze charakteryzująca materiał może okazać się niezgodna z rzeczywistością po zmianie warunków eksperymentalnych. Doskonałym przykładem jest podstawowe równanie konstytutywne mechaniki – tj. prawo Hooke’a. Definiuje ono zależność między naprężeniem a odkształceniem według wzoru (7.1). Jest ono jednak prawdziwe jedynie do momentu uplastycznienia się materiału:

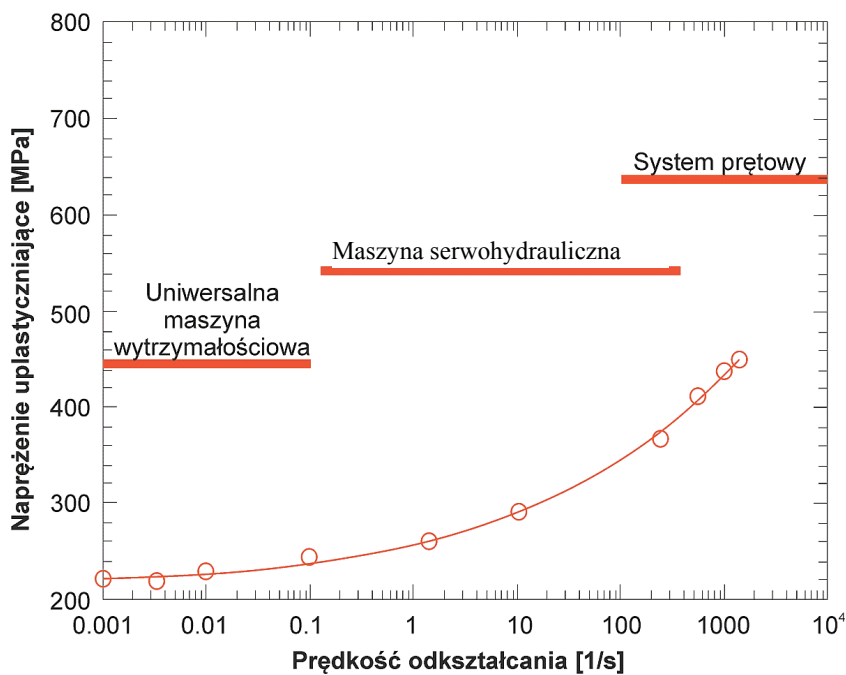
$$\sigma = E\varepsilon \quad (7.1)$$

Uwzględnienie zjawisk nieliniowego przyrostu naprężenia wraz ze wzrostem odkształcenia oraz czułości stali na prędkość odkształcania wymaga zastosowania innych równań podstawowych (konstytutywnych). Najczęściej spotykane modele umocnienia materiałów ujmujące opisane właściwości przedstawiono w tabeli 7.1.

Opisane modele są powszechnie stosowane w systemach obliczeniowych wykorzystujących kod Explicit. Ze względu na niewielki stopień skomplikowania oraz łatwość wyznaczania niezbędnych parametrów, do opisu stali wykorzystanych w eksperymentach numerycznych wybrano model Cowpera–Symonds. W wykorzystywanym systemie obliczeń numerycznych model Johnsona–Cooka różnił się z powszechnie znanym modelem i nie był uzależniony od wielkości odkształcenia. Ponadto zastosowany model Cowpera–Symonds odznaczał się lepszym współczynnikiem korelacji

Tabela 7.1. Stosowane modele umocnienia materiału

Model umocnienia materiału	Wzór
Cowper–Symonds	$\tilde{\sigma} = \sigma \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \right]$
Johnson–Cook	$\tilde{\sigma} = (A + B\varepsilon^n) \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{st}} \right] \left[\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right]^m$
Zerilli–Armstrong	$\tilde{\sigma} = A + (C_1 + C_2 \sqrt{\varepsilon}) e^{(-C_3 + C_4 \ln \dot{\varepsilon})/T} + C_5 \varepsilon^n$
δ σ ε $\dot{\varepsilon}$ $\dot{\varepsilon}_{st}$ T_0 T_m T	<ul style="list-style-type: none"> – naprężenie uwzględniające umocnienie, – naprężenie nieuwzględniające umocnienia, – odkształcenie, – prędkość odkształcania, – prędkość odkształcania podczas eksperymentu quasi-statycznego, – temperatura otoczenia – temperatura topnienia materiału, – aktualna temperatura materiału, – parametry wymagające wyznaczenia.
$D, p, A, B, C, n, m, C_1, \dots, C_5$	



Rys. 7.1. Typowe zakresy aplikacji uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej, maszyny serwohydraulicznej i systemu prętowego [78]

z uzyskanymi danymi pomiarowymi. Skłoniło to autorów niniejszej pracy do wykorzystania modelu Cowpera–Symonnda, mimo świadomości jego słabych stron.

Określenie parametrów D i p wymagało przeprowadzenia badań materiałowych w zakresie quasi-statycznym oraz dynamicznym. Do analizy zachowania się próbek z różnymi prędkościami odkształcania wykorzystywane są trzy główne typy urządzeń:

- Uniwersalne maszyny wytrzymałościowe – odkształcanie materiałów z prędkościami 0,001–0,1 1/s.

- Maszyny serwohydrauliczne o dużej mocy – typowy zakres możliwych do uzyskania prędkości odkształcania wynosi 0,1–500 1/s. Istnieją także specjalne wykonania pozwalające na odkształcanie z prędkością sięgającymi 1000 1/s. Są to zazwyczaj urządzenia pracujące bez sprzężenia zwrotnego z luźną nasadką. Pozwalają na osiągnięcie dużych prędkości i wstępne rozpędzenie układu do zadanej prędkości przed właściwym obciążeniem próbki [77].

- Systemy prętowe – odkształcanie próbek z prędkościami od 100 do kilku tysięcy 1/s. Standardowy zakres zastosowania zaczyna się od 500 1/s.

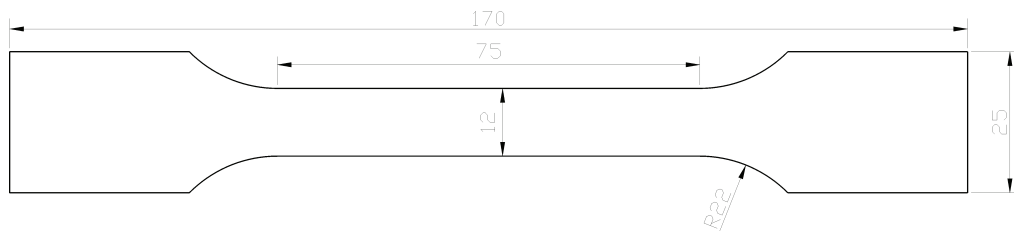
Na rysunku 7.1 przedstawiono bliżej typowe zakresy aplikacji opisanych urządzeń. Eksperymenty opisane w kolejnych podpunktach niniejszego rozdziału wykonane zostały za pomocą uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej w przypadku zrywania quasi-statycznego oraz systemu prętowego w przypadku badań dynamicznych.

7.1. ZRYWANIE QUASI-STATYCZNE

Określenie właściwości materiałów wymagało przeprowadzenia badań polegających na zrywaniu materiału w warunkach quasi-statycznych. W kolejnych podpunktach opisano poszczególne etapy eksperymentu, tj. przygotowanie próbek, budowa toru pomiarowego, rejestracja wielkości oraz wyniki doświadczenia.

7.1.1. PRZYGOTOWANIE PRÓBEK

Do badań przygotowano nieproporcjonalne próbki płaskie o długości części równoległej wynoszącej 75 mm. Paski o wymiarach zewnętrznych próbek, z zachowaniem naddatku na kolejne operacje technologiczne, wycięte zostały za pomocą gilotyny z arkuszy blach wzdłuż ich kierunku walcowania (KW 0°). Tak przygotowane elementy zostały przefrezowane w części chwytowej. Baza pomiarowa i promienie wykonano na elektroiskrowej wycinarce drutowej. Kształt i wymiary próbek stosowanych w quasi-statycznym rozciąganiu przedstawiono na rysunku 7.2.



Rys. 7.2. Kształt i wymiary próbek stosowanych w quasi-statycznym rozciąganiu

Pomiar grubości oraz szerokości wykonywany był w trzech różnych miejscach za pomocą suwmiarki oraz mikrometru. Zgodnie z normą [79] – według której wykonywane były próbki oraz badania wytrzymałościowe – błąd podczas wyznaczania początkowego pola przekroju poprzecznego nie powinien przekroczyć $\pm 2\%$. Ponieważ jego większa część jest zazwyczaj związana z pomiarem grubości, pomiar szerokości należy wykonać szczególnie starannie. W przypadku odchyłek wymiarowych nieprzekraczających $\pm 0,09$ mm dopuszcza się użycie nominalnej szerokości do obliczenia wartości początkowego pola przekroju poprzecznego. Mimo iż odchylenie od zakładanego wymiaru było zawsze mniejsze niż $\pm 0,02$ mm, pomiary obu wielkości wykonywano każdorazowo, co pozwoliło na dokładniejsze wyznaczenie pola przekroju.

7.1.2. TOR POMIAROWY

Próby rozciągania przeprowadzono na dwukolumnowej, uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej firmy INSTRON 3369, wyposażonej w głowicę tensometryczną



Rys. 7.3. Stanowisko badawcze do quasi-statycznego zrywania próbek

o zakresie pomiarowym 0–50 kN. Do rejestracji odkształcenia zastosowano ekstensometr firmy INSTRON o długości bazy pomiarowej 50 mm. Opisane stanowisko badawcze zostało przedstawione na rysunku 7.3.

Badania wykonano z prędkością przesuwu belki wynoszącą 0,48 oraz 480 mm/min, co odpowiada prędkości początkowej odkształcania wynoszącego odpowiednio 10^{-4} oraz 10^{-1} 1/s. Gatunki oraz grubości badanych stali przedstawiono w tabeli 7.2. Łącznie zerwano 88 próbek.

Tabela 7.2. Gatunek i grubość badanej stali – badania quasi-statyczne

Gatunek	Badane grubości [mm]			Potoczna nazwa używana w dalszej części
	–	1,0	1,2	
DP600	–	1,0	1,2	DP600, DP60
DP800	0,8	1,0	1,2	DP800, DP80
DP1000	–	1,0	–	DP1000, DP10
H320LA	–	1,0	1,2	HSLA
DC01	–	1,0	1,2	stal tłoczna, stal głęboko tłoczna, DC01
TRIP RA-K 40/70	–	1,0	–	TRIP

Rejestracja danych odbywała się z częstotliwością dostosowaną do czasu trwania pomiaru i wynosiła ona 1 Hz (prędkość odkształcania 10^{-4} 1/s) oraz 50 Hz (prędkość odkształcania 10^{-1} 1/s). Podczas pomiaru dane rejestrowano na PC.

7.1.3. PRZEBIEG EKSPERYMENTU

Każda seria pomiarowa składała się z się 3–5 próbek. Podczas eksperymentów rejestrowano siłę i przemieszczenie w funkcji czasu. Wyniki zrywania części próbek zostały po wstępnej kontroli odrzucone. Było to spowodowane wystąpieniem zaburzenia podczas badania materiału, jak np. przemieszczanie się lub wysunięcie materiału z uchwytów podczas rozciągania bądź też popełnianego błędu, np. wykonania eksperymentu bez jego rejestracji. Pozostałe wyniki poddane zostały dalszej obróbce. Proces ten polegał na iteracyjnym przesuwaniu wykresu. Uzyskane wielkości przeliczono na naprężenie i odkształcenie inżynierskie.

Otrzymane przebiegi przekształcano do postaci naprężenia i odkształcenia rzeczywistego za pomocą wzorów (7.2) oraz (7.3).

$$\tilde{\sigma} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (7.2)$$

$$\tilde{\varepsilon} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (7.3)$$

Następnie wyznaczane były współczynniki a i b równania linii regresji $y = ax + b$ tak, aby współczynnik korelacji R^2 między linią a częścią sprężystą był jak największy

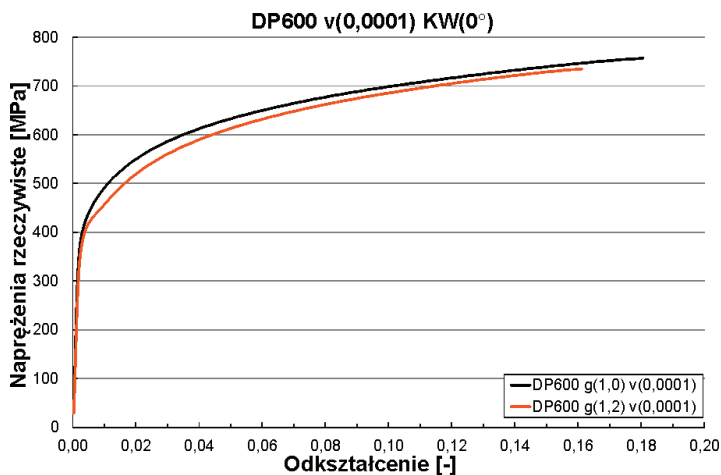
szy. Przebiegi źródłowe zarejestrowane na maszynie były przesuwane tak, aby współczynnik b wyniósł 0, a przebiegi $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ rozpoczynały się w punkcie (0, 0) tworzących wykresów.

Podane równania mają zastosowanie jedynie do momentu powstania przewężenia. Części wykresów $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ przedstawiające rozciąganie próbek po utworzeniu się szyjki były odrzucane. Tak opracowane dane posłużyły następnie do sporządzenia wykresu średnich naprężeń rzeczywistych w funkcji odkształcenia rzeczywistego. Wyniki badań przedstawiono w dalszej części w postaci wykresów.

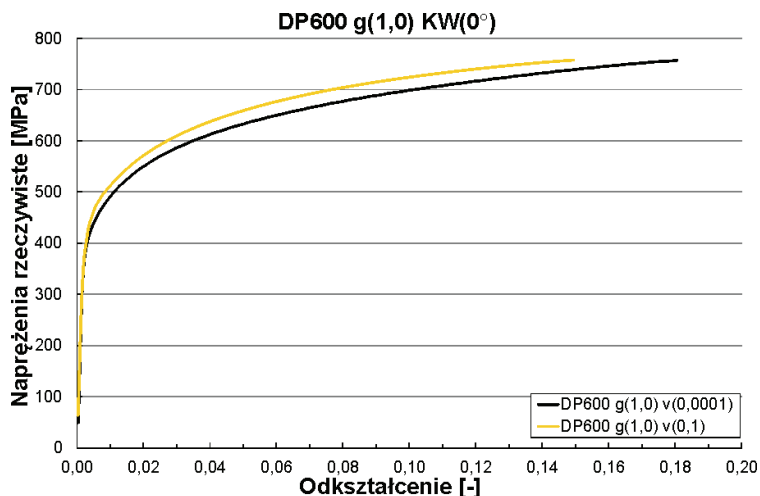
7.1.4. WYNIKI EKSPERYMENTU

Na rysunku 7.4 przedstawiono otrzymane wyniki badań w postaci zależności naprężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali DP600 o grubości 1,0 oraz 1,2 mm odkształczanych z prędkością 10^{-4} 1/s. Stwierdzono nieznacznie wyższy poziom naprężeń materiału o grubości 1,0 mm. Na rysunku 7.5 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania blachy o grubości 1,0 mm. Dostrzeżono umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 450 i 750 MPa. Badany materiał charakteryzował się brakiem wyraźnej granicy plastyczności. Analizując wykresy rozciągania, należy stwierdzić, że zwiększenie grubości materiału powoduje zmniejszenie jego wytrzymałości, natomiast wzrost prędkości odkształcania – jego umocnienie.

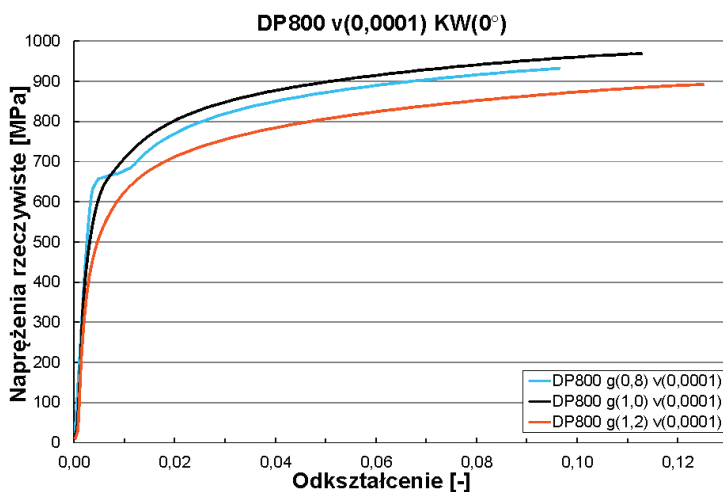


Rys. 7.4. Wpływ grubości materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP600 – prędkość 10^{-4} 1/s

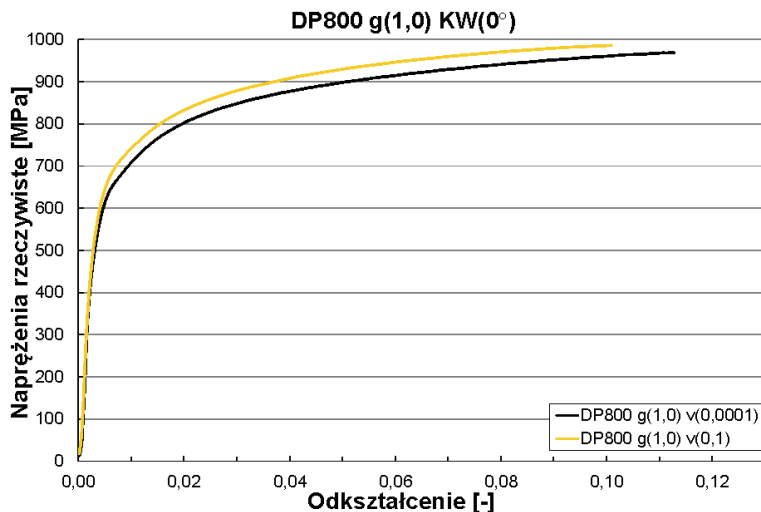


Rys. 7.5. Wpływ prędkości odkształcania na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP600 – grubość 1,0 mm

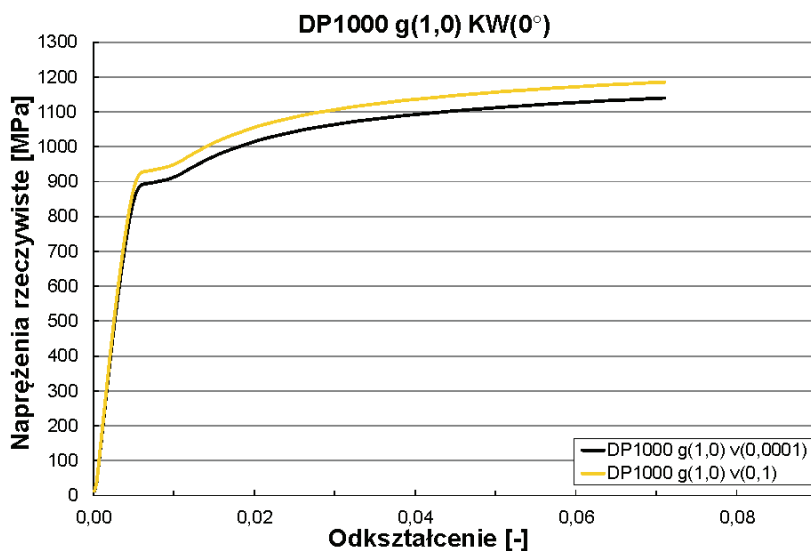
Na rysunku 7.6 przedstawiono zależność naprężenia rzeczywistego w funkcji odkształcenia rzeczywistego stali DP800 o grubości: 0,8, 1,0 oraz 1,2 mm rozciąganych z prędkością 10^{-4} 1/s. Najwyższy oraz najniższy poziom naprężenia zarejestrowano badając materiał o grubości wynoszących odpowiednio 1,0 oraz 1,2 mm. Na rysunku 7.7 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania blachy o grubości 1,0 mm. Stwierdzono umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.



Rys. 7.6. Wpływ grubości materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP800 – prędkość 10^{-4} 1/s



Rys. 7.7. Wpływ prędkości odształcania na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP800 – grubość 1,0 mm



Rys. 7.8. Wpływ prędkości odształcania na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP1000 – grubość 1,0 mm

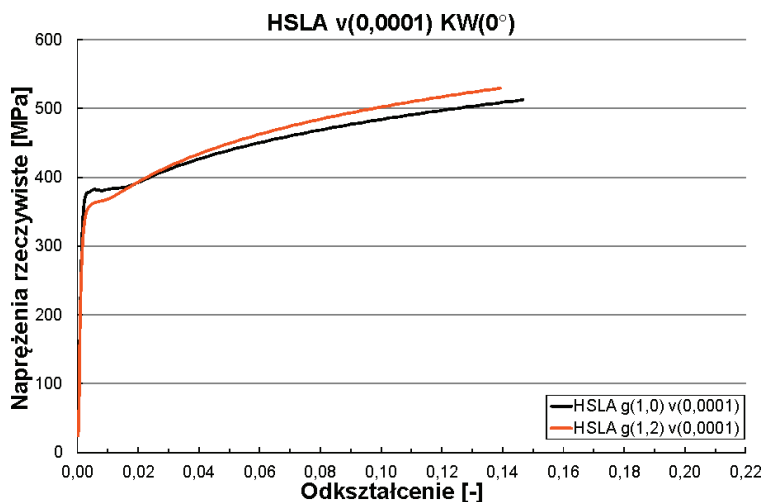
Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 650 i 950 MPa. Badany materiał – z wyjątkiem blachy o grubości 0,8 mm – charakteryzował się brakiem wyraźnej granicy plastyczności. Analizując przedstawione wykresy, należy stwierdzić, że grubość blachy ma zdecydowanie większy wpływ na poziom naprężeń, aniżeli prędkość odształcania.

Przyczyną tego stanu mogą być nieznaczne różnice w składzie chemicznym badanego materiału oraz skomplikowany proces produkcyjny. Badana blacha uzyskuje swe właściwości dzięki obróbce plastycznej, co polepsza właściwości mechaniczne warstw wierzchnich przez ich utwardzanie i zwiększenie gęstości – walcowaniu na zimno.

Wykonano badania polegające na zrywaniu próbek o grubości 1,0 mm wykonanych ze stali DP1000 z różnymi prędkościami odkształcania wynoszących 10^{-4} oraz 10^{-1} 1/s (rys. 7.8). Wykazano równomierne umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 900 i 1150 MPa. Badany materiał umacnia się wraz ze wzrostem prędkości odkształcania. W przeciwieństwie do innych stali dwufazowych ma wyraźną granicę plastyczności.

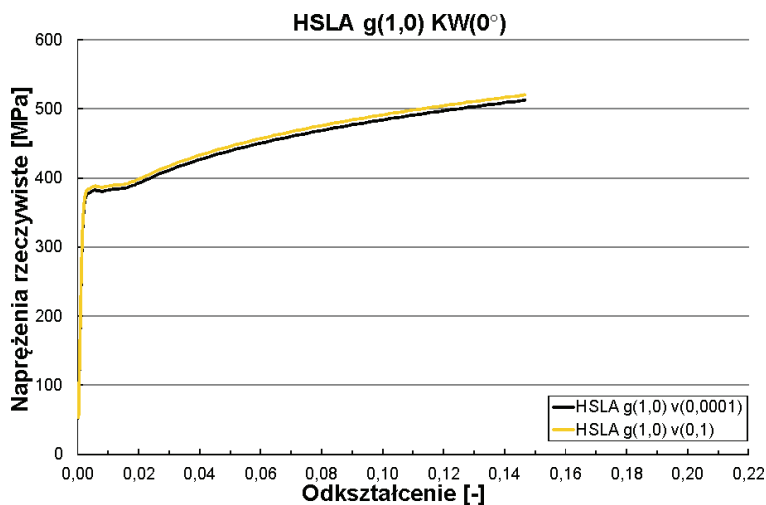
Na rysunku 7.9 przedstawiono zależność naprężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali HSLA o grubościach 1,0 oraz 1,2 mm rozciąganych z prędkością 10^{-4} 1/s. Widać, iż materiał o grubości 1,2 mm charakteryzuje się, w porównaniu z blachą o grubości 1,0 mm, mniejszą granicą plastyczności oraz wyższym poziomem naprężeń uplastyczniających po przekroczeniu odkształcenia 0,02. Na rysunku 7.10 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania blachy o grubości 1,0 mm. Stwierdzono umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.



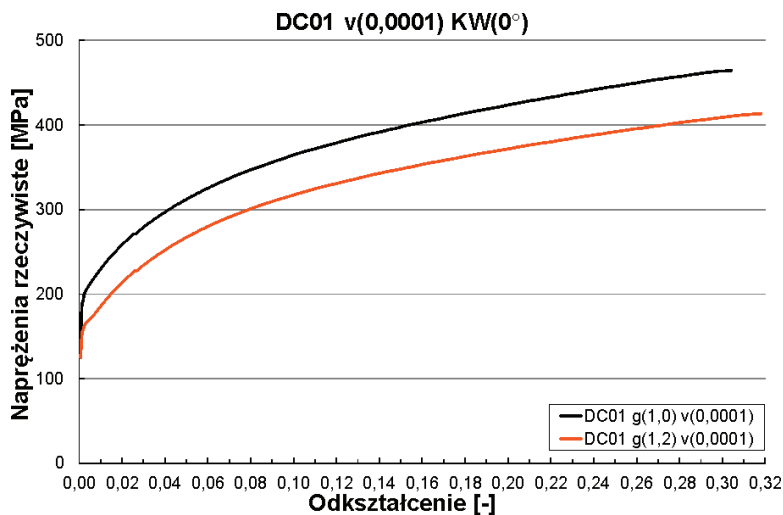
Rys. 7.9. Wpływ grubości materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\epsilon})$ stali H320LA – prędkość 10^{-4} 1/s

Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 380 i 520 MPa. Badany materiał ma wyraźną granicę plastyczności. Analizując podane wykresy, należy stwierdzić, że gru-

bość blachy ma zdecydowanie większy wpływ na poziom naprężeń aniżeli prędkość odkształcania.



Rys. 7.10. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali H320LA – grubość 1,0 mm

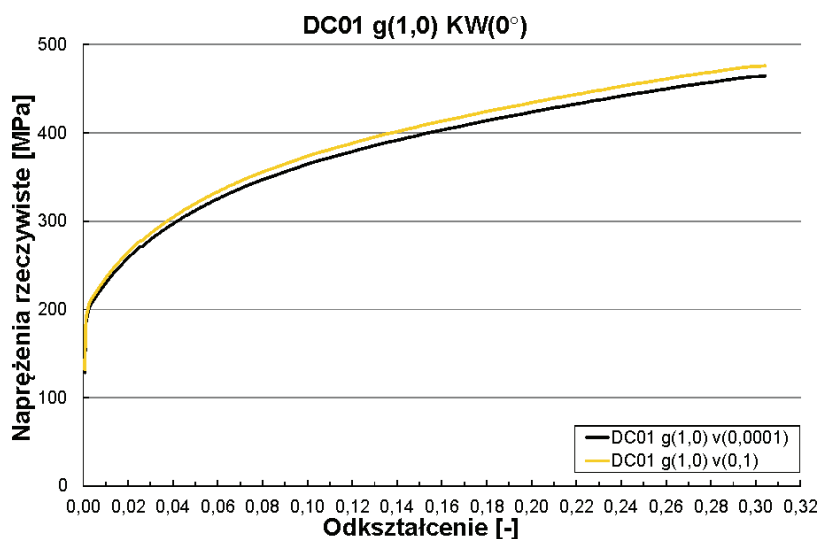


Rys. 7.11. Wpływ grubości materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DC01 – prędkość 10^{-4} 1/s

Na rysunku 7.11 przedstawiono zależność naprężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali głęboko tłocznej o grubościach 1,0 oraz 1,2 mm rozciąganych z prędkością 10^{-4} 1/s. Materiał o grubości 1,0 mm odznacza się większym naprężeniem podczas całego eksperymentu. Wpływ prędkości odkształcania na charakter

krzywej rozciągania blachy o grubości 1,0 mm przedstawiono na rysunku 7.12. Stwierdzono, że wraz ze wzrostem prędkości odkształcania następuje umacnianie się materiału.

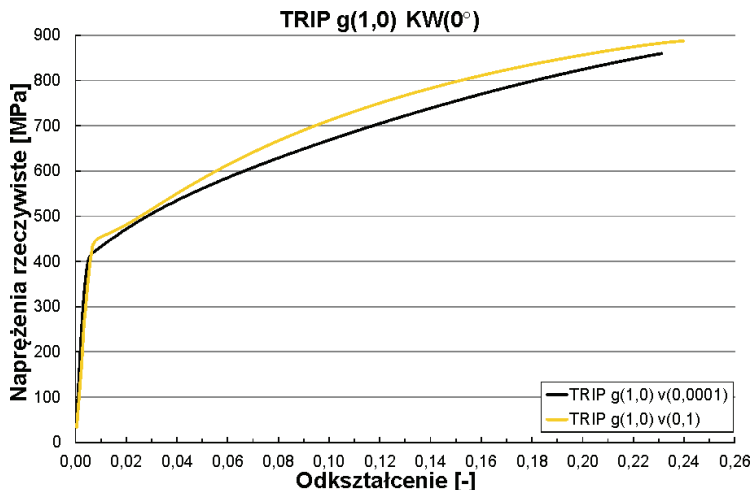
Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 180 i 420 MPa. Badany materiał nie ma wyraźnej granicy plastyczności. Cechuje się on największą, spośród badanych materiałów, czułością na zmianę grubości. Może to być związane ze starzeniem się materiału, którego właściwości są gwarantowane przez producenta jedynie przez okres 3 miesięcy od daty dostawy z walcowni. Stali można przywrócić pierwotne właściwości mechaniczne przez prostowanie rolkowe. Blacha o grubości 1,0 mm wykazała znacząco wyższy poziom naprężeń uplastyczniających, aniżeli materiał o grubości 1,2 mm. Analizując podane wykresy należy stwierdzić, że wpływ prędkości odkształcania na umocnienie materiału jest zdecydowanie mniejszy aniżeli zmiany grubości.



Rys. 7.12. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DC01 – grubość 1,0 mm

Badania stali TRIP obejmowały swym zakresem blachę o grubości 1,0 mm zrywaną przy dwóch prędkościach odkształcania 0,0001 oraz 0,1 1/s. Analizując wykres przedstawiający wpływ prędkości odkształcania na krzywe rozciągania (rys. 7.13), należy stwierdzić, iż właściwości wytrzymałościowe stali TRIP polepszają się wraz ze zwiększaniem prędkości odkształcania.

Warto także zwrócić uwagę na właściwości badanego materiału. Jego granica plastyczności wynosi około 400–450 MPa, natomiast granica wytrzymałości na rozciąganie oscyluje w granicach 800–900 MPa. Stosunek R_e do R_m wynosi 2. Wydłużenie w momencie zerwania jest równe około 23%.



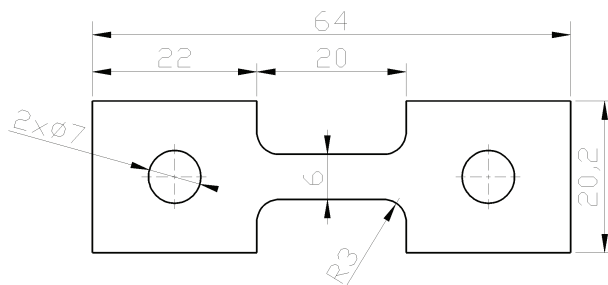
Rys. 7.13. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali TRIP – grubość 1,0 mm

7.2. ZRYWANIE DYNAMICZNE

Uzupełnieniem badań quasi-statycznych były badania przeprowadzone w warunkach dynamicznych. Pozwoliły one na wyznaczenie krzywych rozciągania przy prędkościach odkształcania powyżej 100 1/s. Etap ten pozwolił także na opracowanie modeli materiałów uwzględniających umacnianie wraz ze wzrostem prędkości odkształcania. W kolejnych podpunktach opisano poszczególne etapy eksperymentu, tj. przygotowanie próbek, budowa toru pomiarowego, rejestracja wielkości oraz wyniki doświadczenia.

7.2.1. PRZYGOTOWANIE PRÓBEK

W dynamicznych próbach rozciągania powszechnie stosowane są próbki o zredukowanych wymiarach, co umożliwiła uzyskiwanie dużych prędkości odkształcania. W większości wypadków długość części równoległej wynosi 5–20 mm [78]. Do badań przygotowane zostały nieproporcjonalne próbki płaskie o długości części równoległej wynoszącej 14 mm. Ich kształt i wymiary przedstawiono na rysunku 7.14.



Rys. 7.14. Kształt i wymiary próbek stosowanych w dynamicznej próbie rozciągania

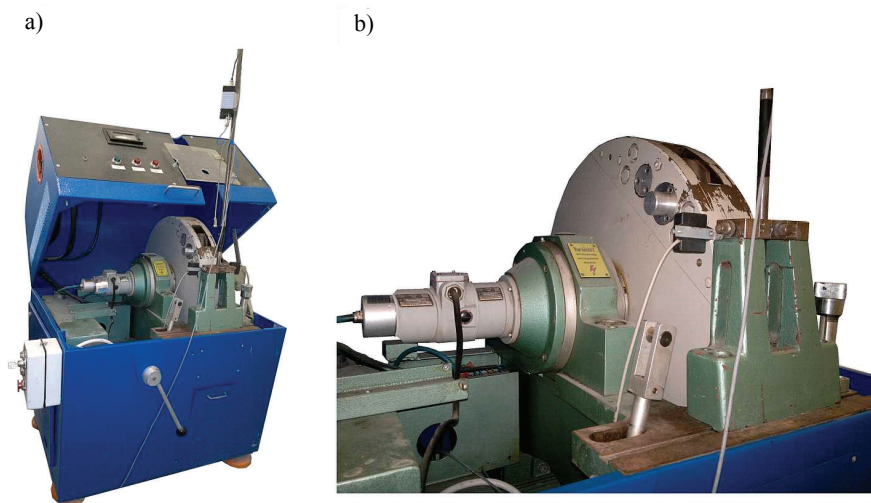
Paski o wymiarach zewnętrznych próbek, z zachowaniem naddatku na kolejne operacje technologiczne, wycięte zostały za pomocą gilotyny z arkusza blachy wzdłuż kierunku walcowania (KW 0°). Tak przygotowane elementy przefrezowane zostały w części chwytowej. Otwory utworzono za pomocą wykrojnika, baza pomiarowa i promienie próbek wykonane zostały na elektroiskrowej wycinarce drutowej. Badania wykonano na podstawie normy [80].

7.2.2. TOR POMIAROWY

Próby rozciągania przeprowadzono z użyciem udarowego młota rotacyjnego produkcji WPM Leipzig typu RSO (rys. 7.15). Maszyna wyposażona jest w koło zamachowe o średnicy 0,6 m i wadze około 230 kg. Jego prędkość obrotowa zadawana jest przez użytkownika i mieści się w przedziale 130–1600 obr/min, co przekłada się na liniową prędkość bijaka wynoszącą 4–50 m/s. Pozwala to na odkształcanie wykonanych próbek – o długości części równoległej 14 mm – z prędkością rzędu 300–3000 1/s. Górna wartość ograniczona była możliwościami układu napędowego, dolna wartością energii kinetycznej niezbędnej do zerwania próbki bez znaczącej zmiany prędkości koła. Gatunek oraz grubość badanych arkuszy stali przedstawiono w tabeli 7.3. Łącznie zerwano 108 próbek.

Tabela 7.3. Badany gatunek i grubość stali – badania dynamiczne

Gatunek	Badane grubości [mm]		
	–	1,0	1,2
DP600	–	1,0	1,2
DP800	–	1,0	1,2
DP1000	–	1,0	–
H320LA	–	1,0	1,2
DC01	–	–	1,2
TRIP RA-K 40/70	–	1,0	–

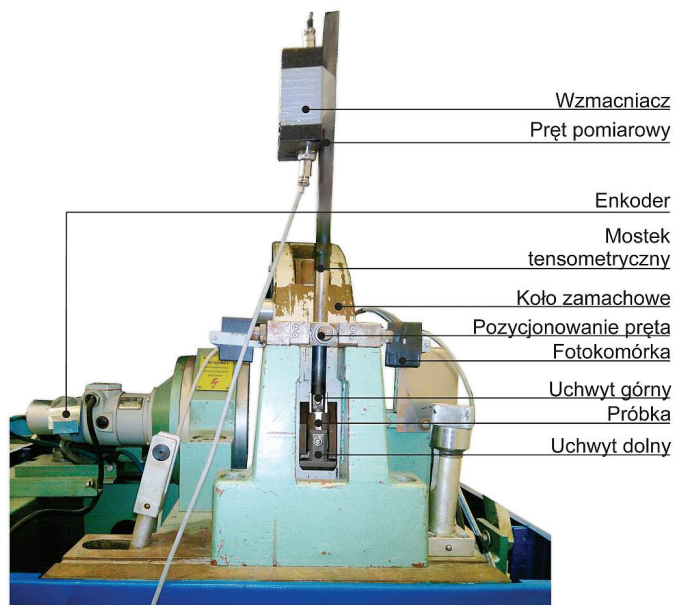


Rys. 7.15. Stanowisko badawcze do dynamicznego zrywania próbek:
a) młot rotacyjny RSO, b) część robocza

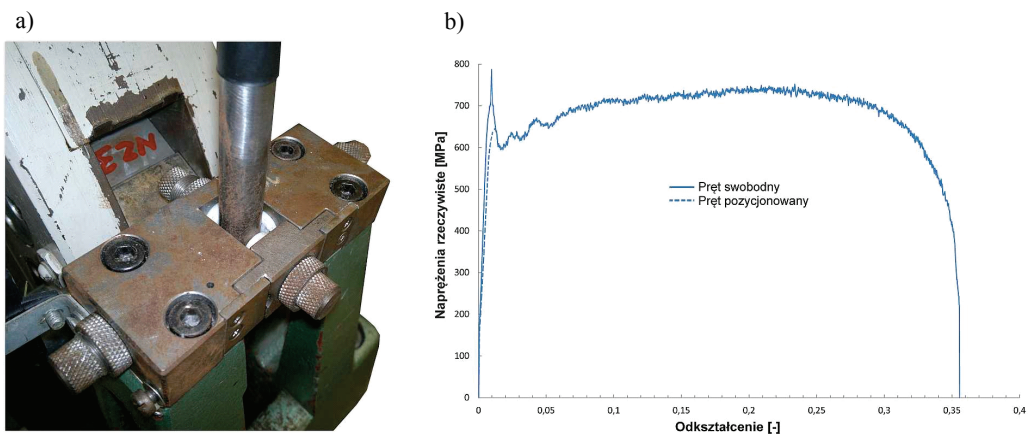
Badania dynamiczne wykonano rozpędzając bijak do prędkości: 4, 7 i 14 m/s, co odpowiadało prędkościom odkształcania wynoszącym odpowiednio: 230, 450 i 900 1/s. Energia koła zamachowego wynosiła 1–11 kJ, co w porównaniu z energią potrzebną do zerwania próbki równą 30 J gwarantowało stałą prędkość liniową bijaka podczas próby. Rejestracja danych, ze względu na bardzo krótki – rzędu kilku milisekund – czas zrywania próbek, odbywała się z częstotliwością 1 MHz. Dane pomiarowe rejestrowano na PC.

Urządzenie zostało seryjnie wyposażone w piezoelektryczny czujnik siły służący do pomiaru siły rozciągającej oraz prądnicę tachometryczną, umożliwiającą wyznaczenie prędkości obwodowej bijaka. Wyniki pomiarów prowadzonych za pomocą fabrycznie dostarczonego oscyloskopowego systemu rejestracji oraz wspomnianych czujników obarczone są dużym błędem. Poziom szum tak przeprowadzonych pomiarów bywa często większy niż wartość sygnału, co powoduje, że otrzymane wyniki są nieprzydatne. Stanowisko zostało zmodyfikowane i doposażone w nowe systemy pomiarowe. Widok części roboczej urządzenia wraz z zainstalowanymi czujnikami przedstawiono na rysunku 7.16.

Podczas pomiarów z dużymi prędkościami odkształcania na początku przebiegu rejestrowane są gwałtowne skoki siły. Spowodowane jest to zazwyczaj mikrowibracjami pręta oraz jego niewspółosiowością względem kowadła – co powoduje zginanie. Początkowe części sygnału są zazwyczaj usuwane, a dalszej analizie jest poddawana pozostała część przebiegu. W celu zminimalizowania omawianego zjawiska w dolnej części elementu pomiarowo-odbiorczego zamontowany został układ pozycjonowania. Jego budowa oraz wpływ na występowanie zakłóceń przedstawiono na rysunku 7.17.



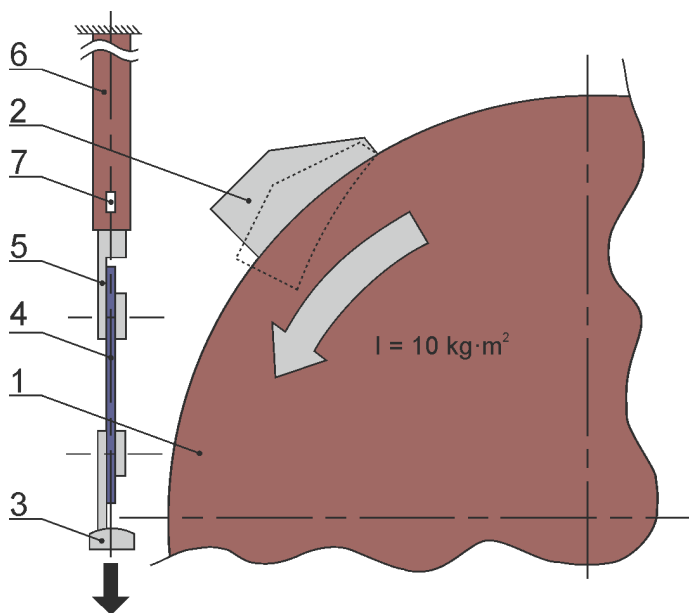
Rys. 7.16. Widok zmodyfikowanej części roboczej młota rotacyjnego



Rys. 7.17. Układ pozycjonowania pręta (a) oraz jego wpływ na otrzymywane wyniki (b)

Metodologia pomiaru siły opierała się na zastosowaniu układu jednoprętowego opisanego po raz pierwszy przez Kawatę [81]. Schemat zmodyfikowanej części roboczej młota oraz jego działanie przedstawiono na rysunku 7.18. Koło zamachowe o dużym momencie bezwładności (1) osadzone jest na precyzyjnie łożyskowanym wale. Jest ono rozpędzane przez silnik elektryczny za pomocą przekładni pasowej do żądanej prędkości obrotowej. Po jej osiągnięciu bijak (2) zostaje zwolniony przez zamek

elektromagnetyczny i wysunięty na zewnątrz przez siłę odśrodkową. Pazur (2) uderzając w kowadło (3) dolnego uchwyty mocującego próbkę (4), powoduje jej odkształcanie. Jej górna część przymocowana jest za pomocą uchwyty (5) do elementu pomiarowo-odbiorczego (6). Rejestracja odbywa się za pomocą tensometrów (7) naklejonych w układzie pełnego mostka w odległości 8 średnic pręta od miejsca mocowania próbki. Wybrany dystans gwarantował równomierny rozkład naprężeń posiowych na całym przekroju pręta. Zastosowano tensometry foliowe o oporności 120Ω i bazie pomiarowej 1 mm. Tensometry czynne naklejone były co 90° wzdłuż pręta, a tensometry kompensacyjne przytwierdzono bezpośrednio pod nimi prostopadle do osi pręta.



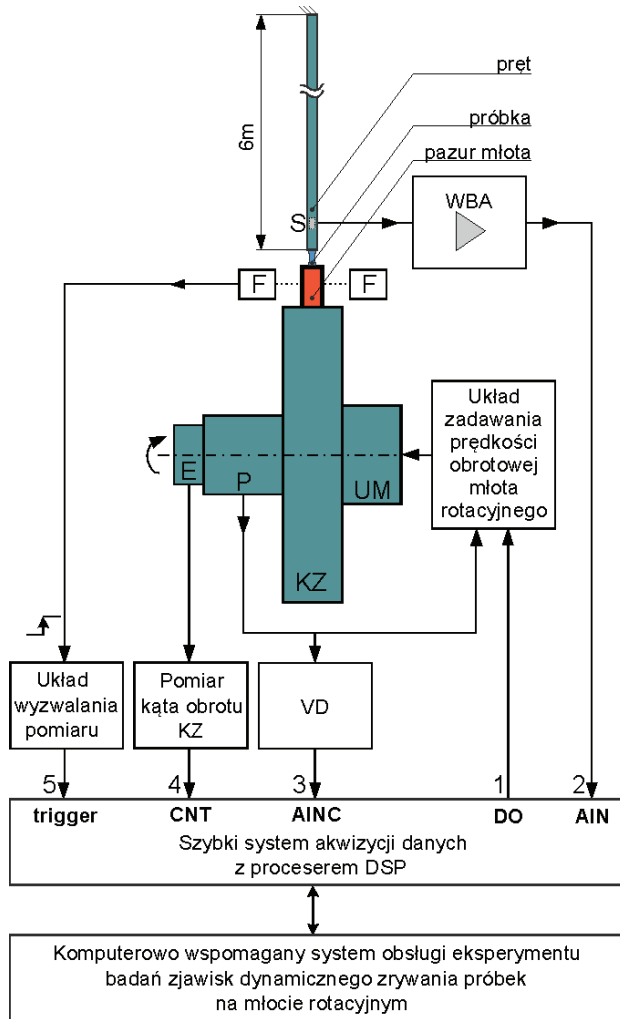
Rys. 7.18. Schemat stanowiska do dynamicznego odkształcania próbek:

- 1 – koło zamachowe o dużym momencie bezwładności, 2 – pazur/bijak młota rotacyjnego,
 3 – kowadło dolnego uchwyty, 4 – próbka, 5 – górny uchwyt,
 6 – pręt pomiarowo odbiorczy, 7 – tensometry

Schemat blokowy zastosowanego układu pomiarowego przedstawiono na rysunku 7.19. Elementem roboczym, powodującym rozciąganie badanych próbek, jest koło zamachowe KZ. Jest ono rozpedzane przez pierścieniowy silnik elektryczny za pomocą przekładni pasowej UM. Układ regulacji prędkości rozpedza KZ do nastawionej przez operatora wartości. Elementem pomiarowym w układzie sterowania jest prądnica tachometryczna P. Cechuje się ona napięciem wynoszącym około $0,1 \text{ V/obr.}$ Z uwagi na tętnienia elektryczne P, do precyzyjnego pomiaru prędkości zastosowa-

no enkoder inkrementalny E. Jego rozdzielczość wynosi 10 000 impulsów/obr. Jest on także wykorzystywany do analizy odkształcania próbek podczas zrywania poprzez pomiar zmiany kąta obrotu KZ w czasie.

Po osiągnięciu żądanej prędkości obrotowej następuje wysunięcie bijaka umocowanego na wnęce powierzchni walcowej KZ. Pazur przecina następnie wiązkę bramki optycznej F umieszczonej w niewielkiej odległości od kowadła dolnego uchwyty próbki, co powoduje pojawienie się zbrocza rosnącego na wejściu trigger i rozpoczęcie pomiaru.

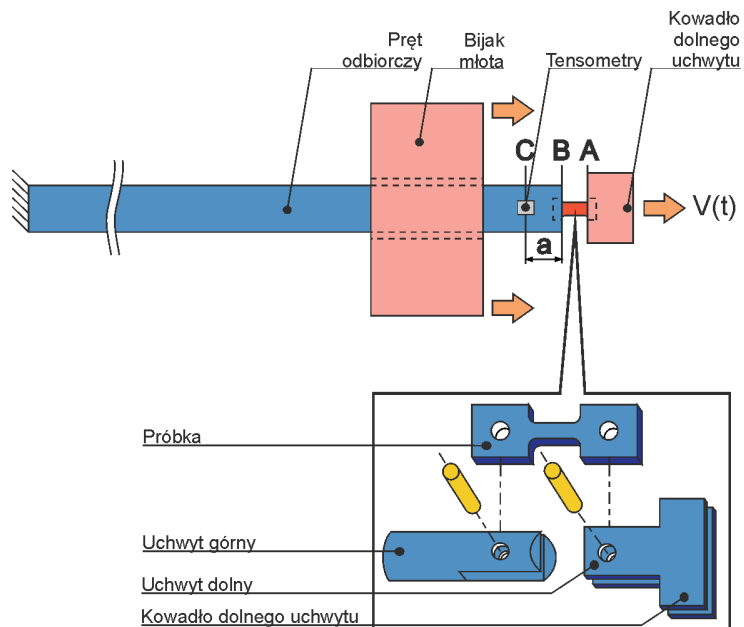


Rys. 7.19. Schemat blokowy układu pomiarowego dynamicznego rozciągania próbek

Górna część próbki zamocowana jest w elemencie pomiarowo-odbiorczym o długości 6 m, którego górna część utwierdzona jest w stropie. Pręt – ze względu na minimalizację drgań – był całkowicie odizolowany od młota rotacyjnego. Jego długość została tak dobrana, aby przy najmniejszej prędkości obrotowej tensometry nie zarejestrowały fali odbitej od jego końca, zakłócając tym samym pomiar. W wyniku kolejnych modyfikacji stanowiska budowa pręta pomiarowego uległa zmianom. Składa się on z dwóch trzymetrowych odcinków skręconych za pomocą połączenia śrubowego. Celem zmiany było dostosowanie szerokości rozcięcia dolnej części pręta do grubości próbki. W przypadku badania z małymi prędkościami odkształcania próbek o dużym wydłużeniu końcowym przekłada się to na dłuższy czas trwania eksperymentu i powoduje zarejestrowanie zakłócenia, w postaci fali sprężystej odbitej od miejsca łączenia obu elementów.

Głównym elementem systemu rejestracji danych i kontroli przebiegu eksperymentu jest karta pomiarowa firmy ACQUITEK z procesorem DSP umożliwiającym próbkowanie na poziomie 2 MHz. Karta rejestruje szybkozmiennne sygnały:

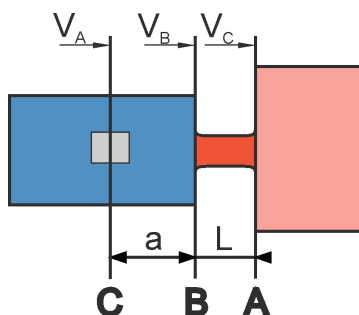
- analogowy sygnał tensometru na wejściu AIN, po uprzednim wzmocnieniu 1000× przez wzmacniacz pomiarowy WBA,
- wartość generowanego przez prądnicę napięcia na wejściu AINC; sygnał ten służy do kontroli pracy enkodera i zwiększenia poziomu bezpieczeństwa podczas przeprowadzania pomiarów,
- sygnał enkodera E na wejściu liczącym CNT.



Rys. 7.20. Schemat jednopętowego stanowiska do dynamicznego rozciągania próbek [78]

Systemu jednoprętowego (rys. 7.20) po raz pierwszy użył Kawata, wzorując się na urządzeniu wynalezionym w 1914 r. przez Hopkinsona [82] służącym pierwotnie do ściskania próbek, a zmodyfikowanym później przez Kolsky'ego [83] i Daviesa [84]. Składa się on z: pręta odbiorczego, bijaka, naklejonych na pręt tensometrów, próbki oraz uchwytów (górnego i dolnego wraz z kowadłem).

Bijak młota, po uderzeniu w kowadło dolnego uchwytu, powoduje odkształcanie się próbki oraz przemieszczanie się wzdłuż elementu odbiorczego fali sprężystej o amplitudzie wprost proporcjonalnej do naprężenia w próbce. Fala rozchodzi się z prędkością dźwięku i jest rejestrowana przez tensometry oporowe naklejone w odległości a od końca pręta (przekrój C). Materiał i przekrój elementu odbiorczego powinien zostać dobrany tak, aby amplituda fali nie przekroczyła jego granicy plastyczności. Schemat służący do opisu zjawiska dynamicznego rozciągania przedstawiono na rysunku 7.21.



Rys. 7.21. Schemat dynamicznego rozciągania próbki w systemie jednoprętowym

Założono, że po uderzeniu bijaka w kowadło dolnego uchwytu przekroje A oraz B poruszają się z prędkością $V_A(t)$ oraz $V_B(t)$. Prędkość $V_B(t)$, jako prędkość masowa, propaguje wraz z falą sprężystą bez oporów w postaci tłumienia do miejsca naklejenia tensometru (przekrój C), docierając tam po czasie $\Delta t = a/c$, gdzie c jest prędkością propagacji fali w pręcie. Wynika stąd, że

$$V_A(t) = V(t) \quad (7.4)$$

$$V_B(t) = V_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (7.5)$$

Istnieje zależność pomiędzy prędkością masową V , prędkością propagacji c fal sprężystych w pręcie oraz odkształceniem ε powodowanym przez ich rozchodzenie się

$$V = c\varepsilon \quad (7.6)$$

Po przekształceniu równania (7.5) i uwzględnieniu zależności (7.6) otrzymano

$$V_B(t) = V_c \left(t + \frac{a}{c} \right) = c \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (7.7)$$

gdzie ε_C jest odkształceniem tensometru w przekroju C . Całkowanie równań (7.4) i (7.7) pozwala na wyznaczenie przemieszczania brzegów próbki (przekroje A i B)

$$U_A(t) = \int_0^t V(t) dt \quad (7.8)$$

$$U_B(t) = \int_0^t c \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) dt \quad (7.9)$$

Korzystając z zależności (7.8) i (7.9), można wyprowadzić wzór na odkształcenie próbki w mierze inżynierskiej.

$$\varepsilon(t) = \left(\frac{U_A(t) - U_B(t)}{L} \right) = \frac{1}{L} \int_0^t \left[V(t) - c \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \right] dt \quad (7.10)$$

Po zastosowaniu zależności (7.10) można określić prędkość odkształcania

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{1}{L} \left[V(t) - c \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \right] \quad (7.11)$$

gdzie L – długość części równoległej próbki.

Siła rozciągająca próbkę jest równa sile osiowej rozciągającej pręt w przekroju B . Można ją zatem wyznaczyć na podstawie amplitudy fali sprężystej przechodzącej przez tensometr naklejony w punkcie C

$$F_B(t) = \sigma_B A_p = E_p A_p \varepsilon_B(t) = E_p A_p \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (7.12)$$

gdzie: E_p – moduł Younga pręta, A_p – przekrój początkowy pręta.

Korzystając z zależności (7.12), można wyprowadzić wzór na naprężenia inżynierskie występujące w próbce poprzez podzielenie siły występującej w przekroju B przez początkowe pole przekroju próbki A_0

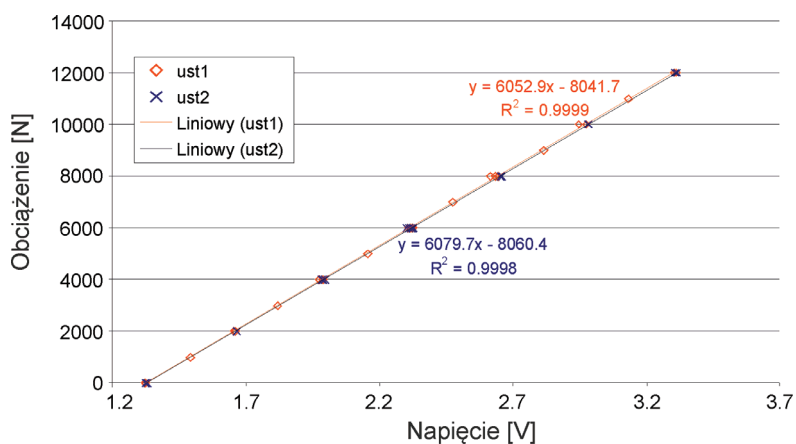
$$\sigma(t) = \frac{F_B(t)}{A_0} = \frac{A_p}{A_0} E_p \varepsilon_C \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (7.13)$$

Zależności (7.10) i (7.13) można przekształcić na naprężenia i odkształcenia rzeczywiste za pomocą następujących wzorów

$$\tilde{\sigma}(t) = \sigma(t)[1 + \varepsilon(t)] \quad (7.14)$$

$$\tilde{\varepsilon}(t) = \ln[1 + \varepsilon(t)] \quad (7.15)$$

Aby dokładnie wyznaczyć odkształcenia rejestrowane przez tensometr podczas pomiarów, należy, mimo znanej stałej tensometru, każdorazowo skalować układ. W tym celu pręt obciążano siłami o znanych wartościach i rejestrowano wartości napięcia odpowiadające zadanemu wymuszeniu. Tak zebrane dane posłużyły do wyznaczenia współczynników a i b równania $y = ax + b$ tak, aby współczynnik korelacji R^2 między linią regresji a zarejestrowanymi punktami był jak największy. Przykład skalowania tensometru przedstawiono na rysunku 7.22.



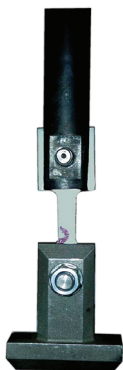
Rys. 7.22. Zależność napięcia tensometru od jego obciążenia

Uzyskany współczynnik a wyrażany w N/V , umożliwił łatwe przejście z przebiegu napięciowego na odkształcenie tensometru za pomocą wzoru (7.16).

$$\varepsilon_c(t) = \frac{(aU + b)(t)}{A_0 E_p} = \frac{F(t)}{A_0 E_p} \quad (7.16)$$

gdzie U – napięcie tensometru.

W próbach dynamicznego rozciągania stosowano – pełniące rolę górnego uchwytu – dzielone, trzymetrowe pręty pomiarowo-odbiorcze, których dolne końce miały wycięcie. Opisaną konstrukcją pręta umożliwiało zmianę dolnego odcinka tak, aby szerokość wykonanego w nim rowka odpowiadała grubości badanego materiału. Próbką mocowana była bezpośrednio w pręcie oraz dolnym uchwycie zakończonym kowadłem, co przedstawiono bliżej na rysunku 7.23.



Rys. 7.23. Próbką zamontowana w uchwytach

Dobór kształtu mocowań odgrywa bardzo ważną rolę. Czynnikiem ten, podczas większych prędkości odkształcania, wpływa znacząco na otrzymywane wyniki. Zaleca się, aby uchwyty oraz pręt pomiarowo-odbiorczy miały taką samą średnicę, co powoduje minimalizację zmiany impedancji podczas rozchodzenia się fali sprężystej. W przypadku zmiany wielkości bądź materiału, wzory (7.14) oraz (7.15) można stosować jedynie pod warunkiem dokonania odpowiedniej korekty.

7.2.3. PRZEBIEG EKSPERYMENTU

W przypadku każdego materiału, wybranej grubości blachy i prędkości odkształcania przeprowadzano 3–5 eksperymentów, podczas których rejestrowano napięcie tensometru w funkcji czasu. Wyniki zrywania części próbek zostały po wstępnej kontroli odrzucone. Było to spowodowane wystąpieniem zaburzenia podczas badania materiału, jak np. przemieszczanie się lub wysunięcie materiału z uchwytów podczas rozciągania bądź też popełnionego błędu, np. wykonania eksperymentu bez jego rejestracji. Pozostałe wyniki poddane zostały dalszej obróbce. Proces ten polegał na iteracyjnym przesuwaniu wykresu. Uzyskane wielkości przeliczono na naprężenia i odkształcenia inżynierskie. Otrzymane przebiegi przekształcano do postaci naprężeń i odkształceń rzeczywistych za pomocą wzorów (7.14) oraz (7.15). Następnie wyznaczane były współczynniki a i b równania linii regresji $y = ax + b$ tak, aby współczynnik korelacji R^2 między linią a częścią sprężystą był jak największy. Przebiegi źródłowe zarejestrowane na maszynie były przesuwane tak, aby współczynnik b wyniósł 0, a przebiegi $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ rozpoczynały się w punkcie (0, 0) tworzących wykresów.

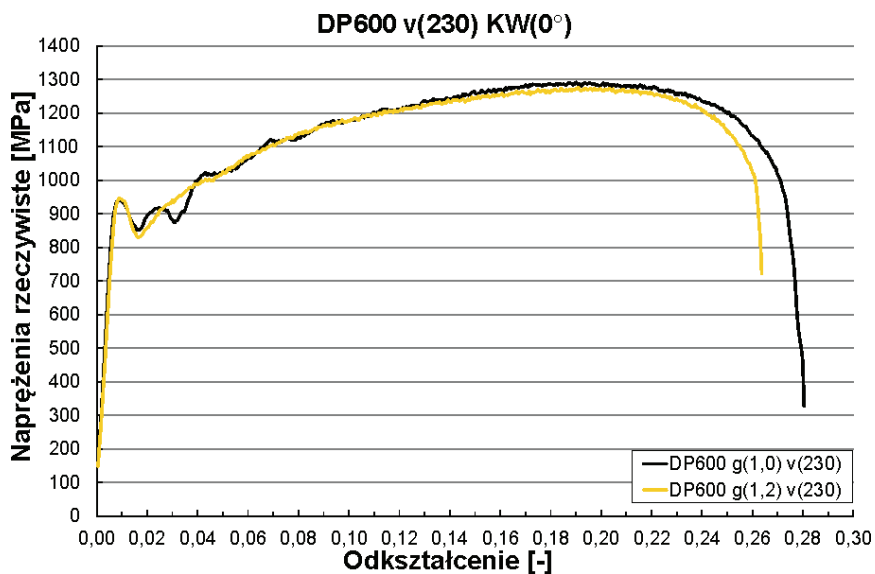
Opisane równania mają zastosowanie jedynie do momentu powstania przewężenia. Części wykresów $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ przedstawiające rozciąganie próbki po utworzeniu się

szyjki nie zostały na tym etapie odrzucone. Nie były one natomiast uwzględniane na etapie wyznaczania współczynników D i p umocnienia materiału. Tak opracowane wyniki posłużyły następnie do utworzenia wykresu średnich naprężeń rzeczywistych w funkcji odkształcenia rzeczywistego. Wyniki badań zostały przedstawione w podanych części w postaci wykresów $\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon})$.

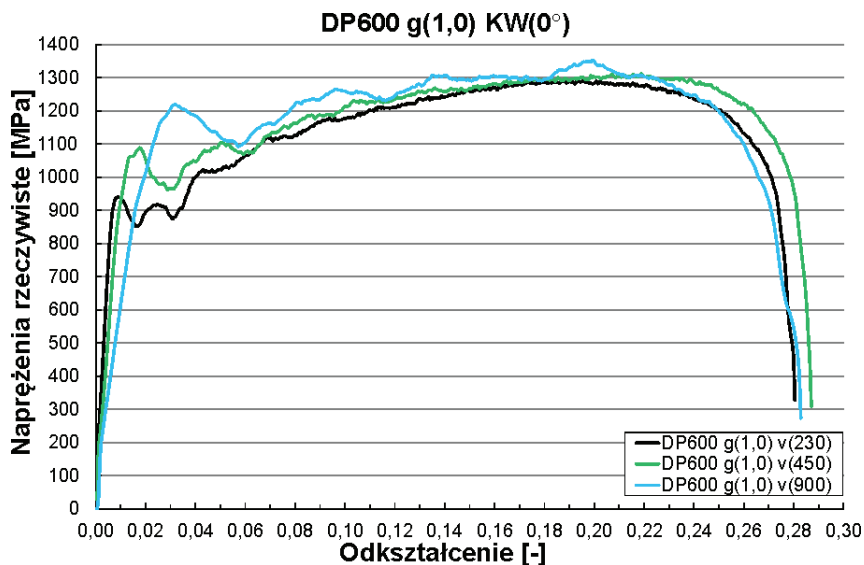
7.2.4. WYNIKI EKSPERYMENTU

Na rysunku 7.24 przedstawiono otrzymane wyniki badań w postaci zależności naprężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali DP600 o grubościach 1,0 mm oraz 1,2 mm odkształczanych z prędkością 230 1/s. Stwierdzono brak wyraźnego wpływu grubości materiału na poziom naprężeń badanych próbek. Na rysunku 7.25 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania blachy o grubości 1,0 mm. Stwierdzono umacnianie się materiału oraz zmniejszenie modułu Younga E wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

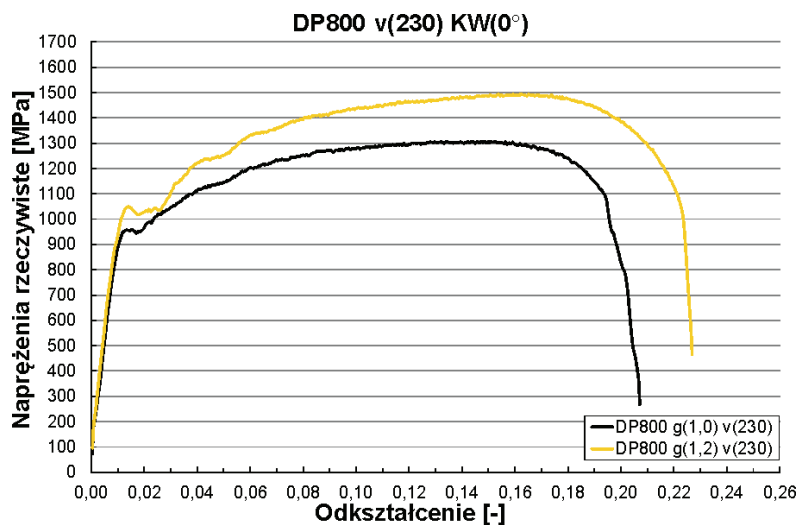
Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 850 i 1300 MPa (450 i 750 MPa w przypadku badań quasistatycznych). Analizując przedstawione wykresy, należy stwierdzić, że wpływ prędkości odkształcania na poziom naprężeń jest zdecydowanie większy niż wpływ grubości badanego elementu.



Rys. 7.24. Wpływ grubości materiału na zależność $\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon})$ stali DP600 – prędkość 230 1/s



Rys. 7.25. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon})$ stali DP600 – grubość 1,0 mm

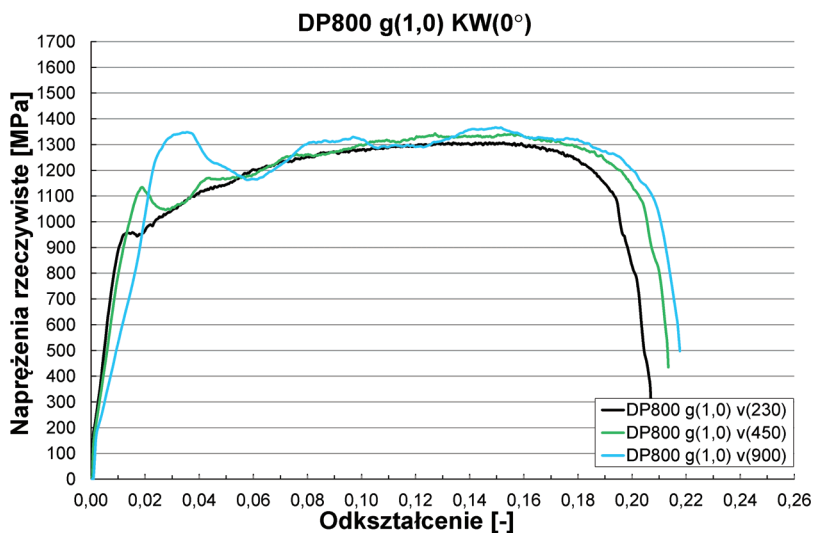


Rys. 7.26. Wpływ grubości materiału na zależność $\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon})$ stali DP800 – prędkość 230 1/s

Na rysunku 7.26 przedstawiono zależność napężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali DP800 o grubości 1,0 mm oraz 1,2 mm rozciąganej z prędkością 230 1/s. Napężenia w przypadku blachy o grubości 1,2 mm okazały się zdecydowanie większe niż w przypadku grubości 1,0 mm. Ponadto, na rysunku 7.27 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania blachy.

chy o grubości 1,0 mm. Stwierdzono umacnianie się materiału oraz zmniejszenie modułu Younga E wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 1000 i 1400 MPa (650 i 950 MPa w przypadku badań quasi-statycznych). Analizując podane wykresy, należy stwierdzić, że grubość blachy – podobnie jak w przypadku badań quasi-statycznych – ma zdecydowanie większy wpływ na naprężenie, aniżeli prędkość odkształcania. Jak wskazano podczas badań quasi-statycznych przyczyną tego stanu mogą być nieznaczne różnice w składzie chemicznym badanego materiału oraz skomplikowany proces produkcyjny.



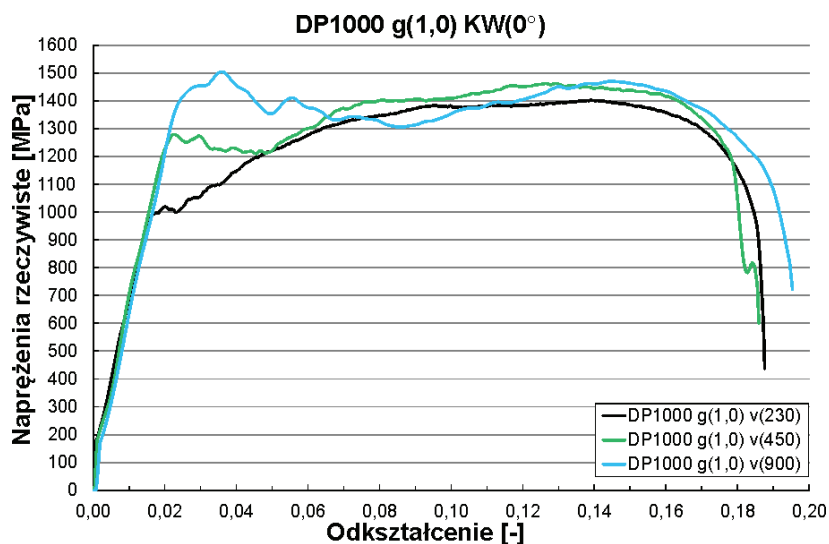
Rys. 7.27. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP800 – grubość 1,0 mm

Wykonano badania polegające na zrywaniu próbek o grubości 1,0 mm wykonanych ze stali DP1000 przy prędkościach odkształcania wynoszących 230, 450 oraz 900 1/s (rys. 7.28). Wykazano nieznaczne umacnianie się materiału wraz ze wzrostem prędkości odkształcania. Dostrzeżono także, że blacha DP1000 jest jedyną spośród stali dwufazowych DP, której moduł Younga nie zmienia się wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

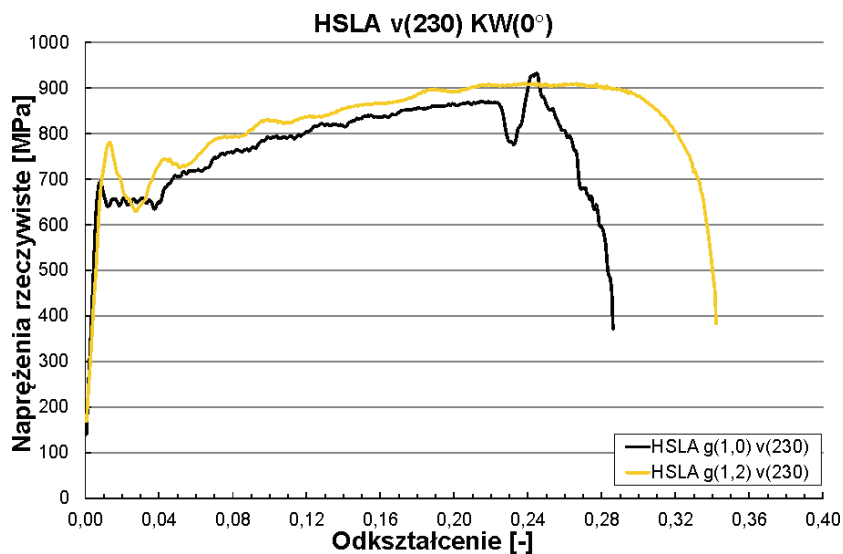
Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 1200 i 1450 MPa (900 i 1150 MPa w przypadku badań quasi-statycznych).

Na rysunku 7.29 przedstawiono zależność naprężenia rzeczywistego od odkształcenia rzeczywistego stali HSLA o grubości 1,0 mm oraz 1,2 mm rozciąganej z prędkością 230 1/s. Blacha o grubości 1,2 mm charakteryzuje się większym naprężeniem

oraz większym wydłużeniem w momencie zerwania. Na rysunku 7.30 przedstawiono wpływ prędkości odkształcania na charakter krzywej rozciągania materiału o grubości 1,0 mm. Stwierdzono, że wraz ze wzrostem prędkości odkształcania następuje umacnianie się materiału.

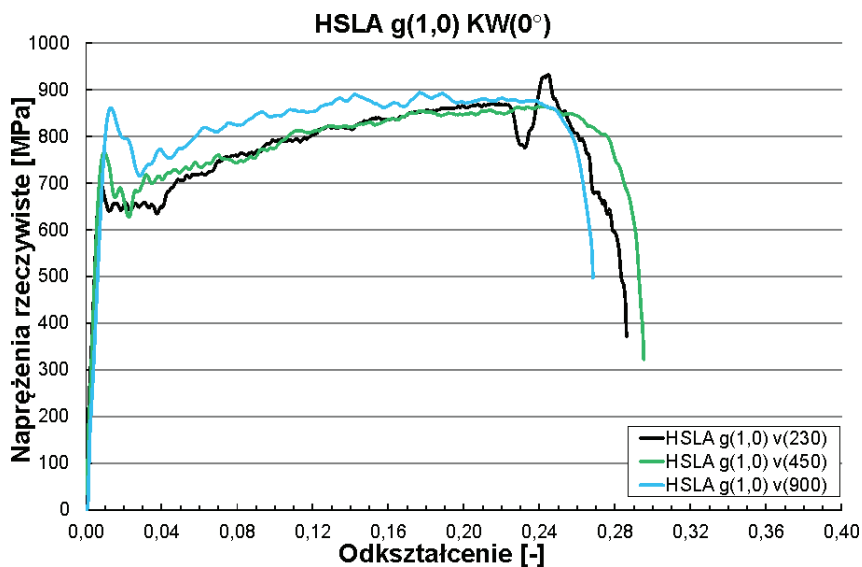


Rys. 7.28. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP1000 – grubość 1,0 mm



Rys. 7.29. Wpływ grubości materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali H320LA – prędkość 230 1/s

Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 700 i 850 MPa (380 i 520 MPa w przypadku badań quasi-statycznych). Badany materiał ma wyraźną granicę plastyczności, która jest – pomimo znacznych oscylacji naprężeń w początkowej fazie rozciągania – ewidentnie dostrzegalna. Analizując podane wykresy należy stwierdzić, że grubość blachy ma nieznacznie większy wpływ na wielkość naprężenia, aniżeli prędkość odkształcania. Na przebiegu rozciągania próbki o grubości 1,0 mm z prędkością 230 1/s widać także wyraźne wahania naprężenia pod koniec przebiegu. Wynika to z budowy pręta. Był on podzielony na dwa trzymetrowe, wzajemnie ze sobą skrócone odcinki.



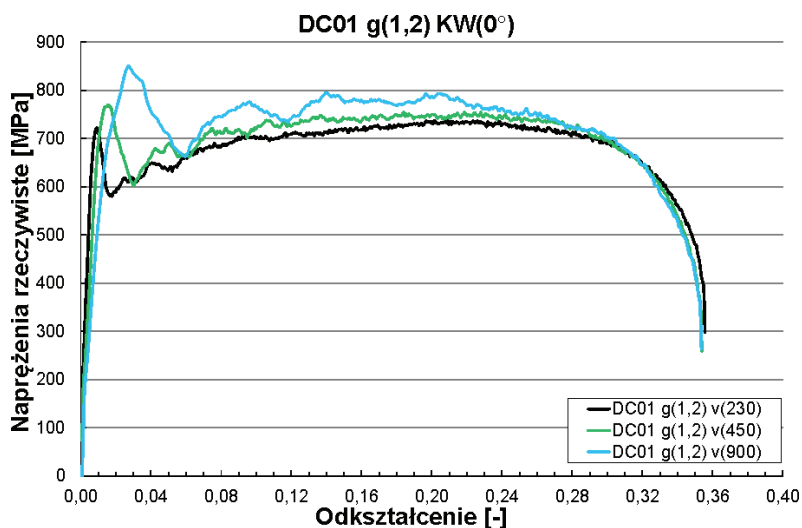
Rys. 7.30. Wpływ prędkości odkształcania na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali H320LA – grubość 1,0 mm

Na rysunku 7.31 przedstawiono zależność naprężenia rzeczywistego od odkształcenia stali głębokotłocznej o grubości 1,2 mm rozciąganej z prędkościami 230, 450 oraz 900 1/s. Z powodu braku materiału nie przebadano – jak podczas badań quasi-statycznych – materiału o grubości 1,0 mm. Stwierdzono umacnianie się materiału oraz zmniejszenie modułu Younga E wraz ze wzrostem prędkości odkształcania.

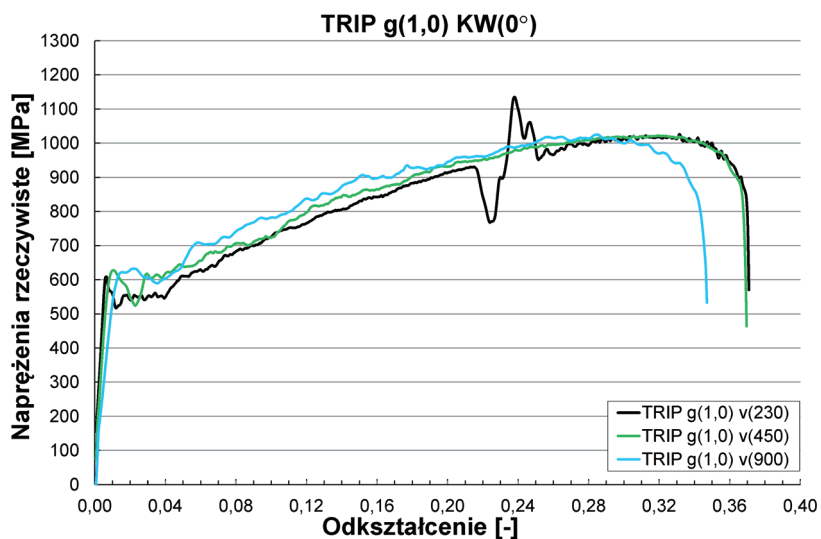
Granica plastyczności R_e oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m kształtowały się na średnim poziomie wynoszącym odpowiednio 650 i 750 MPa (180 i 420 MPa w przypadku badań quasi-statycznych).

Badania stali TRIP obejmowały swym zakresem stal o grubości 1,0 mm zrywaną z prędkością odkształcania: 230, 450 oraz 900 1/s. Analizując wykres przedstawiający krzywe rozciągania (rys. 7.32), należy stwierdzić, iż stal TRIP umacnia się wraz ze zwiększaniem prędkości odkształcania. Warto także zwrócić uwagę na wła-

ściwości badanego materiału. Jego granica plastyczności określona podczas badań dynamicznych oscyluje w granicach 550–600 MPa, natomiast granica wytrzymałości na rozciąganie wynosi około 1000 MPa. Wydłużenie w momencie zerwania wynosi około 36%.



Rys. 7.31. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DC01 – grubość 1,0 mm



Rys. 7.32. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali TRIP – grubość 1,0 mm

Porównując przebiegi naprężeń rzeczywistych w funkcji odkształcenia rzeczywistego, należy zwrócić uwagę, że badane materiały ulegają umocnieniu w wyniku zwiększenia prędkości odkształcania (tab. 7.4).

Tabela 7.4. Granica plastyczności R_e
– porównanie badań quasi-statycznych i dynamicznych

Gatunek	$R_{e\text{stat}}$ [MPa]	$R_{e\text{dyn}}$ [MPa]	$\frac{R_{e\text{dyn}}}{R_{e\text{stat}}}$
DP600	450	850	1,89
DP800	650	1000	1,54
DP1000	900	1200	1,33
H320LA	380	700	1,84
DC01	180	650	3,61
TRIP RA-K 40/70	400	550	1,38

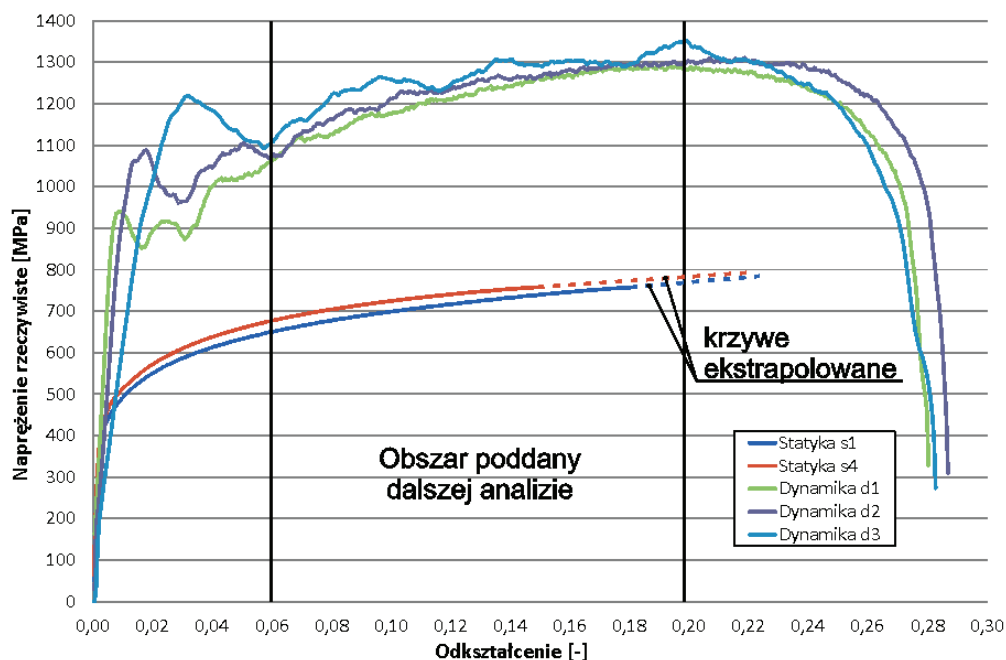
Granica plastyczności R_e wzrasta nawet kilkukrotnie. Należy także zauważyć, że wraz z przyrostem wytrzymałości materiał ulega mniejszemu umocnieniu na skutek wzrostu prędkości odkształcania. Autorzy zalecają ostrożność podczas porównywania granicy plastyczności w badaniach statycznych i dynamicznych, gdyż pomiar granicy plastyczności w próbach dynamicznych jest obarczony bardzo dużym błędem. Omawiany parametr w próbach dynamicznych przyjęto z pominięciem szczytowego naprężenia występującej na początku przebiegu, a wynikającego z uderzenia pazurem młota w dolny uchwyt próbki. Ponadto porównanie granicy plastyczności miało uwidocznić tendencję większego umacniania się stali „miękkich” aniżeli stali wysokowytrzymałych. Celem nie było tutaj dokładne wyznaczenie stosunku granicy plastyczności materiałów uzyskanej na drodze prób dynamicznych i quasi-statycznych.

7.3. MODELE MATERIAŁÓW

Oceniając przebiegi uzyskane podczas dynamicznych badań materiałowych należy stwierdzić, że na krzywych występują dość znaczne oscylacje naprężenia. Spowodowane jest to nie w pełni właściwie dobranym systemem pomiarowym. Badania zjawisk występujących podczas dynamicznego zrywania próbek przeprowadzone przez Zakład Komputerowego Wspomagania Projektowania Instytutu Konstrukcji i Eksploatacji Maszyn Politechniki Wrocławskiej [85, 86] wskazują, iż prędkość górnego uchwytu jest zmienna i niezerowa. Analiza obrazu zarejestrowanego przez szybką kamerę wykazała, że dolny uchwyt – pełniący jednocześnie rolę kowadła, w które uderza bijak młota – odbija się od pazura, co powoduje oscylację jego prędkości.

Wymagana jest zmiana systemu mocowania próbek bądź metody rejestracji zjawiska. Prace w tym kierunku są intensywnie prowadzone. Ze względu na dość znaczne oscylacje krzywych naprężenia w funkcji odkształcenia względne wyznaczenie parametrów równania konstytutywnego Cowpera–Symonds (CS) przeprowadzone zostało za pomocą narzędzi statystycznych. Pozwoliło to na maksymalizację współczynnika korelacji R^2 modelu CS i zmierzonych parametrów.

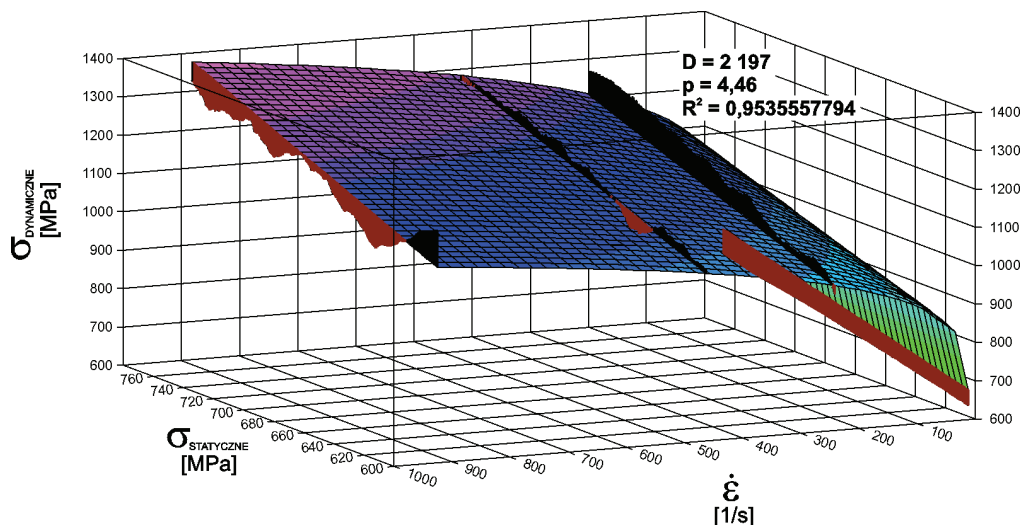
W celu porównania wpływu prędkości odkształcania na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$, każdego z badanych materiałów zestawiono quasi-statyczne (2 prędkości) oraz dynamiczne (3 prędkości) krzywe rozciągania. Przykładowy wykres rozciągania stali DP600 o grubości 1,0 mm przedstawiono na rysunku 7.33. Określenia *Statyka s1*, *Statyka s4*, *Dynamika d1*, *Dynamika d2* oraz *Dynamika d3* odnoszą się do prędkości odkształcania wynoszących odpowiednio: 10^{-4} , 10^{-1} , 300, 500, 1000 s^{-1} .



Rys. 7.33. Wpływ prędkości odkształcania materiału na zależność $\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon})$ stali DP600 – grubość 1,0 mm

Do dalszej analizy wybrano zakres plastyczny, z pominięciem początkowych szczytowych naprężeń zarejestrowanych podczas dynamicznej próby rozciągania do momentu, w którym naprężenia na krzywych rozciągania zaczęły znacząco opadać (ocena wizualna). Ponieważ podczas quasi-statycznego rozciągania wydłużenie materiału w momencie zerwania było mniejsze niż podczas zrywania dynamicznego, krzywe statyczne ekstrapolowano.

Po odcięciu zbędnych części dane poddano analizie statystycznej w celu oszacowania współczynników modelu CS cechujących się największym współczynnikiem korelacji pomiędzy modelem a danymi pomiarowymi. Zebrane przebiegi umieszczono w układzie współrzędnych (σ_{dyn} , σ_{stat} , $\dot{\varepsilon}$) i poddano regresji wielorakiej w celu ilościowego ujęcia związków pomiędzy zmiennymi niezależnymi (σ_{stat} , $\dot{\varepsilon}$) a zmienną kryterialną (σ_{dyn}). Przykładowe dopasowanie modelu CS do danych uzyskanych na drodze pomiarowej przedstawiono na rysunku 7.34.



Rys. 7.34. Korelacja pomiędzy modelem CS a zebranymi danymi – stal DP600 o grubości 1,0 mm

Tabela 7.5. Współczynniki D i p modeli CS badanych materiałów

Gatunek stali	Grubość [mm]	D [-]	p [-]	$D_{0,95}$ [-]	$p_{0,95}$ [-]	R^2 [-]
DP600	1,0	2197	4,46	±90	±0,10	0,95
	1,2	2150	4,69	±96	±0,12	0,94
DP800	1,0	110 105	4,79	±15 617	±0,12	0,94
	1,2	3005	4,47	±137	±0,10	0,96
DP1000	1,0	1 022 176	4,39	±382 077	±0,21	0,85
H320LA	1,0	3062	4,08	±166	±0,11	0,94
	1,2	35 766	4,49	±5972	±0,17	0,86
DC01	1,2	302	4,12	±12	±0,17	0,86
TRIP RA-K 40/70	1,0	39 237 471	5,50	±29 063 850	±0,36	0,96

W wyniku przeprowadzonej analizy oszacowano parametry D i p modelu Cowpera–Symonds badanych materiałów. Dokonano także analizy danych, zwłaszcza współ-

czynnika korelacji R^2 oraz przedziałów ufności, zakładając poziom istotności $\alpha = 0,05$ (przedział ufności 95%). Uzyskane wyniki przedstawiono w tabeli 7.5.

Uzyskane wartości współczynników należy traktować jako wstępne. Wyniki uzyskano, używając danych materiałowych zebranych na drodze eksperymentów (zrywanie quasi-statyczne i dynamiczne) przeprowadzonych w okresie kilku lat. Przez ten czas modyfikacjom ulegały tory pomiarowe bądź maszyny, których używano podczas eksperymentów. Zmieniany był także rodzaj zastosowanych uchwytów oraz operatorzy dokonujący pomiaru. Autorzy niniejszej pracy zmuszeni byli także dokonać wyboru pomiędzy dwoma – lub więcej – różniącymi się wzajemnie seriami wyników badań doświadczalnych tych samych materiałów. Liczba parametrów, jakie uległy zmianie, zmusza do potraktowania uzyskanych danych, mimo dużego współczynnika korelacji i stosunkowo wąskich przedziałów ufności, jako wstępnych, które muszą zostać podane walidacji z rzeczywistym modelem materiału.

8. OPRACOWANIE MODELI POŁĄCZEŃ PRZETŁACZANYCH

Realizacja badań nad nośnością połączeń przetłaczanych umotywowana jest stale poszerzającym się spektrum ich potencjalnego zastosowania w przemyśle. Mimo iż wstępne badania wykazują mniejszą, w porównaniu ze zgrzeinami, wytrzymałość na rozerwanie i ścinanie, to mogą być one z powodzeniem stosowane – pod warunkiem dokładnego przebadania – w budowie struktur przenoszących obciążenia. Na korzyść technologii klinczowania przemawia także kilka następujących argumentów:

- brak pogorszenia właściwości mechanicznych łączonych materiałów (rozrost ziarna),
- możliwość łączenia materiałów z pokryciami ochronnymi, w tym również trudno przewodzących prąd pokryciami ceramicznymi,
- brak emisji szkodliwych dla zdrowia gazów oraz światła o dużym natężeniu.

Wspomniane cechy skłaniają do pogłębiania wiedzy na temat tej technologii. Przegląd literatury wskazuje na możliwości wykorzystania symulacji numerycznych w celu lepszego zrozumienia zjawisk zachodzących podczas tego procesu [87].

Przeprowadzenie eksperymentów numerycznych, zaplanowanych zgodnie z modelem BoxBehnkena, umożliwiło opracowanie metodyki doboru geometrii narzędzi pozwalającej na uzyskanie połączeń o określonej wytrzymałości na wyrywanie i ścinanie. Wyprowadzono także analityczne zależności określające maksymalne siły niszczące złącza przetłaczane. Podejmowane są liczne próby wyznaczenia poziomu istotności poszczególnych parametrów geometrycznych stempla i matrycy w aspekcie ich wpływu na wartość maksymalną siły zrywającej. Podjęto także próbę określenia optymalnych parametrów geometrycznych narzędzi [91] za pomocą metodyki Taguchi. Wykonano badania dotyczące wpływu grubości przetłaczanego materiału znajdującego się od strony stempla i matrycy na wytrzymałość połączenia [92, 93].

Podjęte zostały próby określenia przydatności połączeń klinczowych do łączenia konstrukcji kratowych [94]. Autorzy publikacji porównali wytrzymałość, ilość absorbowanej energii i sztywność połączeń hybrydowych (klinczowych, klejonych) z połączeniami klinczowanymi, w zależności od ich rozstawu, temperatury pracy, grubości

oraz rodzaju łączonych blach. Zbadano wytrzymałość zmęczeniową połączeń klin-czowych. Autorzy pracy doszli do wniosku, że wpływ konfiguracji połączeń jest nie-znaczny. Wytrzymałość zmęczeniowa stanowi około 50% wytrzymałości statycznej, zarówno w przypadku złącz umieszczanych szeregowo, jak i równolegle do kierunku działania siły. Wartość ta jest znacząco większa niż w przypadku zgrzeiny punktowej 30–40%. Analiza z użyciem skaningowego mikroskopu elektronowego (SEM) wyka-zała trzy rodzaje uszkodzeń powstających podczas badań zmęczeniowych, a badania numeryczne, wykonane metodą elementów skończonych (FEM), potwierdziły miejsca występowania pęknięć.

Znane są również prace dotyczące aspektu ekonomicznego zastosowania klin-czowania. W przypadku liczby złącz wynoszącej 200 000 jest to proces warunkowo tań-szy. Wykorzystanie tej technologii jest opłacalne, jeżeli minimalna trwałość narzędzi wynosi 55 000 połączeń [97]. Wspomniana analiza nie uwzględniała jednak kosztów składowania i transportu narzędzi niezbędnych do wytworzenia połączeń, co dodat-kowo przemawia za łączeniem przez przetłaczanie.

W literaturze nie spotkano się natomiast z próbą wyznaczenia krzywej nośności połączenia o różnym udziale procentowym sił ścinających i wrywających.

8.1. MODEL POŁĄCZENIA PRZETŁACZANEGO

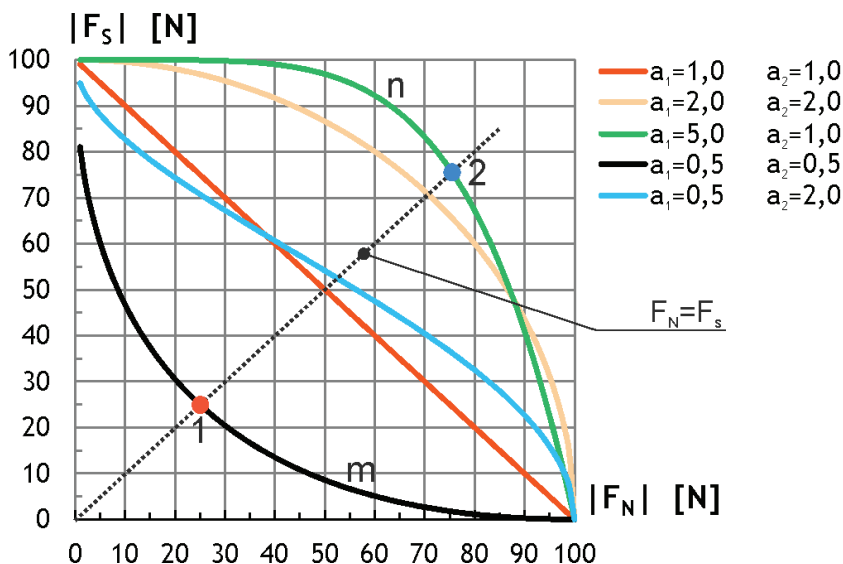
Autorzy prac naukowych ograniczają się zazwyczaj do przeprowadzenia badań polegających na wyznaczeniu siły wrywającej $F_{N\max}$ oraz siły ścinającej złącze $F_{S\max}$. Określenie omawianych współczynników uzyskuje się przez zrywanie serii próbek pod dwoma wzajemnie prostopadłymi kątami. Praktyka ta umożliwia na ocenę zachowania połączenia w przypadkach czystego ścinania oraz wrywania. W rzeczy-wistości sytuacje takie nie występują, a w złączu panuje złożony stan obciążenia. Po-prawne zachowanie modelu połączenia wymaga określenia krzywej nośności, a więc wyznaczenia dodatkowych współczynników a_1 oraz a_2 zawartych we wzorze (8.1).

$$\left(\frac{F_N}{F_{N\max}}\right)^{a_1} + \left(\frac{F_S}{F_{S\max}}\right)^{a_2} \leq 1 \quad (8.1)$$

gdzie: F_N – siła normalna, $F_{N\max}$ – maksymalna siła normalna, F_S – siła ścinająca, $F_{S\max}$ – maksymalna siła ścinająca.

Na rysunku 8.1 przedstawiono przykładowe krzywe nośności złącza, które cechuje się maksymalną siłą wrywającą i ścinającą o wartości 100 N. Złącze o współczynn-kach $a_1 = 0,5$ i $a_2 = 0,5$ (krzywa *m*) zerwane zostanie, gdy siła $F_N = 25$ N i $F_S = 25$ N (pkt 1: $F_{WYP} \approx 35$ N), natomiast złącze o współczynnikach $a_1 = 5,0$ i $a_2 = 1,0$ (krzywa *n*),

obciążane w ten sam sposób (jednakowy procentowy udział siły wyrywającej i ścinającej), zniszczone zostanie podczas działania sił $F_N = 75$ N i $F_S = 75$ N (pkt 2: $F_{WYP} \approx 106$ N). Jak widać na podanym przykładzie, w zależności od omawianych parametrów, siła wypadkowa może różnić się nawet trzykrotnie.



Rys. 8.1. Zależność nośności złącza od współczynników a_1 i a_2 [98]

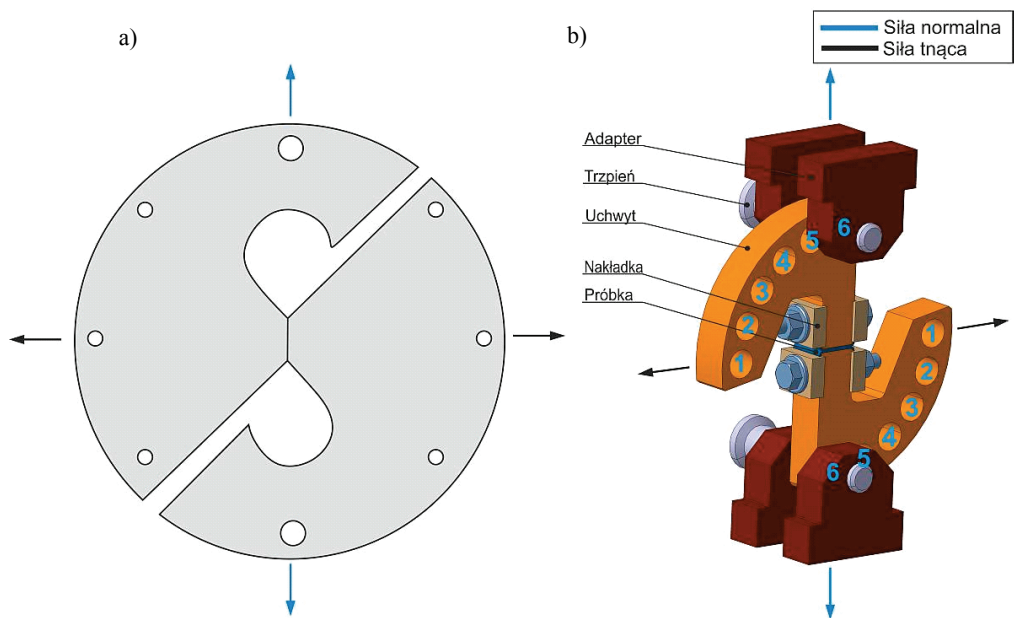
Omówiony przykład pokazuje jednoznacznie, iż samo wyznaczenie siły $F_{N_{max}}$ oraz $F_{S_{max}}$ może być wystarczające jedynie w przypadku porównywania właściwości wytrzymałościowych złączy wykonanych za pomocą tej samej technologii. Wykonanie analizy numerycznej z użyciem elementów rozłącznych, których kryterium zniszczenia opisane jest za pomocą równania (8.1) wymaga przeprowadzenia dodatkowych eksperymentów w celu wyznaczenia współczynników a_1 i a_2 .

8.2. PROJEKT OPRZYRZĄDOWANIA MASZYNY WYTRZYMAŁOŚCIOWEJ

W celu wyznaczenia parametrów a_1 i a_2 złączy przeprowadzono eksperyment polegający na quasi-stycznym zrywaniu połączeń przetłaczanych pod różnym kątem (z różnym udziałem procentowym sił składowych wyrywającej oraz ścinającej). Wy-

magął on zaprojektowania i wykonania specjalnego oprzyrządowania maszyny wytrzymałościowej przedstawionego bliżej na rysunku 8.2b.

Urządzenie oparte jest na idei przyrządu Arcana (rys. 8.2a), który pozwalał na badanie materiałów kompozytowych bez udziału zginania. Stan czystego ścinania potwierdzony został przez pomiary tensometryczne oraz analizę rozkładu izochrom podczas badania elastoptycznego. Przyrząd Arcana jest przedmiotem wielu modyfikacji i adaptacji. Jurf i Pipes [100] użyli przyrządu do określenia charakterystyki pęknięcia międzywarstwowego kompozytów. Liu i Fleeter [101] pierwsi za jego pomocą zbadali wytrzymałość na ścinanie świerku sitkajskiego oraz daglezi. Pierwsza poważna modyfikacja urządzenia wykonana została przez Yena [102], co wyeliminowało konieczność użycia klejów, skracając znacznie czas przeprowadzania eksperymentu. Od tego czasu zasada działania urządzenia pozostała praktycznie niezmienna. Kolejne zmiany obejmowały: kształt i materiał urządzenia, zmianę sposobu mocowania próbki, czy liczbę otworów pozwalającą na badanie pod różnym kątem.



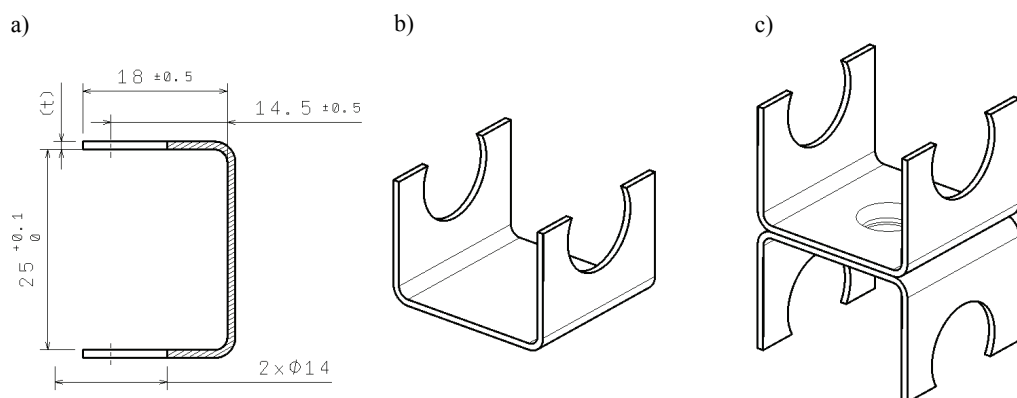
Rys. 8.2. Zaprojektowany przyrząd pomiarowy:
a) przyrząd Arcana, b) przyrząd zaprojektowany przez autorów pracy

Zaprojektowane urządzenie składa się z: dwóch kompletów adapterów umożliwiających jego zamocowanie w standardowych szczękach maszyny wytrzymałościowej, dwóch trzpieni mocujących oraz dwóch kompletów nakładek służących do zamocowania próbki w uchwytach za pomocą śrub. Każdy z uchwytów ma 6 – rozmieszczonych co 18 stopni – otworów.

W zależności od otworów użytych do zamocowania przyrządu w szczękach maszyny, próbka przedstawiona na rysunku była obciążana wyłącznie siłami: wyrywającą (otwory nr 6), tnącą (otwory nr 1) bądź stanem złożonym z poszczególnych składowych (otwory 2–5).

8.3. PRZYGOTOWANIE PRÓBEK

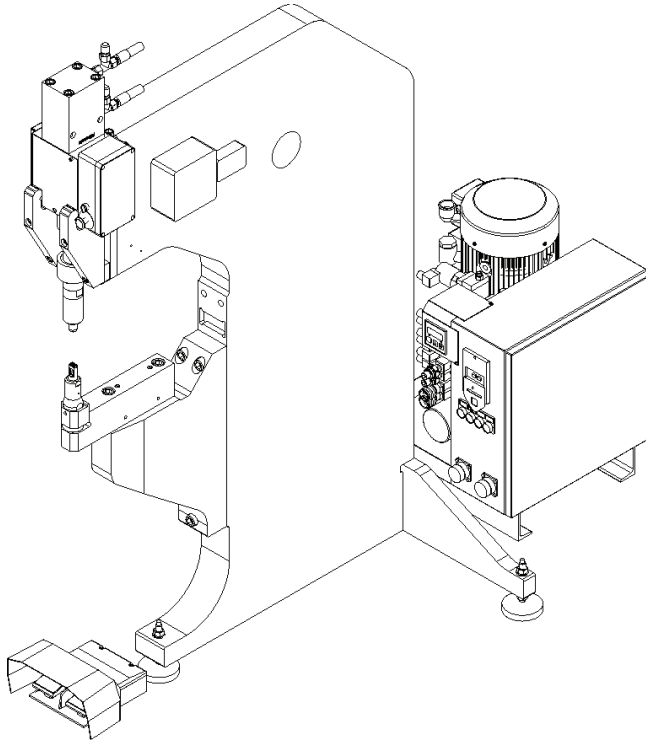
Próbki do badań wykonano z pasków o szerokości 25 mm, wyciętych na gilotynie do stali. Ich długość była wymiarem wynikowym, zależnym od grubości blachy. W pakiecie składającym się z około 30 elementów wywiercono następnie otwory o średnicy 14 mm, umożliwiające zamocowanie próbek w przyrządzie. W późniejszym etapie dwa pierwsze procesy technologiczne zastąpiono wycinaniem strugą wody na podstawie rysunku rozwinięcia. Wykonane elementy następnie zaginano na numerycznej giętarnie krawędziowej. Środki tak przygotowanych detali zostały ze sobą połączone za pomocą największego z narzędzi firmy ECKOLD do łączenia metodą RPJ o zewnętrznej średnicy występu (zewnętrzna średnica złącza od strony matrycy) 8,0 mm, tworząc postać końcową próbki do niszczącego badania złącza (rys. 8.3). Poprawność wykonania połączenia sprawdzano przez pomiar grubości dna złącza. Parametry procesu na bieżąco dostosowywano tak, aby uzyskać grubość dna pozwalającą na uzyskanie maksymalnej wytrzymałości na ścinanie określonej podczas wcześniejszych badań polegających na quasi-statycznym zrywaniu serii próbnej.



Rys. 8.3. Próбка do badania złącza:

a) przekrój, b) widok izometryczny komponentu; c) widok izometryczny gotowej próbki

Uzyskanie powtarzalnego miejsca łączenia, znajdującego się dokładnie w punkcie centralnym środników ceowników, wymagało zaprojektowania i wytworzenia specjalnego oprzyrządowania. Służyło ono – oprócz wzajemnego ustalenia położenia ceowników – ich pozycjonowaniu względem matrycy i stempla hydraulicznej prasy stojakowej Eckold DFG 500/150 DW użytej do kłinczowania (rys. 8.4), a znajdującej się w Zakładzie Inżynierii Procesów Kształtowania Plastycznego Instytutu Technologii Maszyn i Automatykacji na Wydziale Mechanicznym Politechniki Wrocławskiej.



Rys. 8.4. Hydrauliczna prasa stojakowa Eckold DFG 500/150 DW

Do zamocowania próbek w przyrządzie użyto śrub $M10 \times 50$ klasy 10,9 z łbem sześciokątnym, gwintowanych na całej długości trzpienia. Obliczony został moment dokręcenia wg wzoru (8.2):

$$M_S = M_{T_1} + M_{T_2} = 0,5Qd_2 \operatorname{tg}(\gamma + \rho) + Q\mu r_{sr} \quad (8.2)$$

gdzie: r_{sr} – średni promień powierzchni styku, μ – współczynnik tarcia na powierzchni oporowej, γ – kąt wzniosu gwintu (pochylenia linii śrubowej), ρ – pozorny kąt tarcia, Q – siła napięcia w śrubie (poosiowa), d_2 – średnica podziałowa śruby.

Założono współczynnik tarcia – 0,3 i siła zrywająca połączenia klinczowe – 5000 N, naprężenia w śrubie kształtują się na poziomie 80 MPa. Z obliczeń wynika także, iż należy ją dokręcić momentem wynoszącym 18 N·m bądź większym. Zapobiegnie to wyslizgnięciu się próbki z przyrządu.

8.4. TOR POMIAROWY

Serię pomiarową stanowiły połączenia blach o określonej grubości, wykonane z tego samego materiału. Każda z serii pomiarowych składała się z 29–32 próbek, minimum 4 szt. na każdy z badanych kątów. Przebadano materiały wyszczególnione w tabeli 8.1 – w sumie 363 próbki.

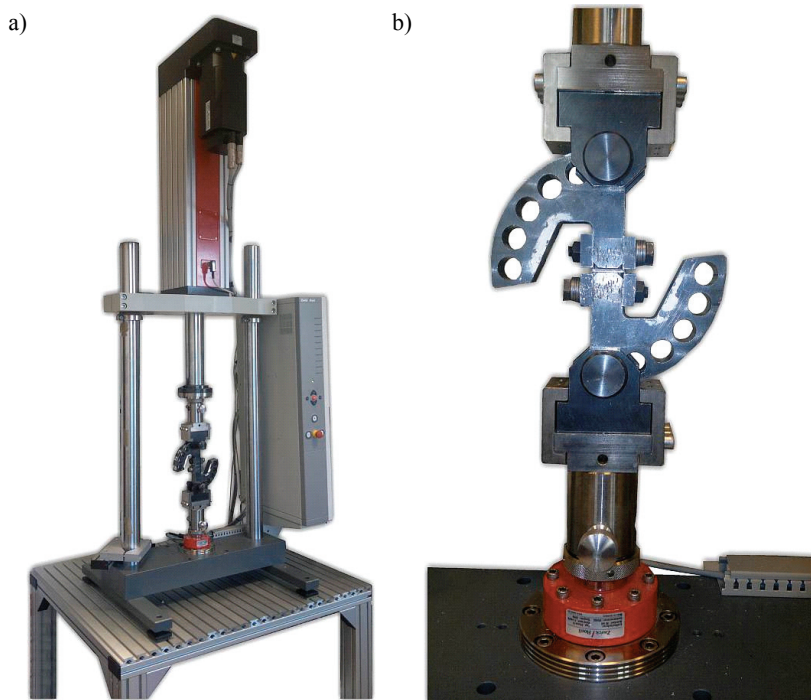
Tabela 8.1. Badane rodzaje połączeń klinczowych

Gatunek stali	Badana grubość [mm]		
	0,8	1,0	1,2
DC01	0,8	1,0	1,2
H320LA	–	1,0	1,2
DP600	0,8	1,0	1,2
DP800	0,8	1,0	1,2
DP1000	–	1,0	–
TRIP RA-K 40/70	–	–	–

Proces quasi-statycznego zrywania połączeń klinczowych przeprowadzono na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej firmy ZWICK EZ030 o zakresie dopuszczalnych obciążeń 0–30 kN (rys. 8.5). Badania wykonano z prędkością 5 mm/min. Rejestracja z częstotliwością 50 Hz odbywała się na komputerze podłączonym do maszyny wytrzymałościowej. Dodatkowo proces zrywania próbek rejestrowano kamerą wideo.

Wszystkie próbki po zakończeniu badania zostały oznaczone. Na każdą z połówek naniesiono informacje dotyczące materiału, jego grubości, kąta zrywania i numeru w serii. Oznaczono także orientację obydwu części względem siebie tak, aby istniała możliwość ich złożenia i późniejszego prześledzenia efektów eksperymentu. Zanotowano także sposób, w jaki próbka uległa zerwaniu. Wyróżniono trzy mechanizmy zniszczenia:

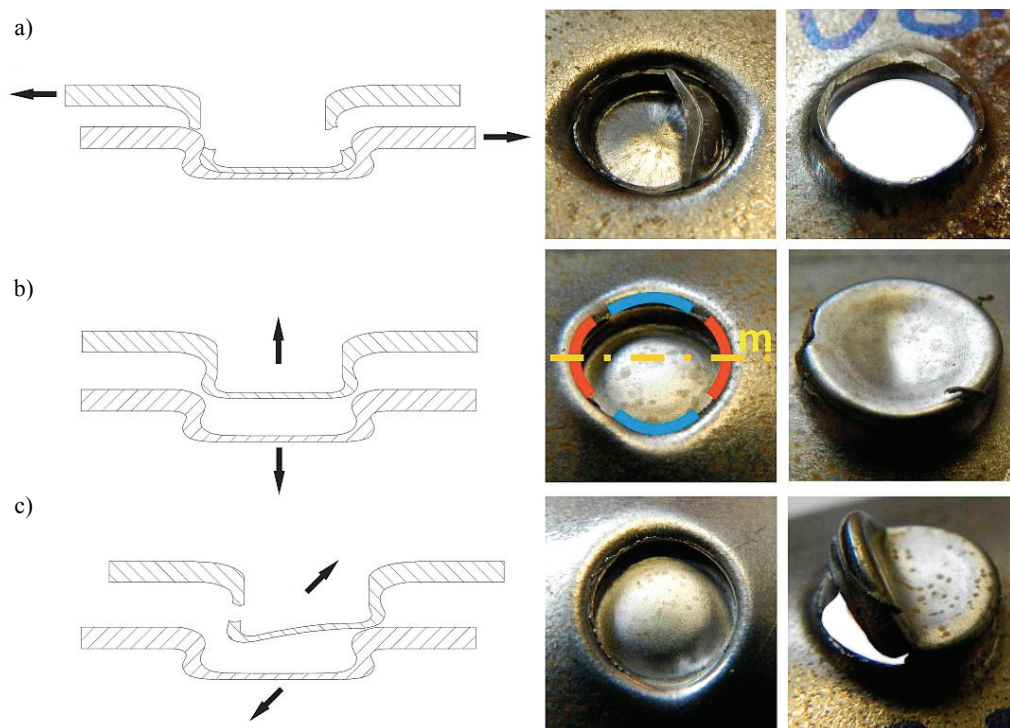
- Ścięcie połączenia (rys. 8.6a) występowało, gdy procentowy udział siły normalnej był niewielki. Mechanizm zniszczenia był zawsze jednakowy. Górna część próbki od strony stempla ulegała ścięciu w miejscu o najmniejszym przekroju. Odspojone dno górnej części połączenia zostawało w przetłoczeniu części dolnej.



Rys. 8.5. Maszyna do badań niszczących połączeń:
a) widok ogólny, b) próbka zamocowana w uchwytach

- Wysunięcie jednej części z drugiej (rys. 8.6b) występowało w przypadku niewielkiego udziału siły tnącej. Połączenie ulegało zniszczeniu poprzez plastyczne odkształcenie obu części. Górna część próbki od strony stempla wysuwała się z części dolnej bez naruszenia ciągłości materiału. Na wewnętrznej stronie szyjki dolnej części (od strony matrycy) zauważono ślady płynięcia materiału. W miejscu tym dostrzeżono także sporadyczne, miejscowe pęknięcia materiału na długości stanowiącej około 10–20% obwodu połączenia. Kształt rozłączonych części zmieniał się z okrągłego na eliptyczny. Było to spowodowane wzrostem siły zrywającej maszyny wytrzymałościowej. Środniki połączonych ceowników ulegały zginaniu względem osi m (rys. 8.6b). Spowodowało to osłabienie kontaktu pomiędzy krawędziami oznaczonymi na niebiesko i przenoszenie coraz większej części obciążenia przez brzożki oznaczone kolorem czerwonym. W efekcie na zewnętrznej stronie górnej części powstawał charakterystyczny wgniot.

- Postać mieszana (rys. 8.6c) występowała w przypadku zbliżonego udziału procentowego siły ścinającej i wrywającej. Mechanizm niszczenia polegał na pęknięciu górnej części (od strony stempla) na długości stanowiącej około 50% obwodu i odzieleniu obu części złącza.



Rys. 8.6. Mechanizm niszczenia złącza:
a) ścięcie, b) rozłączenie, c) postać mieszana

Podczas eksperymentu rejestrowano przemieszczenie oraz siłę. Następnie wyznaczano maksymalną siłę. Kolejnym krokiem było wyznaczanie na podstawie prostych zależności geometrycznych składowych siły wrywającej i ścinającej połączenie oraz ich umieszczenie w układzie współrzędnych F_N , F_S .

Model (8.1) po przekształceniach

$$\left(\frac{F_S}{F_{S \max}}\right)^{a_2} = 1 - \left(\frac{F_N}{F_{N \max}}\right)^{a_1}$$

$$\frac{F_S^{a_2}}{F_{S \max}^{a_2}} = 1 - \left(\frac{F_N}{F_{N \max}}\right)^{a_1}$$

$$F_S^{a_2} = \left[1 - \left(\frac{F_N}{F_{N \max}}\right)^{a_1}\right] F_{S \max}^{a_2}$$

otrzymuje postać $y = f(x, a)$

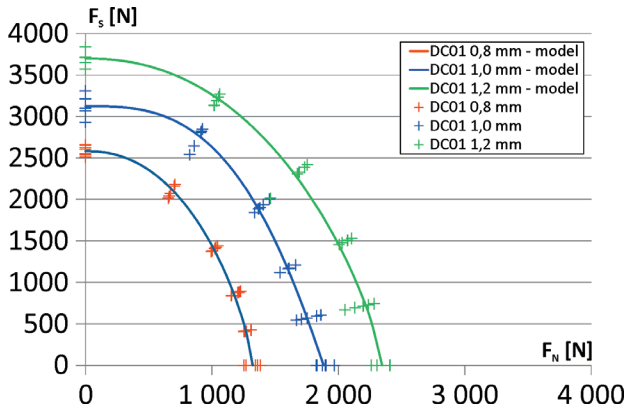
$$F_S = \left[1 - \left(\frac{F_N}{F_{N\max}} \right)^{a_1} \right]^{a_2} F_{S\max} \quad (8.3)$$

Po naniesieniu wszystkich punktów na wykres $F_S = f(F_N)$ wyznaczono współczynniki a_1 oraz a_2 modelu (8.1) za pomocą regresji wielorakiej przez minimalizację funkcji „dobroci”, czyli minimalizację sumy kwadratów odległości między punktami pomiarowymi a linią regresji

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^N \left[\frac{y_i - y(x_i, a)}{\sigma_i} \right]^2 \quad (8.4)$$

gdzie σ_i – odchylenie standardowe.

Umożliwiło to dostrojenie przyjętego modelu do wyników eksperymentu. Ich wzajemne dopasowanie przedstawiono na przykładzie stali DP600 o zróżnicowanej grubości (rys. 8.7). Procedurę tę powtarzano w przypadku każdej z badanych serii.



Rys. 8.7. Dopasowanie modelu do danych pomiarowych – DP600

Punkty przedstawiają dane zebrane na drodze eksperymentu rzeczywistego. Reprzentują one maksymalną siłę zarejestrowaną podczas eksperymentu zrywania złączy klinzowych z uwzględnieniem poszczególnych składowych. Krzywe reprezentują natomiast odpowiadający im model.

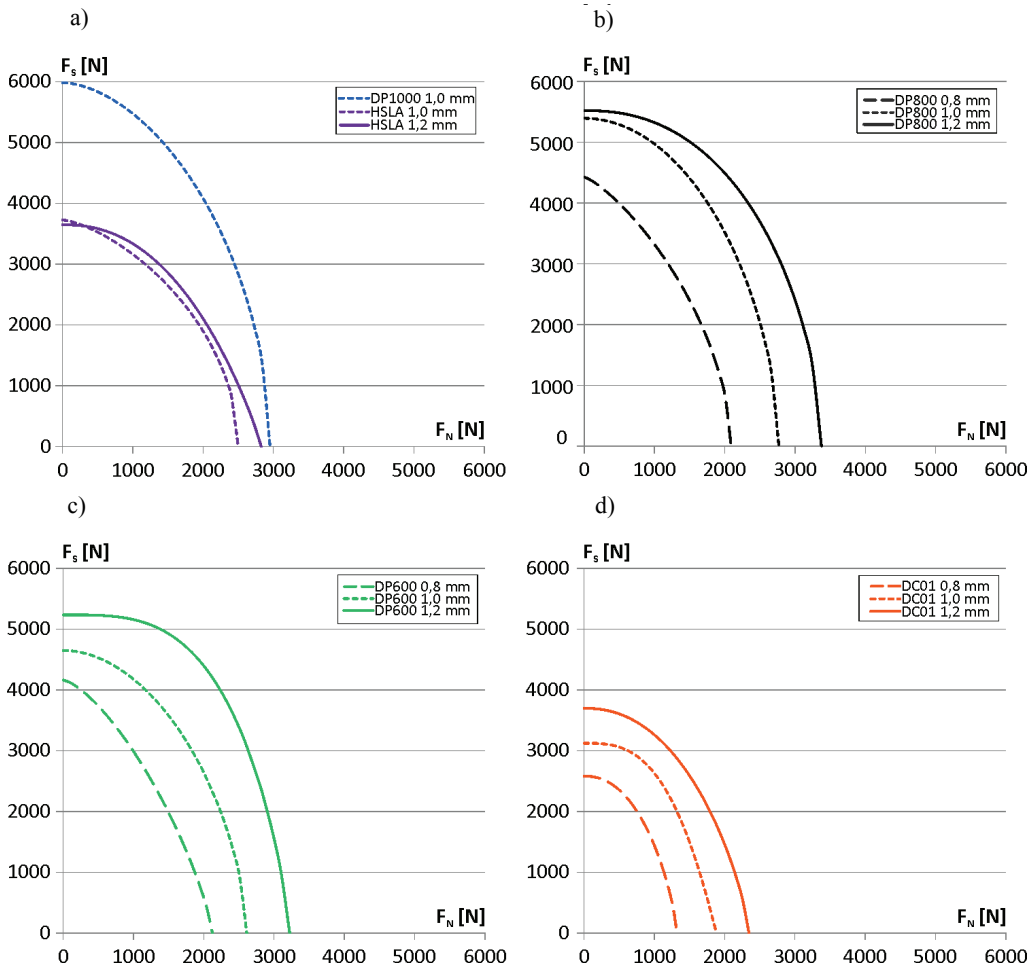
8.5. WYNIKI EKSPERYMENTU

Procedura opisana w punkcie 8.4 pozwoliła na wyznaczenie współczynników a_1 i a_2 badanych serii oraz sił F_{Nmax} i F_{Smax} . Wyznaczono także współczynnik korelacji R^2 między modelami a zgromadzonymi danymi pomiarowymi. Podczas wizualnej oceny próbek odnotowana została także postać ich uszkodzenia. Umożliwiło to precyzyjne określenie kątów granicznych oraz zakresu występowania danej postaci zniszczenia. Wynik badań przedstawiono w tabeli 8.2.

Tabela 8.2. Wyniki badań złącz klinicznych

Material	Grubość blachy [mm]	Liczba próbek [szt.]	F_{Nmax} [N]	F_{Smax} [N]	a_1 [-]	a_2 [-]	R^2 [-]	Wyrwanie [°]	Próba mieszana [°]	Ścięcie [°]
DP600	0,8	30	2124	4161	1,42	1,27	0,95	0–56	56–59	59–90
	1,0	31	2612	4649	1,91	1,62	0,88	0–41	41–45	45–90
	1,2	31	3223	5234	3,40	1,26	0,83	0–41		41–90
DP800	0,8	30	2090	4427	1,25	1,76	0,87	0–41	41–45	45–90
	1,0	32	2770	5392	1,99	1,73	0,97	0–49		49–90
	1,2	31	3375	5519	2,30	1,73	0,95	0–49		49–90
DP1000	1,0	30	2954	5984	1,74	1,85	0,89	0–49		49–90
DC01	0,8	31	1322	2581	2,23	1,32	0,97	0–49	49–63	63–90
	1,0	30	1883	3123	2,96	0,97	0,97	0–52		52–90
	1,2	29	2346	3697	2,22	1,30	0,96	0–45		45–90
HSLA	1,0	29	2501	3727	1,42	1,93	0,95	0–23	23–31	31–90
	1,2	29	2828	3647	2,28	1,10	0,97	0–31	31–38	38–90
		= 363				= 0 – 44		= 47 – 90		

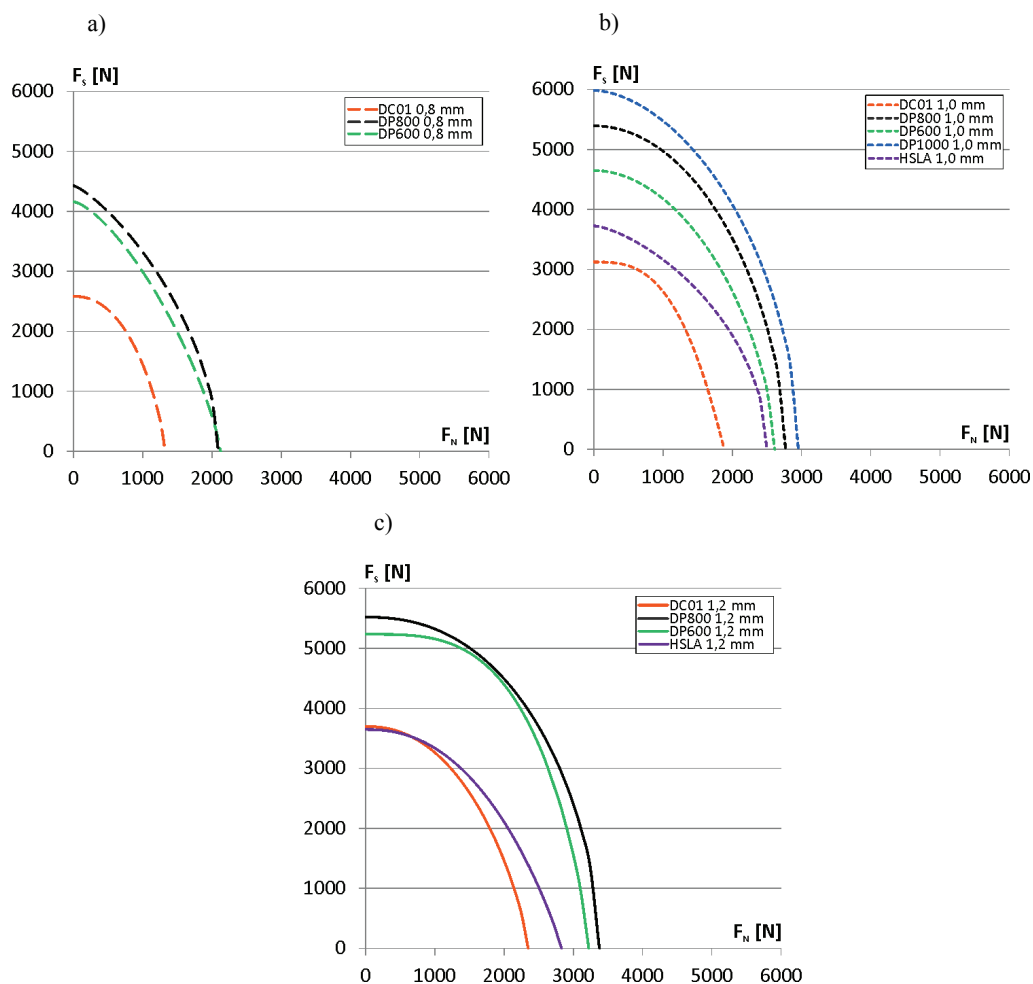
Podane wyniki zaprezentowano na rysunkach 8.8 oraz 8.9. Przedstawiają one opracowane modele badanych materiałów w układzie współrzędnych sił F_N , F_S . Analiza rysunku 8.8 pod względem wpływu grubości łączonych materiałów na wytrzymałość złącza nasuwa wiele wniosków. Zwiększenie grubości łączonych blach prowadzi z reguły do wzrostu wytrzymałości połączenia niezależnie od stosunku siły ścinającej i zrywającej. Wyjątkiem jest materiał HSLA (rys. 8.8a). Zwiększenie grubości z 1,0 mm do 1,2 mm powoduje znaczący wzrost wytrzymałości złącza na wrywanie i jego nieznaczne osłabienie na ścinanie. Zbliżona sytuacja ma miejsce w przypadku stali DP800 (rys. 8.8b). Zmiana grubości z 1,0 mm do 1,2 mm skutkuje znacznym przyrostem siły wrywającej i tylko nieznacznym wzrostem wytrzymałości na ścinanie. Można oczekiwać, iż dalsze zwiększenie grubości, bez zmiany geometrii narzędzi spowoduje – podobnie jak w przypadku stali HSLA – wzrost wytrzymałości na wrywanie i jej zmniejszenie w przypadku czystego ścięcia.



Rys. 8.8. Wpływ grubości łączonych materiałów na wytrzymałość złączy klinowych:
a) HSLA i DP1000, b) DP800, c) DP600, d) DC01

Dokonano także analizy wykresu pod względem wpływu materiału łączonych blach na siłę niszczącą złącze (rys. 8.9). Zmiana gatunku blachy o większej granicy plastyczności prowadzi zwykle do wzrostu wytrzymałości połączenia, niezależnie od stosunku składowych ścinającej i zrywającej. Dostrzeżono, iż w przypadku materiału o grubości 0,8 mm złącze wykonane z teoretycznie wytrzymalszego materiału DP800 ma mniejszą wytrzymałość na wrywanie aniżeli wykonane ze stali DP600 o takiej samej grubości (rys. 8.9a). Odwrotną zależność dostrzeżono w przypadku blach DC01 1,2 mm oraz HSLA 1,2 mm. Złącze ze stali HSLA odznacza się większą wytrzymałością na wrywanie, będąc jednocześnie mniej wytrzymałym w przypadku czystego ścinania (rys. 8.9c). Złącza wykonane ze stali DP800 okazały się najbardziej wytrzy-

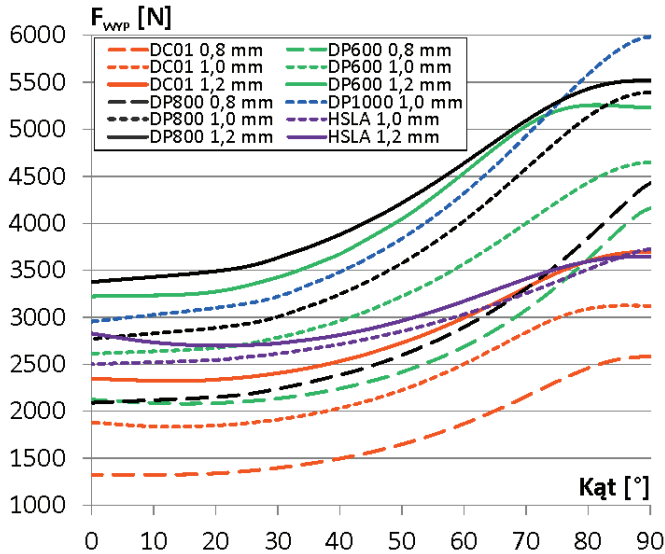
małe w grupie materiałów o grubościach 0,8 mm oraz 1,2 mm. W grupie blach o grubości 1,0 mm najbardziej wytrzymałe okazało się połączenie wykonane ze stali DP1000. Materiałem najmniej wytrzymałym okazała się stal głębokotłoczna DC01. Warte spostrzeżenia są także zbliżone przebiegi materiałów dwufazowych DP oraz wyraźna różnica między nimi a stałą HSLA (rys. 8.9b).



Rys. 8.9. Wpływ materiału łączonych blach na wytrzymałość złącz klinowych:

a) 0,8 mm, b) 1,0 mm, c) 1,2 mm

Podane zależności zaprezentowano także na rys. 8.10, który przedstawia wpływ kąta zrywania (0° – siła normalna, bez udziału ścinania; 90° – siła tnąca, bez udziału składowej normalnej) na wypadkową siły niszczącej złącze.

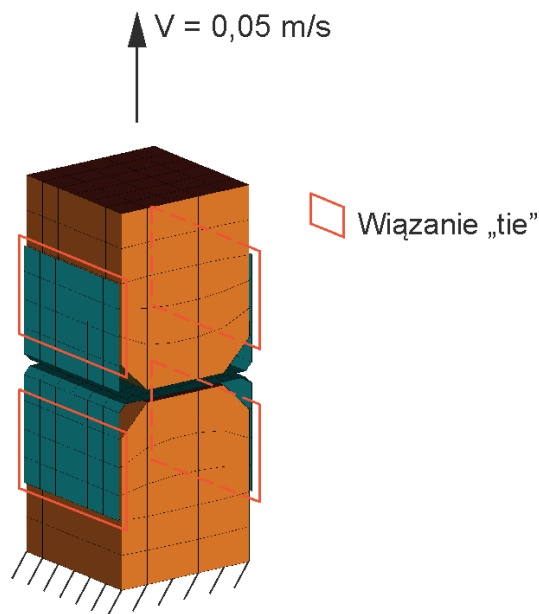


Rys. 8.10. Dopasowanie modelu do danych pomiarowych – DP600

Z przedstawionego wykresu wynika, iż połączenia klinczowe, ze względu na ich większą wytrzymałość, powinny być obciążane głównie na ścinanie. Dostrzeżono także, iż wraz ze wzrostem kąta w przedziale 0–30 następuje nieznaczny wzrost siły wypadkowej bądź też – jak w przypadku stali HSLA 1,2 mm i DC01 1,2 mm – jej zmniejszenie. Dla porównania zmiana o taki sam kąt z 90 do 60° powoduje znaczące zmniejszenie wytrzymałości.

8.6. WALIDACJA PRZYJĘTEGO MODELU POŁĄCZENIA PRZETŁACZANEGO

W celu sprawdzenia poprawności działania przyjętego modelu, wykonana została symulacja numeryczna. Utworzono postać geometryczną próbki przedstawionej na rys. 8.3c. Kolejnym krokiem była dyskretyzacja utworzonych modeli geometrycznych za pomocą powłok. Wykorzystano element skończony, który zostanie docelowo użyty w symulacjach dynamicznego zgniatania struktur energochłonnych. Ze względu na dużą sztywność przyrządu użytego w badaniach wytrzymałości złącz, jego model dyskretny uproszczono i utworzono jedynie jego końce. Służyły one do zamocowania próbki. Model obliczeniowy przedstawiono na rys. 8.11.



Rys. 8.11. Model obliczeniowy służący do walidacji złącza

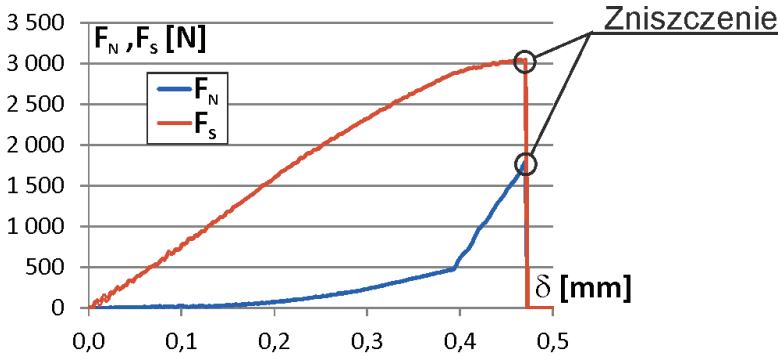
Odpowiednie węzły próbki i przyrządu zostały ze sobą połączone za pomocą kontaktu (wiązanie nierozłączne typu „tie”). Jeden z końców przyrządu został utwierdzony przez odebranie trzech stopni swobody. Drugi obciążono stałą prędkością przyłożoną do wybranych węzłów. Między odpowiednimi powłokami oraz powierzchniami elementów objętościowych nadano więz kontaktu obliczający sztywność na podstawie równoważności mas węzłowych. Korzysta on z globalnego algorytmu wyszukiwania i jest wysoce zalecany z powodu swej dokładności oraz szybkości działania. Przyjęto współczynnik tarcia $\mu = 0,15$. Model składa się z około 515 elementów skończonych, których średnia wielkość ma 4 mm.

Komponenty badanych próbek połączone ceownikami za pomocą rozłącznych, punktowych więzów. Rozważano zastosowanie następujących połączeń [103, 104]:

- Sztywnego, symulującego nit (typu *rivet*). Jego zastosowanie do łączenia struktur energochłonnych zostało wykluczone, ponieważ uniemożliwia przeniesienie sił ścinających.

- Sztywnego, symulującego zgrzeinę punktową (typu *spotweld*). Umożliwia przeniesienie zarówno sił ścinających, jak i normalnych. Możliwe jest także zdefiniowanie ilości energii, którą złącze może pochłonąć bądź czasu, jaki zajmuje zniszczenie po przekroczeniu kryterium ciągłości. Zastosowanie opisanego elementu zostało wykluczone z powodu niemożliwości połączenia elementów innych niż węzły. Przeprowadzone doświadczenia wykazały, że w przypadku złożonych stanów obciążenia, w których przeważa siłą tnąca, złączone węzły ulegają obrotowi, co powoduje znaczny

wzrost siły wrywającej i redukcję siły tnącej. Przebieg sił składowych zarejestrowanych podczas eksperymentu polegającego na równoległym przemieszczaniu połączonych środników próbek przedstawiono na rysunku 8.12. W praktyce nie jest możliwe uzyskanie stanu czystego ścinania. Element ten nadaje się do symulowania połączeń obciążonych głównie siłą normalną,



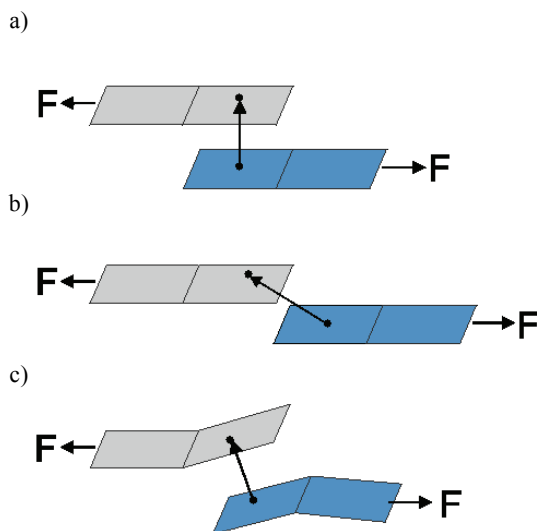
Rys. 8.12. Przebiegi siły F_N i F_S połączenia typu *spotweld* – czyste ścinanie

- Wielowarstwowego (typu *plink*). Jest to pozbawiony masy element kontaktowy. Nadaje się do modelowania zgrzein, nitów oraz innych połączeń punktowych. Jest niezależny od utworzonej siatki elementów skończonych i umożliwia wzajemne skojarzenie powłok oraz powierzchni elementów objętościowych znajdujących się w obrębie wskazanego obszaru [105]. Połączeniu można nadać dodatkowe więzy w postaci liczby łączonych warstw (do 5). Ma ono także kilka parametrów umożliwiających efektywne i poprawne wyszukiwanie łączonych elementów, jak np. wskazanie preferowanego kierunku wyszukiwania, czy współczynnik korekcyjny pozwalający na proste powiązanie środków geometrycznych znalezionych elementów.

- Elastycznego, symulującego nit lub zgrzeinę punktową (typu *general interface*). Jest to najbardziej zaawansowane z połączeń, które ma największą liczbę parametrów. Bazuje ono na kontakcie nr 42 i umożliwia utworzenie połączeń nitowych (przenoszących jedynie siły normalne – 3 stopnie swobody) oraz zgrzein punktowych (przenoszących siły ścinające i wrywające – 6 stopni swobody) – rys. 8.13.

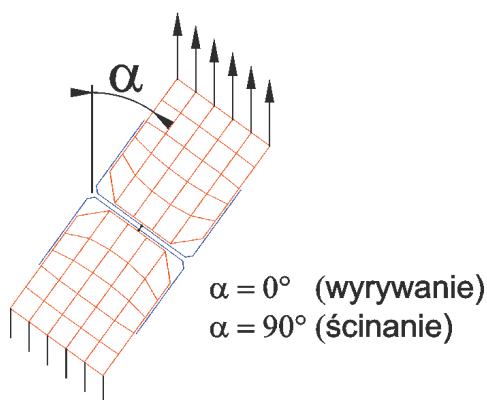
W odróżnieniu od poprzednio omawianych połączeń jest ono podatne. Istnieje możliwość zdefiniowania zmiennej w funkcji drogi sztywności na wrywanie oraz ścinanie.

Wszystkie z omawianych połączeń pozwalają na zastosowanie kryterium zniszczenia opisanego równaniem (8.1), które bazuje na przedstawionych wcześniej parametrach, tj. maksymalnej sile ścinającej F_N i wrywającej F_S oraz współczynnikach a_1 i a_2 .



Rys. 8.13. Zachowanie połączeń typu *general interface*:
 a) stan początkowy, b) połączenie nitowe (*rivet*), c) zgrzeina (*spotweld*)

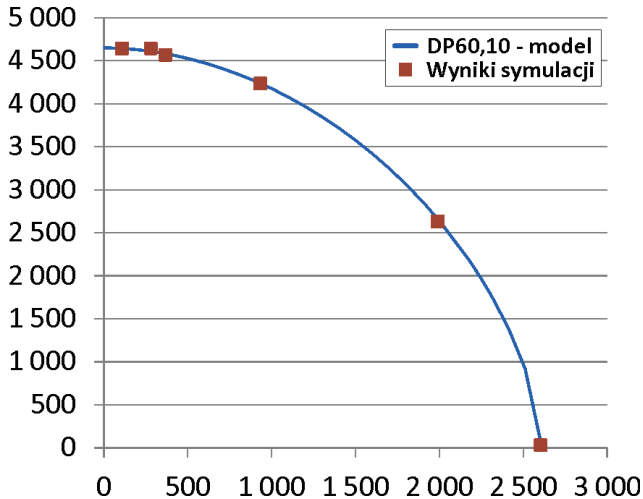
Ze względów zaprezentowanych, wybór wiązania opisującego połączenia rozłączne dokonano między dwoma ostatnimi rodzajami złącz. Ze względu na łatwość jego implementacji oraz algorytmy wspomagające wyszukiwanie łączonych elementów wybrano połączenie wielowarstwowe (typu *plink*). Ma to istotne znaczenie ze względu na wykorzystanie programów napisanych w celu automatyzacji procesu generacji plików wsadowych programu do rozwiązywania problemów numerycznych.



Rys. 8.14. Definicja kąta α

Dokonano walidacji wybranego modelu na przykładzie próbki wykonanej ze stali DP600 o grubości 1,0 mm. Przeprowadzono serie symulacji polegających na zrywaniu połączenia pod kątami α (rys. 8.14) wynoszącymi: 0, 18, 36, 54, 72 oraz 90°.

Wynikiem eksperymentu były siły: normalna oraz ścinająca połączenie. Zostały one naniesione na wykres w układzie współrzędnych (F_N , F_S), a następnie skorelowane z utworzonym modelem połączenia (rys. 8.15).



Rys. 8.15. Korelacja wyników symulacji i przyjętego modelu połączenia – stal DP600 1,0 mm

W przypadku przyjętego połączenia typu *plink* nie występował problem obrotu powiązanych elementów prowadzący do znacznego wzrostu siły normalnej podczas próby ścinania. Samo połączenie zachowywało się zgodnie z przyjętym modelem. Jego wydłużenie podczas zerwania wahało się w granicach od 0,5 mm w przypadku czystego ścinania do 2,0 mm w przypadku wrywania poprzecznego. Wartości te odbiegają od zarejestrowanych podczas rzeczywistego eksperymentu. Wynosiły one odpowiednio 1,5 mm i 6 mm.

8.7. PORÓWNANIE Z POPRZEDNIMI WYNIKAMI

Rezultaty badań przedstawione w tabeli 8.2 porównano z wynikami uzyskanymi przez poprzeczne rozciąganie (zwane w dalszej części pracy wrywaniem) i ścinanie – zgodnie z normami [106, 107] – połączonych punktowo pasków stali. Badania wykonane zostały w Zakładzie Spawalnictwa Instytutu Technologii Maszyn i Automaty-

zacji Politechniki Wrocławskiej [33]. Odcinki blach o zróżnicowanych wymiarach wycięto na numerycznej gilotynie hydraulicznej. W elementach przeznaczonych do poprzecznego rozciągania zostały następnie wykonane – za pomocą przebijarki – otwory służące do mocowania próbki w specjalnych uchwytach.

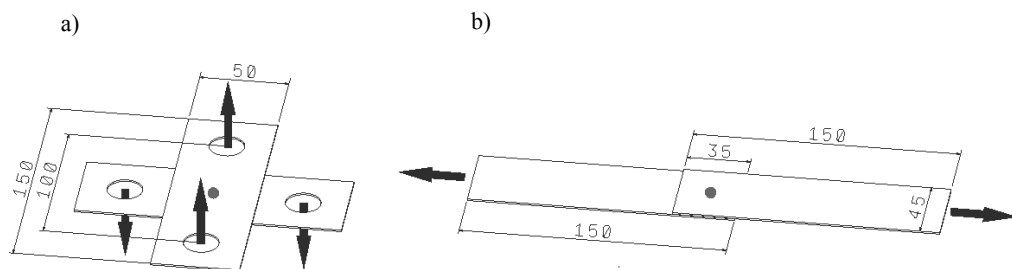
Tak przygotowane próbki poddane zostały przetłaczaniu na opisanej wcześniej hydraulicznej prasie stojakowej oraz zgrzewaniu punktowemu na zgrzewarce ZPa-80 firmy ASPA. Złącza zgrzewane wykonano za pomocą elektrod o średnicy roboczej $d = 6,0$ mm z wykorzystaniem elektrod prostych. Doboru średnicy dokonano kierując się zależnością (8.5).

$$d = 5\sqrt{g} \quad (8.5)$$

gdzie g – grubość łączonych blach.

Przed przystąpieniem do wykonania właściwych połączeń wykonana została seria próbna, mająca na celu dobór odpowiednich parametrów oraz programu zgrzewania. Połączenia wykonane zostały przez wykwalifikowanego operatora. Przebieg procesu był rejestrowany i kontrolowany za pomocą umieszczonego na elektrodach tensometrycznego przetwornika siły połączonego ze wzmacniaczem oraz cyfrowego systemu pomiarowego LogWeld.

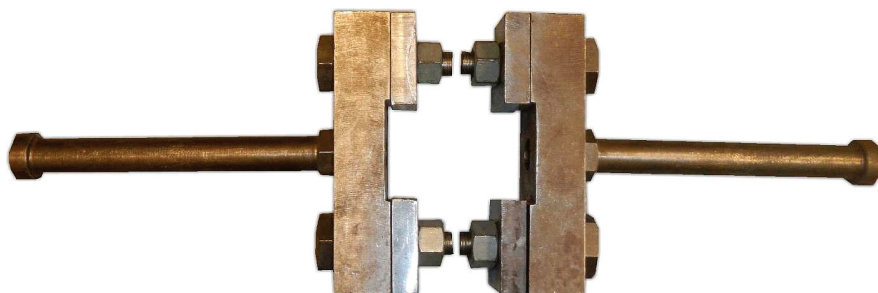
Średnica próbek przetłaczanych – z racji braku strefy wpływu ciepła – nie była badana. W celu dokładnego określenia rozmiaru jądra zgrzeiny wykonano badania ultradźwiękowe za pomocą aparatu RSWA firmy Tessonics. Przeprowadzona została także technologiczna próba wyłuskiwania zgodnie z normą oraz pomiar odsłoniętej zgrzeiny za pomocą suwmiarki. Wyniki obu badań porównano w celu wykluczenia błędu grubego.



Rys. 8.16. Wymiary próbek i schemat obciążenia złączy klinczowych:
a) zrywanie prostopadłe; b) ścinanie

Badania wrywania i ścinania połączenia przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Louis Schopper AG, wyposażonej w cyfrowy zapis danych eksperymentalnych. Rzeczywiste wymiary próbek oraz schemat ich obciążenia przedstawiono na rysunku 8.16. Złącza ścinane (rys. 8.16b) mocowane były bezpośrednio w uchwytach maszyny, natomiast próbki rozciągane poprzecznie (rys. 8.16a) montowane były

w specjalnych elementach przedstawionych na rysunku 8.17. Podczas badania rejestrowano siłę i przemieszczenie do momentu zniszczenia złącza. Autorzy pracy [33] przygotowali po trzy próbki w serii. Przebadano różną grubość i gatunek materiału (13 serii), sposób łączenia (zgrzewanie, klinczowanie) i obciążenie (zrywanie prostopadłe, ścinanie) – łącznie 156 próbek.



Rys. 8.17. Uchwyty do mocowania próbek poddanych zrywaniu prostopadłemu

Zestawienie wyników badań złącz klinczowych przeprowadzonych przez autorów (A) niniejszej pracy oraz Zakład Spawalnictwa (ZS) Instytutu Technologii Maszyn i Automatykacji Politechniki Wrocławskiej przedstawione zostało w tabeli 8.3.

Tabela 8.3. Zestawienie wyników badań złącz klinczowych

Materiał	Grubość [mm]	A	ZS	$\frac{F_{N\max 2} - F_{N\max 1}}{F_{N\max 1}}$	A	ZS	$\frac{F_{S\max 2} - F_{S\max 1}}{F_{N\max 1}}$
		$F_{N\max 1}$ [kN]	$F_{N\max 2}$ [kN]	[%]	$F_{S\max 1}$ [kN]	$F_{S\max 2}$ [kN]	[%]
DP600	0,8	2,12	2,10	-1,1	4,16	3,54	-14,9
	1,0	2,61	2,60	-0,5	4,65	4,23	-9,0
	1,2	3,22	3,11	-3,5	5,23	4,73	-9,6
DP800	0,8	2,09	2,12	1,4	4,43	3,87	-12,6
	1,0	2,77	2,86	3,2	5,39	5,08	-5,8
	1,2	3,37	3,43	1,6	5,52	5,30	-4,0
DP1000	1,0	2,95	2,73	-7,6	5,98	5,17	-13,6
DC01	0,8	1,32	1,19	-10,0	2,58	2,19	-15,1
	1,0	1,88	1,82	-3,3	3,12	2,78	-11,0
	1,2	2,35	2,19	-6,6	3,70	3,23	-12,6
HSLA	1,0	2,50	2,59	3,6	3,73	3,60	-3,4
	1,2	2,83	2,66	-5,9	3,65	3,51	-3,8
TRIP	1,0	-	2,42	-	-	4,60	-

Wyniki badań autorów niniejszej pracy cechują się zazwyczaj większymi siłami niszczącymi połączenie – zarówno ścinającymi, jak i wrywającymi. Średnia różnica w przypadku wrywania i ścinania wynosi odpowiednio 2,5 oraz 9,6%.

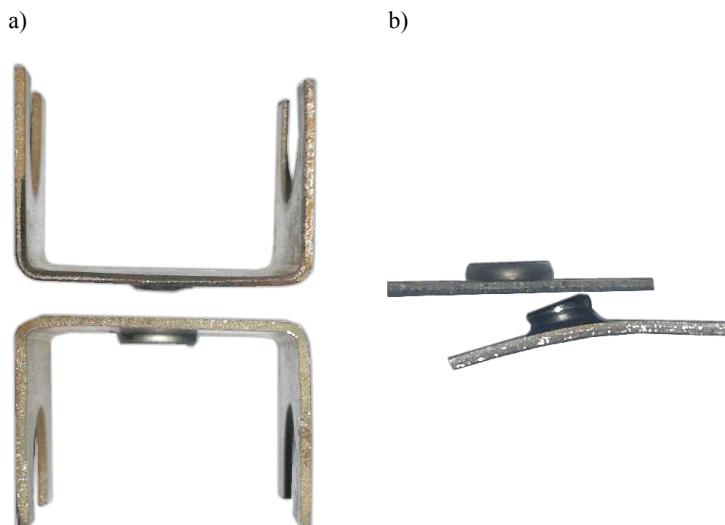
Dobra zgodność wyników uzyskanych podczas wrywania połączeń wynika ze zbliżonego mechanizmu niszczenia złącza. Jego rozginanie ograniczane jest – w przypadku zastosowania urządzenia do badań pod różnymi kątami – przez kontakt półek ceownika z przyrządem. W przypadku eksperymentu przeprowadzonego zgodnie z normą [106] jest ono blokowane przez mocowanie próbki w sztywnych uchwytach uniemożliwiających zmianę rozstawu otworów próbki.

Niezgodność rezultatów eksperymentów A i ZS ścinania połączeń wynika z różnego mechanizmu zniszczenia. W przypadku badań opisanych w pracy [33] miejsce łączenia próbki może być swobodnie zginane. Moment zginający określa wzór

$$M = Fg \quad (8.6)$$

gdzie g – ramie pary sił równe grubości łączonych blach.

W przypadku zastosowania urządzenia do badań pod różnym kątem, moment ten nie powinien – w przypadku dokładnego wykonania przyrządu – występować, a w przypadku jego pojawienia się powinien zostać zablokowany przez kontakt półek i środka ceownika z przyrządem (rys. 8.18).



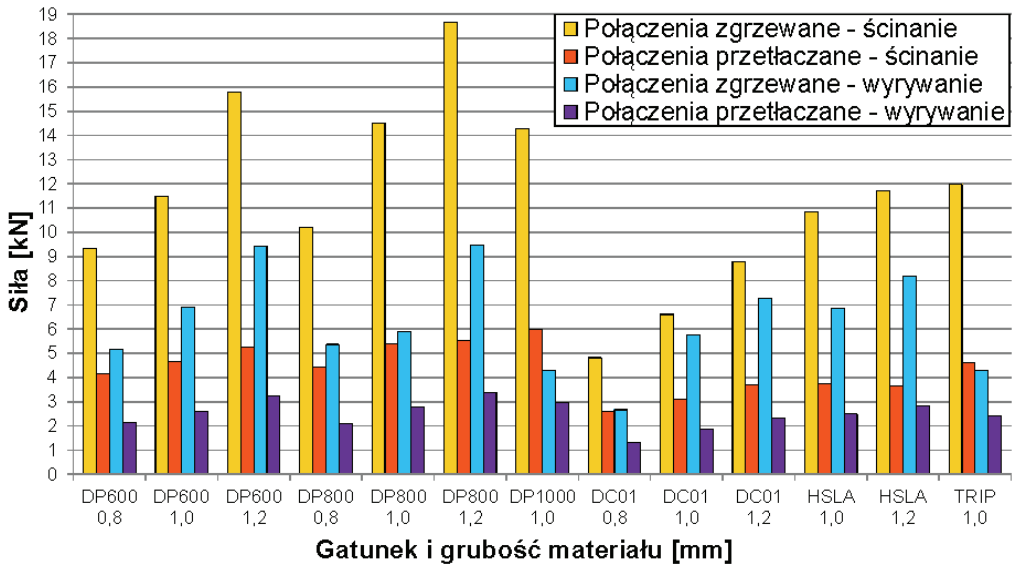
Rys. 8.18. Wygląd połączenia po ścięciu:
a) ceowniki, b) badania normowe

W pracy [33] przedstawiono także wyniki wrywania i ścinania połączeń zgrzewanych. Zostały one przedstawione w tabeli 8.4.

Zestawienie wyników badań wytrzymałości połączeń przeprowadzonych przez autorów pracy [33] przedstawiono na rysunku 8.19.

Tabela 8.4. Wyniki badań złączy zgrzewanych

Materiał	Grubość [mm]	ZS	ZS
		F_{Nmax} [kN]	F_{Smax} [kN]
DP600	0,8	5,18	9,34
	1,0	6,89	11,49
	1,2	9,42	15,78
DP800	0,8	5,37	10,21
	1,0	5,89	14,49
	1,2	9,45	18,68
DP1000	1,0	4,31	14,29
DC01	0,8	2,67	4,82
	1,0	5,75	6,61
	1,2	7,28	8,79
HSLA	1,0	6,87	10,84
	1,2	8,20	11,71
TRIP	1,0	4,30	11,97



Rys. 8.19. Zestawienie badań złączy klinzowych i zgrzewanych [33]

Z porównania wpływu rodzaju łączenia na siłę niszczącą widać, iż złącza przetłaczane wykazują się w stosunku do zgrzewanych średnio od 1,5 do 3,5-krotnie mniejszą wytrzymałością podczas quasi-statycznych prób ścinania i rozciągania poprzecznego.

9. ZGNIATANIE STRUKTUR CIENKOŚCIENNYCH

W celu pozyskania materiału możliwego do porównania z eksperymentem numerycznym, zaplanowano doświadczenie zgniatania cienkościennych elementów energochłonnych, nazywanych dalej – dla odróżnienia od próbek poddanych badaniom materiałowym – strukturami bądź kolumnami.

9.1. PRZYGOTOWANIE STRUKTUR CIENKOŚCIENNYCH DO BADAŃ

Komponenty badanych struktur energochłonnych wytworzone zostały poprzez ich wycinanie na gilotynie hydraulicznej z arkusza blachy wzdłuż kierunku walcowania (KW 0). Elementy miały wysokość odpowiadającą wymiarowi końcowemu kolumny z zachowaniem naddatku na kolejne operacje technologiczne i szerokość wynikającą z rysunku rozwinięcia części. Kolejnym krokiem było zaginanie na numerycznej prasie krawędziowej. Tak powstałe komponenty poddano procesowi łączenia:

- przetłaczaniu za pomocą narzędzia do metody R-PJ firmy ECKOLD o zewnętrznej średnicy występu 8,0 mm,
- spajaniu punktowemu wykonanemu na zgrzewarce ZP-a 80 firmy ASPA.

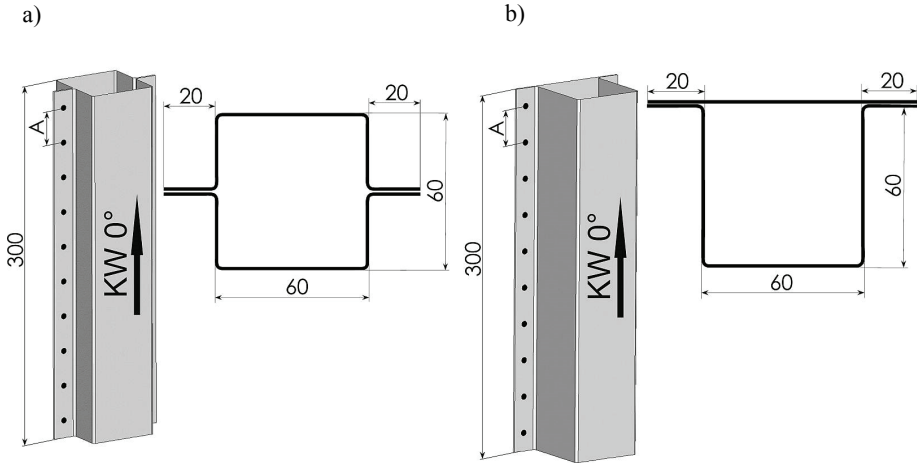
Rozstaw A połączeń dobrano na podstawie charakterystycznej długości fali plastycznej elementów jedno i dwuomgowych (tab. 9.1).

Tabela 9.1. Rozstaw A połączeń blach typu DH i TH

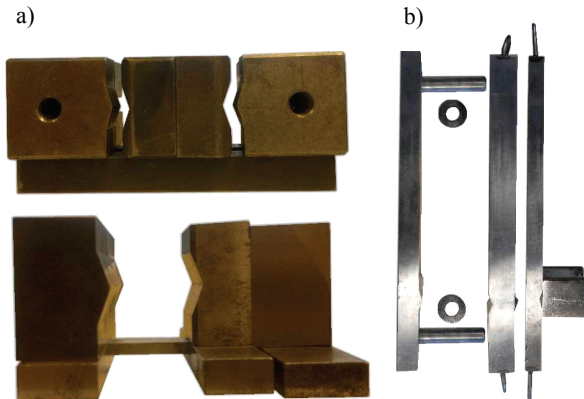
Rodzaj struktury	Grubość g		
	0,8 mm	1,0 mm	1,2 mm
DH	$A = 21$ mm	$A = 23$ mm	$A = 25$ mm
TH	$A = 36$ mm	$A = 40$ mm	$A = 42$ mm

Połączone komponenty stanowiły dwa rodzaje struktur wykorzystywanych do dalszych badań:

- jednozegowe (rys. 9.1b), oznaczane dalej jako TH (ang. *Top-hat*),
- dwuzegowe (rys. 9.1a), oznaczane dalej jako DH (ang. *Double-hat*).



Rys. 9.1. Kształty badanych struktur
a) dwuzegowe, b) jednozegowe

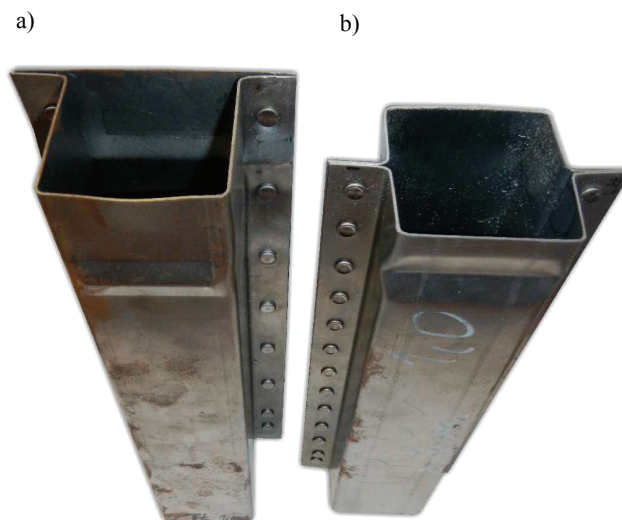


Rys. 9.2. Przyrządy do wykonywania imperfekcji struktur:
a) dwuzegowych, b) jednozegowych

Kolejna operacja polegała na wykonaniu lokalnych imperfekcji. Miały one zagwarantować zmniejszenie siły niezbędnej do zapoczątkowania plastycznego fałdowania i kontrolę nad miejscem, w którym rozpocznie się deformacja oraz progresywny charakter procesu, bez globalnego wyboczenia. Wykonanie inicjatorów zgniotu wiązało się z zaprojektowaniem i wytworzeniem niezbędnego oprzyrządowania, tj. stempli i matryc struktur *Top-hat* i *Double-hat* wykorzystywanych do ich obróbki plastycznej

(rys. 9.2). Przetłaczanie wykonywano w odległości A od górnej krawędzi struktury, tj. na wysokości między pierwszym a drugim połączeniem.

Ostatnią z operacji było planowanie obu końców kolumn energochłonnych. Czynność miała na celu zagwarantowanie prostokątności obu płaszczyzn do osi elementów. Końcową postać struktur pokazano na rys. 9.3.



Rys. 9.3. Końcowa postać struktury zgrzewanej:
a) jednoosobowe, b) dwuosobowe

W Zakładzie Spawalnictwa Politechniki Wrocławskiej wykonano w sumie 136 struktur, średnio po 3 sztuki w serii pomiarowej. Ustalono następujące nazewnictwo:

$$\text{RMA}T g(x, x)\text{RGrp} - y \quad (9.1)$$

gdzie: RMA – rodzaj materiału: DC01, TRIP, HSLA, DP60, DP80, DP10, x, x – grubość materiału: 0,8, 1,0, 1,2 (wartość wyrażona w mm), RG – rodzaj geometrii: TH (*Top-hat*), DH (*Double-hat*), rp – rodzaj połączenia: zg (zgrzewane), kl (przetłaczane), y – numer struktury w serii: 1, 2, 3, ...

9.2. QUASI-STATYCZNE ZGNIATANIE ELEMENTÓW ENERGOCHŁONNYCH

Zestawienie kolumn poddanych quasi-statycznemu ściskaniu przedstawiono w tabeli 9.2.

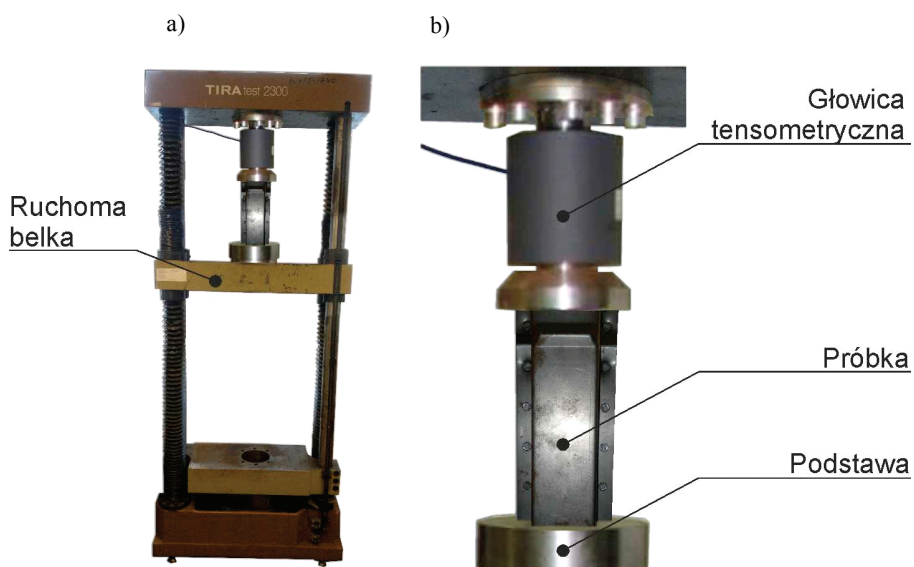
Tabela 9.2. Zestawienie badanych struktur – quasi-statyczna próba ściskania

Material	Grubość [mm]	Geometria	Złącza	Liczba [szt.]
DC01	0,8	TH	zg	3
DC01	1,0	DH	kl	3
DC01	1,0	DH	zg	4
DC01	1,0	TH	kl	3
DC01	1,0	TH	zg	4
DC01	1,2	DH	kl	3
DC01	1,2	DH	zg	3
DC01	1,2	TH	kl	3
DC01	1,2	TH	zg	3
HSLA	1,0	DH	kl	3
HSLA	1,0	TH	kl	3
HSLA	1,0	TH	zg	4
HSLA	1,2	DH	kl	3
HSLA	1,2	DH	zg	3
HSLA	1,2	TH	kl	3
HSLA	1,2	TH	zg	4
DP60	0,8	DH	kl	3
DP60	0,8	DH	zg	3
DP60	0,8	TH	kl	3
DP60	0,8	TH	zg	3
DP60	1,0	DH	kl	3
DP60	1,0	DH	zg	4
DP60	1,0	TH	kl	3
DP60	1,0	TH	zg	4
DP60	1,2	DH	kl	2
DP60	1,2	DH	zg	2
DP60	1,2	TH	kl	3
DP60	1,2	TH	zg	4
DP80	0,8	DH	zg	3
DP80	1,0	DH	kl	3
DP80	1,0	DH	zg	3
DP80	1,0	TH	kl	4
DP80	1,0	TH	zg	3
DP80	1,2	DH	kl	3
DP80	1,2	DH	zg	4
DP80	1,2	TH	kl	3
DP80	1,2	TH	zg	3
TRIP	1,0	DH	kl	3
TRIP	1,0	DH	zg	3
DP10	1,0	DH	kl	3
DP10	1,0	DH	zg	3
DP10	1,0	TH	kl	3
DP10	1,0	TH	zg	3

W celu oszacowania ilości energii niezbędnej do dynamicznego zgniotu elementów energochłonnych. W celu jej ustalenia wykonano symulacje numeryczne, które ze względu na wspomnianą w punkcie 7.3 niepewność danych materiałowych uznano za niepotwierdzone źródło informacji.

9.2.1. TOR POMIAROWY

Badania quasi-statyczne przeprowadzono na dwukolumnowej, uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej TIRAtest 2300 (rys. 9.4), wyposażonej w głowicę tensometryczną o zakresie pomiarowym 0–200 kN. Wszystkie badania wykonano z prędkością przesuwu dolnej belki 20 mm/min. Jej przemieszczanie realizowane jest za pomocą przekładni śrubowej, połączonej przez pasek zębaty z przekładnią ślimakową.



Rys. 9.4. Uniwersalna maszyna wytrzymałościowa TIRAtest 2300
a) widok ogólny, b) widok części roboczej

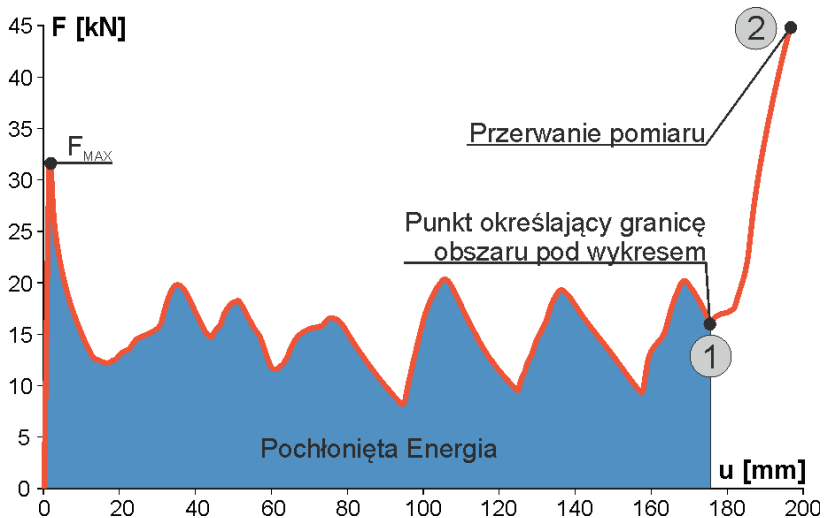
Element energochłonny ustawiano na dolnej belce wewnątrz specjalnie przygotowanej płyty ustalającej (rys. 9.5). Miała ona kształt walca o grubości 55 mm. Na jej środku wycięty został obrys zewnętrzny struktur TH oraz DH. Przed umieszczeniem kolumny wewnątrz elementu ustalającego jej dolna część wypełniana była stalowym klockiem o wymiarach wewnętrznych profili i wysokości podstawy. Opisane działanie odebrało możliwość przemieszczania się w kierunku prostopadłym do osi zgniotu.



Rys. 9.5. Płyta ustalająca do badań quasi-statycznego zgniatania elementów energochłonnych

9.2.2. PRZEBIEG EKSPERYMENTU

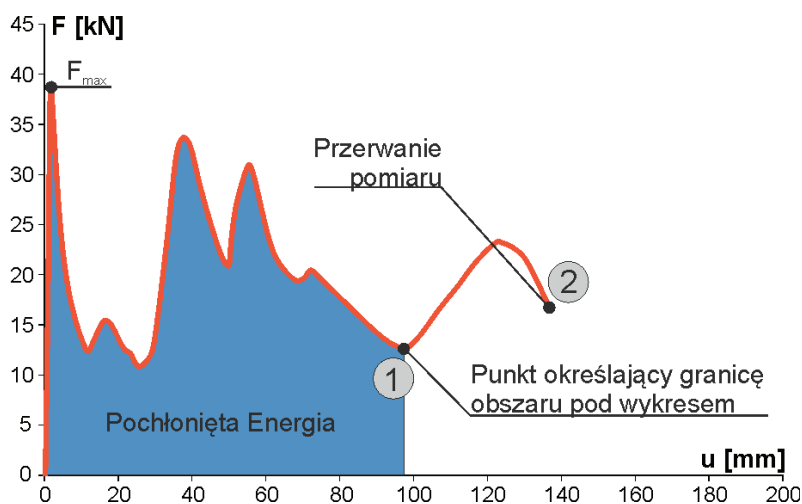
Podczas eksperymentu rejestrowana były siła i przemieszczenie. Pomiary wykonano z częstotliwością 5 Hz na komputerze połączonym z maszyną wytrzymałościową. Badania przerywano w przypadku wystąpienia jednego z warunków:



Rys. 9.6. Przerwanie badań w wyniku domknięcia ostatniej fałdy [13]

- Całkowite zgniecenie struktury energochłonnej (rys. 9.6): występuje w przypadku poprawnie zaprojektowanych kolumn. Proces ściskania odbywa się w sposób kontrolowany, a powstające fałdy wybozeniowe cechują się regularnością. Na powstającym wykresie $F = f(x)$ widać wyraźne oscylacje siły. Przerwanie pomiaru następuje w momencie całkowitego zgniecenia struktury i przekroczenia wartości siły maksymalnej (pkt 2), niezbędnej do zainicjowania procesu zgniotu, zarejestrowanej na początku przebiegu. Do oszacowania energii używany jest obszar pod wykresem od początku zgniatacia do punktu 1.

- Globalne wyboczenie struktury (rys. 9.7): skutkuje utratą stateczności i gwałtownym przejściem od jednej postaci deformacji do jakościowo innego stanu. Wynikiem wystąpienia wyboczenia jest zazwyczaj wysunięcie górnej, nieutwierdzonej części struktury spod płyty ściskającej. Do oszacowania energii używany jest obszar pod wykresem od początku zgniatacia do punktu 1.

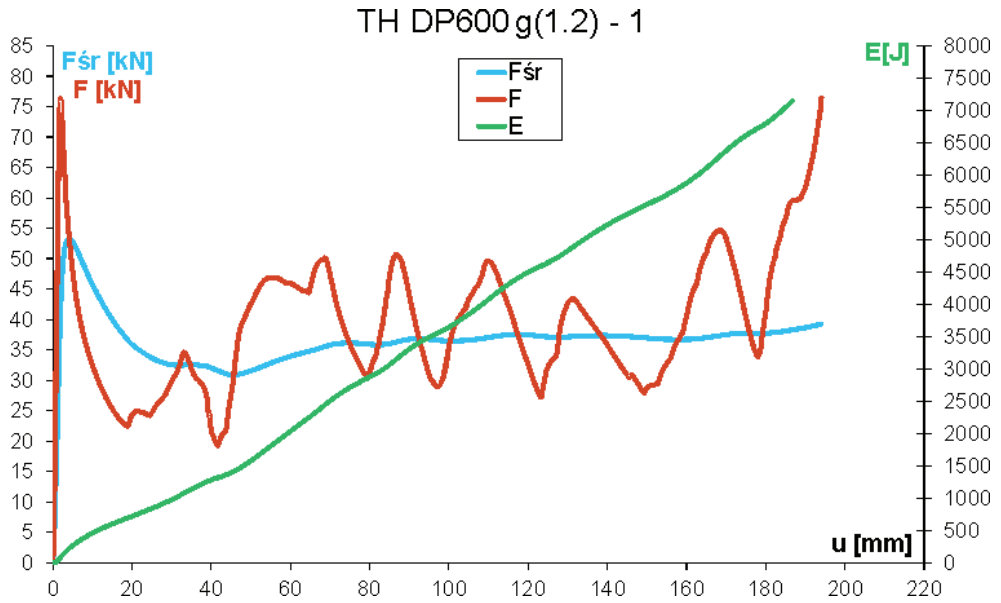


Rys. 9.7. Przerwanie badań w wyniku globalnego wyboczenia [13]

Oba z omawianych przypadków wymagają przerwania procesu zgniatacia. W przeciwnym rejestrujemy proces zgniatacia kolumny wybozczonej bądź też struktura uległa całkowitemu zgniotowi i możemy doprowadzić do uszkodzenia maszyny wytrzymałościowej.

9.2.3. WYNIKI EKSPERYMENTU

Oprócz wykresu $F = f(x)$, tworzono na podstawie bezpośredniego pomiaru, utworzono także wykresy energii $E = f(x)$ oraz siły średniej $F_S = f(x)$, których wartości wyznaczone zostały na podstawie równań (6.1) oraz (6.2). Przykładowe przebiegi zgniatacia struktury nr 1 o geometrii TH wykonanej ze stali DP600 o grubości 1,2 mm połączonej za pomocą zgrzein pokazano na rysunku 9.8. Końcową postać deformacji zaprezentowano na rysunku 9.9.



Rys. 9.8. Przebiegi krzywych E , F , F_s – struktura zgrzewana TH DP600 1,2 mm



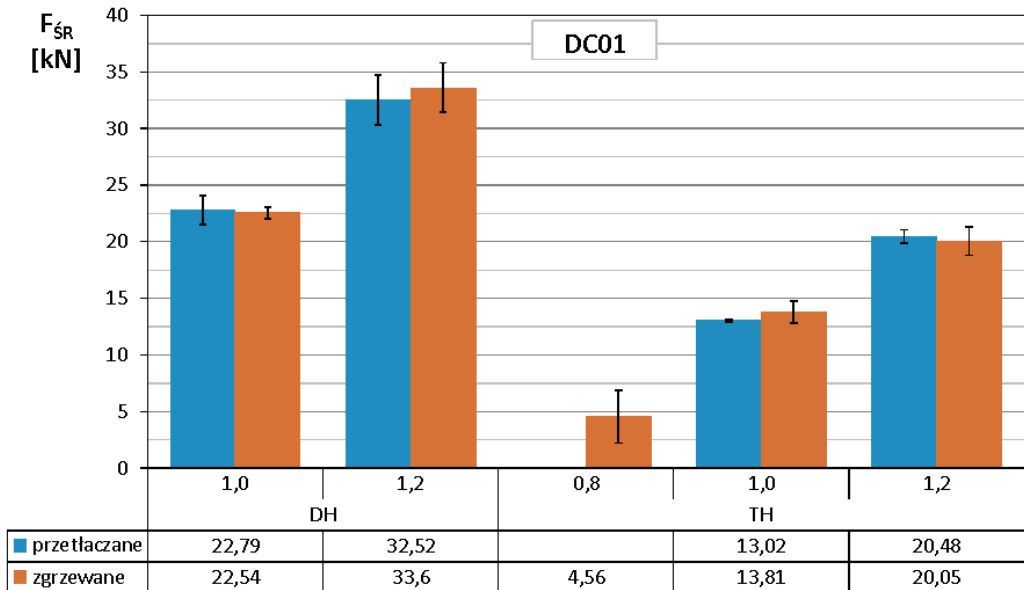
Rys. 9.9. Postać elementów po quasi-statycznej próbie zgniatania – struktury zgrzewane TH DP600 1,2 mm

Tabela 9.3. Zestawienie wyników badanych struktur – quasi-statyczna próba ściskania

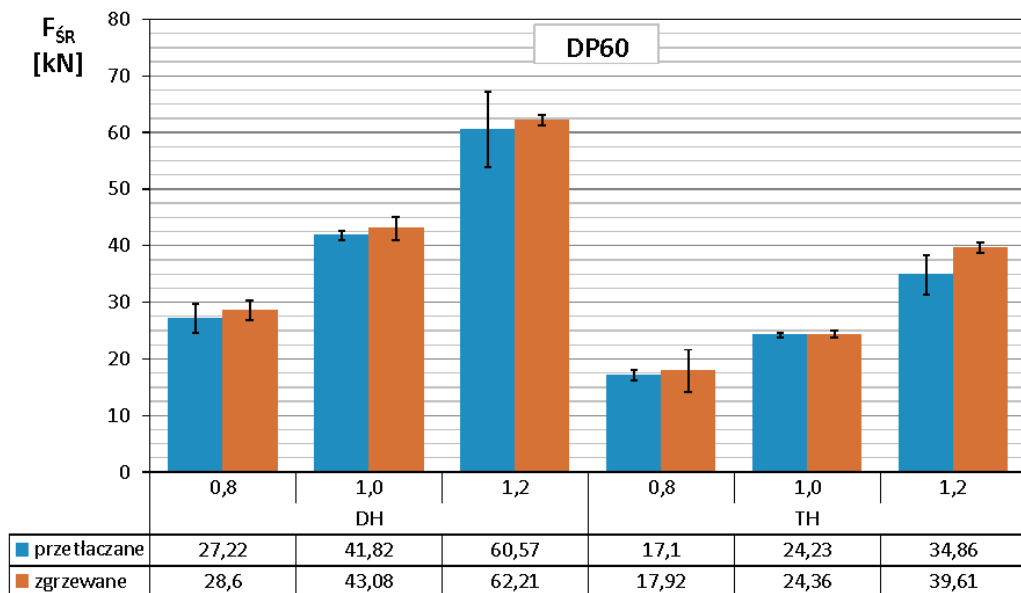
Materiał	Grubość [mm]	Geometria	Złącza	F_S [kN]	E_P [kJ]	Δ_K [mm]
DC01	0,8	TH	zg	4,56	0,83	183,19
DC01	1,0	DH	kl	22,79	4,32	189,77
DC01	1,0	DH	zg	22,54	4,21	186,89
DC01	1,0	TH	kl	13,02	2,41	185,32
DC01	1,0	TH	zg	13,81	2,57	186,34
DC01	1,2	DH	kl	32,52	5,71	175,51
DC01	1,2	DH	zg	33,60	6,32	188,07
DC01	1,2	TH	kl	20,48	3,94	192,40
DC01	1,2	TH	zg	20,05	3,79	189,11
HSLA	1,0	DH	kl	38,14	7,10	186,25
HSLA	1,0	TH	kl	24,13	4,42	182,90
HSLA	1,0	TH	zg	20,25	3,90	192,79
HSLA	1,2	DH	kl	43,61	7,79	178,72
HSLA	1,2	DH	zg	45,42	8,27	182,00
HSLA	1,2	TH	kl	26,54	5,19	195,69
HSLA	1,2	TH	zg	29,37	5,69	193,64
DP60	0,8	DH	kl	27,22	5,07	185,76
DP60	0,8	DH	zg	28,60	5,74	200,77
DP60	0,8	TH	kl	17,10	3,11	181,58
DP60	0,8	TH	zg	17,92	3,24	180,92
DP60	1,0	DH	kl	41,82	8,03	192,01
DP60	1,0	DH	zg	43,08	8,41	195,04
DP60	1,0	TH	kl	24,23	4,74	195,68
DP60	1,0	TH	zg	24,36	4,73	194,06
DP60	1,2	DH	kl	60,57	11,64	192,13
DP60	1,2	DH	zg	62,21	11,57	186,05
DP60	1,2	TH	kl	34,86	7,01	201,26
DP60	1,2	TH	zg	39,61	7,74	195,41
DP80	0,8	DH	zg	22,86	4,76	208,37
DP80	1,0	DH	kl	49,64	9,46	191,07
DP80	1,0	DH	zg	40,67	8,26	203,63
DP80	1,0	TH	kl	28,05	5,76	205,07
DP80	1,0	TH	zg	28,83	5,94	206,23
DP80	1,2	DH	kl	75,07	13,84	184,32
DP80	1,2	DH	zg	74,88	14,17	189,33
DP80	1,2	TH	kl	39,41	8,04	203,88
DP80	1,2	TH	zg	43,97	8,36	189,66
TRIP	1,0	DH	kl	39,14	7,88	201,42
TRIP	1,0	DH	zg	42,12	8,45	200,76
DP10	1,0	DH	kl	57,43	11,69	203,65
DP10	1,0	DH	zg	61,03	12,64	207,09
DP10	1,0	TH	kl	30,71	6,32	205,91
DP10	1,0	TH	zg	36,87	7,81	211,65

Wyniki w postaci wartości siły średniej, ilości pochłoniętej energii oraz skrócenia w momencie przerwania pomiaru przedstawiono w tabeli 9.3. Dokonano także analizy innych wielkości, w szczególności wariancji. Wyznaczono przedziały ufności średniej populacji, używając rozkładu *t*-Studenta, zakładając poziom istotności $\alpha = 0,05$ (poziom ufności 95%). Odchylenie standardowe zostało obliczone za pomocą metody $n - 1$.

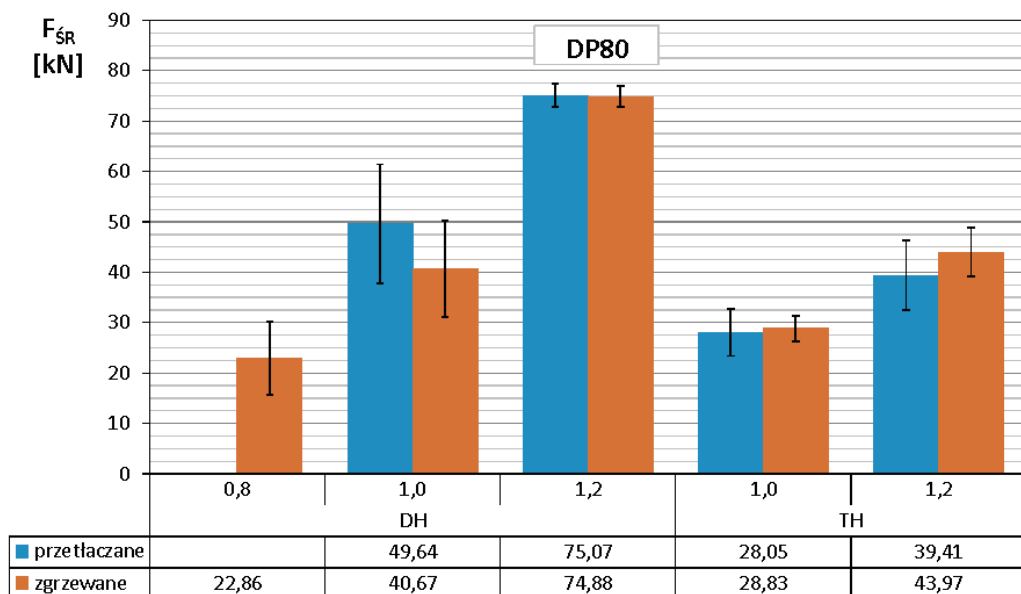
Wartości średnich sił zgniatania struktur ujęte w tabeli 9.3 przedstawiono za pomocą diagramów z podziałem na poszczególne gatunki stali na rysunkach 9.10–9.14. Pokazują one, iż kolumny wykonane za pomocą technologii kłinczowania cechują się nieznacznie (na poziomie paru procent) mniejszą wartością siły średniej. Wyjątkiem od tej reguły były struktury DH 1,0 mm wykonane ze stali DP80 oraz TH 1,0 mm – HSLA. W obu przypadkach elementy wykonane za pomocą połączeń przetłaczanych cechowały się większą wartością siły średniej. W przypadku stali DP80, spowodowane to było naruszeniem ciągłości materiału rodzimego struktury, co skutkowało jej niekontrolowanym zgniotem. Tezę tą popierają także szersze niż zazwyczaj przedziały ufności, zakładając poziom istotności 0,05. W przypadku materiału HSLA brak jest wyraźnej przyczyny dostrzeżonego zjawiska.



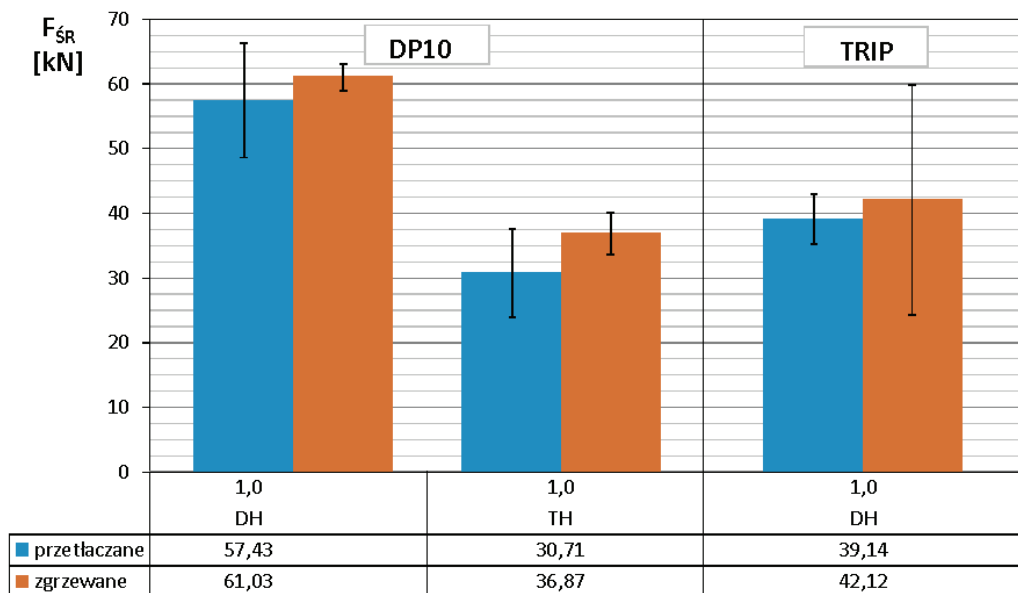
Rys. 9.10. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DC01 – próba quasi-statyczna



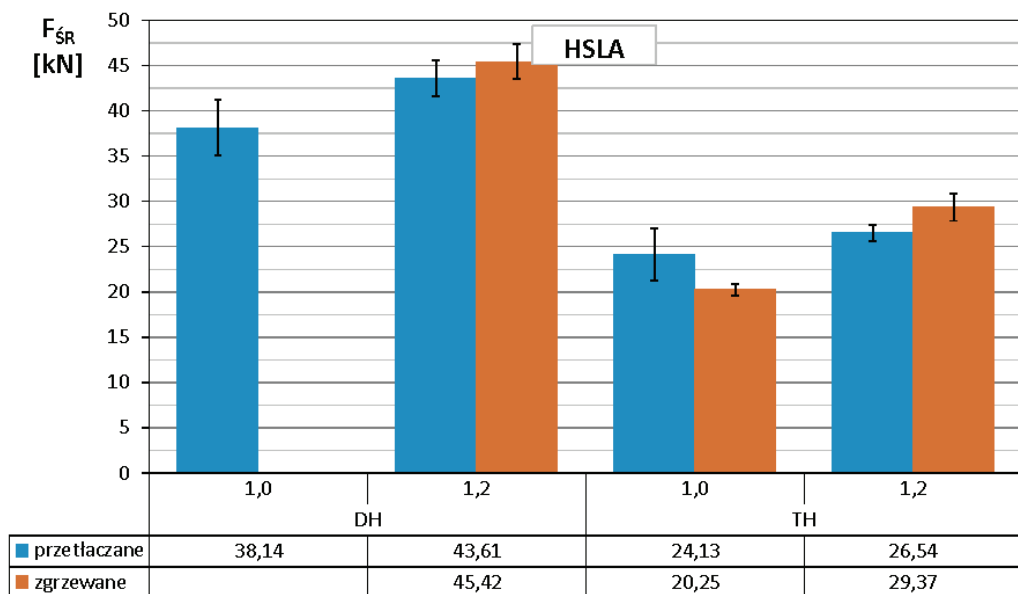
Rys. 9.11. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP60 – próba quasi-statyczna



Rys. 9.12. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP80 – próba quasi-statyczna



Rys. 9.13. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP10 oraz TRIP – próba quasi-statyczna



Rys. 9.14. Średnia siła zgniatania struktur ze stali HSLA – próba quasi-statyczna

Zauważono, iż struktury o grubości 0,8 mm odznaczały się – z wyjątkiem elementów zgrzewanych TH wykonanych ze stali DP600 – nieregularną deformacją. Podczas oceny wizualnej postaci geometrycznej po eksperymencie dostrzeżono następujące, niekorzystne zjawiska:

- tworzenie się zróżnicowanej – w obrębie jednej serii pomiarowej – liczby fałd,

- uleganie globalnemu wyboczeniu i następujący po nim powrót do progresywnego charakteru deformacji bądź wysuwanie się struktury spod górnej płyty ścisłkającej maszyny wytrzymałościowej, co powodowało gwałtowne przejście do innej jakościowo postaci deformacji (zginanie) i utratę stateczności,

- zamykanie przekroju badanych struktur świadczące o losowym charakterze deformacji,

- tendencja kolumn – zwłaszcza wykonanych ze stali DP800 – do pęknięcia w obrębie materiału rodzimego, szczególnie w okolicach naroży przegubów plastycznych,

- rozłączanie się komponentów struktur w przypadku połączeń klinicznych,

- niezgodne deformowanie się blachy przedniej i tylnej w obszarze połączeń, co powodowało „otwieranie się” bocznych kołnierzy w przypadku zgrzein z zachowaniem ich ciągłości podczas całego procesu.

Obserwacja serii struktur o grubości 0,8 mm ujawniła jednocześnie występowanie wszystkich bądź znacznej części spośród opisanych objawów. Opisane obserwacje stanowiły podstawę do wykluczenia stali o grubości 0,8 mm z badań dynamicznych. Wyniki eksperymentu potwierdziły teorię i wcześniejsze przypuszczenia – struktury te nie nadają się na elementy energochłonne.

9.3. DYNAMICZNE ZGNIATANIE ELEMENTÓW ENERGOCHŁONNYCH

Bazując na doświadczeniu przeprowadzonym w punkcie 9.2, przeprowadzono eksperyment polegający na dynamicznym zgniataniu elementów energochłonnych. W sumie przebadano 114 kolumn, których szczegółowe zestawienie przedstawiono w tab. 9.4.

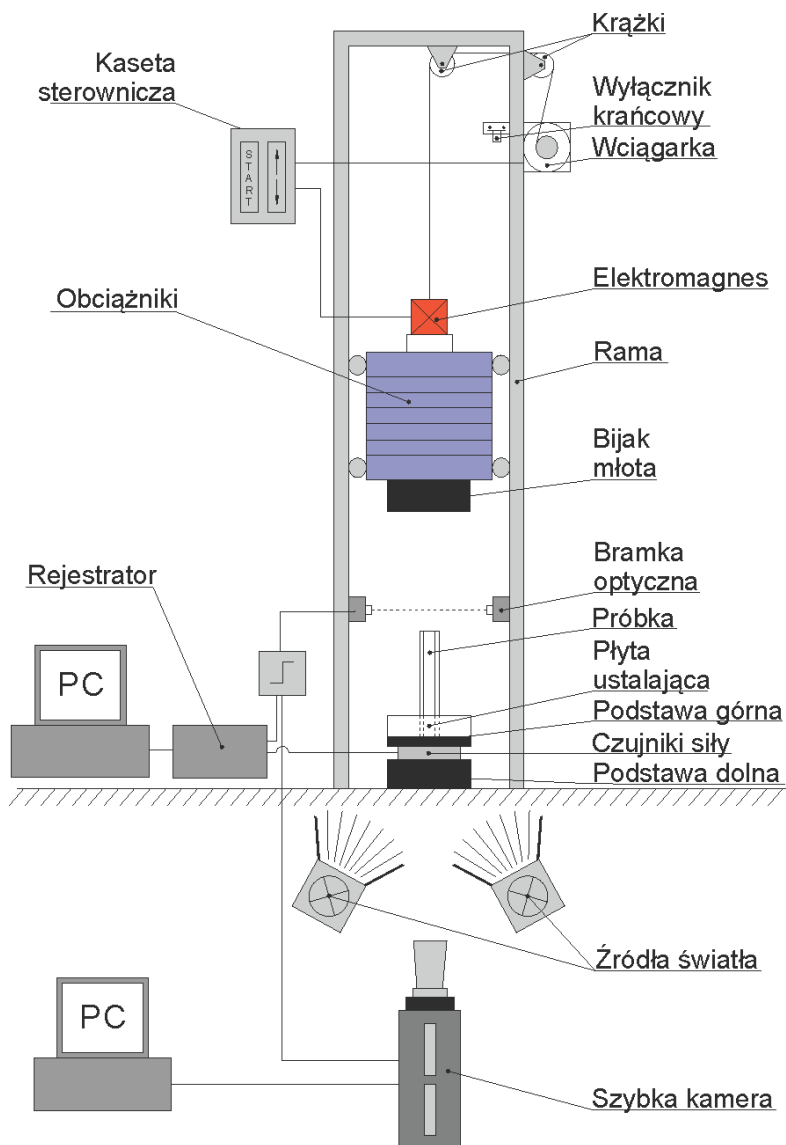
Postać geometryczna i wymiary struktur badanych dynamicznie i quasi-statycznie były identyczne. Proces ich wytwarzania opisany został szerzej w punkcie 9.1. Na podstawie eksperymentu prowadzonego w warunkach quasi-statycznych odrzucono struktury o grubości 0,8 mm.

Tabela 9.4. Zestawienie badanych struktur – dynamiczna próba ściskania

Material	Grubość [mm]	Geometria	Złącza	Liczba [szt.]
DC01	1,0	DH	kl	3
DC01	1,0	DH	zg	3
DC01	1,0	TH	kl	3
DC01	1,0	TH	zg	3
DC01	1,2	DH	kl	3
DC01	1,2	DH	zg	3
DC01	1,2	TH	kl	3
DC01	1,2	TH	zg	3
HSLA	1,0	DH	kl	3
HSLA	1,0	DH	zg	3
HSLA	1,0	TH	kl	3
HSLA	1,0	TH	zg	3
HSLA	1,2	DH	kl	3
HSLA	1,2	DH	zg	3
HSLA	1,2	TH	kl	3
HSLA	1,2	TH	zg	3
DP60	1,0	DH	kl	3
DP60	1,0	DH	zg	3
DP60	1,0	TH	kl	3
DP60	1,0	TH	zg	3
DP60	1,2	DH	kl	3
DP60	1,2	DH	zg	3
DP60	1,2	TH	kl	3
DP60	1,2	TH	zg	3
DP80	1,0	DH	kl	3
DP80	1,0	DH	zg	3
DP80	1,0	TH	kl	3
DP80	1,0	TH	zg	3
DP80	1,2	DH	kl	3
DP80	1,2	DH	zg	3
DP80	1,2	TH	kl	3
DP80	1,2	TH	zg	3
TRIP	1,0	DH	kl	3
TRIP	1,0	DH	zg	3
DP10	1,0	DH	kl	3
DP10	1,0	DH	zg	3
DP10	1,0	TH	kl	3
DP10	1,0	TH	zg	3

9.3.1. TOR POMIAROWY

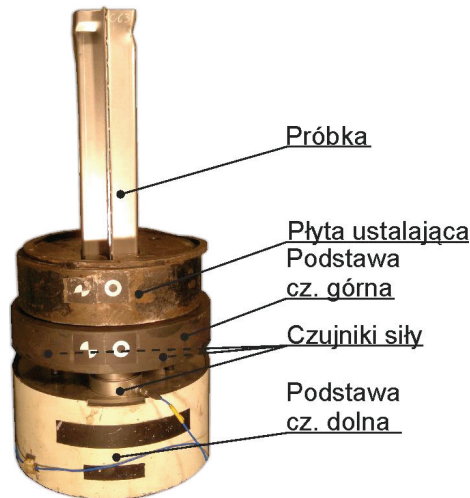
Badania przeprowadzono na grawitacyjnym młocie spadowym (rys. 9.15). Składał się on z ramy wykonanej z profili stalowych. Bijak młota unoszony był na odpowiednią wysokość za pomocą wciągarki kontrolowanej przez kasetę sterowniczą operatora.



Rys. 9.15. Schemat toru pomiarowego

Precyzyjne ustalenie jego pozycji zapewnione było przez wyłącznik krańcowy umieszczony na odpowiedniej wysokości. Kontakt z wyłącznikiem powodował odłączenie napędu wyciągarki. Lina nawinięta na bęben przechodziła przez system wielokrążków, na jej końcu przymocowany był elektromagnes. Jego załączanie odbywało się za pomocą kasety sterowniczej, co powodowało zwolnienie szczęk uchwytu podtrzymującego obciążniki i bijak. Spadające elementy prowadzone były za pomocą łożysk tocznych po pokrytych smarem mosiężnych prowadnicach. Na odpowiedniej wysokości do ramy stanowiska przymocowano bramkę optyczną.

Uruchomienie pomiarów następowało w momencie przecięcia wiązki przez spadającą masę. Zastosowanie bramki optycznej gwarantowało także synchronizację w czasie pomiarów wykonywanych przez wszystkie urządzenia. Dolna płaszczyzna bijaka oraz górna powierzchnia podstawy zostały przeszlifowane w celu zmniejszenia współczynnika tarcia. Kolumna energochłonna – po uprzednim umieszczeniu w jej dolnym końcu stalowego elementu o wymiarach wewnętrznych struktury i wysokości 50 mm – ustawiana była centralnie względem podstawy za pomocą płyty ustalającej (rys. 9.16).



Rys. 9.16. Struktura umieszczona na podstawie

Płyta miała wycięcie odwzorowujące swym kształtem przekrój badanych struktur. Pełniła ona także dodatkową rolę, tj. odbierała możliwość przemieszczania się materiału w kierunku prostopadłym do osi zgniotu, co wraz z zastosowaniem imperfekcji wstępnych struktur wymuszało powstanie pierwszej fałdy plastycznej na jej górnym końcu. Zdjęcie opisywanego układu pomiarowego przedstawiono na rysunku 9.17.



Rys. 9.17. Stanowisko do badań dynamicznych

Do rejestracji zastosowano:

- Trzy udarowe czujniki siły firmy PCB Piezotronics o zakresie pomiarowym 50–250 000 N umieszczone między podstawą: górną i dolną. W celu minimalizacji oscylacji rejestrowanego sygnału obie części połączone zostały w trzech punktach za pomocą śrub. Do akwizycji pomiarów użyto rejestratora firmy TEAC połączonego poprzez złącze Ethernet z komputerem, na którym zainstalowano dedykowane oprogramowanie,

- Szybką kamerę Phantom v12 umożliwiającą na rejestrację do 1 miliona klatek o zredukowanej rozdzielczości na sekundę. Kamera podłączona była za pomocą kabla Ethernet z komputerem, na którym zainstalowano dedykowane oprogramowanie. Rejestrowany proces został oświetlony specjalistycznym światłem punktowym o mocy 5 kW. Na płycie ustalającej, górnej części podstawy, bijaku oraz wybranym punkcie referencyjnym umieszczono znaczniki. W połączeniu z dedykowanym narzędziem do analizy obrazu, umożliwiło to wyznaczenie przemieszczeń w funkcji czasu oznaczo-

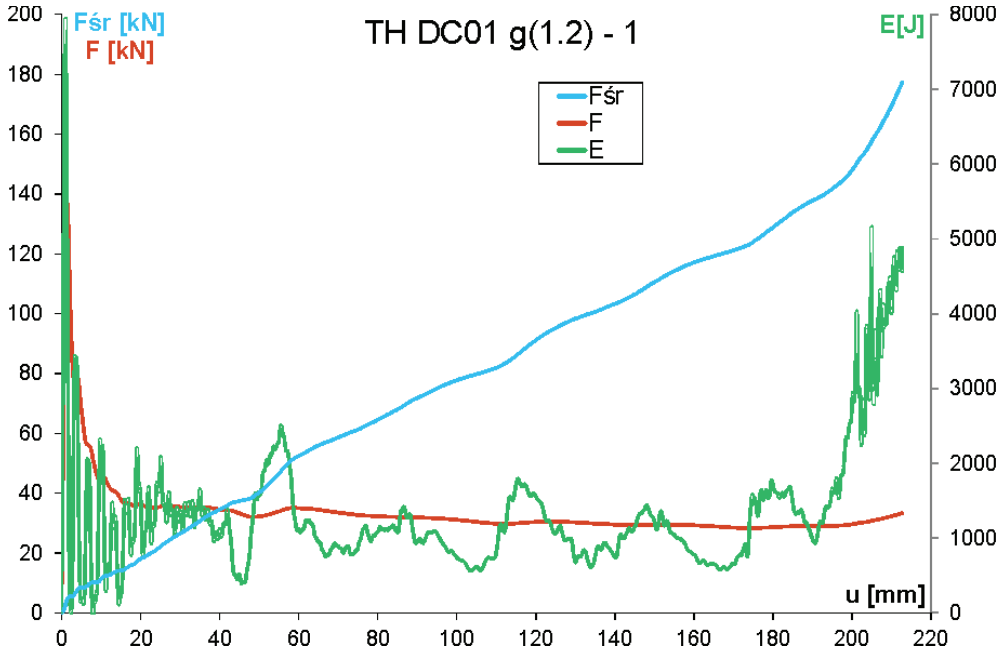
nych punktów. Zróżnicowanie tak otrzymanych przebiegów umożliwiało także określenie ich prędkości i przyspieszenia w funkcji czasu.

9.3.2. PRZEBIEG EKSPERYMENTU

Bijak o masie 227 kg unoszono na wysokość 3,1 m za pomocą wciągarki, co odpowiadało prędkości uderzenia $v \cong 7,8$ m/s. Energia potencjalna młota wynosiła około 6,9 kJ. Przed rozpoczęciem pomiaru odległość między górną powierzchnią struktury i dolną powierzchnią bijaka była weryfikowana za pomocą dalmierza laserowego. Częstotliwość próbkowania danych z czujników siły wynosiła 96 kHz, kamery zaś 12 kHz, co pozwalało na nagrywanie obrazu o rozdzielczości 400×1280 punktów. Pomiary były zsynchronizowane w czasie dzięki ich równoczesnemu wyzwoleniu za pomocą bramki optycznej. Rejestrowane wielkości umożliwiały bezpośrednie utworzenie wykresu $F = f(x)$.

9.3.3. WYNIKI EKSPERYMENTU

Oprócz wykresu $F = f(x)$, utworzono także wykresy energii $E = f(x)$ oraz siły średniej $F_S = f(x)$, których wartości wyznaczono na podstawie równań (6.1) oraz (6.2).



Rys. 9.18. Przebieg krzywych E , F , F_S – struktura kliniczowana TH DC01 1,2 mm

Przykładowe przebiegi struktury nr 1 o geometrii TH wykonanej ze stali DC01 o grubości 1,2 mm połączonej za pomocą połączeń przetłaczanych pokazano na rysunku 9.18. Kończącą postać deformacji zaprezentowano na rysunku 9.19.



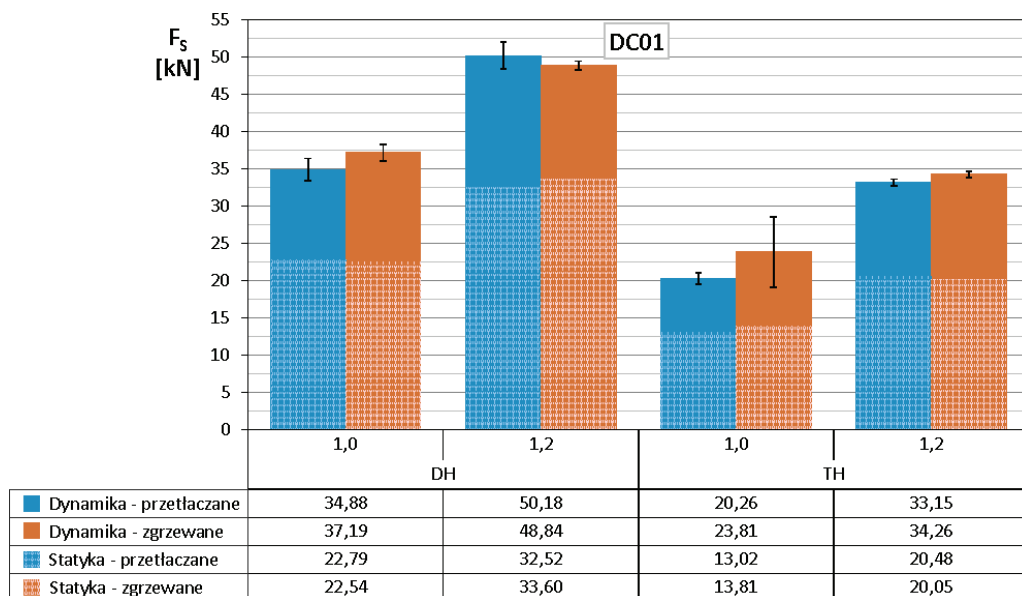
Rys. 9.19. Postać elementów po dynamicznej próbie zgniatania – struktury klinczowane TH DC01 1,2 mm

Wyniki w postaci wartości siły średniej oraz skrócenia w momencie przerwania pomiaru przedstawiono w tabeli 9.5. Dokonano także analizy innych wielkości, zwłaszcza wariancji. Wyznaczono przedziały ufności średniej populacji, używając rozkładu *t*-Studenta, zakładając poziom istotności $\alpha = 0,05$ (poziom ufności 95%). Odchylenie standardowe zostało obliczone metodą $n - 1$.

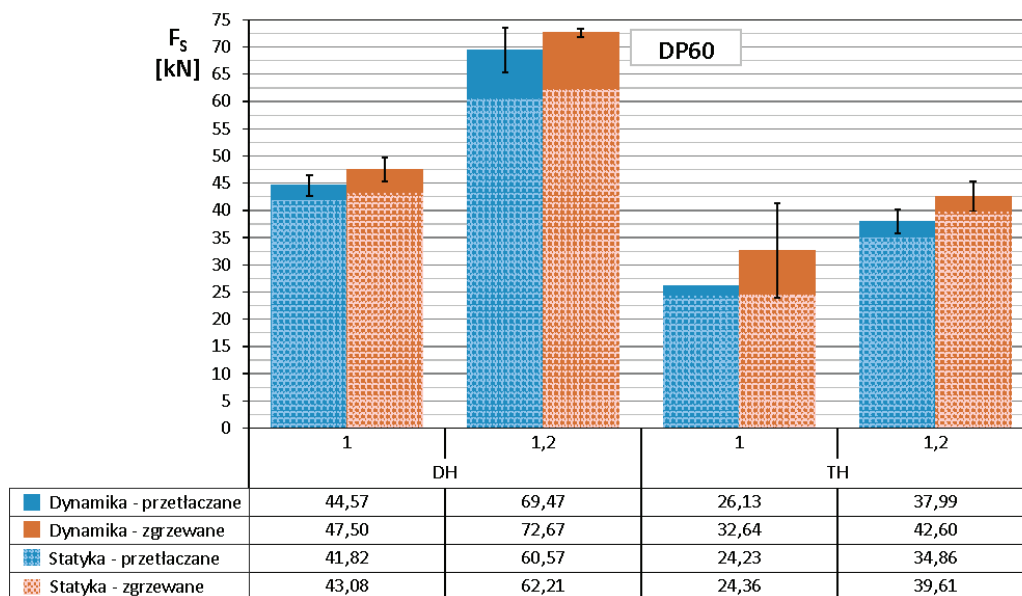
Wartości średniej siły zgniatania struktur ujęte w tabeli 9.5 przedstawiono za pomocą diagramów z podziałem na poszczególne gatunki stali na rys. 9.20–9.24. Pokazują one wyraźnie wpływ prędkości odkształcania na wartość pochłanianej energii.

Tabela 9.5. Zestawienie wyników badanych struktur – dynamiczna próba ściskania

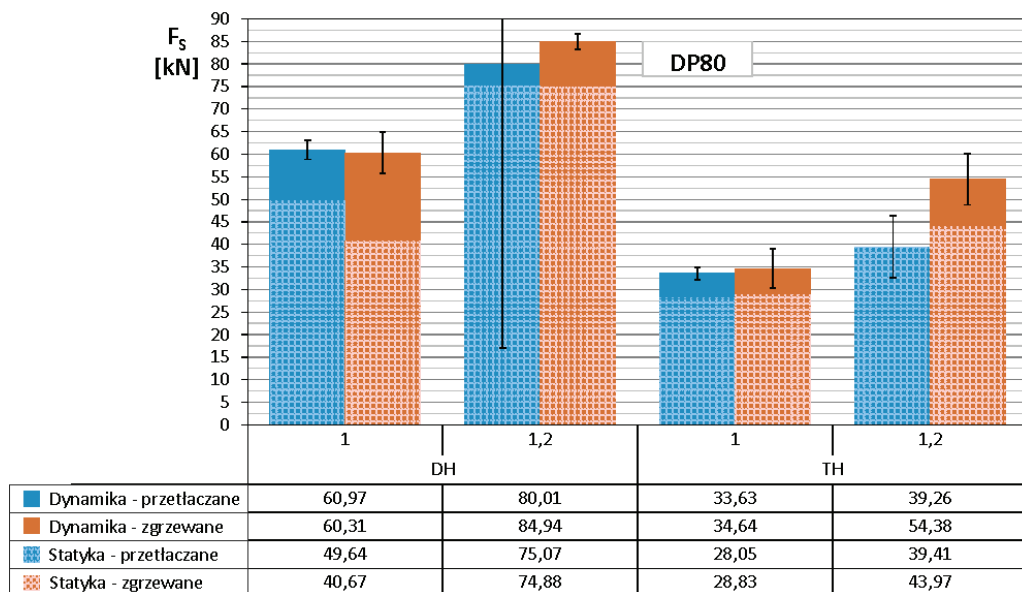
Materiał	Grubość [mm]	Geometria	Złącza	F_S [kN]	Δ_K [mm]
DC01	1,0	DH	kl	34,88	205,47
DC01	1,0	DH	zg	37,19	193,70
DC01	1,0	TH	kl	20,26	204,50
DC01	1,0	TH	zg	23,81	211,81
DC01	1,2	DH	kl	50,18	144,13
DC01	1,2	DH	zg	48,84	147,53
DC01	1,2	TH	kl	33,15	213,93
DC01	1,2	TH	zg	34,26	209,10
HSLA	1,0	DH	kl	47,92	151,90
HSLA	1,0	DH	zg	47,24	153,00
HSLA	1,0	TH	kl	30,82	220,31
HSLA	1,0	TH	zg	28,89	212,02
HSLA	1,2	DH	kl	57,85	132,30
HSLA	1,2	DH	zg	56,86	133,73
HSLA	1,2	TH	kl	33,46	213,30
HSLA	1,2	TH	zg	35,11	198,75
DP60	1,0	DH	kl	44,57	157,30
DP60	1,0	DH	zg	47,50	148,43
DP60	1,0	TH	kl	26,13	189,00
DP60	1,0	TH	zg	32,64	210,55
DP60	1,2	DH	kl	69,47	102,37
DP60	1,2	DH	zg	72,67	97,60
DP60	1,2	TH	kl	37,99	182,47
DP60	1,2	TH	zg	42,60	165,53
DP80	1,0	DH	kl	60,97	114,80
DP80	1,0	DH	zg	60,31	115,45
DP80	1,0	TH	kl	33,63	205,13
DP80	1,0	TH	zg	34,64	198,47
DP80	1,2	DH	kl	80,01	88,20
DP80	1,2	DH	zg	84,94	82,10
DP80	1,2	TH	kl	39,26	177,23
DP80	1,2	TH	zg	54,38	128,77
TRIP	1,0	DH	kl	45,95	155,90
TRIP	1,0	DH	zg	46,13	155,10
DP10	1,0	DH	kl	67,79	108,95
DP10	1,0	DH	zg	69,20	104,73
DP10	1,0	TH	kl	34,29	210,20
DP10	1,0	TH	zg	41,49	175,87



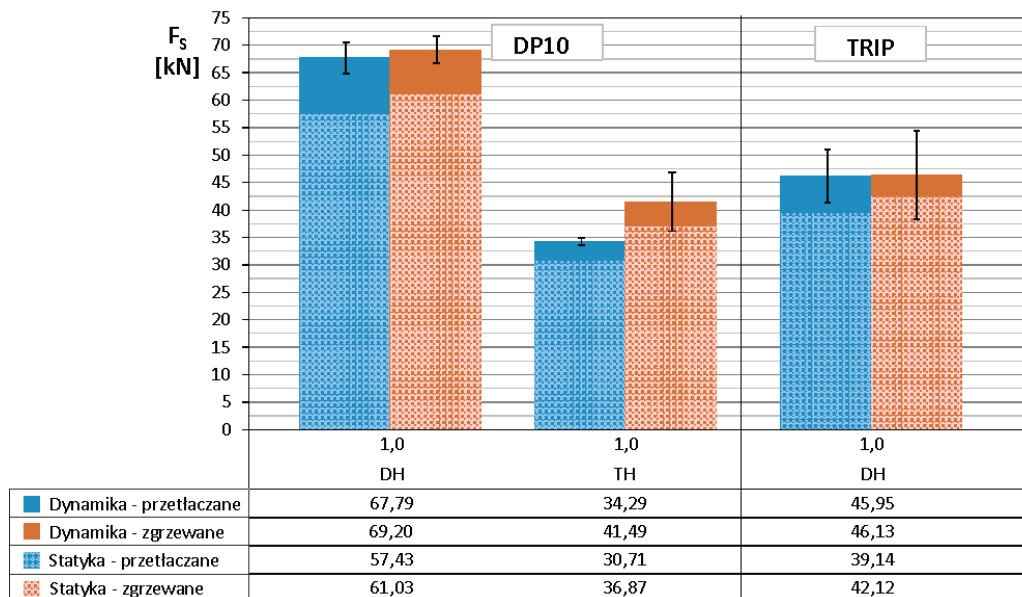
Rys. 9.20. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DC01 – próba dynamiczna



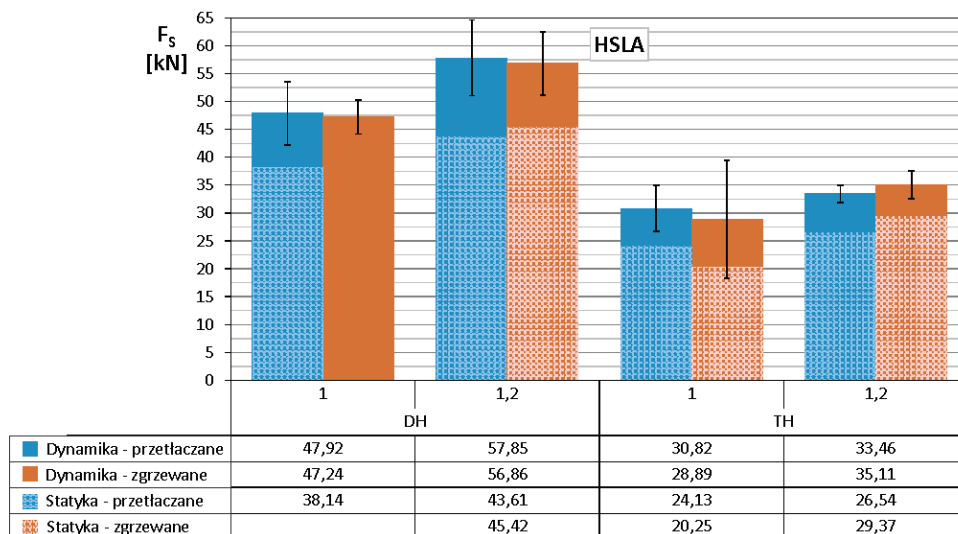
Rys. 9.21. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP60 – próba dynamiczna



Rys. 9.22. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP80 – próba dynamiczna



Rys. 9.23. Średnia siła zgniatania struktur ze stali DP10 oraz TRIP – próba dynamiczna



Rys. 9.24. Średnia siła zgniatania struktur ze stali HSLA – próba dynamiczna

Struktury energochłonne zgniecione w warunkach dynamicznych, niezależnie od geometrii, materiału, grubości i sposobu łączenia, odznaczały się większą siłą średnią. Największe różnice dostrzeżono w przypadku stali DC01 oraz HSLA. W ich przypadku stosunek siły średniej podczas zgniatania struktur w warunkach dynamicznych i quasi-statycznych wnosił średnio 1,6 oraz 1,28. W przypadku stali DP60, DP80, DP10 oraz TRIP omawiany współczynnik wynosił odpowiednio: 1,13, 1,19, 1,14 oraz 1,13. Podane spostrzeżenie jest zgodne z obserwacją odnotowaną w punkcie 7.2.4, dotyczącym badań materiałowych, *wraz z przyrostem wytrzymałości materiał ulega mniejszemu umocnieniu na skutek wzrostu prędkości odkształcania*. Podana uwaga jest zgodna z wynikami prac teoretycznych. Stal stosunkowo miękka umacnia się znacznie bardziej aniżeli stal wysokowytrzymała. Na podanych diagramach przedstawiono także przedziały ufności. Wyniki odznaczały się stosunkowo dobrą powtarzalnością. Wyjątkiem była seria o zaniżonej, w stosunku do zakładanej, liczbie struktur:

- TH DP60 g (1,2) kl. Seria składała się z jednej struktury, co uniemożliwiło wyznaczenie przedziału ufności.
- DH DP80 g (1,2) kl. Seria składała się z dwóch struktur co, mimo zgodności wyników, znacząco rozszerzyło badany przedział ufności.

Podane diagramy potwierdzają także występowanie zależności dostrzeżonej podczas badań quasi-statycznych. Siła średnia jest nieznacznie mniejsza w przypadku struktur wykonanych za pomocą technologii klinczowania.

Stal DC01 zgnieciona quasi-statycznie oraz dynamicznie cechowała się 81% zgodnością postaci końcowej (pola oznaczone na zielono – 39 z 48). Wyniki zgniatań pozostałych materiałów z wyróżnieniem zgodności konkretnej grubości oraz wybranej metody łączenia przedstawiono w tabeli 9.7.

Tabela 9.7. Ocena wizualna postaci końcowej struktur zgniecionych quasi-statycznie oraz dynamicznie – zestawienie

Materiał	Zgodność [%]	$g = 1,0 \text{ mm}$	$g = 1,2 \text{ mm}$	Klincze	Zgrzeiny
DC01	81,3%	79,2%	83,3%	87,5%	75,0%
DP60	79,2%	66,7%	91,7%	87,5%	70,8%
DP80	66,7%	54,2%	79,2%	70,8%	62,5%
DP10	62,5%	62,5%	–	58,3%	66,7%
HSLA	83,3%	72,2%	91,7%	75,0%	94,4%
TRIP	75,0%	75,0%	–	66,7%	83,3%
	= 74,7%	= 68,3%	= 86,5%	= 74,3%	= 75,5%

Analizując wszystkie struktury, bez względu na ich materiał, grubość oraz metodę łączenia, można powiedzieć, że cechowały się one analogią końcowych postaci geometrycznych na poziomie około 75%. Zdecydowanie większą zgodnością cechowały się struktury o grubości 1,2 mm. W przypadku analizy metody łączenia nie można wyróżnić jednego schematu. W przypadku struktur wykonanych ze stali DC01, DP60, DP80 większym podobieństwem odznaczały się struktury wykonane za pomocą przetłaczania, natomiast w przypadku materiałów DP10, HSLA oraz TRIP zdecydowanie bardziej zgodne okazały się postacie końcowe kolumn połączonych poprzez zgrzewanie oporowe. Przedstawiona analiza dowodzi, iż postać struktur po quasi-statycznym zgnieciu może być w znacznym stopniu pomocna podczas doboru elementów przeznaczonych do badań dynamicznych.

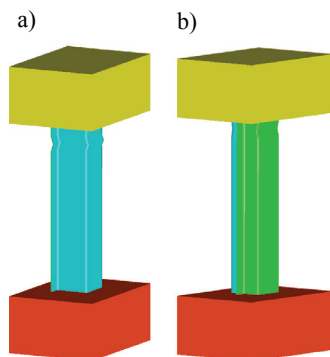
10. SYMULACJA DYNAMICZNEGO ZGNIATANIA STRUKTUR CIENKOŚCIENNYCH

10.1. PRZYGOTOWANIE DO BADAŃ STRUKTUR CIENKOŚCIENNYCH

Dokładne odzwierciedlenie eksperymentu polegającego na dynamicznym zgniataniu profili TH oraz DH wymagało przygotowania modelu geometrycznego odwzorowującego swoimi wymiarami kształt badanych struktur oraz elementów wykorzystanych do ich podparcia i obciążenia [109, 110]. Postać geometryczna utworzonego modelu uwzględniała:

- promień gięcia oraz grubość elementów, z których wykonana jest rzeczywista struktura,
- kształt, rozmiar oraz umiejscowienie wstępnych imperfekcji w odpowiedniej odległości od początku profilu, a także na jego poszczególnych ściankach,
- wielkość kołnierzy łączonych kolumn,
- zastosowanie elementów służących do podparcia i obciążenia struktury.

Wykonany model geometryczny przedstawiono na rysunku 10.1



Rys. 10.1. Model geometryczny:
a) Top-hat; b) Double-hat

Kolejnym krokiem była dyskretyzacja utworzonych modeli za pomocą powłok. Wykorzystano element nr 103 o sześciu punktach całkowania. Jest on dostępny w bazie materiałów programu PAM-CRASH. Wykorzystuje ulepszone kryterium plastyczności Hubera–Misesa i umożliwia uwzględnienie poprzecznego ścinania elementów oraz lepsze odwzorowanie zmian grubości spowodowanych odkształcaniem. Model dyskretny składał się z 23 400 elementów o średniej wielkości wynoszącej 2 mm. Dobry rozmiar umożliwiał wierne odwzorowanie promieni gięcia blachy, pozwalając jednocześnie na uzyskanie kroku całkowania Δt wynoszącego $3,5 \cdot 10^{-7}$ s zgodnie z zależnością (10.1):

$$\Delta t = 0,9 \frac{l}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} \quad (10.1)$$

gdzie: l – długość minimalna krawędzi elementu (2 mm), E – moduł sprężystości wzdłużnej, ρ – gęstość materiału.

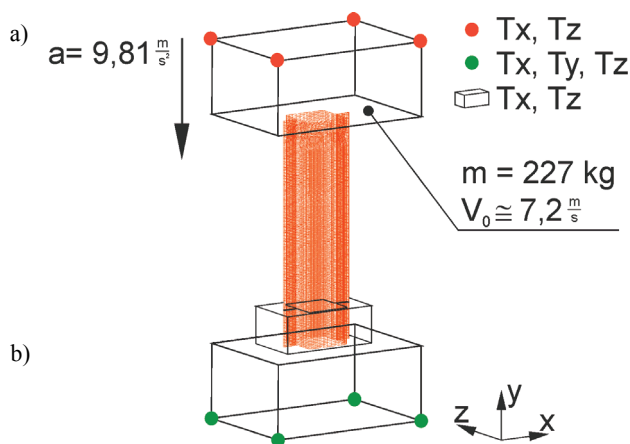
Komponenty struktur połączone zostały za pomocą rozłącznych, punktowych więzów węzeł–węzeł opisanych równaniem (8.1). Współczynniki $F_{N \max}$, $F_{S \max}$, a_1 oraz a_2 w przypadku klinczy przyjęto na podstawie przeprowadzonych eksperymentów. W przypadku zgrzein, siły niszczące zapożyczono z badań opisanych w p. 8.7, współczynniki a_1 oraz a_2 przyjęto, tak jak w przypadku połączeń klinczowych. Brak prób przy różnym udziale procentowym sił ścinającej i wrywającej umotywowany był charakterem niszczenia złączy zgrzewanych. Wcześniejsze prace wykazały, że zgrzeiny bardzo rzadko ulegają zniszczeniu. W większości przypadków połączenie pozostaje spójne podczas całego eksperymentu. W nielicznych przypadkach zniszczeniu ulega materiał rodzimy sąsiadujący z połączeniem. Więzy łączące komponenty wykonano w miejscach rzeczywistego występowania złączy. Po przekroczeniu krytycznej siły rozpoczyna się proces stopniowego niszczenia złącza, który trwa 20 kroków.

Dolna część badanych struktur została podparta na metalowym klocek wykonanym z elementów objętościowych liniowo sprężystych, co miało symulować podparcie struktury na górnej części podstawy. Została ona także pozbawiona możliwości przemieszczania się w kierunkach prostopadłych do osi zgniotu poprzez odebranie odpowiednich stopni swobody. Zabieg ten miał odzwierciedlać umieszczenie kolumny – z włożonym w dolną część metalowym elementem – wewnątrz wycięcia płyty ustalającej.

W tak utwierdzony element uderzał sześcienny stalowy bijak o masie odpowiadającej rzeczywistemu obciążeniu. Prędkość początkowa uderzającego elementu dobrana została na podstawie pomiaru odległości między górną częścią struktury i dolną powierzchnią bijaka. Odpowiednie węzły bijaka pozbawione zostały – podobnie jak dolna część struktury – możliwości przemieszczania się w kierunkach prostopadłych do osi zgniotu. Operacja miała na celu zapewnienie zgodności z rzeczywistym ekspe-

rymentem, podczas którego spadająca masa prowadzona jest na mosiężnych – pokrytych smarem – przewodnicach.

Pomiędzy wszystkimi elementami skończonymi nadano więź kontaktu określającą sztywność na podstawie równoważności mas węzłowych. Korzysta on z globalnego algorytmu wyszukiwania i jest zalecany z powodu swej dokładności oraz szybkości działania. Przyjęto współczynnik tarcia $\mu = 0,15$. Do wszystkich węzłów modelu obliczeniowego przyłożono przyspieszenie $g \cong 9,81 \text{ m/s}^2$ (rys. 10.2).



Rys. 10.2. Model obliczeniowy struktur:
a) Top-hat, b) Double-hat

Wykonanie 70 ms symulacji zgniatania przedstawionego modelu obliczeniowego struktury Double-hat wymagało wykonania około 200 000 kroków całkowania. Zastosowano także dynamiczne skalowanie, które w przypadku silnie zdeformowanych elementów powodowało zwiększenie masy węzłów zapobiegające skróceniu kroku całkowania.

10.2. MIERZONE WIELKOŚCI

Podczas trwania eksperymentu dokonywano rejestracji wielu zmiennych, spośród których najistotniejsze były następujące wielkości:

- reakcja podstawy; w rzeczywistych warunkach górna część podstawy podparta była przez czujniki siły; otrzymane przebiegi powinny więc odpowiadać wartościom rejestrowanym podczas przeprowadzonego eksperymentu,

- siła ścinająca oraz wyrywająca oddziałująca na poszczególne złącza,
- energia wewnętrzna pochłonięta przez materiał,
- przebieg położenia, prędkości i przyspieszenia wybranych węzłów.

Postać odkształcenia materiału rejestrowana była 200 razy, natomiast odczyt wartości opisanych wielkości wykonywany był 2000 razy podczas trwania symulacji, co odpowiadało próbkowaniu z częstotliwością około 30 kHz.

10.3. WYNIKI

Opracowane modele materiałów Cowpera–Symondsa potraktowano jako wstępne. Szersze wytłumaczenie można znaleźć w punkcie 7.3. Współczynniki D i p , otrzymane na drodze analizy statystycznej wykresów rozciągania, potraktowano jako wartości początkowe, odpowiadające za umocnienie badanych kolumn. Kolejnym etapem była walidacja opracowanego modelu numerycznego tak, aby wyniki symulacji oraz eksperymentu rzeczywistego były zgodne. Proces ten polegał na iteracyjnej zmianie parametru D . Został on wybrany, ponieważ w przeciwieństwie do współczynnika p – którego wartość wahała się w granicach 4,08–5,50 – wykazywał się znaczną rozbieżnością. Jego wartość wynosiła 302 w przypadku stali DC01 1,2 mm oraz 39 237 471 w przypadku stali TRIP 1,0 mm. Postanowiono także opracować jeden model materiału niezależny od badanego gatunku stali i jej grubości. Metoda wyznaczenia współczynnika D opierała się na optymalizacji jednokryterialnej ze względu na wartość siły średniej. Zdefiniowano funkcję celu, która poddana została minimalizacji. Reprezentowała ona średni błąd względny w obrębie jednego materiału (tzn. wszystkich n struktur, niezależnie od ich: grubości, postaci geometrycznych i sposobów łączenia) między wartością siły średniej obliczonej na podstawie symulacji oraz badań doświadczalnych. Tak zdefiniowana funkcja celu F poddawana była iteracyjnie minimalizacji w przypadku każdego z badanych materiałów według równania (10.2):

$$F = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{\bar{F}_{\text{sym}} - \bar{F}_{\text{eks}}}{\bar{F}_{\text{eks}}}}{n} 100\% \quad (10.2)$$

W zależności od materiału osiągnięcie funkcji F na poziomie poniżej 1% wymagało wykonania od 4 do 13 kroków. Współczynnik D przed i po procesie optymalizacji zestawiono w tabeli 10.1. Wartości współczynnika p pozostały niezmiennione.

Tabela 10.1. Zestawienie współczynnik D modeli CS badanych materiałów przed i po optymalizacji

Gatunek	D_{stare}	D_{nowe}
DP600	2197	4581
DP800	110 105	62 126
DP1000	1 022 176	87 088
H320LA	3062	320
DC01	302	25
TRIP RA-K 40/70	39 237 471	5000

Po zapewnieniu zgodności między eksperymentem rzeczywistym a symulacją przeprowadzono eksperyment właściwy, którego wyniki przedstawiono w tabeli 10.2. Zawiera ona zestawienie siły średniej oraz skrócenia uzyskane na drodze eksperymentu rzeczywistego ($F_{S\text{ eks}}, \delta k_{\text{eks}}$) i symulacji ($F_{S\text{ sym}}, \delta k_{\text{sym}}$).

Ponadto, ocenie wizualnej poddano otrzymane postaci zgniotu, które przedstawiono na rysunku 10.3 i 10.4.

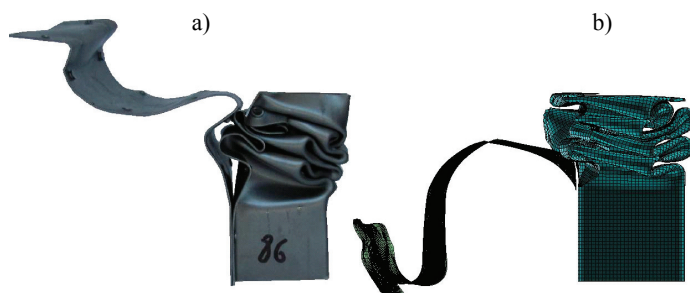


Rys. 10.3. Postać końcowa zgrzewanej struktury DH grubości 1,2 mm – stal DP 600:
a) eksperyment, b) symulacja

Tabela 10.2. Zestawienie wyników badanych struktur – dynamiczna próba ściskania

Materiał	Grubość [mm]	Geometria	Położenie	$F_{s_{eks}}$ [kN]	$F_{s_{svm}}$ [kN]	[%]	δk_{eks} [mm]	δk_{svm} [mm]	[%]
DC01	1,0	DH	kl	34,88	31,63	-9,3	205,47	216,11	5,2
DC01	1,0	DH	zg	37,19	39,40	6,0	193,70	177,80	-8,2
DC01	1,0	TH	kl	20,26	22,46	10,9	204,50	231,21	13,1
DC01	1,0	TH	zg	23,81	23,03	-3,3	211,81	225,14	6,3
DC01	1,2	DH	kl	50,18	50,36	0,4	144,13	135,91	-5,7
DC01	1,2	DH	zg	48,84	51,95	6,4	147,53	132,71	-10,0
DC01	1,2	TH	kl	33,15	31,45	-5,1	213,93	210,52	-1,6
DC01	1,2	TH	zg	34,26	31,86	-7,0	209,10	206,63	-1,2
HSLA	1,0	DH	kl	47,92	41,47	-13,5	151,90	141,16	-7,1
HSLA	1,0	DH	zg	47,24	48,90	3,5	153,00	142,38	-6,9
HSLA	1,0	TH	kl	30,82	27,03	-12,3	220,31	219,23	-0,5
HSLA	1,0	TH	zg	28,89	28,08	-2,8	212,02	217,02	2,4
HSLA	1,2	DH	kl	57,85	61,47	6,3	132,30	115,55	-12,7
HSLA	1,2	DH	zg	56,86	63,16	11,1	133,73	113,39	-15,2
HSLA	1,2	TH	kl	33,46	34,64	3,5	213,30	200,82	-5,9
HSLA	1,2	TH	zg	35,11	37,65	7,2	198,75	184,18	-7,3
DP60	1,0	DH	kl	44,57	51,58	15,7	157,30	132,09	-16,0
DP60	1,0	DH	zg	47,50	51,42	8,3	148,43	132,38	-10,8
DP60	1,0	TH	kl	26,13	29,33	12,3	189,00	212,88	12,6
DP60	1,0	TH	zg	32,64	29,38	-10,0	210,55	214,60	1,9
DP60	1,2	DH	kl	69,47	65,90	-5,1	102,37	100,46	-1,9
DP60	1,2	DH	zg	72,67	67,40	-7,2	97,60	100,16	2,6
DP60	1,2	TH	kl	37,99	34,65	-8,8	182,47	198,34	8,7
DP60	1,2	TH	zg	42,60	40,80	-4,2	165,53	167,82	1,4
DP80	1,0	DH	kl	60,97	59,73	-2,0	114,80	112,52	-2,0
DP80	1,0	DH	zg	60,31	58,99	-2,2	115,45	113,84	-1,4
DP80	1,0	TH	kl	33,63	33,66	0,1	205,13	201,93	-1,6
DP80	1,0	TH	zg	34,64	35,33	2,0	198,47	190,90	-3,8
DP80	1,2	DH	kl	80,01	80,56	0,7	88,20	81,05	-8,1
DP80	1,2	DH	zg	84,94	84,18	-0,9	82,10	78,92	-3,9
DP80	1,2	TH	kl	39,26	46,17	17,6	177,23	145,86	-17,7
DP80	1,2	TH	zg	54,38	46,22	-15,0	128,77	141,93	10,2
TRIP	1,0	DH	kl	45,95	45,17	-1,7	155,90	151,78	-2,6
TRIP	1,0	DH	zg	46,13	46,11	0,0	155,10	148,24	-4,4
DP10	1,0	DH	kl	67,79	65,14	-3,9	108,95	103,47	-5,0
DP10	1,0	DH	zg	69,20	66,64	-3,7	104,73	103,82	-0,9
DP10	1,0	TH	kl	34,29	37,56	9,5	210,20	187,57	-10,8
DP10	1,0	TH	zg	41,49	40,02	-3,6	175,87	175,41	-0,3

Nie odbiegały one od postaci otrzymanych w eksperymencie dynamicznego zgniatania struktury.



Rys. 10.4. Postać końcowa klinczowanej struktury TH o grubości 1,2 mm – stal DP 600:
a) eksperyment, b) symulacja

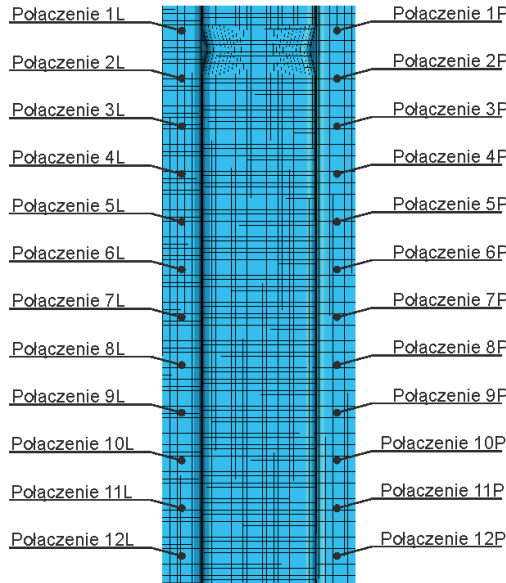
10.4. OKREŚLENIE MINIMALNEJ WYTRZYMAŁOŚCI POŁĄCZENIA PUNKTOWEGO STRUKTUR CIENKOŚCIENNYCH

Kolejnym krokiem po zwalidowaniu modeli obliczeniowych TH i DH było wyznaczenie wpływu wybranych parametrów na siły występujące w złączach. Wykonano analizę wieloczynnikową z trzema zmiennymi niezależnymi: R_e , R_m oraz grubością g . Zmienne R_e oraz R_m miały sześć poziomów reprezentujących właściwości wytrzymałościowe badanych materiałów, natomiast zmienna g miała pięć poziomów odpowiadających grubościom materiałów. Ich dokładne wartości przedstawiono w tabeli 10.3.

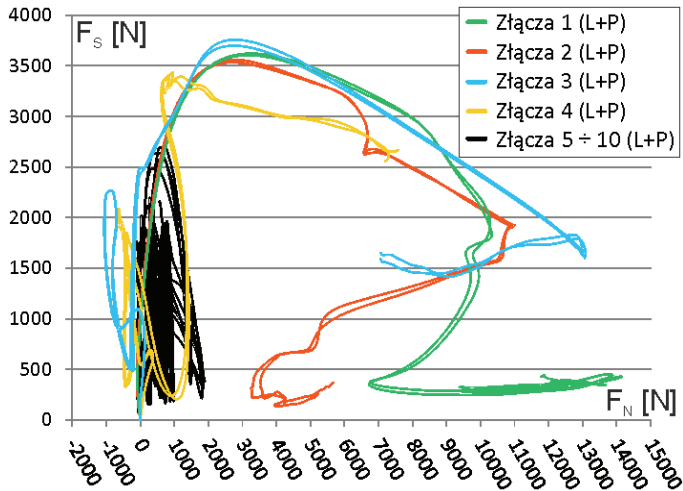
Tabela 10.3. Poziomy zmiennych R_e , R_m oraz g

R_e [MPa]	R_m [MPa]	g [mm]
165	413	1,0
358	530	1,2
417	860	1,4
420	757	1,6
653	951	1,8
895	1140	

W sumie przeprowadzono 60 symulacji – po 30 każdej z analizowanych postaci geometrycznych (TH oraz DH). W przeprowadzonym eksperymencie wykorzystano model geometryczny, który został dokładnie opisany w punkcie 10.1. Przeprowadzone symulacje, w przeciwieństwie do eksperymentów rzeczywistych, umożliwiły prześledzenie przebiegów sił składowych stycznej i wrywającej występujących w poszczególnych złączach, które zostały ponumerowane rosnąco od czoła struktury numerami od 1 wzwyż. Rozróznilo także połączenia lewe oraz prawe. Szczegóły przyjętego systemu oznaczania przedstawiono na rysunku 10.5.



Rys. 10.5. Oznaczenie złącza



Rys. 10.6. Przebiegi sił oddziałujących na poszczególne złącza

Metodologia przeprowadzonego eksperymentu polegała na wykonaniu struktur połączonych za pomocą złącza o wytrzymałości na ścinanie i wyrywanie 500 kN. Tak duża wartość praktycznie uniemożliwiła rozłączenie. Podczas przeprowadzonych badań wszystkie połączenia zachowały ciągłość. Dostrzeżono, iż siły występujące w pierwszych złączach, szczególnie siły normalne, były wyraźnie większe niż pozostałych złącza (rys. 10.6).

Na podstawie analizy otrzymanego przebiegu można określić wartości szczytowe siły stycznej oraz wrywającej każdego ze złączy

$$F_{S_i \max} = \max[F_{S_i}(t)] \quad (10.3)$$

$$F_{N_i \max} = \max[F_{N_i}(t)] \quad (10.4)$$

oraz maksymalne siły normalne i ścinające złącza struktur

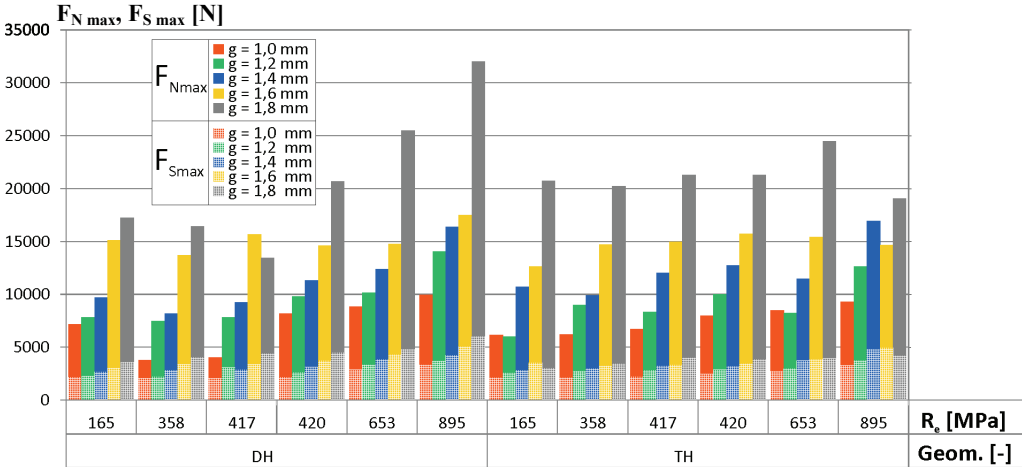
$$F_{S \max} = \sup[F_{S_1 \max}, F_{S_2 \max}, \dots, F_{S_i \max}] \quad (10.5)$$

$$F_{N \max} = \sup[F_{N_1 \max}, F_{N_2 \max}, \dots, F_{N_i \max}] \quad (10.6)$$

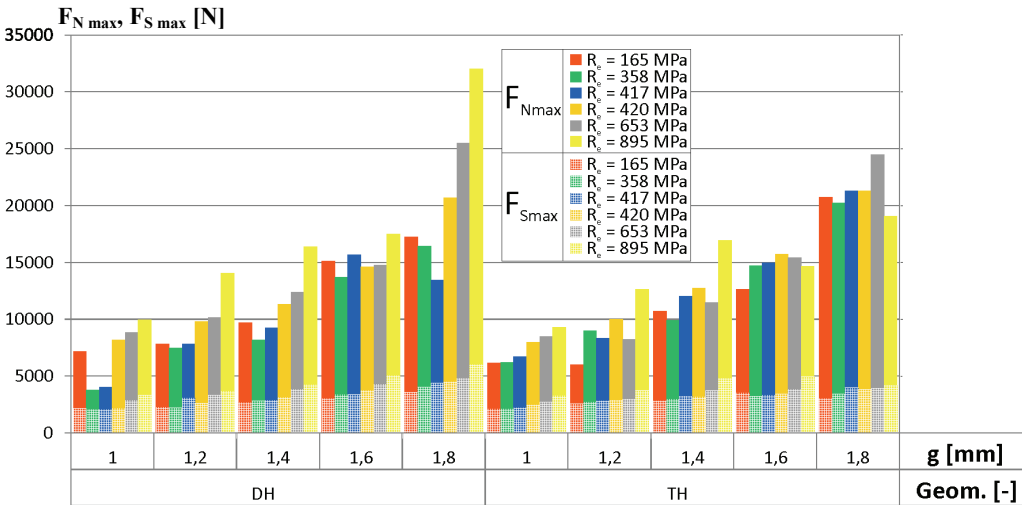
Zestawienie wyników symulacji przedstawiono w tabeli 10.4.

Tabela 10.4. Zestawienie wyników symulacji numerycznych

Geometria [-]	Materiał [-]	Grubość [mm]	R_e [MPa]	$F_{N \max}$ [N]	$F_{S \max}$ [N]	Geometria [-]	Materiał [-]	Grubość [mm]	R_e [MPa]	$F_{N \max}$ [N]	$F_{S \max}$ [N]
TH	HSLA	1,0	358	6188	2113	DH	HSLA	1,0	358	3794	2043
TH	HSLA	1,2	358	8979	2705	DH	HSLA	1,2	358	7463	2195
TH	HSLA	1,4	358	9884	2968	DH	HSLA	1,4	358	8177	2819
TH	HSLA	1,6	358	14692	3201	DH	HSLA	1,6	358	13670	3390
TH	HSLA	1,8	358	20214	3420	DH	HSLA	1,8	358	16448	4025
TH	DP600	1,0	420	7982	2470	DH	DP600	1,0	420	8205	2158
TH	DP600	1,2	420	10011	2845	DH	DP600	1,2	420	9792	2625
TH	DP600	1,4	420	12716	3168	DH	DP600	1,4	420	11321	3096
TH	DP600	1,6	420	15716	3428	DH	DP600	1,6	420	14604	3739
TH	DP600	1,8	420	21262	3832	DH	DP600	1,8	420	20685	4459
TH	DP800	1,0	653	8473	2733	DH	DP800	1,0	653	8831	2841
TH	DP800	1,2	653	8236	2942	DH	DP800	1,2	653	10157	3302
TH	DP800	1,4	653	11446	3739	DH	DP800	1,4	653	12370	3838
TH	DP800	1,6	653	15425	3815	DH	DP800	1,6	653	14742	4257
TH	DP800	1,8	653	24465	3935	DH	DP800	1,8	653	25504	4774
TH	DP1000	1,0	895	9301	3269	DH	DP1000	1,0	895	9966	3297
TH	DP1000	1,2	895	12639	3708	DH	DP1000	1,2	895	14057	3699
TH	DP1000	1,4	895	16933	4771	DH	DP1000	1,4	895	16372	4232
TH	DP1000	1,6	895	14632	4936	DH	DP1000	1,6	895	17504	5022
TH	DP1000	1,8	895	19064	4174	DH	DP1000	1,8	895	32003	5986
TH	DC01	1,0	165	6170	2090	DH	DC01	1,0	165	7160	2165
TH	DC01	1,2	165	6017	2554	DH	DC01	1,2	165	7807	2266
TH	DC01	1,4	165	10730	2809	DH	DC01	1,4	165	9696	2677
TH	DC01	1,6	165	12620	3507	DH	DC01	1,6	165	15132	3026
TH	DC01	1,8	165	20717	3010	DH	DC01	1,8	165	17258	3581
TH	TRIP	1,0	417	6705	2215	DH	TRIP	1,0	417	4044	2071
TH	TRIP	1,2	417	8343	2799	DH	TRIP	1,2	417	7821	3053
TH	TRIP	1,4	417	12013	3236	DH	TRIP	1,4	417	9236	2886
TH	TRIP	1,6	417	14943	3295	DH	TRIP	1,6	417	15657	3383
TH	TRIP	1,8	417	21297	3976	DH	TRIP	1,8	417	13463	4398



Rys. 10.7. Wpływ grubości materiału na siły niszczące złącze

Rys. 10.8. Wpływ granicy plastyczności R_e na siły niszczące złącze

Wyniki symulacji numerycznych przedstawiono także w postaci wykresów słupkowych na rysunku 10.7 i 10.8. Na rysunku 10.7 przedstawiono wpływ grubości na siły niszczące złącze. Analiza wykazała zależność między parametrem g a siłami F_{Nmax} i F_{Smax} . Wyjątkiem okazały się jedynie następujące struktury:

- DH, stal TRIP, $g = 1,8$ mm,
- TH, stal DC01, $g = 1,2$ mm,
- TH, stal DP800, $g = 1,2$ mm,
- TH, stal DP1000, $g = 1,6$ mm.

Przeprowadzono także analizę wpływu granicy plastyczności na siłę niszczącą (rys. 10.8). Wraz ze wzrostem wartości R_e wzrasta siła niszcząca. Zależność ta nie jest jednak tak wyraźna jak w przypadku wpływu grubości – istnieje znaczna liczba przypadków odbiegająca od tej reguły.

Dane przedstawione w tabeli 10.4 poddane zostały regresji wielorakiej. Wykonano cztery analizy, po dwie każdej z badanych postaci geometrycznych: osobno siły $F_{N\max}$ i $F_{S\max}$.

Przyjęto następujący model

$$F_{N\max}, F_{S\max} = AB^{\frac{g}{60\text{mm}}} C^{\frac{R_e}{210\text{GPa}}} \quad (10.7)$$

gdzie: g – grubość materiału, w mm, R_e – granica plastyczności materiału, w MPa, A – współczynnik, w N , B , C – pozostałe, bezwymiarowe współczynniki.

Równanie (10.7) przyjmuje odmienną postać w zależności od geometrii badanego profilu. W przypadku struktur DH wartości maksymalne sił ścinającej oraz wrywającej, występujące w połączeniach, wyznaczyć można na podstawie wzorów

$$F_{N\max} = 1080,72 \left(3,13 \cdot 10^{36} \right)^{\frac{g}{60\text{mm}}} \left(4,57 \cdot 10^{76} \right)^{\frac{R_e}{210\text{GPa}}} \quad (10.8)$$

$$F_{S\max} = 782,64 \left(1,46 \cdot 10^{20} \right)^{\frac{g}{60\text{mm}}} \left(1,47 \cdot 10^{64} \right)^{\frac{R_e}{210\text{GPa}}} \quad (10.9)$$

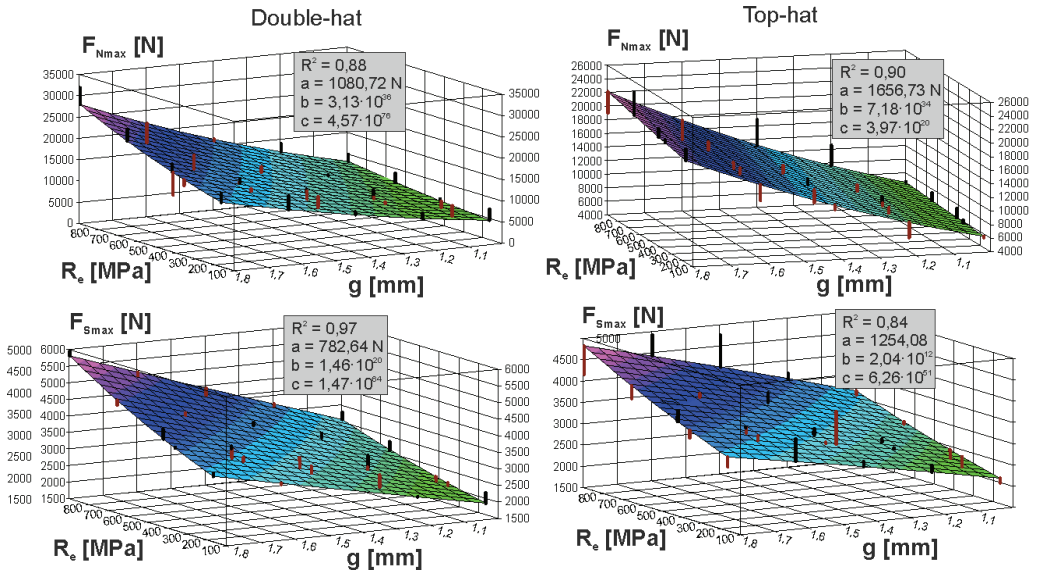
W przypadku profili o geometrii TH podane zależności przyjmują postać

$$F_{N\max} = 1656,73 \left(7,18 \cdot 10^{34} \right)^{\frac{g}{60\text{mm}}} \left(3,97 \cdot 10^{20} \right)^{\frac{R_e}{210\text{GPa}}} \quad (10.10)$$

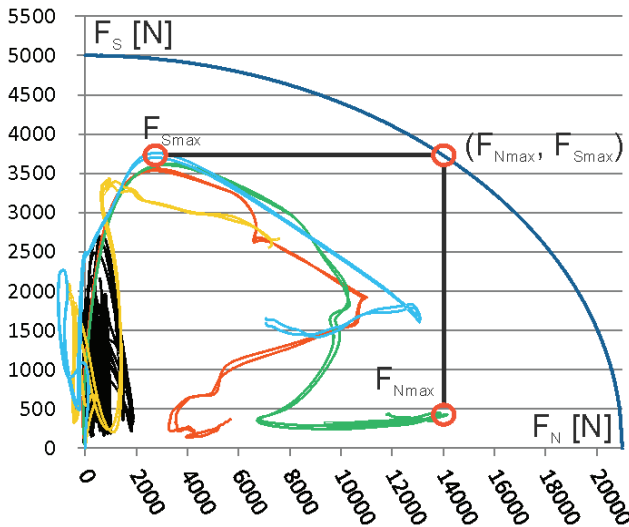
$$F_{S\max} = 1254,08 \left(2,04 \cdot 10^{12} \right)^{\frac{g}{60\text{mm}}} \left(6,26 \cdot 10^{51} \right)^{\frac{R_e}{210\text{GPa}}} \quad (10.11)$$

Przedstawione równania przedstawiono także w sposób graficzny na rysunku 10.9.

Połączenie komponentów TH oraz DH za pomocą złącz, które mogą być jednocześnie obciążone siłą $F_{S\max}$ oraz $F_{N\max}$, gwarantuje zachowanie ciągłość każdego z połączeń niezależnie od wartości współczynników a_1 i a_2 .



Rys. 10.9. Model obliczeniowy struktur:
a) Top-hat, b) Double-hat



Rys. 10.10. Przebieg siły oddziałującej na poszczególne złącza

W zależności od współczynników a_1 i a_2 należy dobrać odpowiedni wymiar złącza tak, aby mogło ono przenieść jednocześnie działanie sił wynikających ze wzorów (10.8)–(10.11).

11. WNIOSKI

W niniejszej pracy wykazano zasadność stosowania struktur energochłonnych z przodu pojazdów. W porównaniu ze sztywną klatką pasażerską czyni to tę część podatną, co przyczynia się do znaczącej poprawy bezpieczeństwa biernego pasażerów aut. Przeanalizowano czynniki skłaniające do zastosowania podczas produkcji elementów energochłonnych innego niż zgrzeiny rodzaju połączeń. Powszechnie stosowana technika zgrzewania rezystancyjnego – mimo wielu niewątpliwych zalet – ma także kilka ograniczeń, które mogą zostać wyeliminowane przez zastosowanie innej metody łączenia. Przedstawione spostrzeżenia doprowadziły do rozważań nad minimalną wytrzymałością połączeń komponentów kolumn pochłaniających energię, która zagwarantuje zachowanie ciągłości złącza podczas obciążenia udarowego.

Zapoznano się z podziałem stali stosowanej w przemyśle motoryzacyjnym oraz tendencjami w wykorzystaniu tego materiału. Wybrane gatunki stali zostały szczegółowo przedstawione. Skupiono się na omówieniu: procesu produkcji, składu chemicznego, mikrostruktury, właściwości mechanicznych i spektrum potencjalnego wykorzystania. Ze względu na charakter pracy omówiono także powszechnie wykorzystywane w produkcji samochodów techniki łączenia elementów cienkościennych, a więc zgrzewanie punktowe i klinczowanie. Omówiono szczegółowo mechanizm powstawania złącza oraz jego główne wady i zalety.

Po zdefiniowaniu celu, tezy i zakresu pracy przystąpiono do omówienia spotykanych w literaturze matematycznych modeli zgniatania cienkościennych struktur energochłonnych. Rozważania obejmowały swym zakresem elementy cylindryczne oraz prostokątne. Omówiono także szczegółowo najważniejsze parametry charakteryzujące proces zgniotu.

W kolejnym etapie przystąpiono do przeprowadzenia badań materiałowych wybranych materiałów. Były to stale dwufazowe DP600, DP800, DP1000, stal głębokotłoczna DC01, stal niskostopowa o dużej wytrzymałości HSLA oraz materiał umacniany przez przemiany fazowe TRIP. Wykonano eksperyment polegający na quasi-statycznym zrywaniu nieproporcjonalnych próbek płaskich o zróżnicowanej grubości z dwoma prędkościami (88 próbek) oraz dynamicznym odkształcaniu z prędkościami powyżej 100 1/s (108 próbek). Każdy z eksperymentów podzielony został na

etapy: przygotowanie próbek, szczegółowy opis toru pomiarowego, planowanie eksperymentu oraz obróbka i opis uzyskanych wyników. Oba eksperymenty zostały także ze sobą porównane, co wykazało umacnianie się materiałów wraz ze wzrostem prędkości odkształcania. Było ono szczególnie wyraźne w przypadku materiałów o niższej granicy plastyczności, tj.: DC01, HSLA oraz DP600. Przeprowadzone badania posłużyły do wyznaczenia współczynników D i p modeli umacniania badanych materiałów.

Kolejnym, a zarazem najbardziej czasochłonnym etapem, było opracowanie modeli połączeń przetłaczanych. Z powodu szerokiej dostępności w systemach obliczeniowych, przyjęto model opisany równaniem (8.1). Przeprowadzono eksperyment polegający na zrywaniu złącz pod różnymi kątami. Wykonane badania wymagały zaprojektowania i wytworzenia specjalnego oprzyrządowania maszyny oraz wykonania nietypowych próbek. Dla każdej serii – tj. grubości i gatunku stali – przebadano około 30 połączeń. Łącznie zerwano 363 próbki. W wyniku eksperymentu otrzymano maksymalne wartości sił niszczących złącza. Wyróżniono i opisano mechanizmy niszczenia złącz. Za pomocą regresji wielorakiej oszacowano wartość współczynników a_1 , a_2 , $F_{N \max}$, $F_{S \max}$, co pozwoliło na uwzględnienie możliwości zerwania połączenia podczas przeprowadzanych później symulacji. Dokonano także analizy wpływu grubości łączonych materiałów oraz udziału poszczególnych składowych na wytrzymałość złącza. Rozważono zastosowanie różnych – zgodnych z przyjętym modelem zniszczenia – rodzajów połączeń, spośród których wybrano najodpowiedniejsze, czyli wielowarstwowe typy „plink”. Walidacja polegająca na symulacji zrywania próbek ceowych wykazała zachowanie się połączenia zgodne z eksperymentem rzeczywistym. Dokonano także porównania wyników z badaniami przeprowadzonymi w Zakładzie Spawalnictwa Instytutu Technologii Maszyn i Automatykacji Politechniki Wrocławskiej. Wykazano zgodność pomiędzy dwoma eksperymentami. Odnotowano także większe wartości sił niszczących w przypadku eksperymentu przeprowadzonego przez autorów niniejszej pracy. Szczegółowe wyjaśnienie można znaleźć w punkcie 8.7.

W dalszej części pracy przeprowadzono eksperymenty polegające na quasi-statycznym (136 próbek) oraz dynamicznym (114 próbek) zgniataniu energochłonnych struktur cienkościennych. Opis przygotowania próbek, toru pomiarowego oraz przebiegu eksperymentu można znaleźć w odpowiednich podpunktach rozdziałów 9 oraz 9.3. Badania quasi-statyczne przeprowadzono na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej. Eksperyment dynamiczny przeprowadzono na grawitacyjnym młocie spadowym. Należy zwrócić uwagę na tor pomiarowy stanowiska do badań dynamicznych, który składa się z udarowych czujników siły oraz szybkiej kamery. Został on szerzej opisany w punkcie 9.3.1. Wyniki obu eksperymentów zostały ze sobą porównane i opisane w punkcie 9.4.

Kolejnym etapem było utworzenie modelu geometrycznego, odwzorowującego swoimi wymiarami kształt badanych struktur oraz elementów wykorzystanych do ich podparcia i obciążenia, jego dyskretyzacja oraz przyjęcie odpowiednich warunków brzegowych. Utworzony model obliczeniowy poddano walidacji tak, aby wyniki symulacji oraz eksperymentu rzeczywistego były zgodne. Ponadto, ocenie wizu-

alnej poddano otrzymane postaci zgniotu. Nie odbiegały one od postaci otrzymanych w eksperymencie dynamicznego zgniatania struktury.

Po zapewnieniu zgodności między eksperymencie dynamicznego zgniatania struktur energochłonnych a odpowiadającą mu symulacją przystąpiono do realizacji badań nad wpływem wybranych parametrów na wartość sił występujących w poszczególnych złączach. Wykonano analizę wieloczynnikową z trzema zmiennymi niezależnymi: R_e , R_m oraz grubością g . Metodologia przeprowadzonego eksperymentu polegała na wykonaniu struktur połączonych za pomocą złącz o wytrzymałości na ścinanie i wyrywanie 500 kN. Tak duża wytrzymałość praktycznie uniemożliwiła rozłączenie i umożliwiła prześledzenie przebiegu sił składowych, a tym samym na wyznaczenie maksymalnej siły ścinającej $F_{S_{max}}$ i wyrywającej $F_{N_{max}}$ występującej we wszystkich złączach. Uzyskane dane poddane zostały dalszej analizie za pomocą regresji wielorakiej. Pozwoliło to na wyznaczenie wzorów na maksymalne siły niszczące złącza.

Podsumowując, w toku realizacji pracy wykonano kilka eksperymentów, począwszy od quasi-statycznych i dynamicznych badań materiałowych, poprzez rozległe badania polegające na zrywaniu złącz przetłaczanych pod różnymi kątami, a skończywszy na eksperymencie rzeczywistym polegającym na zgniataniu rzeczywistych struktur energochłonnych z różnymi prędkościami. Przeprowadzone badania były niezbędne do przeprowadzenia symulacji dynamicznego zgniatania kolumn cienkościennych, która pozwoliła na dostrojenie modelu oraz przeprowadzenie symulacji zgniatania profili o różnych grubościach i wartościach parametrów R_e oraz R_m . Realizacja pracy doprowadziła do opracowania serii autorskich wzorów określających maksymalne siły oddziałujące na złącza struktur energochłonnych typu TH oraz DH w zależności od ich grubości oraz granicy plastyczności R_e materiału, z którego zostały one wykonane. Przyjmują one odmienną postać w zależności o geometrii badanego profilu. W przypadku struktur DH wartości maksymalne siły ścinającej oraz wyrywającej występujące w połączeniach można wyznaczyć na podstawie wzorów (10.8) i (10.9).

W przypadku profili o geometrii TH podane zależności przyjmują postać (10.10) i (10.11).

Opracowane zależności pozwalają na dobranie – w zależności od wartości współczynników a_1 i a_2 – rozmiaru połączeń, który zapewni zachowanie ich ciągłości podczas całego procesu zgniotu. Realizacja pracy doprowadziła do następujących wniosków:

- Wykonane badania zrywania połączeń pod różnym kątem są niezbędne do utworzenia poprawnego modelu połączenia punktowego. Badanie wytrzymałości złącz jedynie na ścinanie oraz wyrywanie jest niewystarczające. Jak wykazano w p. 8.1, pominięcie badań złącz o różnym udziale procentowym sił składowych może w skrajnym przypadku prowadzić do kilkukrotnego zaniżenia bądź zawyżenia jego wytrzymałości. Błędna implementacja modelu złącza prowadzi do otrzymania niepoprawnych wyników.

- Przeprowadzone badania zrywania złącza pod różnymi kątami wykazują dużą zgodność z wynikami uzyskanymi poprzez poprzeczne rozciąganie i ścinanie – zgod-

nie z normami [101] i [102] – połączonych punktowo pasków stali. Wyniki badań autorów niniejszej pracy cechują się zazwyczaj większymi wartościami sił niszczących połączenie – zarówno ścinającymi, jak i wrywającymi. Średnia różnica w przypadku wrywania i ścinania wynosi odpowiednio 2,5 oraz 9,6%. Dobra zgodność wyników uzyskanych podczas wrywania połączeń wynika ze zbliżonego mechanizmu niszczenia złącza. Niezgodność rezultatów eksperymentów ścinania połączeń wynika z różnego mechanizmu zniszczenia. W przypadku badań normowych miejsce łączenia próbki może być swobodnie zginane. Wyniki autorów pracy należy uznać za bliższe prawdy, ze względu na wykorzystanie uchwytów bazujących na idei przyrządu Arcana, w którym zginanie próbek ścinanych nie występuje.

- W niniejszej pracy założono, iż po przekroczeniu krytycznej wytrzymałości rozpoczyna się proces stopniowego niszczenia złącza, który trwa 20 kroków. Przyjęte założenie pozwala na wierne odzwierciedlenie zachowania badanych struktur niezależnie od ich geometrii, materiału i grubości oraz sposobu łączenia. Analiza postaci końcowych struktur zgniecionych w eksperymencie i symulacji wykazuje pewną zgodność między liczbą oraz rozmieszczeniem połączeń, które w wyniku działania obciążenia udarowego uległy zerwaniu. Dalsze dopracowanie parametrów wybranego połączenia polegać powinno na implementacji sztywności połączenia do modelu obliczeniowego.

- Analiza przebiegów sił stycznych oraz normalnych działających na złącze wykazała, że połączenia znajdujące się na tej samej wysokości obciążone są w jednaki sposób. Zauważono także, iż siły występujące w złączach znajdujących się w górnej – bliższej białej – części próbki są zdecydowanie większe, aniżeli w pozostałych połączeniach. Jest to szczególnie widoczne w przypadku siły normalnej, której wartość może być nawet sześciokrotnie większa.

- Zauważono, że materiał ulega mniejszemu umocnieniu na skutek wzrostu prędkości odkształcania wraz ze wzrostem wytrzymałości. W przypadku stali głębokołtocznej stosunek granicy plastyczności wyznaczonej w badaniach dynamicznych i quasi-statycznych wynosił 3,61. W przypadku stali DP1000 oraz TRIP wynosił on 1,33 oraz 1,38. Analogiczne zachowanie dostrzeżono podczas badań zgniatania struktur energochłonnych. Stosunek sił średnich zarejestrowanych podczas badań dynamicznych i statycznych w przypadku stali DC01 wynosił 1,7. W przypadku stali DP1000 oraz TRIP wynosił on 1,17 oraz 1,22.

Autorzy pracy upatrują dalsze możliwości rozwoju w:

- Opracowaniu metodologii pozwalającej na udzielenie odpowiedzi na pytanie o możliwość wykorzystania danego typu złącz w elementach TH oraz DH obciążonych udarowo. Opracowane wzory umożliwiają ustalenie maksymalnych sił występujących w złączach danej struktury. Wymagana jest jednak ręczna weryfikacja możliwości zastosowania danego złącza do wykorzystania podczas łączenia struktur.

- Rozszerzeniu opisanej metody do wyznaczenia wzorów na maksymalne siły ścinające i tnące struktur o innych geometriach.

LITERATURA

- [1] Polak S., *Zastosowanie metod przelaczania do łączenia profili cienkościennych absorbujących energię podczas zderzenia*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2008.
- [2] World Health Organization, *Global status report on road safety*, WHO Press, Geneva 2009, 4.
- [3] *Wypadki drogowe w Polsce w 2011 roku*, Zespół Profilaktyki i Analiz Biura Ruchu Drogowego Komendy Głównej Policji, Warszawa 2012.
- [4] Iwanow W.N., Lalin W.A., *Bierne bezpieczeństwo samochodu*, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 1984.
- [5] Morello L., Rosti Rossini L., Pia G., Tonoli A., *The Automotive Body*, Vol. II, System Design, Springer Science Business Media, Londyn 2011.
- [6] Batista M., *On the mutual coefficient of restitution in two car collinear collisions*, University of Ljubljana, Faculty of Maritime Studies and Transportation, Ljubljana 2006.
- [7] Wicher J., *Bezpieczeństwo samochodów i ruchu drogowego*, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 2012.
- [8] www.eblog.mercedes-benz-passion.com, *The new Mercedes-Benz CLS: a first: frameless all-aluminium doors*, dostęp do strony: 08.02.2013 [Online].
- [9] www.boronextrication.com, 2012 Volvo S60 body structure, dostęp do strony 08.02.2012 [Online].
- [10] Santis F. De., *The modeling of the vehicle frontal structure and the numerical simulation of the crash-test*, Politecnico di Torino, Facolta di Ingegneria, Torino 1996.
- [11] Zieliński A., *Konstrukcja nadwozi samochodów osobowych i pochodnych*, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 2008.
- [12] Kopczyński A., *Bezpieczeństwo bierne, pochłanianie energii przez profile cienkościenne*, Politechnika Wroclawska, Wrocław 2010.
- [13] Kopczyński A., *Model pochłaniania energii przez profile cienkościenne połączone zgrzeinami punktowymi*, Politechnika Wroclawska, Wrocław 2008.
- [14] Gronostajski Z., Polak S., *Comparison of impact energy absorption by double-hat thin-walled specimens made of HSLA steel joined by clinching and spot welding*, Steel Research International, t. 81, nr 9, 2010, 1132–1135.
- [15] Gronostajski Z., Polak S., *The application of clinching techniques to join impact energy absorbing thin-walled aluminium sections*, Archives of Metallurgy and Materials, t. 54, nr 3, 2009, 695–703.
- [16] Gronostajski Z., Niechajowicz A., Polak S., *Prospects for the use of new-generation steels of the AHSS type for collision energy absorbing components*, Archives of Metallurgy and Materials, t. 55, nr 1, 2010, 221–230.
- [17] Corbett B., Winter D., *Slow to change. Materials use won't likely see major shifts*, Ward's Auto World, t. 35, nr 11, 1999, 77.
- [18] www.autosteel.org, *Growth of AHSS*, dostęp do strony: 04.01.2013 [Online].
- [19] www.worldautosteel.org, *Why steel?*, dostęp do strony: 27.12.2012 [Online].

- [20] Grosman F., *Nowoczesne stale na blachy tłoczne dla motoryzacji*, Obróbka Plastyczna Metali, t. 13, nr 4, 2002, 5–15.
- [21] www.worldautosteel.org, *ULSAB executive summary*, dostęp do strony: 03.01.2013 [Online].
- [22] www.worldautosteel.org, *ULSAB-AVC overview report*, dostęp do strony: 03.01.2013 [Online].
- [23] www.worldautosteel.org, *FSV overview report*, dostęp do strony: 04.01.2013 [Online].
- [24] www.worldautosteel.org, *AHSS application guidelines*, dostęp do strony: 03.01.2013 [Online].
- [25] Tumuluru M.D., *Resistance spot welding of coated high-strength dual-phase steels*, Welding Journal, t. 85, nr 8, 2006, 31–37.
- [26] www.ssab.com, *DOCOL DP/DL cold reduced dual phase steels*, dostęp do strony: 23.10.2012 [Online].
- [27] Momeni A., Dehghani K., Abbasi S., Torkan M., *Bake hardening of a low carbon steel for automotive applications*, Metalurgija. Journal of Metallurgy, t. 13, nr 2, 2007, 131–138.
- [28] Timoknina I.B., Hodgson P.D., Ringer S.P., Zheng R.K., Pereloma E.V., *Understanding bake-hardening in modern high strength steels for the automotive industry using advanced analytical techniques*, [w:] New Developments on Metallurgy and Applications of High Strength Steels, Buenos Aires 2008.
- [29] SSAB Communications, *The Steel Book*, Henningsons Tryckeri AB, Borlänge 2012.
- [30] www.ssab.com, *Dogal 1000DPX. Ultra high strength steel*, dostęp do strony: 24.10.2012 [Online].
- [31] www.ssab.com, *Dogal 600 and 800 DP. Extra and ultra high strength steels*, dostęp do strony: 23.10.2012 [Online].
- [32] Senkara J., *Współczesne stale karoseryjne dla przemysłu motoryzacyjnego i wytyczne technologiczne ich zgrzewania*, Przegląd Spawalnictwa, t. 11, 2009, 3–9.
- [33] Ambroziak A., Rusiński E., Tobota A., Kaczyński P., Kustron P., Korzeniowski M., *Numeryczne i eksperymentalne badania porównawcze wytrzymałości i energochłonności stalowych elementów cienkościennych z połączeniami wytłaczanymi i zgrzewanymi punktowo*, Politechnika Wrocławska, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji, Wrocław 2012.
- [34] Adamczyk J., Grajcar A., *Structure and mechanical properties of DP-type and TRIP-type sheets obtained after the thermomechanical processing*, Journal of Materials Processing Technology, t. 162–163, 2005, 267–274.
- [35] Kuźniak R., Kawalla R., Waengler S., *Advanced high strength steels for automotive industry*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, t. 8, nr 2, 2008, 103–117.
- [36] www.worldautosteel.org, *Transformation-Induced Plasticity (TRIP) Steel*, dostęp do strony: 29.01.2013 [Online].
- [37] Popławski M., *Rola austenitu szczątkowego w kształtowaniu własności mechanicznych średniowęglowych stali hartowanych bainitycznie*, Politechnika Poznańska, Poznań 2004.
- [38] Zielnica J., Zielnica M., *Plastyczność wywołana przemianami fazowymi (TRIP) w numerycznej analizie naprężeń hartowniczych*, Modelowanie Inżynierskie, t. 32, nr 1, 2006, 499–506.
- [39] www.arcelormittal.com, *TRIP (TRAnsformation Induced Plasticity) steels*, dostęp do strony: 29.01.2013 [Online].
- [40] Zackay V.F., Parker E.R., Fahr D., Bush R., *The enhancement of ductility in high-strength steels*, Transactions of the American Society for Metals, t. 60, 1967, 252–259.
- [41] Mohrbacher H., *Niobium alloyed high strength steels for automotive applications*, International Journal of ISSI, t. 3, nr 1, 2006, 13–19.
- [42] Janosec M., Schindler I., Vodarek V., Mistecky E., Ruzicka M., *Analysis of microstructure and mechanical properties of hsla strip steel after cold rolling and annealing*, Journal of Engineering Annals of Faculty of Engineering Hunedoara, t. 6, nr 1, 2008, 41–46.
- [43] www.arcelormittal.com, *High strength low alloy (HSLA) steels for cold forming*, dostęp do strony: 30.01.2013 [Online].
- [44] PN-EN 10131: 2008. *Wyroby płaskie ze stali niskowęglowej i stali o podwyższonej granicy plastyczności walcowane na zimno niepowlékane i powlekane elektrolitycznie powłoką cynkową lub cynkowo-niklową do obróbki plastycznej na zimno. Tolerancje wymiarów*.
- [45] www.ruukki.pl, *Zimnowalcowane blachy stalowe w arkuszach i kęgach. Stale przeznaczone do przeróbki plastycznej*, dostęp do strony: 31.01.2013 [Online].

- [46] www.tatasteelservicecentres.com, *Steel for forming*, dostęp do strony: 31.01.2013 [Online].
- [47] Klimpel A., *Spawanie, zgrzewanie i cięcie metali. Technologie*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2010.
- [48] Kaczyński P., *Kryterium doboru własności wytrzymałościowych połączeń profili cienkościennych obciążonych udarowo*, Interdyscyplinarność badań naukowych 2009, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2009, 117–120.
- [49] www.nptel.iitm.ac.in, *National Programme on Technology Enhanced Learning*, dostęp do strony: 22.01.2013 [Online].
- [50] PN-M-69020: 1974. *Spawalnictwo. Klasyfikacja jakości zgrzein punktowych*.
- [51] Pilarczyk J., *Poradnik inżyniera. Spawalnictwo*, t. 2, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2005.
- [52] www.eckold.com, *Eckold Clinching. The joining technique of the future*, dostęp do strony: 25.01.2013 [Online].
- [53] Varis J., *Ensuring the integrity in clinching process*, Journal of Materials Processing Technology, t. 174, nr 1–3, 2006, 277–285.
- [54] www.tox-us.com, *Profitability of the Tox joining process*, dostęp do strony: 25.01.2013 [Online].
- [55] Mori K., Abe Y., Kato T., *Mechanism of superiority of fatigue strength for aluminium alloy sheets joined by mechanical clinching and self-pierce riveting*, Journal of Materials Processing Technology, t. 212, nr 9, 2102, 1900–1905.
- [56] Guillow S.R., Lu G., Grzebieta R.H., *Quasi-static axial compression of thin-walled circular aluminium tubes*, International Journal of Mechanical Sciences, t. 43, nr 9, 2001, 2103–2123.
- [57] Alexander J. M., *An Approximate analysis of the collapse of thin cylindrical shells under axial loading*, The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, t. 13, nr 1, 1959, 10–15.
- [58] Johnson W., *Impact strength of materials*, Edward Arnold, London 1972.
- [59] Abramowicz W., *The effective crushing distance in axially compressed thin-walled metal columns*, International Journal of Impact Engineering, t. 1, nr 3, 1983, 309–317.
- [60] Abramowicz W., Jones N., *Dynamic axial crushing of circular tubes*, International Journal of Impact Engineering, t. 2, nr 3, 1984, 263–281.
- [61] Abramowicz W., Jones N., *Dynamic progressive buckling of circular and square tubes*, International Journal of Impact Engineering, t. 4, nr 4, 1986, 243–270.
- [62] Grzebieta R.H., *An alternative method for determining the behaviour of round stocky tubes subjected to axial crush loads*, Thin-Walled Structures, t. 9, nr 1–4, 1990, 61–89.
- [63] Guoxing L., Tongxi Y., *Energy absorption of structures and materials*, Woodhead Publishing, Cambridge 2003.
- [64] Pugsley A., Macaulay M., *The large scale crumpling of thin cylindrical columns*, Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, t. 13, nr 1, 1958, 1–9.
- [65] Johnson W., Soden P.D., Al-Hassani S.T.S., *Inextensional collapse of thin-walled tubes under axial compression*, The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, t. 12, nr 4, 1977, 317–330.
- [66] Abramowicz W., Jones N., *Transition from initial global bending to progressive buckling of tubes loaded statically and dynamically*, International Journal of Impact Engineering, t. 19, nr 5–6, 1997, 415–437.
- [67] Wierzbicki T., Abramowicz W., *Stability of Progressive Collapse*, Massachusetts Institute of Technology, Massachusetts 1988–1991.
- [68] White M.H., Jones N., *Experimental quasi-static axial crushing of top-hat and double-hat thin-walled sections*, International Journal of Mechanical Sciences, t. 41, nr 2, 1999, 179–208.
- [69] Seitzberger M., Rammerstorfer F.G., Gradinger R., Degischer H.P., Blaimschein M., Walch C., *Experimental studies on the quasi-static axial crushing of steel columns filled with aluminium foam*, International Journal of Solids and Structures, t. 37, nr 30, 2000, 4125–4147.

- [70] Dadrasi A., *An investigation on crashworthiness design of aluminium columns with damage criteria*, Research Journal of Recent Sciences, t. 1, nr 7, 2012, 19–24.
- [71] Onsalung N., Thinwongpituk C., Painthong K., *The influence of foam density on specific energy absorption of rectangular steel tubes*, Energy Research Journal, t. 1, nr 2, 2010, 135–140.
- [72] Thornton P.H., *Energy absorption by the structural collapse of spot-welded sheet metal sections*, Society of Automotive Engineers, nr 800372, 1980.
- [73] Jones N., *Structural Impact. Second edition*, Cambridge University Press, New York 2012.
- [74] Gronostajski Z., Bandoła P., Karbowski P., *The effect of crashworthiness parameters on the behaviour of car-body elements*, Archives of Civil and Mechanical Engineering, t. 6, nr 1, 2006, 31–46.
- [75] Magee C.L., Thornton P.H., *Design considerations in energy absorption by structural collapse*, Society of Automotive Engineers, nr 780434, 1978.
- [76] Konderla P., *Metody komputerowe w teorii sprężystości*, cz. 1. *Metoda elementów skończonych*, Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne, Wrocław 1997.
- [77] Krawczyk J., *Krzywe umocnienia blach do tłoczenia wyznaczone w warunkach dynamicznych*, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2005.
- [78] Borsutzki M., Cornette D., Kuriyama Y., Uenishi A., Yan B., Opbroek E., *High Strain Rate Experts Group, Recommendations for dynamic tensile testing of sheet steels*, International Iron and Steel Institute, 2005.
- [79] PN-EN ISO 6892-1: 2010. *Metale. Próba rozciągania*, cz. 1. *Metoda badania w temperaturze pokojowej*.
- [80] PN-EN ISO 26203-1: 2010. *Metale. Próba rozciągania przy dużych prędkościach odkształcania*, cz. 1. *Układ prętów sprężystych*.
- [81] Kawata K., Hashimoto S., Takeda N., Sekino S., *On high-velocity brittleness and ductility of dual phase steel and some hybrid fiber reinforced plastics*, Recent Advances in Composites in the United States and Japan, Philadelphia 1985.
- [82] Hopkinson B., *A method of measuring the pressure produced in the detonation of explosives or by the impact of bullets*, Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character, t. 612, nr 89, 1914, 411–413.
- [83] Kolsky H., *An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading*, Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series B: Containing Papers of a Biological Character, t. 62, nr 11, 1949, 676.
- [84] Davies R. M., *A critical study of the hopkinson pressure bar*, Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character, t. 240, nr 821, 1948, 375–457.
- [85] Iluk A., *Using the high-speed camera as measurement device in the dynamic material tests*, Journal of Vibroengineering, t. 14, nr 1, 2012, 22–26.
- [86] Iluk A., Karliński J., Kopczyński A., *The comparison of selected methods of displacement measurement during high speed deformation*, *Dynamic behavior of materials: workshop in memory of prof. J.R. Klepaczo*, Metz 2009.
- [87] Hamel V., Roelandt J.M., Gacel J.N., Schmit F., *Finite element modeling of clinch forming with automatic remeshing*, Finite Element Modeling of Clinch Forming with Automatic, t. 77, nr 2, 2000, 185–200.
- [88] Chan-Joo L., Jae-Young K., Sang-Kon L., Dae-Cheol K., Byung-Min K., *Design of mechanical clinching tools for joining of aluminium alloy sheets*, Materials and Design, t. 31, nr 4, 2010, 1854–1861.
- [89] Oudjene M., Ben-Ayed L., Delameziere A., Batoz J.L., *Shape optimization of clinching tools using the response surface methodology with Moving Least-Square approximation*, Journal of Materials Processing Technology, t. 209, nr 1, 2009, 289–296.
- [90] De Paula A.A., Aguilar M.T.P., Pertence A.E.M., Cetlin P.R., *Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets*, Journal of Materials Processing Technology, t. 182, nr 1–3, 2007, 352–357.
- [91] Oudjene M., Ben-Ayed L., *On the parametrical study of clinch joining of metallic sheets using the Taguchi method*, Engineering Structures, t. 30, nr 6, 2008, 1782–1788.

- [92] Varis J.P., *The suitability of round clinching tools for high strength structural steel*, Thin-Walled Structures, t. 40, nr 3, 2002, 225–238.
- [93] Varis J.P., *The suitability of clinching as a joining method for high-strength structural steel*, Journal of Materials Processing Technology, t. 132, nr 1–3, 2003, 242–249.
- [94] Pedreschi R.F., Sinha B.P., *An experimental study of cold formed steel trusses using mechanical clinching*, Construction and Building Materials, t. 22, nr 5, 2008, 921–931.
- [95] Moroni F., Pirondi A., Kleiner F., *Experimental analysis and comparison of the strength of simple and hybrid structural joints*, International Journal of Adhesion and Adhesives, t. 30, nr 5, 2010, 367–379.
- [96] Carboni M., Beretta S., Monno M., *Fatigue behaviour of tensile-shear loaded clinched joints*, Engineering Fracture Mechanics, t. 73, nr 2, 2006, 178–190.
- [97] Varis J., *Economics of clinched joint compared to riveted joint and example of applying calculations to a volume product*, Example of Applying Calculations to a Volume Product, t. 172, nr 1, 130–138, 2006.
- [98] Kaczyński P., *Modelowanie połączeń klinczowych użytych do łączenia elementów cienkościennych obciążonych udarowo*, Interdyscyplinarność Badań Naukowych 2011, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2011, 159–164.
- [99] Arcan M., Hashin Z., Voloshin A., *A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials*, Experimental Mechanics, t. 18, nr 4, 1978, 141–146.
- [100] Jurf R.A., Pipes R.B., *Interlaminar fracture of composite materials*, Journal of Composite Materials, t. 16, nr 5, 1982, 386–394.
- [101] Liu J.Y., Floeter L.H., *Shear strength in principal plane of wood*, Journal of Engineering Mechanics, t. 110, nr 6, 1984, 930–936.
- [102] Yen S.C., Craddock J.N., Teh K.T., *Evaluation of a modified arcan fixture for the in-plane shear test of materials*, Experimental Techniques, t. 12, nr 12, 1988, 22–25.
- [103] ESI Group, *Explicit Solver Reference Manual*, ESI Group, Paris 2010.
- [104] ESI Group, *Solver Notes Manual*, ESI Group, Paris 2010.
- [105] Gunnion A.J., Korber H., Elder D.J., Thomson R.S., *Development of fastener models for impact simulation of composite structures*, International Congress of Aeronautical Sciences, Hamburg 2006.
- [106] PN-EN ISO 14272: 2002. *Wymiary próbki i procedura badania na rozciąganie poprzeczne złączy zgrzewanych rezystancyjnie punktowo i garbowo.*
- [107] PN-EN ISO 14273: 2005. *Wymiary próbki i procedura badania na ścinanie złączy zgrzewanych rezystancyjnie punktowo liniowo i garbowo.*
- [108] PN-M-69006: 1997. *Spawalnictwo. Próby technologiczne złączy blach zgrzewanych punktowo lub garbowo.*
- [109] Herbuś K., Świder J., *Zastosowanie technologii wirtualnej rzeczywistości w projektowaniu maszyn*, Modelowanie Inżynierskie, t. 37, 2009, 141–146.
- [110] Świder J., Ociełka P., *Obiektowy system komputerowego wspomaganie procesu koncepcyjnego projektowania maszyn*, Komputerowo zintegrowane zarządzanie, t. 2, 2005, 206–215.

We współczesnej literaturze temat obciążeń udarowych profili cienkościennych jest często upraszczany, a połączenia pomiędzy profilami energochłonnymi traktowane są jako sztywne i nie uwzględniają możliwości zerwania. Przyjęte uproszczenie powoduje znaczne rozbieżności między eksperymentem rzeczywistym i symulacją.

W pracy omówiono zrywanie złącz przetłaczanych przy różnym udziale składowej stycznej i normalnej oraz rozległe statyczne i dynamiczne badania: materiałowe oraz energochłonności struktur energochłonnych. Zostały one uzupełnione symulacją numeryczną. Opracowano także uniwersalny model numeryczny złącza punktowego uwzględniający jego złożony stan obciążenia. Przeprowadzone eksperymenty pozwoliły na ustalenie kryterium wytrzymałościowego powodującego niszczenie połączeń punktowych profili cienkościennych obciążonych udarowo oraz określenie, niezależnych od kształtu połączenia, parametrów wytrzymałościowych gwarantujących, że złącze nie ulegnie zerwaniu.



Wydawnictwa Politechniki Wrocławskiej są do nabycia w księgarni,
plac Grunwaldzki 13, 50-377 Wrocław, budynek D-1 PWr., tel. 71 320 29 35
Prowadzimy sprzedaż wysyłkową: zamawianie.ksiazek@pwr.wroc.pl

ISBN 978-83-7493-835-8