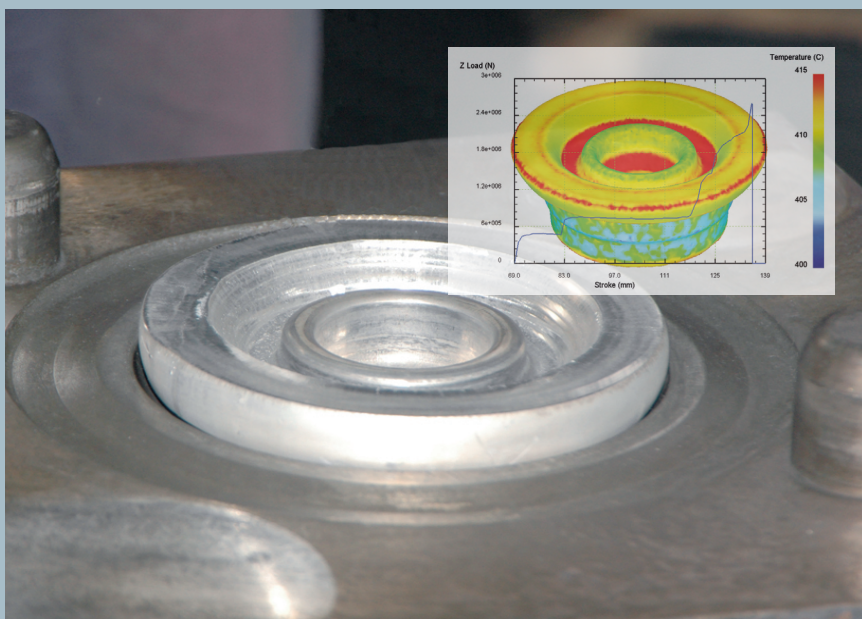


Kucie matrycowe stopów magnezu



Kucie matrycowe stopów magnezu

Andrzej Gontarz

Kucie matrycowe stopów magnezu

Andrzej Gontarz

Kucie matrycowe stopów magnezu

Recenzenci: **prof. dr hab. inż. Kazimierz ŚWIĄTKOWSKI**
prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP

Monograficzna seria wydawnicza Biblioteka Problemów Budowy i Eksploatacji Maszyn
Redaktor naukowy: **prof. dr hab. inż. Adam MAZURKIEWICZ**

Rada Programowa: **Członkowie Komitetu Budowy Maszyn Polskiej Akademii Nauk**

© Copyright by Andrzej Gontarz, Politechnika Lubelska, Lublin 2016

Współpraca wydawnicza: Instytut Technologii Eksploatacji – PIB w Radomiu

ISBN 978-83-7789-442-2

Opracowanie wydawnicze: Andrzej Kirsz, Joanna Fundowicz



2625

Wydawnictwo Naukowe Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB
26-600 Radom, ul. K. Pułaskiego 6/10, tel. centr. (048) 364-42-41, fax (048) 364-47-65
e-mail: instytut@itec.radom.pl <http://www.itec.radom.pl>

SPIS TREŚCI

1.	Charakterystyka magnezu i jego stopów	9
1.1.	Własności magnezu	9
1.2.	Rozwój i zastosowanie stopów magnezu	10
1.3.	Klasyfikacja stopów magnezu	15
2.	Modele teoretyczne stopów Mg stosowane w symulacjach umerycznych	23
2.1.	Krzywe płynięcia	23
2.2.	Modele tarcia	33
2.3.	Modele pęknięcia	43
2.3.1.	Kryteria pęknięcia	43
2.3.2.	Metoda wyznaczania granicznych wartości kryteriów pęknięcia	49
2.3.3.	Badania kryteriów pęknięcia dla stopu Mg ₄ AlZn	51
3.	Parametry procesu kucia i obróbki cieplnej stopów magnezu	59
3.1.	Ogólna charakterystyka procesu kształtowania plastycznego stopów Mg	59
3.2.	Wpływ temperatury na przebieg procesu	61
3.3.	Obróbka cieplna stopów magnezu	66
3.4.	Wpływ parametrów odkształcania na strukturę	74
4.	Kucie stopów magnezu na prasach hydraulicznych	87
4.1.	Przykłady literaturowe procesów kucia	87
4.1.1.	Kucie odkuwki korbowodu	87
4.1.2.	Kucie odkuwki felgi	88
4.1.3.	Kucie odkuwki koła zębatego	92
4.1.4.	Kucie odkuwki wspornika uzębrowanego	94
4.1.5.	Kucie odkuwki blokady drzwi	95
4.1.6.	Podsumowanie	96
4.2.	Nowy proces kształtowania uzębrowanych odkuwek ze stopów magnezu	96
4.2.1.	Wprowadzenie	96
4.2.2.	Kucie wyrobów płaskich z jednym żebrzem	98
4.2.3.	Kucie wyrobów płaskich z dwoma żebrami	106
4.2.4.	Podsumowanie	112
5.	Kucie stopów magnezu na prasach śrubowych i młotach kuźniczych	115
5.1.	Badania procesu kucia odkuwki dźwigni	115
5.1.1.	Wprowadzenie	115
5.1.2.	Analiza teoretyczna procesu	117
5.1.3.	Badania doświadczalne	121
5.1.4.	Optymalizacja technologii	126

5.2. Badania procesu kucia odkuwki półpiasty	133
5.2.1. Projektowanie technologii kucia i narzędzi	134
5.2.2. Analiza teoretyczna procesu kucia półpiasty	136
5.2.3. Badania przemysłowe	145
5.3. Kucie odkuwki kłamki i wspornika	155
Streszczenie	163
Abstract	164
Literatura	165

OD AUTORA

Początek XXI w. jest okresem wyraźnego wzrostu zainteresowania stopami magnezu. Mała masa właściwa tego metalu i dobra wytrzymałość względna jego stopów powoduje, że są to materiały atrakcyjne nie tylko dla przemysłu lotniczego i motoryzacyjnego, ale również dla innych obszarów zastosowań. Zdecydowana większość półwyrobów ze stopów Mg, z których wytwarza się gotowe części produkowana jest metodami odlewania. Jednak coraz większe znaczenie zaczynają odgrywać metody kształtowania plastycznego, które zapewniają lepsze własności mechaniczne i użytkowe wyrobów w stosunku do innych metod produkcji. Wzrost zainteresowania technologiami wytwarzania części ze stopów magnezu ze strony producentów aktywuje środowiska naukowe do prowadzenia badań naukowych w tym zakresie. Przykładem może być projekt kluczowy POIG.01.01.02-00-015/08-00 „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym”, w ramach którego realizowano szeroki zakres badań dotyczących m.in. obróbki mechanicznej i kształtowania plastycznego stopów magnezu. Projekt ten był bodźcem mentalnym i materialnym do podjęcia prac nad opracowaniem szeregu technologii produkcji przedkuwek i odkuwek z tych materiałów. Osiągnięcie wielu pozytywnych rezultatów dało podstawę do napisania niniejszej monografii, która skupia się głównie na zagadnieniach dotyczących kucia matrycowego odkuwek ze stopów magnezu.

Intencją autora było kompleksowe ujęcie zagadnienia kucia tych materiałów, poczynając od ich pogrupowania i charakterystyki, poprzez badanie wpływu parametru procesu na własności plastyczne, wytrzymałościowe i strukturę, kończąc na prezentacji procesów produkcyjnych. Uwagę poświęcono również zagadnieniom modelowania numerycznego kształtowania plastycznego stopów magnezu, jako że jest to obecnie podstawowe narzędzie stosowane do projektowania technologii. Rozdziały monografii pogrupowane są tematycznie i zawierają najważniejsze informacje prezentowane w literaturze specjalistycznej połączone z wynikami badań własnych.

Stopy magnezu kuje się w nielicznych zakładach na świecie, stosując prasy hydrauliczne lub wolne prasy mechaniczne wyposażone w systemy do nagrzewania narzędzi zapewniające warunki kucia zbliżone do izotermicznych. Wysokie wymagania odnośnie do maszyn i urządzeń stanowią poważne ograniczenie dla wielu kuźni. Z tego powodu podjęto badania nad technologią kucia z użyciem typowych maszyn kuźniczych, takich jak prasy śrubowe i młoty matrycowe. Zrealizowane prace badawcze z tego zakresu, w tym wykonane w ramach pracy doktorskiej opracowanej przez dr. inż. Krzysztofa Drozdowskiego pod opieką naukową autora, zostały zakończone wdrożeniem technologii produkcji odkuwek w Zakładzie Obróbki Plastycznej

Sp. z o.o. w Świdniku. Obecnie, według wiedzy autora, jest to jedyny zakład w kraju i jeden z nielicznych w Europie oferujący produkcję odkuwek ze stopów magnezu.

Autor wyraża nadzieję, że użyteczny charakter monografii uczyni ją ciekawą lekturą dla inżynierów pracujących w zakładach kuźniczych na stanowiskach technologów i konstruktorów. Opracowanie kierowane jest również do pracowników naukowych oraz studentów wyższych uczelni technicznych, którzy mogą znaleźć w jego treści wsparcie przy realizacji prac badawczych, a także w procesie dydaktycznym na zajęciach o charakterze technologicznym.

Autor kieruje podziękowania do kierownictwa Zakładu Obróbki Plastycznej Sp. z o.o. w Świdniku za owocną współpracę i umożliwienie wykonania badań w warunkach przemysłowych. Szczególne podziękowania skierowane są do całego zespołu pracowników Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej – jednostki organizacyjnej Wydziału Mechanicznego Politechniki Lubelskiej za zaangażowanie w realizowane badania i osiągnięcie tak wielu interesujących rezultatów. Bez ich udziału monografia nie mogłaby powstać w obecnej formie.

1. Charakterystyka magnezu i jego stopów

1.1. Własności magnezu

Magnez został pierwszy raz wyodrębniony w 1808 r. przez Humphry'a Davy'ego, profesora Królewskiego Instytutu Wielkiej Brytanii z tlenku magnezu i tlenku rtęci. Sposób otrzymywania magnezu w dużych ilościach odkrył francuski chemik Antoine Alexandre Brutus Bussy, który metodę wyodrębnienia magnezu z chlorku magnezu z potasem opublikował w książce *Mémoire sur le Radical Métallique de la Magnésie* w 1831 r. Produkcja na skalę przemysłową rozpoczęła się w Niemczech w 1886 r. Nazwa magnezu pochodzi od nazwy miasta Magnesia w Tesalii w starożytnej Grecji, gdzie znaleziono pierwsze złoża tego pierwiastka (zresztą występują tam do dzisiaj).

Magnez jest najlżejszym metalem spośród wszystkich powszechnie stosowanych materiałów konstrukcyjnych. Posiada srebrzystobiałą barwę, jego gęstość wynosi $1,738 \text{ g/cm}^3$, co stanowi około $\frac{1}{4}$ gęstości stali i około $\frac{2}{3}$ gęstości aluminium. Posiada dobrą zdolność tłumienia hałasu i drgań oraz pochłaniania fal elektromagnetycznych. Temperatura topnienia wynosi 650°C , a temperatura wrzenia 1107°C . Magnez łączy się z większością niemetali. Stosowany jest często jako reduktor, gdyż wypiera ze związków chemicznych inne metale [88]. Jego duże powinowactwo z tlenem i azotem czyni go mało odpornym na korozję. W tlenie spala się bardzo jasnym, białym płomieniem. Z tego powodu dawniej stosowany był w żarówkach błyskowych aparatów fotograficznych. Temperatura samoczynnego zapłonu wynosi $600\div 650^\circ\text{C}$, przy czym w postaci bardzo rozdrobnionej (np. pyłu) zapłon może nastąpić już powyżej 500°C . Temperatura spalania przekracza 2000°C . Własności mechaniczne czystego magnezu w postaci wlewków i gąsek w porównaniu do innych metali są nieduże. Wytrzymałość na rozciąganie zawiera się w zakresie $80\div 120 \text{ MPa}$, granica plastyczności wynosi ok. 20 MPa , twardość ok. 30 HB , a wydłużenie $A_5 - 4\div 6\%$. Po walcowaniu lub wyciskaniu wytrzymałość na rozciąganie nieco wzrasta do $160\div 180 \text{ MPa}$. Magnez krystalizuje w sieci heksagonalnej typu A3 o gęstym ułożeniu atomów. Ten typ komórki w temperaturze pokojowej posiada jedną aktywną płaszczyznę łatwych poślizgów pokrywającą się z podstawą komórki. Ograniczona liczba płaszczyzn łatwych poślizgów powoduje, że dużą rolę podczas odkształcenia odgrywa mechanizm bliźniakowania, w szczególności w temperaturze pokojowej, czego konsekwencją jest mała plastyczność magne-

zu. W temperaturze 225°C aktywują się dodatkowe płaszczyzny poślizgu, co poprawia jego plastyczność. Z tego powodu magnez i jego stopy odkształcają się w podwyższonych temperaturach [82, 109]. Wybrane własności czystego magnezu przedstawiono w tab. 1.1 [98]. Podane wartości należy traktować jako przybliżone, gdyż w licznych publikacjach podawane są nieco różniące się dane. Uzależnione jest to od czystości magnezu oraz metody badawczej. Przykładowo w opracowaniu [26] podano, że moduł sprężystości wzdłużnej w temperaturze pokojowej dla magnezu o czystości 99,98% wynosi $E = 44$ GPa, podczas gdy dla czystości 99,80% jest już wyższy i wynosi $E = 45$ GPa. Magnez charakteryzuje się bardzo dobrą stabilnością wymiarową. Do zalet magnezu należy zaliczyć również dostępność źródeł pozyskiwania go, w tym możliwość recyklingu. Jego zawartość na Ziemi wynosi 2,74%, jednak ze względu na dużą aktywność chemiczną rzadko występuje w czystej postaci. Największe ilości Mg znajdują się w wodach morskich i słonych jezior (głównie w postaci chlorku magnezu), w których stanowi 0,135% wagowych składu chemicznego. Ponadto występuje w postaci minerałów takich jak: dolomit, magnezyt, kizeryt, karnalit, kainit. Najbardziej popularnym źródłem magnezu jest dolomit, który zawiera aż 13,3% tego pierwiastka. Technicznie czysty magnez produkowany jest w dwóch gatunkach: Mg99,95 i Mg99,9. Pierwszy z nich stosowany jest w przemyśle chemicznym, drugi wykorzystywany jest w przemyśle metalurgicznym do produkcji stopów magnezu oraz innych stopów, w których magnez stanowi dodatek stopowy.

Tabela 1.1. Wybrane własności magnezu [98]

Właściwości fizyczne i mechaniczne	Symbol	Jednostka	Wartość
Przewodność cieplna	Λ	W/(m·K)	156
Współczynnik rozszerzalności cieplnej (20÷100)°C	A	$\mu\text{m}/(\text{m}\cdot\text{K})$	24,8
Ciepło właściwe w temperaturze pokojowej	C_w	kJ/(kg·K)	1,02
Moduł sprężystości wzdłużnej (Younga)	E	GPa	43,4
Moduł sprężystości poprzecznej (Kirchhoffa)	G	GPa	16
Współczynnik Poissona	ν	–	0,291

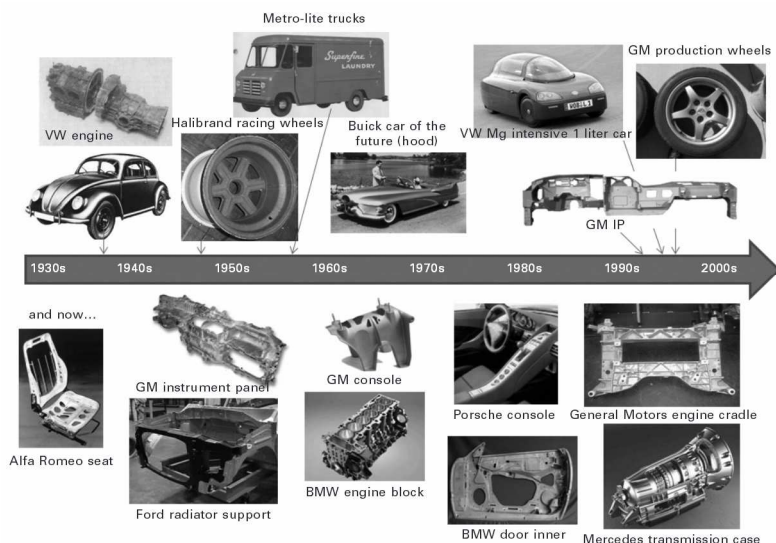
1.2. Rozwój i zastosowanie stopów magnezu

Magnez od dawna odgrywał znaczącą rolę w konstrukcjach samochodowych i lotniczych. W 1900 r. produkcja magnezu na świecie wynosiła ok. 10 ton, podczas gdy już w czasie pierwszej wojny światowej w 1915 r. zwiększyła się do 350 ton [26]. W tym czasie stosowali go głównie Niemcy do produkcji związanej z lotnictwem wojсковym. Premierowe motoryzacyjne zastosowanie magnezu miało miejsce w 1918 r., kiedy po raz pierwszy zastosowano tłoki z tego metalu w silniku samochodu wyścigowego Indy 500. Rozwój stopów magnezu nastąpił w latach 40. i 50. ubiegłego stulecia.

Z uwagi na drugą wojnę światową materiały na bazie magnezu wykorzystywano do zastosowań militarnych, głównie w Niemczech. W okresie powojennym zaczęto wykorzystywać je również w produkcji cywilnej. Przemysł zbrojeniowy stanowił jednak w dalszym ciągu poligon do zastosowań magnezu i jego stopów. W USA w latach 50. stopy magnezu w znaczącej ilości wykorzystywano do budowy bombowców B36 i B52 (rys. 1.1). Przykładowo do produkcji bombowca B36 używano ponad 5 500 kg blach, ok. 680 kg odkuwek oraz ok. 300 kg odlewów [117]. Mała gęstość magnezu była atrakcyjna również dla przemysłu motoryzacyjnego. Na przestrzeni lat stopy tego metalu stosowane były do produkcji różnych części pojazdów (rys. 1.2). Poważne ograniczenie stanowiła jednak ich cena. Dlatego w kolejnej dekadzie, kiedy pojawiły się tendencje do obniżania kosztów produkcji samochodów, spadło zainteresowanie stopami magnezu. W dalszym ciągu były jednak stosowane w przemyśle lotniczym, mniej wrażliwym na koszty produkcji. Przykładem może być samolot pasażerski Boeing 727 wyprodukowany w latach 1962÷1984 w ilości 1832 sztuk, w którym stosowano ok. 1200 części ze stopów Mg. W ZSRR również stosowano te materiały w przemyśle lotniczym. Do produkcji samolotu TU95MS wykorzystywano ok. 1550 kg magnezu, a w TU134 – ok. 780 kg [117]. W późniejszym okresie zastosowanie stopów Mg w przemyśle lotniczym spadło z uwagi na wprowadzone ograniczenia przez International Air Transport Association (IATA) wynikające z zagrożeń pożarowych i małej odporności na korozję. Dodatkowo przemysł lotniczy w tym okresie rozpoczął stosowanie lekkich kompozytów polimerowych. Przyczyniło się to do spowolnienia rozwoju stopów magnezu i technologii ich przetwarzania w latach 80. i 90. ubiegłego stulecia. Pod koniec XX w. rozpoczęło się ponowne zainteresowanie przemysłu zastosowaniem stopów Mg w konstrukcjach, w których obniżenie masy stanowiło istotny czynnik rozwoju. W szczególności producenci ogólnie pojętych środków transportu poszukiwali nowych, lekkich materiałów, które pozwoliłyby zmniejszyć zużycie paliwa i zwiększyć parametry techniczne pojazdów. Zdecydowana większość wyrobów wykonywana była metodami odlewania, a 90% z nich produkowano ze stopu AZ91D (Mg – 9%Al – 1% Zn) [142].



Rys. 1.1. Linia montażowa bombowców B36 z lat 50. XX w. (blachy magnezowe na fotografii mają kolor ciemny) [117]



Rys. 1.2. Przykładowe wykorzystanie stopów magnezu w poszczególnych dekadach XX w. [117]

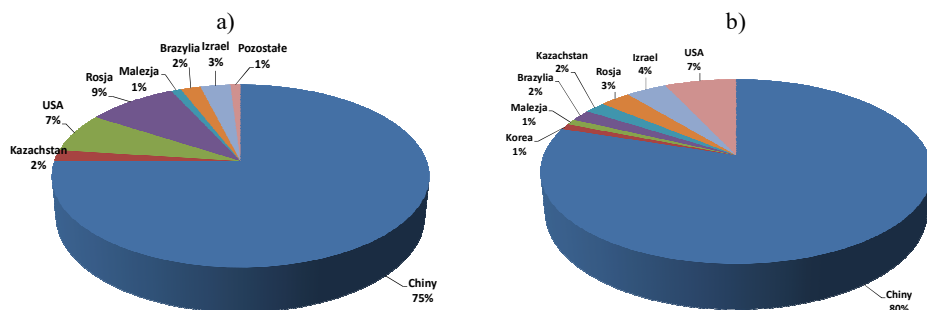
Później zaczęto stosować stopy odlewnicze typu Mg-Al (bez cynku) z uwagi na ich lepsze własności plastyczne. Przemysł lotniczy wprowadził do produkcji stopy magnezu z metalami ziem rzadkich (RE), które nie znalazły jednak zastosowania w przemyśle motoryzacyjnym ze względu na wysoką cenę. Na początku XXI w. nastąpił rozwój stopów odlewniczych charakteryzujących się dużą odpornością na pękanie, przy czym ważnym aspektem stała się niska lub umiarkowana cena tych materiałów. Zadebiutowały stopy typu Mg-Al z dodatkiem metali ziem rzadkich i alkalicznych (RE, Ca, Sr). Przykładowo koncern BMW opracował stop AJ62 (Mg-Al-Sr), który stosowany był na bloki silników w latach 2004÷2009 [142]. Pomimo stosunkowo niskich kosztów produkcji w Chinach, stopy magnezu nie ugruntowały swojej pozycji na rynku. Dopiero na początku drugiej dekady obecnego stulecia ponownie wzrosło zainteresowanie stopami magnezu. Pojawiło się wiele zastosowań w przemyśle motoryzacyjnym, lotniczym, zbrojeniowym, elektronicznym, energetycznym, włókienniczym, medycznym i innych. Do coraz szerszego zastosowania przyczynił się postęp w zakresie technologii wytwarzania magnezu i jego stopów oraz ich przetwarzania na wyroby gotowe. Opracowywane są nowe gatunki stopów oraz metody odlewania, obróbki plastycznej, obróbki cieplnej, ochrony antykorozyjnej. Rozwój ten wpływa na obniżenie ceny stopów magnezu i zwiększenie ich własności mechanicznych, technologicznych i użytkowych.

Największym producentem magnezu są Chiny. W 2002 r. ilość magnezu wytwarzanego w tym kraju wynosiła około połowy światowej produkcji, w roku 2012 było to już 75% (rys. 1.3a) [100], natomiast w 2013 r. – ok. 80% (rys. 1.3b) [89]. Metal ten

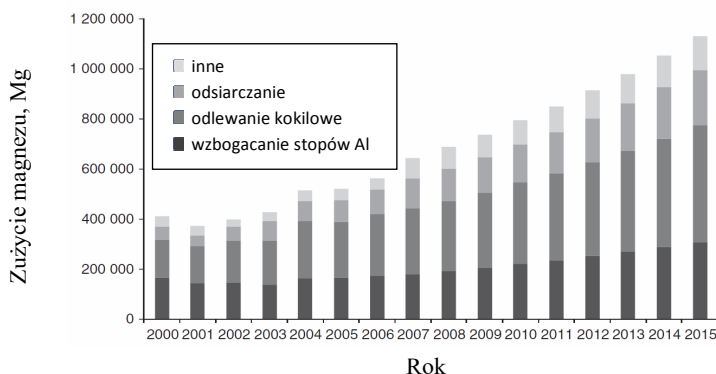
wykorzystywany jest głównie jako materiał konstrukcyjny (najczęściej w postaci odlewów ze stopów magnezu, ale także wyrobów kształtowanych plastycznie), jako dodatek stopowy do stopów aluminium oraz do odsiarczania żelaza i stali. Na rys. 1.4 przedstawiono dane dotyczące wykorzystania magnezu w pierwszej dekadzie XXI w. oraz prognozowane zużycie do roku 2015.

Ze względu na małą masę właściwą i dużą wytrzymałość względną stopy magnezu w postaci odlewów lub wyrobów kształtowanych plastycznie stosowane są w takich gałęziach przemysłu jak:

- lotniczy i kosmiczny – do produkcji części samolotów i rakiet, w tym części silników, elementy skrzyni biegów, zawiasy, zbiorniki paliwa, elementy skrzydeł (rys. 1.5a),
- motoryzacyjny – do produkcji m.in. felg samochodowych, różnego rodzaju obudów, bloków silników, kierownic, ram siedzeń, okien i drzwi, elementów karoserii (rys. 1.5b),



Rys. 1.3. Światowa produkcja magnezu w roku: a) 2012 [100], b) 2013 [89]



Rys. 1.4. Wykorzystanie magnezu w latach 2000÷2015 [117]

- sportowy i rekreacyjny – na części rowerowe i elementy różnych artykułów sprzętu sportowego (rys. 1.5c, d),
- elektroniczny – głównie do produkcji różnego rodzaju obudów sprzętu elektronicznego (rys. 1.5e),
- medyczny – na elementy wzmacniające przy złamaniach kości (rys. 1.5e),
- inny.



Rys. 1.5. Przykłady zastosowań stopów magnezu w przemyśle: a) lotniczym (obudowa przekładni zębatej Rolls Royce ze stopu ZRE1 [118], obudowa silnika Pratt & Whitney Canada PW535 ze stopu ZE41 [79], części śmigłowca [45, 129]), b) motoryzacyjnym (kierownica [99], pokrywa bagażnika – producent GM [94], blok silnika BMW – przekrój zewnętrznej warstwy ze stopu Mg odsłaniającej wewnętrzną warstwę ze stopu Al [118]), c) rowerowym (obwódki kół [92], pedały [96], ramy rowerowe [91]), d) turystycznym i sportowym (łuk sportowy [93], bloczki wspinaczkowe [95], płoza rolek [101]), e) elektronicznym i medycznym (obudowa aparatu [90], obudowa telefonu LG [97], klamry i śruby do zastosowań medycznych [90])

O rosnącym znaczeniu magnezu w przemyśle motoryzacyjnym świadczą coraz liczniejsze zastosowania tego metalu w produkcji samochodów, których przykłady podano poniżej [79]:

- GM Savana i Chevrolet Express – do 26,3 kg,
- Audi A6 – 2,8 Multitronic – do 20,3 kg,
- GM Safari i Chevrolet Astro – do 16,7 kg,
- Ford F-150 Truck – do 14,9 kg,
- VW Passat i Audi A4 i A6 – $13,6 \div 14,5$ kg,
- Audi TT – $11,5 \div 12,5$ kg,
- Porsche Boxter Roadster – 9,9 kg,
- Buick Park Avenue – 9,5 kg,
- Alfa Romeo 156 – 9,3 kg,
- Jaguar XJ – 8,7 kg,
- VW Golf i Polo – $8,2 \div 9,2$ kg,
- DaimlerChrysler SLK Roadster – 7,7 kg.

Zdolność tłumienia drgań i pochłaniania promieniowania elektromagnetycznego przyczyniła się do zastosowań w przemyśle elektronicznym, głównie na obudowy laptopów, aparatów fotograficznych, kamer, telefonów komórkowych (rys. 1.5e). Stopy magnezu stosowane są w przemyśle elektrotechnicznym do produkcji lekkich i tłumiących drgania przenośnych elektronarzędzi, pilarek, nożyc do żywopłatów. W ostatnim czasie zwiększa się wykorzystanie tych materiałów w przemyśle medycznym. Produkowane są samorozpuszczalne nici chirurgiczne, a także implanty, klamry do łączenia kości (rys. 1.5e). Ciągłe trwają prace nad opracowaniem stopów, które ulegałyby w organizmie człowieka degradacji w tempie proporcjonalnym do gojenia się złamań. Wyeliminowałoby to konieczność ponownej operacji usunięcia elementów usztywniających kości. Ze względu na wysokie ciepło spalania oraz dużą aktywność chemiczną magnez i jego stopy znalazły zastosowanie w przemyśle pirotechnicznym, chemicznym i energetyki jądrowej. Stosowane są również w przemyśle budowlanym, tekstylnym, do produkcji części maszyn drukarskich i innych.

1.3. Klasyfikacja stopów magnezu

Dodanie do magnezu pierwiastków stopowych poprawia większość jego własności. Stopy magnezu osiągają wytrzymałość na rozciąganie przekraczającą 340 MPa, co przy uwzględnieniu małej masy właściwej czyni je bardzo atrakcyjnym materiałem konstrukcyjnym o dużej wytrzymałości względnej. Gęstość większości stopów jest większa od czystego magnezu i wynosi $1,76 \div 1,9$ g/cm³, natomiast stopy z litem mają gęstość mniejszą zawierającą się w granicach $1,30 \div 1,62$ g/cm³. Składniki stopowe obniżają zazwyczaj temperaturę topnienia, która wynosi $460 \div 650^\circ\text{C}$. Stopy magnezu

posiadają dobre własności technologiczne, m.in. dobrą skrawalność i dobre własności odlewnicze. Dzięki dobrej lejności możliwe jest wykonywanie odlewów o skomplikowanych kształtach oraz o małych grubościach ścianek, nawet poniżej 1 mm. Mała pojemność cieplna sprzyja szybkiej krystalizacji i uzyskiwaniu struktury droбноziarnistej, a także skraca czasochłonność procesu, co z kolei wpływa na mniejsze zużycie form.

Stopy magnezu dzielone są według różnych kryteriów. Podstawowy podział związany jest z technologią przetwarzania. Wyróżnia się stopy odlewnicze i do przeróbki plastycznej. Niektóre gatunki mają własności predysponujące je zarówno do produkcji odlewów, jak również do półwyrobów i wyrobów kształtowanych plastycznie [160, 161, 172]. Stopy przeznaczone do przeróbki plastycznej cechują się lepszymi własnościami wytrzymałościowymi (rys. 1.6). Z tego powodu w ostatniej dekadzie odnotowuje się ciągły wzrost znaczenia i udziału stopów do przeróbki plastycznej. Jak widać na rys. 1.6, stopy te oznaczone kwadratem posiadają większe wartości granicy plastyczności od stopów odlewniczych oznaczonych kołami.

Z uwagi na to, że aluminium jest jednym z podstawowych dodatków stopowych kolejne kryterium podziału uwzględnia zawartość tego pierwiastka. Inny podział na stopy dwuskładnikowe i wieloskładnikowe wynika z ilości pierwiastków znajdujących się w stopach magnezu. Schemat podziału stopów magnezu przedstawiono na rys. 1.7 [25, 152].

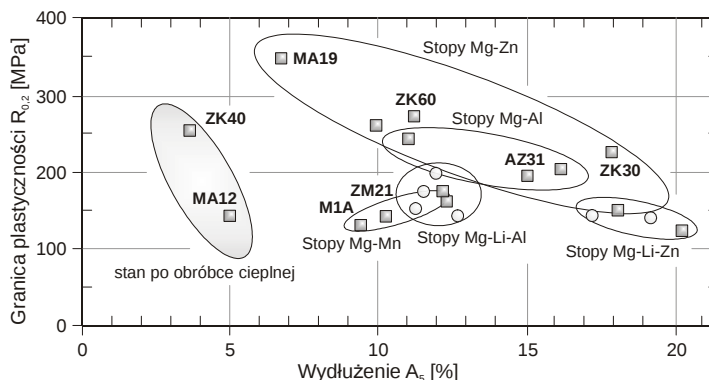
Ze względu na skład chemiczny stopy magnezu do przeróbki plastycznej dzielone są również na inne grupy [83].

Grupę pierwszą stanowią stopy z dodatkiem aluminium (Al) oraz cynku (Zn) i manganu (Mn):

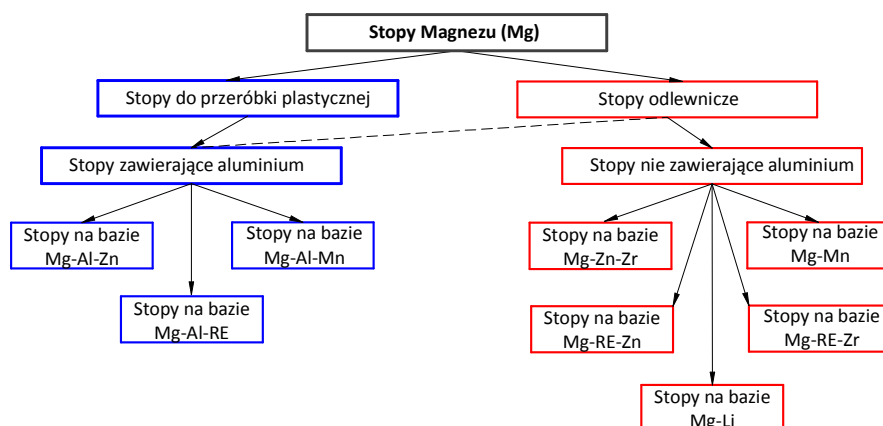
- Mg-Mn (M1A),
- Mg-Al-Zn (AZ31B, AZ31C, AZ61A i AZ80A),
- Mg-Zn (ZM21, ZC71).

Do **grupy drugiej** należą stopy zawierające głównie pierwiastki Zn, RE, Y, Zr, Th:

- Mg-Zn-Zr (ZK40A i ZK60A),
- Mg-Zn-RE (ZE10),
- Mg-Y-RE-Zr (WE43, WE54),
- Mg-Th (HK31, HM21, HZ11).



Rys. 1.6. Zależność umownej granicy plastyczności od wydłużenia [11, 152]



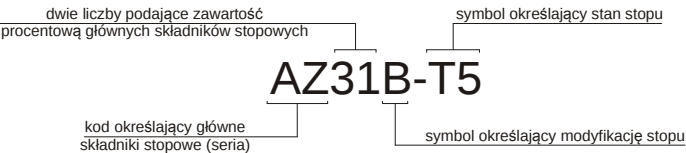
Rys. 1.7. Ogólna klasyfikacja stopów magnezu [25, 152]

W **trzeciej grupie** znajdują się nowe ultralekkie stopy zawierające lit typu Mg-Li-Al (LA141). Jest to stosunkowo nowa grupa stopów, która poddawana jest wszechstronnym badaniom w zależności od przeznaczenia.

Coraz częściej powstają stopy pochodne, w większości znajdujące się w fazie eksperymentalnej. Zawierają one dodatkowe pierwiastki typu cer, itr, wapń, węgiel, które polepszają własności technologiczne i użytkowe [21].

Należy dodać, że nie ma polskiej normy dotyczącej stopów magnezu do przeróbki plastycznej. Gatunki te sklasyfikowano w najczęściej stosowanej normie ASTM B107-13 [125] opracowanej przez organizację The American Society for Testing and Materials (ASTM). Według tej normy stosuje się oznaczenia stopów magnezu zawierające cztery części (rys. 1.8). Pierwsza część jest dwuliterowa i oznacza dwa podstawowe dodatki stopowe, przy czym pierwsza litera dotyczy pierwiastka o większej zawartości. Jeśli oba składniki występują w stopie w takich samych ilościach, wtedy podaje się je

w kolejności alfabetycznej. Przypisanie kolejnych liter alfabetu do pierwiastków chemicznych podano w tab. 1.2. Druga część oznaczenia składa się z dwóch liczb, które oznaczają w zaokrągleniu zawartość procentową dwóch głównych dodatków stopowych, w takiej samej kolejności jak w części pierwszej oznaczenia. W trzeciej części podaje się literę alfabetu (z wyjątkiem litery I oraz O), która pozwala odróżnić poszczególne wersje stopów o takiej samej zawartości dwóch głównych pierwiastków stopowych. Ostatnia, czwarta część podawana jest po myślniku i zawiera literę oraz liczbę. Jest to symbol określający obróbkę, jakiej został poddany stop w procesie produkcji. Znaczenie poszczególnych symboli podano w tab. 1.3 [128]. Przedstawiony na rys. 1.8 przykładowy symbol oznacza stop magnezu z aluminium w ilości ok. 3% oraz cynkiem w ilości ok. 1%, o modyfikacji typu B, poddany sztucznemu starzeniu.



Rys. 1.8. Przykładowe oznaczenie stopu magnezu według ASTM [125, 152]

Tabela 1.2. Znaczenie liter alfabetu w pierwszej części oznaczenia stopów magnezu [128]

Oznaczenie	Pierwiastek	Oznaczenie	Pierwiastek	Oznaczenie	Pierwiastek	Oznaczenie	Pierwiastek
A	aluminium	F	żelazo	M	mangan	S	krzem
B	bismut	G	magnez	N	nikiel	T	cyna
C	miedź	H	tor	P	ołów	W	itr
D	kadm	K	cyrkon	Q	srebro	Y	antymon
E	pierwiastki ziem rzadkich	L	lit	R	chrom	Z	cynk

Tabela 1.3. Oznaczenia informujące o stanie stopu [3, 128]

Oznaczenie	Stan stopu
F	stan surowy, uzyskany w procesie wytwarzania
O	wyżarzony
H1	tylko umocniony odkształceniowo
H2	umocniony odkształceniowo i częściowo wyżarzony
H3	umocniony odkształceniowo i stabilizowany
H10	lekko umocniony odkształceniowo
H11	lekko umocniony odkształceniowo
H23	umocniony odkształceniowo i częściowo wyżarzony
H24	umocniony odkształceniowo i częściowo wyżarzony
H26	umocniony odkształceniowo i częściowo wyżarzony
T2	wyżarzony (tylko odlewy)
T3	przesycony i odkształcony na zimno
T4	przesycony i naturalnie starzony

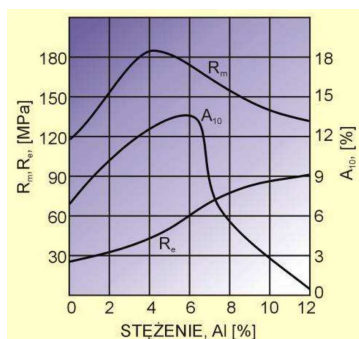
T5	sztucznie starzony (wcześniej schłodzony z podwyższonej temperatury kształtowania)
T6	przesycony i sztucznie starzony
T7	przesycony i stabilizowany
T8	przesycony, odkształcony na zimno i sztucznie starzony
T9	przesycony, sztucznie starzony i odkształcony na zimno
T10	sztucznie starzony i odkształcony na zimno

Poniżej podano charakterystykę głównych dodatków stopowych stosowanych w stopach magnezu.

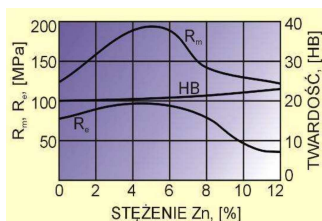
Aluminium (Al) jest najczęściej stosowanym dodatkiem stopowym. Generalnie im większa zawartość aluminium, tym lepsze własności wytrzymałościowe i twardość, a mniejsza plastyczność stopu [9]. Są jednak opracowania, w których pierwiastek ten zaliczany jest do grupy dodatków stopowych poprawiających własności plastyczne [142, 163]. Według niektórych badań wytrzymałość na rozciąganie rośnie tylko do ok. 4% zawartości aluminium, a następnie maleje (rys. 1.9). Jak widać na rysunku, optymalną kombinację własności wytrzymałościowych i plastycznych uzyskuje się przy 6% zawartości Al. W zakresie 2÷6% tego pierwiastka im większa jego ilość, tym większa udułność stopu. Aluminium poprawia lejułość i zmniejsza skurcz odlewniczy stopów magnezu [14, 87, 165]. Wzrost zawartości tego pierwiastka powoduje kruchość na gorąco, co zmniejsza zakres temperatur kształtowania plastycznego [111]. W ilości do 6% tworzy roztwór stały w magnezie. W stopach o zawartości aluminium powyżej 6% zaczyna pojawiać się faza międzymetaliczna Al_2Mg_3 . W określonych warunkach może tworzyć z magnezem fazę $Mg_{17}Al_{12}$, która jest mało stabilna termicznie, co wpływa na obniżenie wytrzymałości na pełzanie [86]. W opracowaniu [142] podano, że zawartość Al do ok. 8% korzystnie wpływa na odporność na korozję. Po przekroczeniu tej granicy tendencja się odwraca. Stąd też w stopie AZ91, w którym zawartość aluminium waha się w granicach 8,3÷9,7% obserwuje się istotne różnice odporności na korozję. Zalecana jest więc ścisła kontrola zawartości Al w tym gatunku. Stopy z zawartością aluminium powyżej 7% poddaje się utwardzaniu wydzieleniowemu. Uzyskuje się wtedy zwiększenie wytrzymałości na rozciąganie i zmniejszenie własności plastycznych. Po takiej obróbce cieplnej stopy nie nadają się do kształtowania plastycznego [9].

Cynk (Zn) jest często stosowanym dodatkiem stopowym w ilości nawet do 7%. Występuje w stopach zazwyczaj z aluminium, cyrkonem, torem i pierwiastkami ziem rzadkich [86]. W połączeniu z tymi dodatkami produkuje się stopy magnezu utwardzane wydzieleniowo odporne na pękanie. Większa zawartość tego pierwiastka (powyżej 2%) jest niekorzystna, gdyż obniża własności plastyczne, a w ilości powyżej 3% powoduje kruchość na gorąco, co ogranicza możliwość kształtowania plastycznego. Ponadto może powodować mikroporowatość stopu [23, 87]. Wpływ stężenia cynku na własności wytrzymałościowe i twardość przedstawiono na rys. 1.10. Według tych badań najlepsze własności wytrzymałościowe otrzymuje się w stopach o zawartości

ok. 5% cynku. Wpływ zawartości tego pierwiastka na własności stopów magnezu zależy również od obecności innych dodatków stopowych. Przykładowo w stopach z dodatkiem metali ziem rzadkich podwyższa własności wytrzymałościowe w zakresie temperatur do 250°C, natomiast efekt ten maleje przy temperaturach wyższych [172].



Rys. 1.9. Wpływ zawartości aluminium na własności wytrzymałościowe i plastyczne stopów magnezu [87]



Rys. 1.10. Wpływ zawartości cynku na wybrane własności stopów magnezu [87]

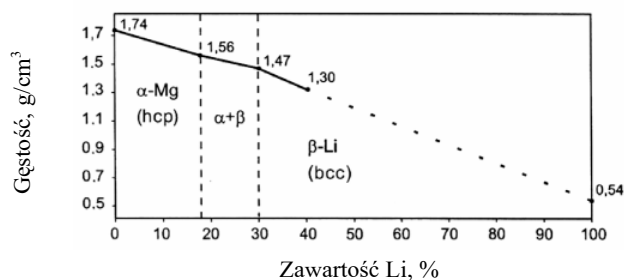
Mangan (Mn) zazwyczaj nie występuje samodzielnie w stopach magnezu, tylko uzupełnia stopy z innymi pierwiastkami. Jego zawartość nie przekracza 2% masy stopu. Redukuje rozpuszczalność żelaza, a sam tworzy związki, które nie mają negatywnego wpływu na własności stopu. Nie wpływa zasadniczo na wytrzymałość na rozciąganie, ale podnosi granicę plastyczności oraz zwiększa odporność na korozję stopów typu MgAl i MgAlZn w środowisku słonej wody. Korzystnie wpływa na spawalność stopów i ułatwia uzyskanie struktury drobnoziarnistej. Dwuskładnikowy stop M1A (1% Mn) jest stosowany na wyroby otrzymywane w procesach kucia i wyciskania [86].

Wapń (Ca) dodawany jest do stopów magnezu w ilości do 2% w celu zwiększenia odporności na pełzanie wskutek zastąpienia fazy $Mg_{17}Al_{12}$ fazą $Al_{12}Ca$. Ogólnie zwiększa wytrzymałość na rozciąganie i udarność. Korzystnie wpływa na mikrostrukturę, która w większości stopów z dodatkiem wapnia jest drobnoziarnista. Ponadto działa odtleniająco przy odlewaniu i późniejszej obróbce cieplnej. Dodatek tego pierwiastka przekraczający 0,3% masy stopu zmniejsza jego spawalność [86].

Cyrkon (Zr) stosowany jest w stopach zawierających cynk, tor i pierwiastki ziem rzadkich [86]. W ilości $0,8\pm 1\%$ poprawia własności wytrzymałościowe [172]. W stopach magnezu wydzielają się rozproszone tlenki cyrkonu, które stanowią zarodki krystalizacji, co sprzyja powstawaniu struktury drobnoziarnistej. W opracowaniu [141] podano natomiast, że w stopach przeznaczonych do przeróbki plastycznej cyrkon nie wpływa znacząco na własności mechaniczne i strukturalne.

Lit (Li) jest jedynym pierwiastkiem, który obniża gęstość stopów magnezu. Z uwagi na korzystny wpływ na plastyczność dodawany jest do stopów do przeróbki plastycznej. Obniża jednak własności wytrzymałościowe [81, 86, 110]. Stopy magnezu z zawartością litu powyżej 30% charakteryzują się pojedynczą fazą β , która ma sieć krystaliczną regularną, przestrzennie centrowaną. Faza ta jest bardzo plastyczna i miękka, chociaż mało stabilna temperaturowo. Gęstość litu wynosi $0,58 \text{ g/cm}^3$ (czystego magnezu $1,74 \text{ g/cm}^3$), stąd stopy magnezu z tym pierwiastkiem są najlżejszymi materiałami konstrukcyjnymi spośród stopów metali. Zawartość litu w ilości 30% zmniejsza gęstość stopów do ok. $1,47 \text{ g/cm}^3$, natomiast w ilości 40% do ok. $1,3 \text{ g/cm}^3$ (rys. 1.11) [2].

Metale ziem rzadkich (RE) dodawane są w celu podwyższenia własności wytrzymałościowych i odporności na pełzanie w podwyższonych temperaturach [18, 23, 86, 142, 149]. Z uwagi na przeciwnowotworowe własności metali ziem rzadkich wiązane są nadzieje na stosowanie ich w stopach magnezu przeznaczonych na różnego rodzaju implanty [105]. Gadolin i itr powodują znaczący wzrost własności wytrzymałościowych przy utwardzaniu wydzieleniowym [47]. Neodym powoduje wzrost wytrzymałości na rozciąganie w temperaturze otoczenia i w podwyższonych temperaturach [170]. Itr i stront wpływają na zmniejszenie tekstury, a tym samym anizotropii w półfabrykatakach walcowanych i wyciskanych [142]. Metale ziem rzadkich podwyższają odporność na korozję. Wchodzą w interakcję z zanieczyszczeniami, takimi jak Fe, Ni, Co, które jako szlachetniejsze od magnezu bardzo przyspieszają korozję galwaniczną jego stopów. Dodanie metali ziem rzadkich powoduje tworzenie się mniej szlachetnych od Mg faz międzymetalicznych, które znacząco redukują szybkość korozji [164].



Rys. 1.11. Wpływ zawartości litu na gęstość stopów magnezu [2]

Srebro (Ag) zwiększa podatność stopów na starzenie. W stopach z torem i pierwiastkami ziem rzadkich zwiększa własności w podwyższonych temperaturach [86, 142].

Tor (Th) poprawia spawalność i własności odlewnicze stopów. Zwiększa odporność na pękanie do 350°C. Z uwagi jednak na jego radioaktywność jest wycofywany z produkcji stopów magnezu [86].

Cyna (Sn) w małych ilościach w połączeniu z aluminium poprawia plastyczność stopów magnezu, co m.in. zmniejsza tendencję do pęknięcia w procesach kucia [86].

Beryl (Be) dodawany jest w bardzo małych ilościach. Zmniejsza utlenianie powierzchniowe podczas topienia. Może być przyczyną gruboziarnistości [86]. Z uwagi na własności rakotwórcze niektórzy producenci wycofują go z użycia.

Cer (Ce) poprawia odporność na korozję. Powoduje wzrost własności plastycznych, ale obniża własności wytrzymałościowe.

Miedź (Cu) poprawia własności wytrzymałościowe w podwyższonych temperaturach, jednak w ilościach większych niż 0,05 % masy stopu wpływa niekorzystnie na odporność na korozję [86]. Obniża również własności plastyczne stopów magnezu.

Krzem (Si) dodawany jest do stopów odlewniczych. W obecności żelaza zmniejsza odporność na korozję [86]. W większości stopów traktowany jest jednak jako zanieczyszczenie.

Żelazo (Fe) i **nikiel** (Ni) są zanieczyszczeniami wpływającym na obniżenie odporności na korozję. Górna granica ilości tych pierwiastków (każdego z osobna) w stopach magnezu określana jest na 0,005% składu masowego [86].

Biorąc pod uwagę wpływ dodatków stopowych na własności mechaniczne w dwuskładnikowych stopach magnezu, można je podzielić na trzy poniższe grupy [116, 142].

I grupa to dodatki, które podwyższają zarówno własności wytrzymałościowe, jak również plastyczne. W kolejności skuteczności są to:

- ze względu na kryterium wytrzymałościowe – Al, Zn, Ca, Ag, Ce (Cer), Ga (gal), Ni, Cu, Th,
- ze względu na kryterium plastyczności – Th, Ga, Zn, Ag, Ce, Ca, Al, Ni, Cu.

II grupa to pierwiastki, które nie wpływają znacząco na wytrzymałość, ale zwiększają plastyczność stopów magnezu. Zalicza się do nich: Cd (kadm), Tl (tal), Li (lit).

III grupa to dodatki wyraźnie zwiększające własności wytrzymałościowe, ale kosztem plastyczności. Do tej grupy należą: Sn, Pb (ołów), Bi (bizmut), Sb (antymon).

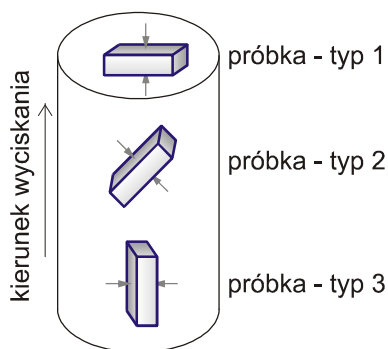
2. Modele teoretyczne stopów MG stosowane w symulacjach numerycznych

Rozwój technik komputerowych i coraz większa oferta oprogramowania dedykowanego problemom nieliniowym powoduje, że symulacje numeryczne stają się podstawowym narzędziem do analizy procesów kształtowania plastycznego metali. Dokładność obliczeń uwarunkowana jest jakością modelu teoretycznego, na który składają się poszczególne modele składowe, takie jak: model geometryczny, model materiału odkształcanego i narzędzi, modele zjawisk zachodzących podczas procesu (tarcia, wymiany ciepła, zamiany pracy odkształcenia na ciepło itd.), modele maszyn, obciążeń itp. Ingerencja użytkownika programu w definiowanie poszczególnych modeli jest uzależniona od posiadanych danych. Przykładowo można skorzystać z modelu materiału znajdującego się w bazie programu lub też wyznaczyć go samodzielnie, co powinno wpływać na większą jego dokładność. Dlatego też w ramach prac dotyczących procesów kształtowania stopów magnezu wykonano wiele badań związanych z podwyższeniem jakości symulacji numerycznych. W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki tych badań, głównie dotyczących modeli materiałowych, modelu tarcia oraz modeli pęknięcia wybranych stopów magnezu.

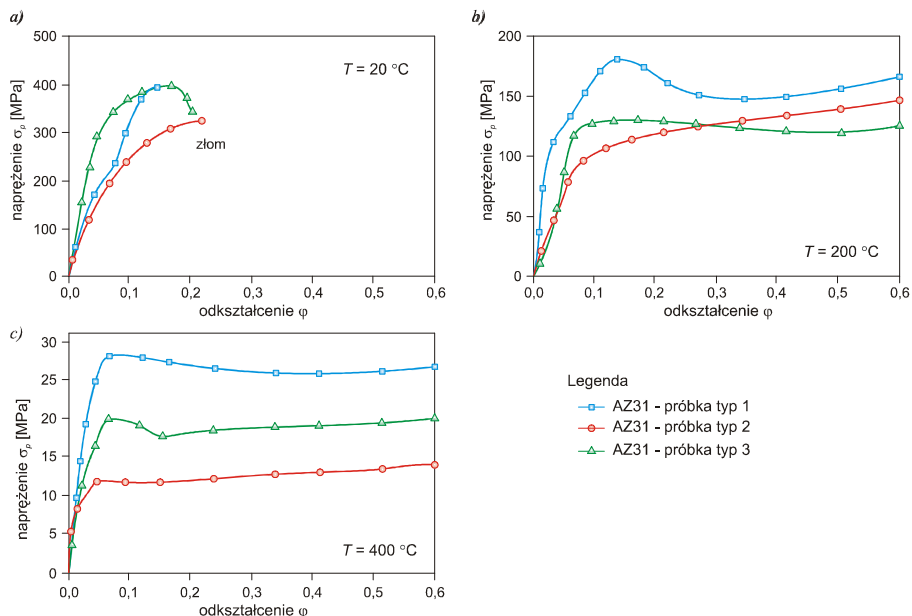
2.1. Krzywe płynięcia

W analizie procesów kucia na gorąco zazwyczaj stosuje się sztywnoplastyczny model materiału odkształcanego. Zasadniczym elementem tego modelu jest zależność naprężeń uplastyczniających od odkształceń wyznaczana w przyjętym zakresie temperatur i prędkości odkształceń. Zależność tę nazywaną krzywą umocnienia lub krzywą płynięcia wyznacza się trzema podstawowymi metodami: rozciągania, ściskania i skręcania. Pierwsza z nich ma ograniczoną stosowalność z uwagi na szybką utratę spójności rozciąganych próbek i w konsekwencji uzyskiwanie małych odkształceń. Szersze zastosowanie w odniesieniu do procesów kształtowania plastycznego zyskały metody ściskania i skręcania. Wybór jednej z nich uzależniony jest od wielu czynników, tj.: przeznaczenia prowadzonych badań, wartości maksymalnych odkształceń, wartości możliwych do realizacji prędkości odkształceń, złożoności i pracochłonności przygo-

towania próbek i realizacji pomiarów, dostępu do odpowiednich urządzeń badawczych i innych [136]. Bardzo ważne jest podobieństwo stanu naprężeń do procesu, którego analiza ma być wykonana z wykorzystaniem wyników badań. Należy zdawać sobie sprawę, że w obrębie tego samego gatunku stopu występują różnice składu chemicznego, a co za tym idzie – różnice własności. Najlepiej więc do badań krzywych płynięcia stosować materiał z tej samej partii hutniczej, co przeznaczony do użycia w procesie. Istotny jest także stan materiału, ponieważ zabiegi obróbki cieplnej zmieniają w sposób zasadniczy jego własności. Kolejnym czynnikiem, który decyduje o wartościach naprężeń uplastyczniających jest sposób pobrania próbek do badań. W opracowaniu [2] wyznaczono krzywe płynięcia dla stopu AZ31 metodą ściskania próbek prostopadłościennych wyciętych w pręta w różnych kierunkach w stosunku do kierunku wyciskania (rys. 2.1). Jak można zauważyć, próbki zostały wycięte w taki sposób, że kierunek siły ściskającej w testach był zgodny, prostopadły i położony pod kątem 45° do kierunku wyciskania. Próbki ściskano, stosując temperatury nagrzewania równe: 20°C , 200°C i 400°C i prędkości odkształcenia w zakresie 10^{-4} – 10^{-2} s^{-1} . Uzyskane krzywe płynięcia przedstawiono na rys. 2.2, przy czym numery próbek są zgodne z oznaczeniem podanym na rys. 2.1. Jak widać, występują znaczące różnice zarówno jakościowe (kształt krzywych płynięcia), jak również ilościowe (wartość naprężeń). Warto zauważyć, że przy temperaturze 400°C wartość naprężeń uzyskanych przy ściskaniu próbki typu 1 jest ponaddwukrotnie większa od uzyskanych dla próbki typu 2.



Rys. 2.1. Sposób wycięcia próbek z pręta wyciskanego ze stopu AZ31 [2, 151]



Rys. 2.2. Krzywe płynięcia stopu magnezu AZ31 uzyskane w testach ściskania z prędkością odkształcenia 10^{-4} s^{-1} próbek prostopadłościennych o różnej orientacji do kierunku wyciskania przy temperaturach: a) 20 °C, b) 200 °C, c) 400 °C [2, 151]

Na potrzeby symulacji numerycznych wielu procesów prezentowanych w niniejszej monografii wyznaczono krzywe płynięcia wytypowanych stopów magnezu. Zależność naprężeń od parametrów odkształcenia (wartości odkształcenia, prędkości odkształcenia, temperatury) opisano wybranymi funkcjami o następujących postaciach:

$$\sigma_p = A \cdot \phi^B \cdot \exp(C \cdot \phi) \cdot \dot{\phi}^D \cdot \exp(E \cdot t) \quad (2.1)$$

$$\sigma_p = (A + B \cdot \phi^C) \cdot (1 + D \cdot \ln \frac{\dot{\phi}}{\dot{\phi}_0}) \cdot (1 - \frac{T - T_r}{T_m - T_t})^E \quad (2.2)$$

$$\sigma_p = A \cdot \phi^{(B+Ct)} \cdot \exp(D \cdot \phi) \cdot \dot{\phi}^{(E+Ft)} \cdot \exp(G \cdot t) \quad (2.3)$$

gdzie: σ_p – naprężenia uplastyczniające [MPa], ϕ – odkształcenia zastępcze, $\dot{\phi}$ – prędkość odkształcenia [s^{-1}], t – temperatura [°C], T – temperatura [K], T_r – temperatura pokojowa [K], T_t – temperatura topnienia [K], A, B, C, D, E, F, G – współczynniki.

Funkcje (2.1)–(2.3) umożliwiają opis krzywych charakteryzujących się zarówno umocnieniem (wzrostem wartości naprężeń), jak też osłabieniem (spadkiem wartości

naprężeń). Wiadomo, że funkcje odwzorowują rzeczywisty przebieg krzywych z pewnym przybliżeniem, jednak są wygodne do zastosowania w komercyjnych programach do symulacji procesów kształtowania plastycznego. Wprowadzenie do programu krzywych płynięcia w postaci funkcji jest szybsze i łatwiejsze od wpisania danych w formie tabelarycznej. Ponadto zastosowanie funkcji generuje mniej problemów przy ekstrapolacji wartości naprężeń uplastyczniających dla parametrów odkształcenia leżących poza zakresem, dla którego wyznaczono krzywe płynięcia.

Poniżej przedstawiono funkcje opisujące krzywe płynięcia, które wyznaczano na podstawie własnych badań plastometrycznych lub wyników prezentowanych w literaturze specjalistycznej. Niezależnie od pochodzenia danych pomiarowych schemat postępowania był taki sam. Do wyznaczenia współczynników funkcji zastosowano metodę optymalizacji Monte Carlo. Metoda polega na losowaniu wartości zmiennych decyzyjnych (współczynników funkcji) z określonego obszaru rozwiązań dopuszczalnych (ustalonego zakresu wartości każdego współczynnika). Następnie dla każdego wylosowanego zestawu wartości współczynników na podstawie funkcji obliczane są naprężenia teoretyczne. Kolejnym krokiem jest porównanie tych naprężeń z danymi doświadczalnymi. Porównanie to wykonywane jest na podstawie funkcji celu wyrażonej zależnością:

$$\Phi_{\sigma} = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k \frac{(\sigma_{pt} - \sigma_{pex})^2}{\sigma_{pex}^2} \quad (2.4)$$

gdzie: σ_{pt} – wartość naprężeń uplastyczniających obliczonych na podstawie funkcji (2.1÷2.3), σ_{pex} – doświadczalna wartość naprężeń uplastyczniających, k – liczba punktów pomiarowych.

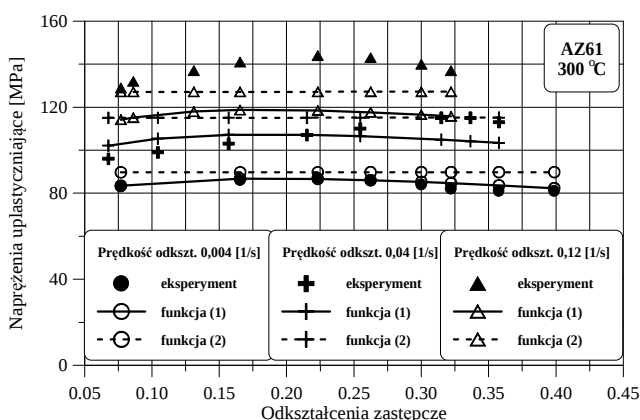
Funkcja celu wyraża średnią względną odchyłkę kwadratową krzywych teoretycznych od doświadczalnych w analizowanych punktach. Jest ona bezwymiarowa, ale po przemnożeniu przez 100% może być wyrażona procentowo. Im mniejsza wartość funkcji celu, tym różnica pomiędzy wartościami naprężeń teoretycznych i doświadczalnych też jest mniejsza. Jeżeli weryfikowany zestaw wartości współczynników zapewni mniejszą wartość funkcji celu od wcześniej wylosowanych wartości, to staje się on nowym rozwiązaniem optymalnym. Procedurę powtarza się dla zdefiniowanej liczby losowań. Im większa liczba losowań, tym uzyskane rozwiązanie jest dokładniejsze (lepsze), ale czas obliczeń się zwiększa. Powyższy algorytm wykonywany był z użyciem niekomercyjnego programu opracowanego przez Samołyka [151]. Nadmienić należy, że procedurę optymalizacji można realizować za pomocą dowolnej metody i funkcji celu, w tym wykorzystując komercyjne oprogramowanie, np. dodatek *Solver* w *Excelu*.

Poniżej zaprezentowano procedurę obliczeniową dla stopu **AZ61**, którą szerzej przedstawiono w opracowaniach [71, 76]. Dla pozostałych wytypowanych stopów magnezu podano tylko końcowe wyniki analiz, tj. wykresy krzywych naprężenie – odkształcenie oraz końcowe postaci funkcji. Krzywe płynięcia stopu AZ61 wyznaczono na podstawie danych pomiarowych przedstawionych w opracowaniach [124, 144]. Zostały one zarejestrowane w próbach ściskania przy temperaturach nagrzewania próbek 300°C, 350°C i 400°C oraz przy stałych prędkościach odkształcenia równych 0,004 s⁻¹, 0,0133 s⁻¹, 0,04 s⁻¹, 0,1 s⁻¹, 0,12 s⁻¹. Wykresy z krzywymi płynięcia zostały powiększone i dokonano odczytu wartości naprężeń i odkształceń odpowiadających wyznaczonym ośmiu punktom na każdej krzywej odpowiadającej danej temperaturze i prędkości odkształcenia. Na podstawie tak przygotowanych danych wyznaczono współczynniki funkcji (2.1)+(2.3). Ich wartość oraz wartość funkcji celu wyrażoną procentowo przedstawiono w tab. 2.1.

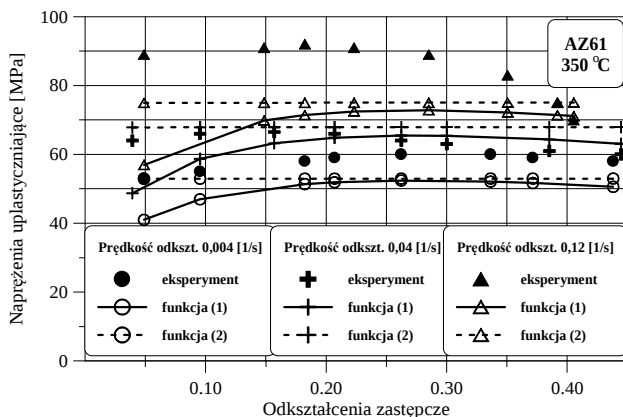
Wartości funkcji celu dla wszystkich analizowanych przypadków, nieprzekraczające 3% należy uznać za prawidłowe. Jakość obliczeń można ocenić na rys. 2.3÷2.5, na których przedstawiono porównanie krzywych doświadczalnych i opisanych funkcjami (2.1) i (2.2), dla których uzyskano najlepsze dopasowanie.

Tab. 2.1. Wartości współczynników funkcji opisujących krzywe płynięcia stopu AZ61 [71, 76]

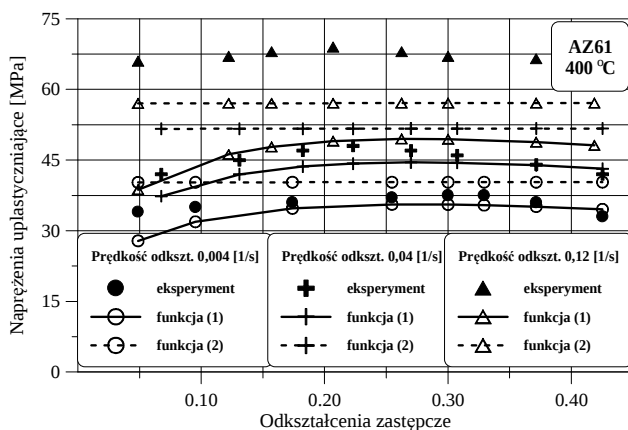
Nr funkcji	A	B	C	D	E	F	G	Φ [%]
(2.1)	2017,3	0,1362	-0,7391	0,0919	-0,00757	–	–	1,687
(2.2)	97,7	148,51	0,00103	0,1226	0,1009	–	–	1,900
(2.3)	221,1	-1,2554	0,00436	-1,5218	0,1015	0	0	2,611



Rys. 2.3. Porównanie wybranych doświadczalnych i teoretycznych (opartych na funkcji 2.1 i 2.2) krzywych płynięcia stopu AZ61 dla temperatury $t = 300^{\circ}\text{C}$ [71, 76]



Rys. 2.4. Porównanie wybranych doświadczalnych i teoretycznych (opartych na funkcji 2.1 i 2.2) krzywych płynięcia stopu AZ61 dla temperatury $t = 350^{\circ}\text{C}$ [71, 76]



Rys. 2.5. Porównanie wybranych doświadczalnych i teoretycznych (opartych na funkcji 2.1 i 2.2) krzywych płynięcia stopu AZ61 dla temperatury $t = 400^{\circ}\text{C}$ [71, 76]

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń stwierdzono, że dla analizowanego przypadku najlepsze wyniki uzyskano dla funkcji (2.1). Należy jednak zwrócić uwagę, że funkcja jest malejąca po przekroczeniu maksimum odpowiadającego wartości odkształceń w zakresie $0,15 \div 0,30$ w zależności od temperatury i prędkości odkształcenia. W przypadkach symulacji procesów kształtowania, w których występują bardzo duże wartości odkształceń, napężenia uplastyczniające obliczane na podstawie tej funkcji mogą przyjmować wartości ujemne. Generuje to problemy numeryczne i zazwyczaj doprowadza do przerywania obliczeń. Błędów takich nie powoduje funkcja (2.2), która nie zaniża wartości naprężeń w zakresie dużych odkształceń. Z kolei nie uwzględnia ona osłabienia, które jest charakterystyczne dla stopu AZ61. Biorąc powyższe spo-

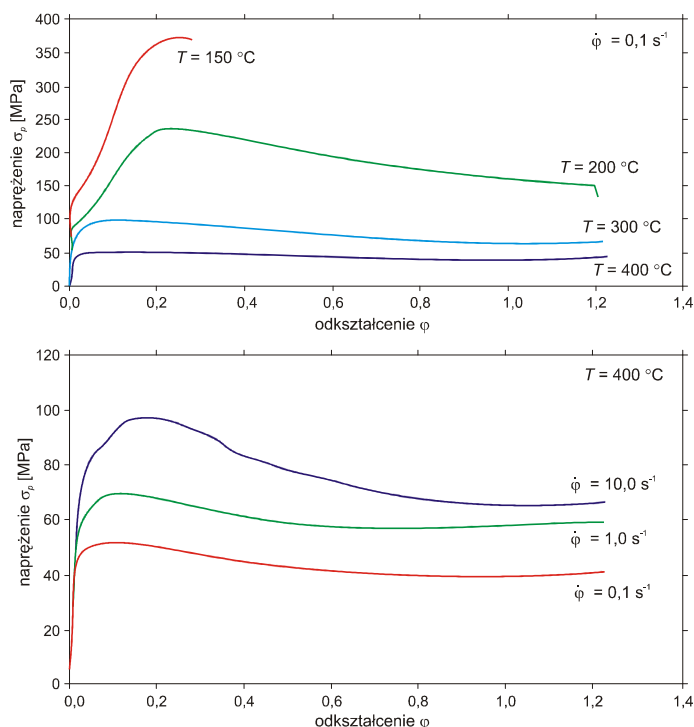
strzeżenia pod uwagę, można wnioskować, że w symulacjach procesów kształtowania, w których występują małe odkształcenia do opisu modelu materiału lepiej stosować funkcję (2.1), natomiast w przypadku procesów, w których materiał poddawany jest dużym odkształceniom lepsze wyniki powinna zapewnić funkcja (2.2).

Na podstawie wykonanych analiz wyznaczono funkcje opisujące krzywe płynięcia dla innych stopów magnezu.

Dla stopu **AZ31** otrzymano następującą funkcję opracowaną na podstawie połączonych wyników badań prezentowanych w opracowaniach [1, 20, 65, 151, 156, 157, 174]:

$$\sigma_p = 26 + 1156 \cdot (\varphi + 0,001)^{0,317} \cdot \exp(-1,349 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,054} \cdot \exp(-0,0053 \cdot T) \quad (2.5)$$

Wybrane krzywe użyte do wyznaczenia powyższej funkcji przedstawiono na rys. 2.6. Przy optymalizacji osiągnięto funkcję celu równą 23%. Tak duża wartość wynika z zastosowania danych z kilku różnych opracowań, w których krzywe wyznaczone były zarówno metodą ściskania, jak też rozciągania.

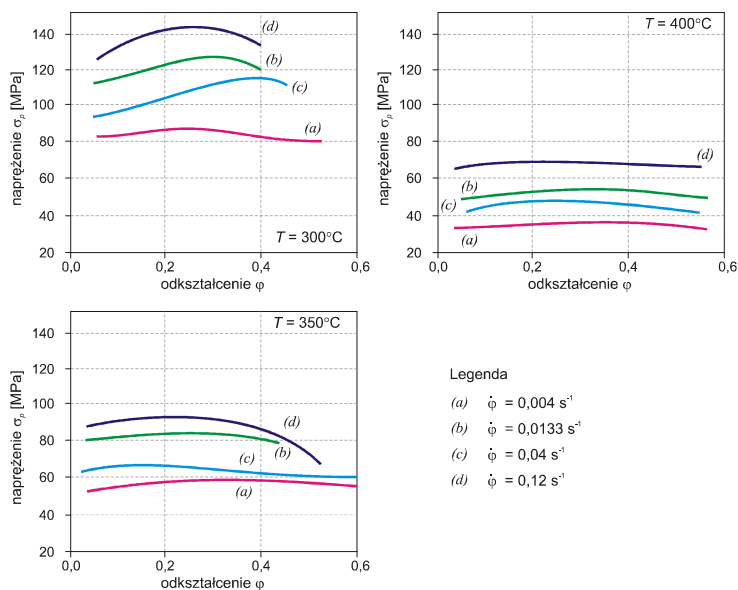


Rys. 2.6. Krzywe płynięcia stopu AZ31 wyznaczone w próbie ściskania dla temperatury i prędkości odkształcenia podanych na wykresach [65, 151, 156, 157]

Dla stopu **AZ41** na podstawie danych przedstawionych na rys. 2.7 wyznaczono funkcję w postaci:

$$\sigma_p = 700 \cdot \varphi^{0,1975} \cdot \exp(-0,863 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,006} \cdot \exp(-0,0049 \cdot T) \quad (2.6)$$

dla której funkcja celu osiągnęła wartość 6,3%.



Rys. 2.7. Krzywe płynięcia stopu AZ41 uzyskane metodą ściskania próbek walcowych [65, 144, 151]

W badaniach własnych metodą ściskania próbek walcowych ze stopu **Mg4AlZn** (MA2 wg GOST), tj. odpowiednika stopu AZ41 wyznaczono funkcję w postaci [73]:

$$\sigma_p = 451,14 \cdot \varphi^{0,243} \exp(-0,314 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,141} \cdot \exp(-0,00441 \cdot T) \quad (2.7)$$

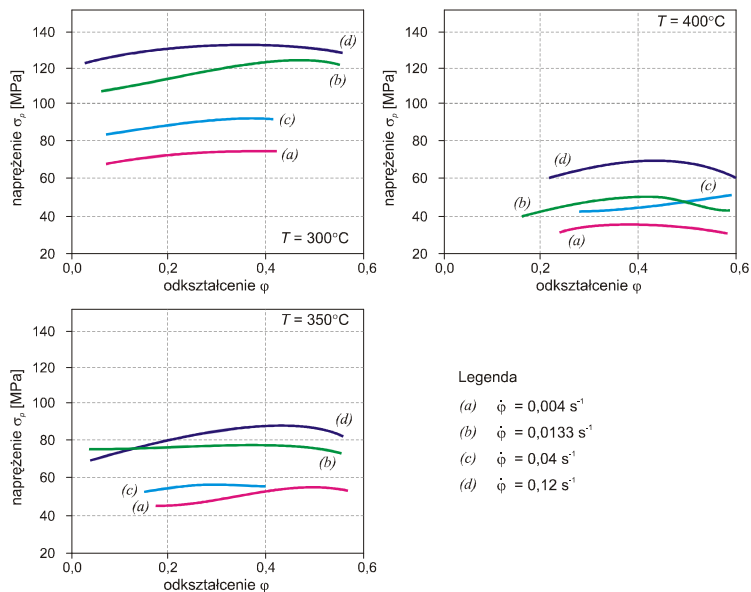
Wartość funkcji celu dla wyznaczonych wartości współczynników wyniosła 5,29%.

Na podstawie wyników próby ściskania próbek walcowych ze stopu **ZK50** prezentowanych w opracowaniu (rys. 2.8) wyznaczono funkcję w postaci [65, 144, 151]:

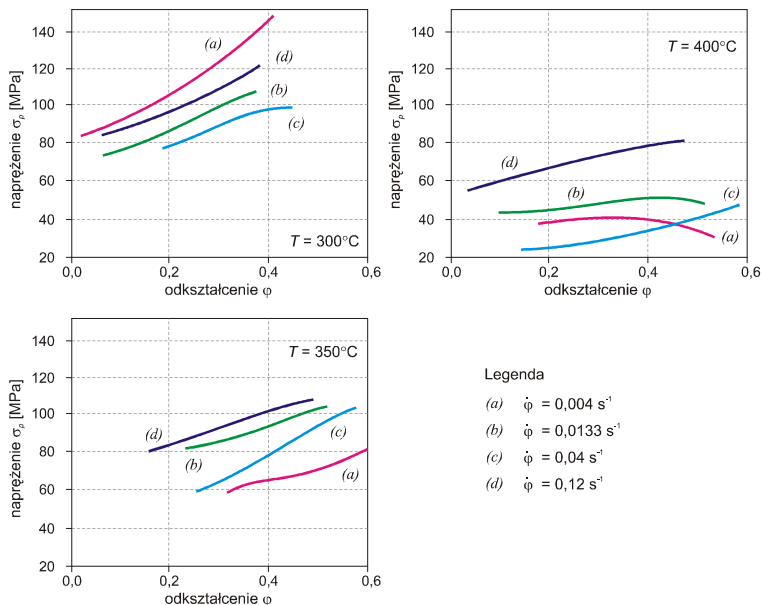
$$\sigma_p = 982 \cdot \varphi^{0,024} \cdot \exp(0,1 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,124} \cdot \exp(-0,00636 \cdot T) \quad (2.8)$$

dla której funkcja celu wyniosła 6,3%.

W przypadku stopu magnezu **M1** zawierającego 1,78% Mn, którego krzywe płynięcia wyznaczone w próbie ściskania przedstawiono na rys. 2.9, otrzymano funkcję w postaci [65, 144, 151]:



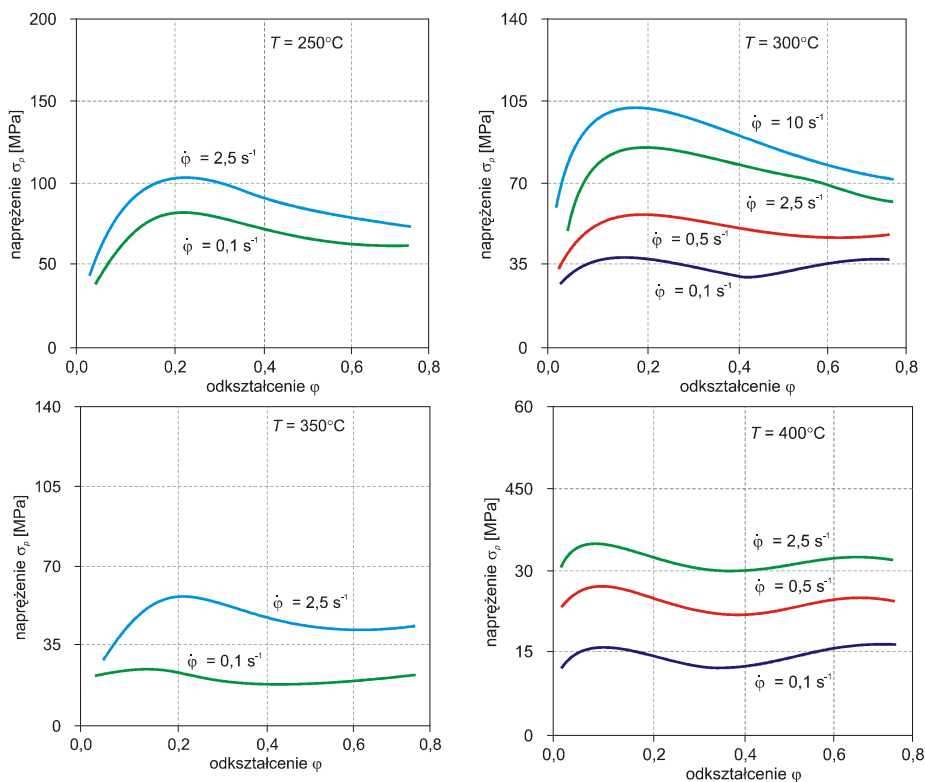
Rys. 2.8. Przebieg krzywych płynięcia stopu ZK50 [65, 144, 151]



Rys. 2.9. Krzywe płynięcia stopu magnezu M1 [65, 144, 151]

$$\sigma_p = 920 \cdot \varphi^{0,222} \cdot \exp(0,807 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,002} \cdot \exp(-0,00711 \cdot T) \quad (2.9)$$

W tym przypadku funkcja celu osiągnęła stosunkowo dużą wartość i wyniosła 15,6%.



Rys. 2.10. Krzywe płynięcia magnezu **Mg99,9** dla temperatur i prędkości odkształcenia podanych na rysunku [65, 144, 151]

Krzywe płynięcia czystego technicznie magnezu **Mg99,9** przedstawione na rys. 2.10 opisano funkcją w postaci [65, 144, 151]:

$$\sigma_p = 801 \cdot \varphi^{0,095} \cdot \exp(-0,411 \cdot \varphi) \cdot \dot{\varphi}^{0,133} \cdot \exp(-0,0079 \cdot T) \quad (2.10)$$

dla której funkcja celu wyniosła 4,2%.

2.2. Modele tarcia

Jako pierwszy zjawiskiem tarcia zajmował się Leonardo da Vinci, jednak z uwagi na niepublikowanie wyników jego prac nie wpłynęło to na rozwój nauki w tej dziedzinie. Przełomem była teoria Guillaume Amontonsa, który w XVII w. ogłosił, że siła tarcia T jest proporcjonalna do siły normalnej (siły nacisku) i nie zależy od powierzchni styku trących ciał, co ujął równaniem:

$$T = \mu \cdot N \quad (2.11)$$

gdzie: μ – współczynnik tarcia, N – siła nacisku.

Kolejnym znaczącym krokiem w rozwój nauki o tarcu było rozszerzenie teorii Amontonsa przez Charlesa Augustina de Coulomba w XVIII w. Znany bardziej z odkryć w elektrostatyce naukowiec podał, że jeśli trące ciała są już w ruchu względem siebie, to tarcie nie zależy od prędkości. Stwierdził również, że siła tarcia oprócz siły normalnej zależy również od sił międzycząsteczkowych występujących pomiędzy trącymi ciałami. W ujęciu Coulomba siła tarcia określona jest wzorem:

$$T = \mu \cdot N + A \quad (2.12)$$

gdzie: A – siły międzycząsteczkowe.

W praktyce składnik pochodzący od sił międzycząsteczkowych jest pomijalnie mały w porównaniu ze składnikiem wynikającym z obciążenia. Przyjmując zatem, że $A = 0$, prawo Coulomba sprowadza się do prawa Amontonsa. Z tego też powodu w literaturze najczęściej prawo Amontonsa nazywane jest prawem Coulomba. Uwzględniając, że siły tarcia T oraz siły nacisku N działają na powierzchni styku ciał, prawo Amontonsa można przedstawić w ujęciu naprężeniowym:

$$\tau = \mu \cdot q_n \quad (2.13)$$

gdzie: τ – jednostkowa siła tarcia na powierzchni styku, q_n – naciski normalne na powierzchni styku.

Powyższe prawa przetrwały do dziś jako podstawowe reguły opisujące zjawisko tarcia, pomimo że od czasów ich ogłoszenia opracowano wiele innych teorii. Stosowane są one również w analizie procesów obróbki plastycznej, w szczególności do kształtowania blach na zimno. W przypadku procesów obróbki plastycznej na gorąco, gdzie występują duże naciski, jednostkowe siły tarcia obliczane na podstawie zależności

(2.13) są znacząco zawyżane i osiągają nierealne wartości. W zakresie dużych nacisków, jeżeli jednostkowa siła tarcia osiągnie wartość granicy plastyczności przy czystym ścinaniu, to materiał słabszy (odkształcany) ulega ścięciu. W takim przypadku zjawisko tarcia lepiej opisuje prawo tarcia stałego (ang. *law of constant friction*):

$$\tau = m \cdot k \quad (2.14)$$

gdzie: m – czynnik tarcia ($0 \leq m \leq 1$), k – granica plastyczności przy czystym ścinaniu.

Czynnik tarcia m charakteryzuje jakość połączenia tarcowego, przy czym jest tym mniejszy, im mniejsze jest tarcie. W przypadku tarcia granicznego, gdy występuje pełne przywarcie materiału odkształcanego do narzędzia, to czynnik tarcia $m = 1$ i jednostkowe siły tarcia osiągają maksymalną wartość równą granicy plastyczności przy czystym ścinaniu, która obliczona na podstawie hipotezy Hubera wynosi:

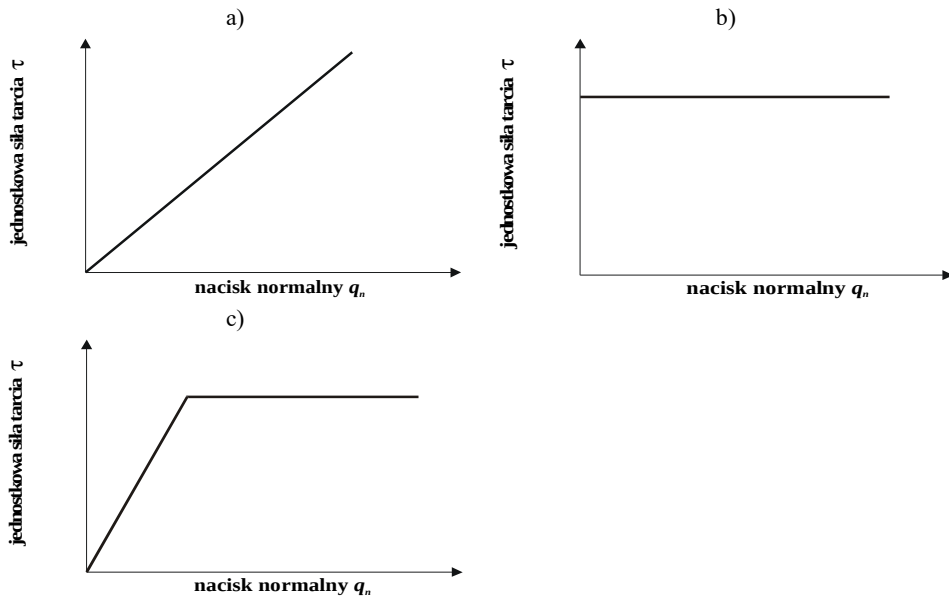
$$k = \frac{\sigma_p}{\sqrt{3}} \quad (2.15)$$

gdzie σ_p – naprężenia uplastyczniające.

Pomimo istnienia wielu teorii opisujących zjawisko tarcia zależności (2.13) i (2.14) prezentują dwa podstawowe modele tarcia stosowane w programach opartych na metodzie elementów skończonych przeznaczonych do analizy procesów obróbki plastycznej. Często też występuje model łączony, tj. dla małych nacisków stosowany jest model tarcia Amontonsa (Coulomba), natomiast dla dużych – model tarcia stałego. Przykładowo w programie Deform 3D zgodnie z modelem łączonym naprężenia tarcia obliczane są na podstawie prawa Coulomba (równanie 2.13) w przypadku, gdy ich wartości są mniejsze od obliczonych na podstawie prawa tarcia stałego (równanie 2.14), a więc gdy spełniony jest warunek:

$$\mu \cdot q_n < m \cdot k \quad (2.16)$$

W przeciwnym przypadku stosowane jest prawo tarcia stałego. Zależność jednostkowych sił tarcia od nacisków jednostkowych dla poszczególnych modeli przedstawiono graficznie na rys. 2.11.



Rys. 2.11. Różne modele tarcia stosowane w analizie procesów kształtowania plastycznego metali: a) model Amontonsa, b) model tarcia stałego, c) kombinacja modeli Amontonsa i tarcia stałego [136]

Do zastosowania opisanych modeli tarcia niezbędna jest znajomość współczynnika lub czynnika tarcia. Powszechnie wykorzystywaną metodą do wyznaczania tych wielkości jest spęczanie próbki pierścieniowej pomiędzy płaskimi płytami. Główną zaletą tej metody jest wyznaczenie współczynnika/czynnika tarcia tylko na podstawie pomiarów geometrii próbki. Nie jest wymagana znajomość własności mechanicznych odkształcanego materiału i nie ma konieczności pomiaru parametrów siłowych procesu, co zasadniczo wyróżnia tę metodę i stanowi o jej prostocie wykonania.

Testy polegają na spęczaniu próbki w kształcie pierścienia pomiędzy płaskimi kowadłami. Najczęściej stosowane są próbki o stosunku wymiarów $D:d:h = 6:3:2$, gdzie: D – średnica zewnętrzna próbki, d – średnica wewnętrzna próbki, h – wysokość próbki. Proces spęczania prowadzi się do osiągnięcia połowy wysokości spęczanej próbki. Określenie współczynnika lub czynnika tarcia możliwe jest dzięki ścisłej zależności pomiędzy oporami tarcia i geometrią próbki. Obecność sił tarcia przeciwdziała swobodnemu przemieszczaniu się materiału próbki w kierunku promieniowym, przez co średnice wewnętrzna i zewnętrzna pierścienia są mniejsze od przypadku spęczania bez obecności tarcia. Wartość współczynnika/czynnika tarcia wyznacza się poprzez porównywanie wymiarów próbek uzyskanych w doświadczeniu z wymiarami obliczonymi w symulacjach MES, wykonanych przy różnych wartościach współczynnika lub czynnika tarcia. Zaletą tej metody jest analiza wyników dzięki użyciu metody elementów skończonych, co umożliwia uwzględnienie wielu zjawisk, jak np.: wymia-

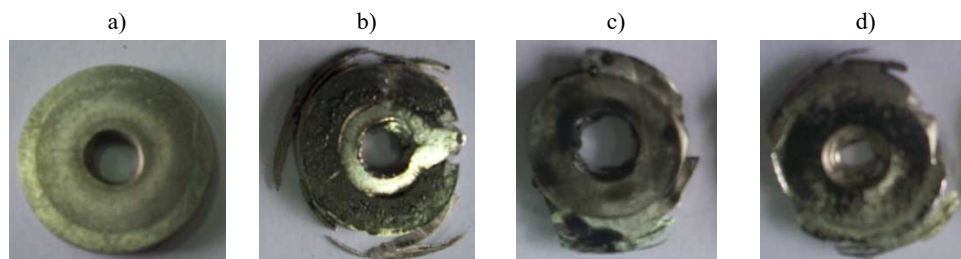
nę ciepła podczas przenoszenia próbki z pieca na narzędzia, wymianę ciepła pomiędzy próbką i narzędziem, zmienną prędkość odkształcenia, niejednorodność rozkładu odkształcenia i prędkości odkształcenia. Testy mogą być wykonywane w warunkach laboratoryjnych lub przemysłowych na maszynie kuźniczej i przy temperaturach stosowanych w rzeczywistym procesie. Powyższe zalety zdecydowały o wyborze tej metody do określenia warunków tarcia na powierzchni kontaktu stopu magnezu Mg_4AlZn (MA2 wg GOST) i stali narzędziowej przy różnych temperaturach. Szczegółowe wyniki badań, obejmujące również stopy innych metali przedstawiono w opracowaniach [52, 74].

Próbki pierścieniowe (rys. 2.12) o wymiarach: średnica zewnętrzna $D_0 = 20$ mm, średnica wewnętrzna $d_0 = 10$ mm i wysokości $h_0 = 7$ mm nagrzewano w piecu elektrycznym oporowym do temperatur: 250°C, 350°C, 450°C.

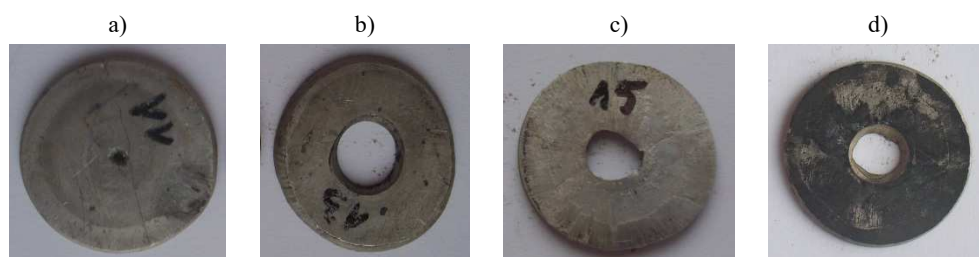


Rys. 2.12. Próbki pierścieniowe ze stopu magnezu Mg_4AlZn przygotowane do badań warunków tarcia

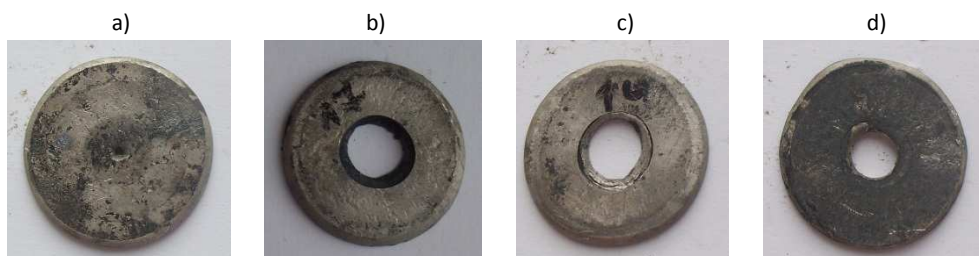
Następnie próbki spęczono między płaskimi stalowymi płytami ze smarowaniem i bez smarowania do ok. połowy wysokości początkowej. Zastosowano trzy rodzaje środków smarnych: akwagrafit, łój z grafitem oraz smar na bazie dwusiarczku molibdeny. Smary te stosowane są do kucia na gorąco stopów metali nieżelaznych. Aby przeciwdziałać ochłodzeniu, smary наносzono na próbki znajdujące się jeszcze w piecu. Wygląd próbek po spęczeniu w odpowiednich temperaturach przedstawiono na rys. 2.13÷2.15.



Rys. 2.13. Spęcone próbki ze stopu magnezu Mg_4AlZn nagrzane do temperatury $250^{\circ}C$: a) bez smarowania, b) ze smarowaniem dwusiarczkiem molibdenu, c) ze smarowaniem łojem z grafitem, d) ze smarowaniem akwagrafitem [74]



Rys. 2.14. Spęcone próbki ze stopu magnezu Mg_4AlZn nagrzane do temperatury $350^{\circ}C$: a) bez smarowania, b) ze smarowaniem dwusiarczkiem molibdenu, c) ze smarowaniem łojem z grafitem, d) ze smarowaniem akwagrafitem [74]



Rys. 2.15. Spęcone próbki ze stopu magnezu Mg_4AlZn nagrzane do temperatury $450^{\circ}C$: a) bez smarowania, b) ze smarowaniem dwusiarczkiem molibdenu, c) ze smarowaniem łojem z grafitem, d) ze smarowaniem akwagrafitem [74]

Po spęczeniu dokonano pomiaru wysokości oraz średnic zewnętrznych i wewnętrznych próbek (tab. 2.2). Z uwagi na kształt próbek po spęczeniu, często odbiegający od osiowosymetrycznego, pomiary wykonywano w różnych płaszczyznach i wyniki uśredniano. W przypadku spęczania próbek nagrzanych do temperatury $250^{\circ}C$ z zastosowaniem smaru próbki uległy pęknięciu. Taki wynik uzyskano dla

wszystkich stosowanych smarów. W związku z tym dla tych warunków nie wyznaczono współczynników i czynników tarcia.

Tabela 2.2. Uśrednione wyniki badań doświadczalnych [74]

Temperatura [°C]	Wymiary próbek przed spęczaniem			Wymiary doświadczalne próbek po spęczaniu			Smar/bez smaru
	h_0 [mm]	D_0 [mm]	d_0 [mm]	h_d [mm]	D_d [mm]	d_d [mm]	
250	7,04	20,00	10,07	3,55	24,94	6,22	bez smaru
350	7,02	20,01	10,1	2,82	27,02	1,81	bez smaru
	6,97	20,04	10,09	2,94	29,31	11,44	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	7,01	20,05	10,08	2,57	29,93	8	akwagrafit
	6,94	20	10,01	2,68	29,43	8,36	łój z grafitem
450	7,04	20,04	10,08	2,86	26,99	1,73	bez smaru
	6,98	20,03	10,2	3,21	27,19	9,25	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	6,95	20	10,07	2,89	27,69	7,26	akwagrafit
	7,1	19,9	10,1	2,89	28,02	9,92	łój z grafitem
Oznaczenia: h_0 – wysokość początkowa próbki, D_0 – początkowa średnica zewnętrzna próbki, d_0 – początkowa średnica wewnętrzna próbki, h_d – wysokość próbki po spęczeniu, D_d – średnica zewnętrzna próbki po spęczeniu, d_d – średnica wewnętrzna próbki po spęczeniu							

Obliczenia współczynników μ i czynników m tarcia wykonano w środowisku programu Deform 3D. Uwzględniono wymianę ciepła pomiędzy próbką i kowadłami, generowanie ciepła na skutek tarcia oraz zamiany pracy odkształcenia na ciepło. W oprogramowaniu Deform 3D możliwe jest zastosowanie dwóch podstawowych modeli tarcia: modelu Coulomba opisanego równaniem (2.13) oraz modelu tarcia stałego (zwanego również modelem Tresci) opisanego równaniem (2.14). Trzeci dostępny model jest połączeniem obu wymienionych.

Stosując model Coulomba i tarcia stałego, wykonano wiele symulacji, poszukując takich wartości współczynnika tarcia μ i czynnika tarcia m , dla których występuje najlepsza zbieżność pomiędzy teoretycznymi i doświadczalnymi wymiarami próbek. Zmianę wartości szukanych współczynników prowadzono, kierując się zasadą, że większe wartości współczynnika lub czynnika tarcia wpływają na zmniejszenie teoretycznych średnic zewnętrznych i wewnętrznych pierścieni przy kowadłach. Założono, że szukane wielkości określone będą z dokładnością 0,01. Za optymalną przyjmowano taką wartość współczynnika lub czynnika tarcia, która zapewniła najmniejszą wartość

funkcji Φ_d określającej odchylenie wartości teoretycznych od doświadczalnych, wyrażonej zależnością:

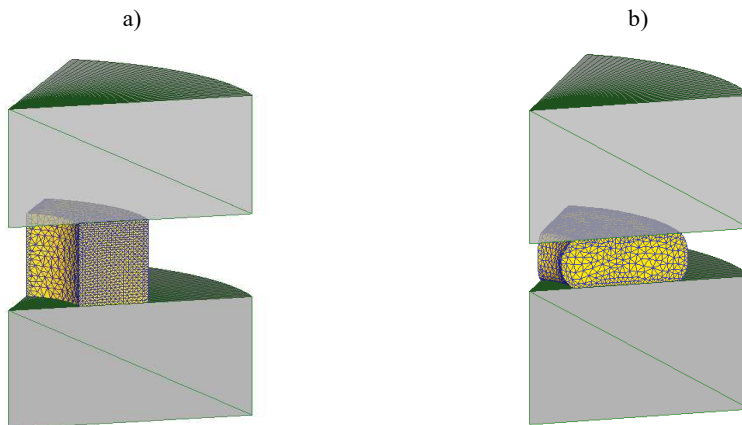
$$\Phi = \left| \frac{D_d - D_t}{D_d} \right| + \left| \frac{d_d - d_t}{d_t} \right| \quad (2.17)$$

gdzie: D_d – średnia średnica zewnętrzna próbki uzyskana w doświadczeniu, D_t – średnia średnica zewnętrzna próbki uzyskana w symulacji, d_d – średnia średnica wewnętrzna próbki uzyskana w doświadczeniu, d_t – średnia średnica wewnętrzna próbki uzyskana w symulacji.

Średnie średnice obliczano jako średnią arytmetyczną z trzech pomiarów: średnic przy powierzchniach czołowych oraz w środku wysokości próbki.

Symulacje numeryczne przeprowadzonych prób spękania wykonano, odwzorowując warunki eksperymentu. Zastosowano model materiału wyznaczony w badaniach własnych opisany funkcją (2.7). W celu skrócenia obliczeń założono, że obliczenia będą wykonane z zastosowaniem płaszczyzn symetrii. Przeprowadzona weryfikacja polegająca na porównaniu wyników obliczeń przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia oraz z zastosowaniem podanych uproszczeń nie wykazała istotnych różnic ilościowych. Na tej podstawie uznano, że powyższe założenie upraszczające nie wpłynie na dokładność obliczeń.

Model geometryczny procesu spękania pierścienia utworzony w środowisku programu Deform 3D oraz przykładową geometrię próbki po spęczeniu przedstawiono na rys. 2.16.



Rys. 2.16. Model geometryczny procesu spękania pierścienia w środowisku programu Deform 3D: a) początek procesu, b) końcowa faza spękania

Wyniki obliczeń dla czynnika tarcia i współczynnika tarcia podano odpowiednio w tab. 2.3 i tab. 2.4. W tabelach przedstawiono również uśrednione wartości obliczonych średnic, dla których uzyskano najmniejszą wartość funkcji celu.

Prezentację graficzną wyznaczonych wartości współczynników i czynników tarcia przedstawiono na rys. 2.17. Jak wynika z otrzymanych rezultatów, w przypadku spęczniania próbek bez smarowania występuje tarcie graniczne lub bliskie granicznemu. Czynniki tarcia waha się w granicach $0,95 \div 1$, przy czym wartości większe przyjmuje w wyższych temperaturach. Współczynniki tarcia przyjmuje wartości od 0,48 do 0,5.

Analiza skuteczności smarów wykazała, że najgorsze warunki smarowania spośród stosowanych smarów uzyskano z zastosowaniem akwagrafitu. Czynniki tarcia w tym przypadku zawiera się w przedziale $0,25 \div 0,38$, natomiast współczynniki tarcia w przedziale $0,12 \div 0,17$. W przypadku tego smaru wzrost temperatury wpływa na pogorszenie warunków smarowania.

Tabela 2.3. Wyznaczone wartości czynnika tarcia dla różnych temperatur nagrzewania próbek i przy różnych warunkach smarowania [74]

Temperatura [°C]	Wymiary doświadczalne próbki po spęcznieniu			Wymiary teoretyczne próbki po spęcznieniu			Czynnik tarcia m	Funkcja celu	Smar/bez smaru
	h_d [mm]	D_d [mm]	d_d [mm]	h_t [mm]	D_t [mm]	d_t [mm]			
250	3,55	24,94	6,22	3,55	24,55	6,09	0,95	0,0365	bez smaru
350	2,82	27,02	1,81	2,82	27,08	1,87	1,00	0,0354	bez smaru
	2,94	29,31	11,44	2,94	27,95	11,55	0,10	0,0560	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	2,57	29,93	8,00	2,57	29,45	7,94	0,25	0,0235	akwagrafit
	2,68	29,43	8,36	2,68	29,45	8,45	0,25	0,0114	łój z grafitem
450	2,86	26,99	1,73	2,86	26,63	1,82	1,00	0,0654	bez smaru
	3,21	27,19	9,25	3,21	26,76	9,26	0,24	0,0169	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	2,89	27,69	7,26	2,89	27,66	7,2	0,38	0,0094	akwagrafit
	2,89	28,02	9,92	2,89	28,44	9,95	0,17	0,0180	łój z grafitem
Oznaczenia: h_t – wysokość teoretyczna próbki po spęcznieniu, D_t – teoretyczna średnica zewnętrzna próbki, d_t – teoretyczna średnica wewnętrzna próbki, h_d – doświadczalna wysokość próbki po spęcznieniu, D_d – doświadczalna średnica zewnętrzna próbki po spęcznieniu, d_d – doświadczalna średnica wewnętrzna po spęcznieniu									

Dwusiareczek molibdenu wykazuje podobną zależność od temperatury, tj. w temperaturze 350°C smar jest skuteczniejszy niż w temperaturze 450°C. W niższej

z temperatur wartości czynnika i współczynnika wynoszą odpowiednio 0,10 i 0,06, natomiast w temperaturze wyższej 0,24 oraz 0,13.

Odmienne wyniki uzyskano dla łożu z grafitem, którego skuteczność rośnie wraz ze wzrostem temperatury. W temperaturze 450°C jest on najskuteczniejszy z badanych smarów; czynnik i współczynnik tarcia wynoszą odpowiednio 0,17 i 0,08. W temperaturze 350°C wartości te są większe i wynoszą odpowiednio 0,25 i 0,11, a więc warunki smarowania są nieco gorsze od smaru na bazie dwusiarczku molibdenu.

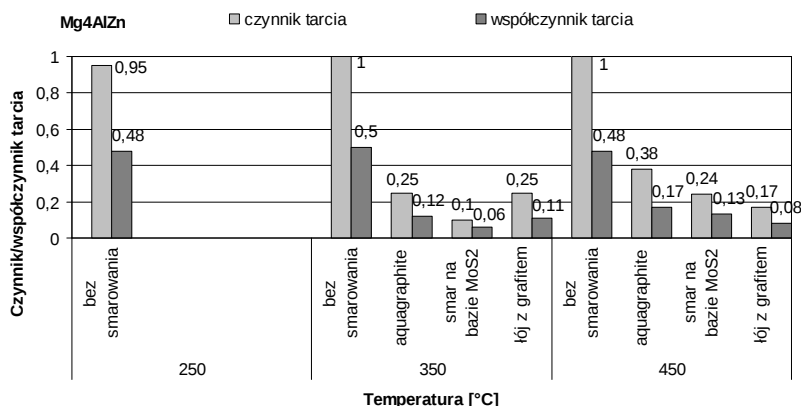
Tabela 2.4. Wyznaczone wartości współczynnika tarcia dla różnych temperatur nagrzewania próbek i przy różnych warunkach smarowania [74]

Temperatura [°C]	Wymiary doświadczalne próbki po spęczeniu			Wymiary teoretyczne próbki po spęczeniu			Współczynnik tarcia μ	Funkcja celu	Smar/bez smaru
	h_d [mm]	D_d [mm]	d_d [mm]	h_t [mm]	D_t [mm]	d_t [mm]			
250	3,55	24,94	6,22	3,55	24,53	6,15	0,48	0,0277	bez smaru
350	2,82	27,02	1,81	2,82	26,83	2,09	0,50	0,1617	bez smaru
	2,94	29,31	11,44	2,94	27,83	11,25	0,06	0,0671	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	2,57	29,93	8,00	2,57	29,34	7,85	0,12	0,0385	akwagrafit
	2,68	29,43	8,36	2,68	29,01	8,52	0,11	0,0334	łój z grafitem
450	2,86	26,99	1,73	2,86	26,71	2,15	0,48	0,2531	bez smaru
	3,21	27,19	9,25	3,21	26,84	9,13	0,13	0,0259	smar na bazie dwusiarczku molibdenu
	2,89	27,69	7,26	2,89	27,54	7,29	0,17	0,0095	akwagrafit
	2,89	28,02	9,92	2,89	28,59	10,07	0,08	0,0355	łój z grafitem

Oznaczenia: h_t – wysokość teoretyczna próbki po spęczeniu, D_t – teoretyczna średnica zewnętrzna próbki, d_t – teoretyczna średnica wewnętrzna próbki, h_d – doświadczalna wysokość próbki po spęczeniu, D_d – doświadczalna średnia średnica zewnętrzna próbki po spęczeniu, d_d – doświadczalna średnia średnica wewnętrzna po spęczeniu

Wartości czynników i współczynników tarcia nie zostały wyznaczone dla temperatury 250°C przy stosowaniu smarowania, ponieważ wszystkie spęczane w tych warunkach próbki uległy pęknięciu. Taki wynik doświadczenia potwierdził wnioski wynikające z badań dotyczących pęknięcia stopu Mg₄AlZn (przedstawionych w następnym podrozdziale), na podstawie których stwierdzono, że temperatura 250°C leży poniżej zakresu temperatur kształtowania na gorąco tego stopu. Zachodzi zatem pytanie: dla czego próbka spęczana bez smarowania w tej samej temperaturze nie uległa pęknięciu? Należy zauważyć, że w tym przypadku występuje duże tarcie przeciwdziałające promieniowemu płynięciu materiału. W związku z tym średnica próbki nie powiększa się

w tak dużym stopniu, jak w przypadkach ze smarowaniem. Skutkiem tego są dużo mniejsze obwodowe naprężenia rozciągające na zewnętrznej krawędzi próbki, a tym samym niebezpieczeństwo pęknięcia jest mniejsze.



Rys. 2.17. Zależność czynn timer tarcia od temperatury nagrzewania próbki przy zastosowaniu różnych smarów dla pary trącej stop magnezu Mg4AlZn – stal narzędziowa [52, 74]

Na podstawie przeprowadzonych badań sformułowano następujące wnioski:

- W przypadku odkształcania stopu Mg4AlZn bez smarowania pomiędzy materiałem odkształcanym i narzędziem w całym zakresie badanych temperatur występuje tarcie graniczne lub bliskie granicznego. Czynn timer tarcia przyjmuje wartości w zakresie $0,95 \div 1$, natomiast współczynnik tarcia $0,48 \div 0,5$.
- Przy temperaturze nagrzewania próbki wynoszącej 350°C najskuteczniejszym smarem jest smar na bazie dwusiarczku molibdenu, który zapewnia najmniejsze tarcie pomiędzy odkształcanym materiałem i narzędziem. Należy jednak zaznaczyć, że w miarę wzrostu temperatury jego skuteczność maleje.
- W przypadku kształtowania stopu Mg4AlZn w temperaturach wyższych (ok. 450°C) najmniejsze tarcie zapewnia smarowanie łożem z grafitem. Jako jedyny smar spośród badanych charakteryzuje się on wzrostem skuteczności wraz ze wzrostem temperatury.
- Najgorszymi własnościami smarującymi spośród badanych smarów charakteryzuje się akwagrafit. W zakresie badanych temperatur przy stosowaniu tego smaru zarówno wartość czynn timer tarcia, jak też współczynnik tarcia jest największa.
- Pęknięcie próbek w warunkach spęczniania w temperaturze 250°C ze smarowaniem uniemożliwiło ocenę ilościową warunków tarcia. Jednocześnie na tej podstawie można przypuszczać, że temperatura końca kucia badanego stopu jest wyższa od 250°C .

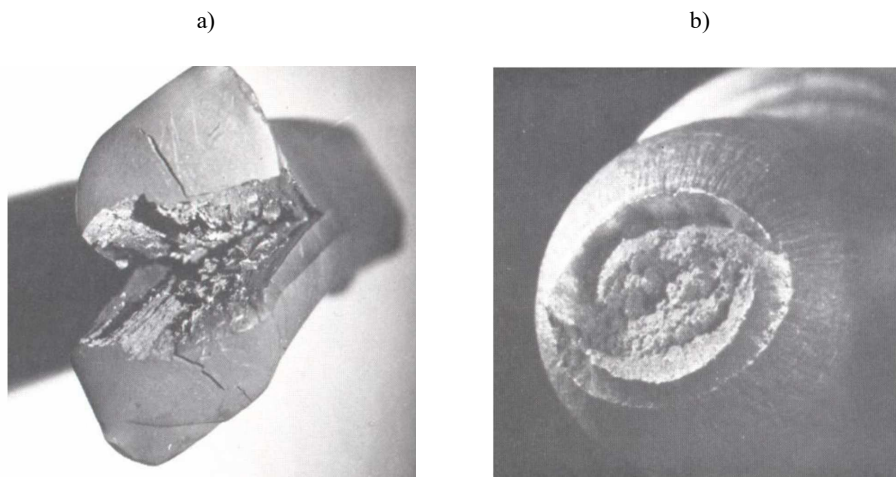
- Wyznaczone wartości czynników i współczynników tarcia umożliwią wykonanie symulacji z zastosowaniem modelu tarcia mieszanego, który zaimplementowany jest w programie Deform 3D. Uzyskane wyniki pozwolą także na wykorzystanie możliwości określenia warunków tarcia w funkcji temperatury. Oczekuje się, że w ten sposób uzyskany zostanie wzrost jakości wyników obliczeń.

2.3. Modele pękania

2.3.1. Kryteria pękania

Utrata spójności materiałów poddanych obciążeniu może nastąpić wskutek dwóch głównych mechanizmów:

- zerwania wiązań atomowych – takie rozdzielenie materiału nazywa się pękaniem, podczas którego powstaje charakterystyczny przełom kruchy (rys. 2.18a),
- odkształceń plastycznych – takie rozdzielenie nazywa się pęknięciem ciągliwym (wiązkim), podczas którego powstaje przełom plastyczny (rys. 2.18b).



Rys. 2.18. Rodzaje pęknięć: a) kruche, b) ciągliwe [49]

Pękanie kruche charakterystyczne jest dla materiałów kruchych, które nie osiągają stanu plastycznego przed wystąpieniem utraty spójności materiału. Jeśli naprężenia rozciągające powodujące zwiększenie odległości pomiędzy atomami osiągną odpowiednio dużą wartość, następuje zerwanie wiązań atomowych. Naprężenia ściskające mają działanie odwrotne; powodują zmniejszenie odległości międzyatomowych, co może nawet powodować „zaleczanie” mikropęknięć. Z punktu widzenia utraty spójności materiału niebezpieczny jest stan, w którym przeważają naprężenia rozciągające, natomiast korzystny jest stan naprężeń ściskających. Materiały plastyczne ulegają roz-

dzieleniu po uprzednim uplastycznieniu (wystąpieniu odkształceń trwałych). Przełom plastyczny powstaje wskutek tworzenia się szczelin (zarodkowanie pęknięcia), a następnie przewężenia się osnowy pomiędzy nimi (propagacja), co prowadzi do łączenia i powiększania się szczelin. Zarodkowanie rozpoczyna się często w miejscu wystąpienia kruchych zanieczyszczeń, wtrąceń niemetalicznych, obcych faz itp. Taki sam skutek powoduje obecność pęcherzy gazowych czy pustek. Szczeliny mogą się ze sobą łączyć nie tylko na skutek działań naprężeń rozciągających, ale również ścinających. Powstaje wtedy tzw. złom poślizgowy charakteryzujący się wgłębieniami o kształcie wydłużonym w jednym kierunku, co przypomina ułożenie rybich łusek (rys. 2.19).



Rys. 2.19. Przykład złomu poślizgowego powstałego przy spęczaniu próbki ze stopu magnezu Mg_4AlZn

Od wieków poszukiwano sposobów obliczeniowych pozwalających analizować materiały w aspekcie pękania. W przypadku materiałów kruchych przyjmuje się, że pęknięcie nastąpi, gdy tzw. naprężenie zredukowane σ_{zr} obliczone według przyjętej hipotezy osiągnie wartość wytrzymałości rozdzielczej R_0 , co można wyrazić równaniem:

$$\sigma_{zr} = R_0 \quad (2.18)$$

Jedną z pierwszych hipotez stosowanych do obliczania naprężeń zredukowanych była hipoteza największego naprężenia rozciągającego ogłoszona przez Galileusza [123]. Zgodnie z nią, jeśli w materiale panuje stan naprężeń wyrażony przez naprężenia główne σ_1 , σ_2 i σ_3 , przy czym $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$, to o wytrzymałości materiału decyduje największe z nich. Naprężenie zredukowane wynosi więc:

$$\sigma_{zr} = \sigma_1 \quad (2.19)$$

Hipoteza Galileusza ma znaczenie raczej historyczne, chociaż bywa stosowana również obecnie dla materiałów kruchych. Przykładowo Ogawa i inni [130] na podstawie wyników badań spęczania i wyciskania stopu magnezu ZK60 stwierdzili, że hipoteza największego naprężenia rozciągającego jest efektywna przy prognozowaniu pęknięć w zakresie temperatur $100\div 200^{\circ}\text{C}$, w którym badany stop wykazuje cechy materiału kruchego.

W 1837 r. de Saint Venant ogłosił hipotezę największego wydłużenia względnego, zgodnie z którą naprężenie zredukowane wynosi:

$$\sigma_{\text{sr}} = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.20)$$

przy założeniu, że $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$.

Na podstawie tej hipotezy uzyskiwano wyniki dużo dokładniejsze od ogłoszonych wcześniej. Hipoteza de Saint Venanta stosowana jest nawet obecnie w odniesieniu do materiałów kruchych, jednak w przypadku materiałów plastycznych charakteryzuje się dużą niedokładnością.

Prognozowanie pęknięć w materiałach znajdujących się w stanie plastycznym jest zadaniem bardzo trudnym. Zaawansowanie technik komputerowych, w szczególności programów opartych na metodzie elementów skończonych, które pozwalają na analizę stanu materiału w czasie odkształcania, spowodowało powstanie wielu prac badawczych dotyczących prognozowania zjawiska pęknięcia w procesach obróbki plastycznej. Niestety jak do tej pory nie udało się opracować uniwersalnego kryterium prawidłowo opisującego pęknięcie odkształcanego materiału niezależnie od panującego w nim stanu naprężeń i odkształceń. Często dany model pęknięcia dobrze opisuje zjawisko tylko dla wybranego rodzaju procesu, natomiast generuje słabe rezultaty w innych przypadkach [121, 150]. Kryteria pęknięcia ogólnie można podzielić na:

- energetyczne,
- odkształceniowe,
- naprężeniowe.

Z uwagi na lokalizację analizowanego stanu wyężenia rozróżnia się kryteria:

- lokalne, w których analizuje się obszar materiału tuż przed wierzchołkiem szczeliny,
- globalne, w których analizuje się zmiany wewnątrz całego odkształconego materiału [122].

Kryteria pęknięcia w większości mają postać całki, w której argumentami funkcji podcałkowej są naprężenia i/lub odkształcenia:

$$\int_0^{\varepsilon_p} f(\sigma, \varepsilon) d\varepsilon = C \quad (2.21)$$

gdzie: $f(\sigma, \varepsilon)$ – funkcja stanu naprężenia i/lub odkształcenia, ε_p – odkształcenie odpowiadające momentowi pęknięcia, C – stała.

Przyjmuje się, że pęknięcie nastąpi, gdy wartość całki osiągnie pewną graniczną wartość C_{gr} . Często całka wyraża pracę właściwą odkształcenia plastycznego i zakłada się, że pęknięcie wystąpi, jeśli praca ta osiągnie pewną krytyczną wartość.

Przyjmując takie założenie, Freudenthal podał kryterium zniszczenia w postaci [46]:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \sigma_H d\varepsilon = C_1 \quad (2.22)$$

gdzie: σ_H – naprężenie zredukowane według hipotezy Hubera.

Cockroft i Latham przeprowadzili badania polegające na rozciąganiu próbek, które miały potwierdzić powyższą hipotezę, jednak uzyskali wyniki negatywne [19]. Zaproponowali więc korektę tego kryterium polegającą na zastąpieniu w funkcji podcałkowej naprężenia zredukowanego największym naprężeniem rozciągającym σ_{max} , co wyrazili równaniem:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \sigma_{max} d\varepsilon = C_2 \quad (2.23)$$

Kryterium to zakłada, że pęknięcie wystąpi, jeśli praca wykonana przez maksymalne naprężenie σ_{max} osiągnie pewną krytyczną wartość równą C_2 , która zależy od własności materiału, prędkości odkształcenia, temperatury i innych czynników.

Oh i inni [131] zmodyfikowali równanie (2.23), wprowadzając w funkcji podcałkowej odniesienie maksymalnych naprężeń rozciągających do naprężeń zredukowanych i nadając kryterium Cockrofta-Lathama charakter względny, co opisali wzorem:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{\sigma_{max}}{\sigma_H} d\varepsilon = C_3 \quad (2.24)$$

Kryterium to nazywane jest często znormalizowanym kryterium Cockrofta-Lathama (oznaczane skrótem C-L) i implementowane jest w różnych programach opartych na metodzie elementów skończonych przeznaczonych do symulacji procesów kształtowania plastycznego metali, np. Deform 3D, Simufact.forming.

Oyane i inni [133] uzależnili występowanie pęknięć od naprężenia hydrostatycznego. Zaproponowane przez nich kryterium ma postać:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \left(1 + \frac{\sigma_m}{A \cdot \sigma_H} \right) d\varepsilon = C_4 \quad (2.25)$$

gdzie: σ_m – naprężenie hydrostatyczne, A – stała.

Brozzo i współautorzy [15] również oparli swoje kryterium na naprężeniu hydrostatycznym. Opierając się na kryterium Cockrofta-Lathama, przeprowadzili próby rozciągania płyt z karbem. Na podstawie uzyskanych wyników sformułowali kolejne kryterium wyrażone równaniem:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \left(\frac{2 \cdot \sigma_{\max}}{3 \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_m)} \right) d\varepsilon = C_5 \quad (2.26)$$

Norris i inni [127] na podstawie testów przeprowadzonych na czterech różnych typach próbek zaproponowali kryterium w postaci:

$$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{1}{(1 - c \cdot \sigma_m)} d\varepsilon = C_6 \quad (2.27)$$

gdzie c oznacza stałą.

W literaturze specjalistycznej opisanych jest wiele innych kryteriów pękania, które łącznie z wyżej wymienionymi przedstawiono w tab. 2.5.

Tabela 2.5. Wybrane kryteria pęknięcia

Lp.	Nazwa	Postać kryterium	Nr wzoru
1	Atkins [6]	$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{1 + \frac{1}{2L}}{1 - C \cdot \sigma_m} d\varepsilon = C_7, \quad L = \frac{d\varepsilon_1}{d\varepsilon_2}$	(2.28)
2	Ayada [8]	$\int_0^{\varepsilon_p} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_H} \right) d\varepsilon = C_8$	(2.29)
3	Brozzo [15]	$\int_0^{\varepsilon_p} \left(\frac{2 \cdot \sigma_{\max}}{3 \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_m)} \right) d\varepsilon = C_5$	(2.26)
4	Cockraft-Latham (C-L) [19]	$\int_0^{\varepsilon_p} \sigma_{\max} d\varepsilon = C_2$	(2.23)
5	Freudenthal [46]	$\int_0^{\varepsilon_p} \sigma_H d\varepsilon = C_1$	(2.22)
6	Ghosh [48]	$\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \right) \cdot \sigma_m = C_9$	(2.30)
7	McClintock [120]	$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \cdot \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3} \cdot (1-n)}{2} \cdot \frac{\sigma_a + \sigma_b}{\sigma_H} \right\} + \frac{3}{4} \cdot \frac{\sigma_a - \sigma_b}{\sigma_H} \cdot d\bar{\varepsilon} = C_{10}$	(2.31)
8.	Norris [127]	$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{1}{(1 - c \cdot \sigma_m)} d\varepsilon = C_6$	(2.27)
9	Oh i inni [131] (znormalizowany C-L)	$\int_0^{\varepsilon_p} \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_H} d\varepsilon = C_3$	(2.24)
10	Osakada i Mori [132]	$\int_0^{\varepsilon_p} (B + \bar{\varepsilon} + D \sigma_m) d\varepsilon = C_{11}$	(2.32)
11	Oyanne i inni [133]	$\int_0^{\varepsilon_p} \left(1 + \frac{\sigma_m}{A \cdot \sigma_H} \right) d\varepsilon = C_4$	(2.25)
12	Rice i Tracey [148]	$\int_0^{\varepsilon_p} \exp \left(1,5 \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_H} \right) d\varepsilon = C_{12}$	(2.33)

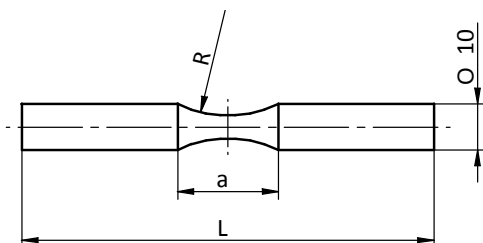
c.d. **Tab. 2.5.** Wybrane kryteria pęknięcia

Lp.	Nazwa	Postać kryterium	Nr wzoru
13	Zhao i Kuhn [175]	$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_H} = C_{13}$	(2.34)
gdzie: $\sigma_{\max}$ – największe naprężenie główne, σ_H – naprężenie zredukowane według hipotezy Hubera, σ_m – naprężenie średnie (hydrostatyczne), σ_1, σ_2 – naprężenia główne, σ_a – naprężenie w kierunku największego wydłużenia pustek, σ_b – naprężenie w kierunku najmniejszego wydłużenia pustek, ε_p – graniczne odkształcenie pęknięcia, A, B, C, D, c, n – stałe, ε – odkształcenie, $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ – odkształcenia w kierunkach głównych, $\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2)}$, $C_1 \div C_{13}$ – wartości całek w poszczególnych kryteriach.			

2.3.2. Metoda wyznaczania granicznych wartości kryteriów pęknięcia

Zastosowanie poszczególnych kryteriów do prognozowania miejsca i momentu pęknięcia odkształcanego materiału wymaga wyznaczenia wartości granicznych $C_1 \div C_{13}$, które zależą nie tylko od stanu naprężenia i odkształcenia, ale również od innych czynników, takich jak: gatunek materiału, temperatura i prędkość odkształcenia, historia odkształcenia i inne. W tym celu stosuje się metodę teoretyczno-doświadczalną opartą na idei obliczeń odwrotnych, polegającą na jednoosiowym rozciąganiu próbek, rejestrowaniu momentu pęknięcia, a następnie określeniu granicznej wartości danego kryterium odpowiadającej momentowi pęknięcia na podstawie symulacji numerycznej testów rozciągania [70, 137÷140]. Przy takim algorytmie występują problemy obliczeniowe. Modele numeryczne charakteryzują się warunkami idealnymi, co powoduje, że podczas symulacji rozciągania próbek walcowych nie występuje lokalizacja odkształcenia, nie powstaje „szyjka” lub powstaje przy dużo większych odkształceniach niż w rzeczywistej próbce. Brak zgodności wyników teoretycznych i doświadczalnych uniemożliwia w sposób dokładny odwzorowanie w symulacji stanu naprężenia i odkształcenia, a co za tym idzie wyznaczenie całek granicznych w momencie pęknięcia. W celu eliminacji tego istotnego ograniczenia Pater [137, 139, 140] opracował koncepcję zastosowania próbek z przewężeniem części pomiarowej, przy czym przewężenie zaokrąglone jest promieniem wewnętrznym (rys. 2.20). Taki kształt wymusza lokalizację odkształceń w przewężeniu zarówno w próbach doświadczalnych, jak też w symulacji. W celu wytypowania najlepszych wymiarów wykonano wstępne testy dla próbek o różnych promieniach zaokrąglenia R części pomiarowej (rys. 2.21) i jednocześnie przeprowadzono symulacje eksperymentu. Wykonane badania potwierdziły słuszność przyjętych założeń; wszystkie próbki pękły w spodziewanym miejscu zlokalizowanym w środku części pomiarowej, gdzie przewężenie jest największe (rys. 2.22), a ponadto w tym samym miejscu uzyskano największe wartości kryterium pęknięcia (w tym przypadku znormalizowanego Cockrofta-Lathama) w symulacjach numerycznych. Na podstawie porównania wyników teoretycznych

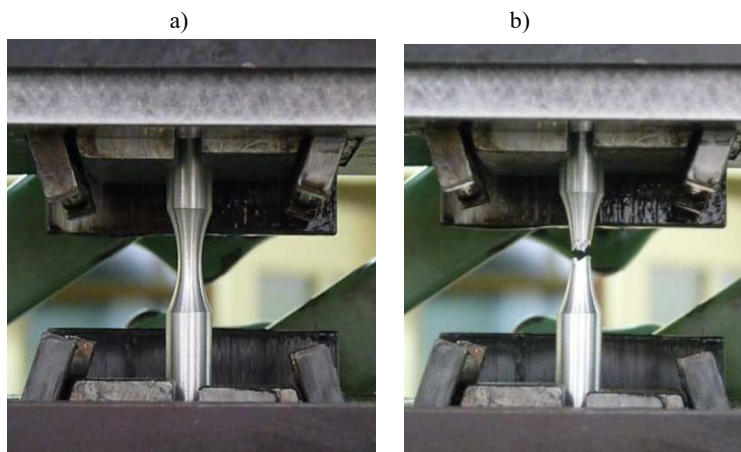
i doświadczalnych stwierdzono, że spośród badanych próbek najlepsze wyniki uzyskano dla próbek o wymiarach: promień zaokrąglenia $R = 25$ mm, długość części pomiarowej $a = 22$ mm (rys. 2.20). Pęknięcie wystąpiło dokładnie w najmniejszym przekroju, a odkształcenia zlokalizowane były tylko w części pomiarowej (przewężeniu) próbki.



Rys. 2.20. Kształt próbki do wyznaczania granicznych wartości kryteriów pęknięcia



Rys. 2.21. Próbkki zastosowane do testów rozciągania [137]



Rys. 2.22. Przebieg próby rozciągania: a) próbka przed pęknięciem, b) próbka po pęknięciu [137]

2.3.3. Badania kryteriów pękania dla stopu Mg4AlZn

Stosując metodę opisaną w poprzednim podrozdziale, wyznaczono graniczne wartości wybranych kryteriów pękania dla stopu magnezu Mg4AlZn o składzie chemicznym przedstawionym w tab. 2.6. Stop ten charakteryzuje się średnią wytrzymałością, dobrą spawalnością i wykorzystywany jest do produkcji części poddanych małym obciążeniom. Dla wyznaczenia granicznych wartości kryteriów pękania wykonano próby rozciągania próbek osiowo-symetrycznych w warunkach obróbki plastycznej na gorąco.

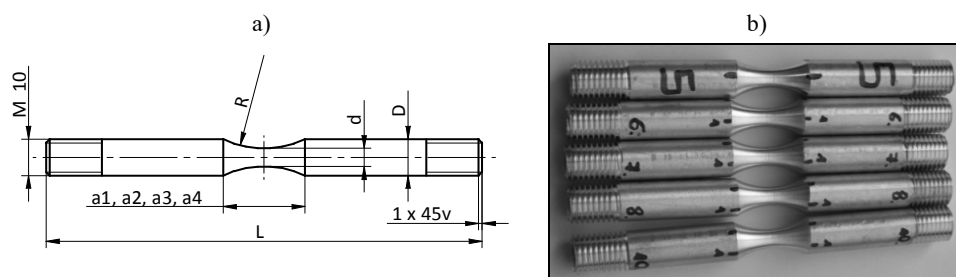
Tabela 2.6. Skład chemiczny stopu Mg4AlZn [138]

Fe	Si	Mn	Ni	Al	Cu	Be	Zn	Mg	Inne
$\leq 0,05$	$\leq 0,1$	$0,15 \div 0,5$	$\leq 0,005$	$3 \div 4$	$\leq 0,05$	$\leq 0,02$	$0,2 \div 0,8$	$94,4 \div 97,65$	$0,3$

Badania doświadczalne realizowano na symulatorze fizycznym Gleeble 3800 wyposażonym w moduły: Pocket Jaw, Hydrawedge II oraz MaxStrain. Podstawowe parametry charakteryzujące symulator to:

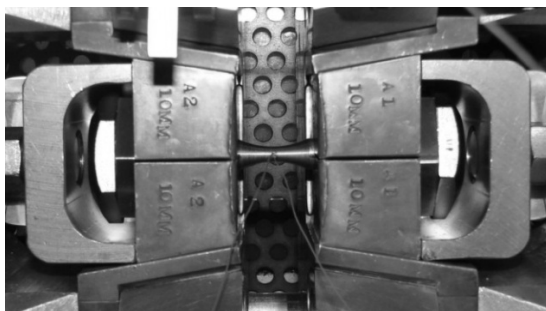
- maksymalna prędkość ruchu narzędzi: 2000 mm/s,
- nacisk maksymalny: 20 MG,
- prędkość nagrzewania: do 10 000°C/s,
- maksymalna temperatura: 1700°C,
- oporowy system nagrzewania próbek,
- możliwość realizacji testów w stanie obniżonego ciśnienia lub atmosfery ochronnej.

W badaniach doświadczalnych wykorzystano próbki okrągłe o średnicy $D = 10$ mm, długości $L = 116,5 \div 117$ mm, obustronnie gwintowane (rys. 2.23a). W części centralnej próbek wykonano przewężenie, którego celem miało być ułatwienie lokalizacji odkształcenia. Próbki wykonywano metodami obróbki skrawaniem, przyjmując, że dla każdego zestawu parametrów próba rozciągania wykonywana będzie trzykrotnie. Przykładowe próbki przygotowane do wykonania testu pokazano na rys. 2.23b.



Rys. 2.23. Próbki ze stopu Mg4AlZn stosowane w badaniach: a) podstawowe wymiary, b) przykładowe próbki [138]

Badania wykonano w module PocketJaw umożliwiającym prowadzenie prób jednoosiowego ściskania i rozciągania. Przed umieszczeniem próbek w symulatorze mocowano je w szczękach i dołączano do nich termoparę umożliwiającą pomiar temperatury materiału w czasie testu (rys. 2.24).



Rys. 2.24. Próbką zamocowana w uchwytach, z przyłączoną termoparą [138]

Następnie realizowano próbę rozciągania wg następującego schematu: nagrzewanie próbek z prędkością 10°C/s do temperatury próby (250°C , 350°C , 450°C), wytrzymanie w temperaturze docelowej przez okres 5 s, rozciąganie z odpowiednią prędkością ruchu szczęki (0,5, 5, 50 mm/s) aż do jej zerwania, wyjęcie próbki. W trakcie próby rozciągania mierzono siłę, temperaturę materiału w przewężeniu oraz przemieszczenie. Po zakończeniu testu zerwane próbki poddawano oględzinom (rys. 2.25), a następnie określano wartość wydłużenia, przy którym następowało zniszczenie próbki.

W tab. 2.7 zestawiono wyniki pomiaru geometrii próbek poddanych testowi rozciągania. Ze względu na brak powtarzalności w wymiarach próbek, każda z nich była traktowana indywidualnie. Zmierzone zostały: długość przewężenia $a_1 \div a_4$, średnica przewężenia d , średnica zewnętrzna D , długość początkowa próbki L , długość końcowa próbki L_k (wymiarzy zgodne z rys. 2.23a). Długość przewężenia mierzona była w czterech miejscach ($a_1 \div a_4$), rozmieszczonych na obwodzie próbki co 90° . Dane zamieszczone w tab. 2.7 stanowiły podstawę do określenia wartości granicznych całek kryteriów pękania.



Rys. 2.25. Widok próbek ze stopu Mg_4AlZn zerwanych w próbie rozciągania na symulatorze Gleeble 3800

Analizę wyników przedstawiono na przykładzie znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama (równanie 2.24). Stosując komercyjny pakiet oprogramowania Deform 3D, symulowano poszczególne próby rozciągania, przyjmując parametry geometryczne wyszczególnione w tab. 2.7. Kształty i wymiary próbek modelowych odpowiadały warunkom rzeczywistym. Dyskretyzacji dokonano, stosując elementy czterowęzłowe. Do opisu modelu materiału badanego stopu magnezu zastosowano równanie 2.7 wyznaczone w badaniach własnych. Rozciąganie realizowano poprzez określenie odpowiednich warunków brzegowych – przyłożenie do węzłów jednego końca próbki przemieszczenia z odpowiednią prędkością (rys. 2.26). Parametry opisujące przebieg procesu przyjmowano identycznie, jak w wykonanych uprzednio badaniach doświadczalnych przeprowadzonych na symulatorze Gleeble 3800.

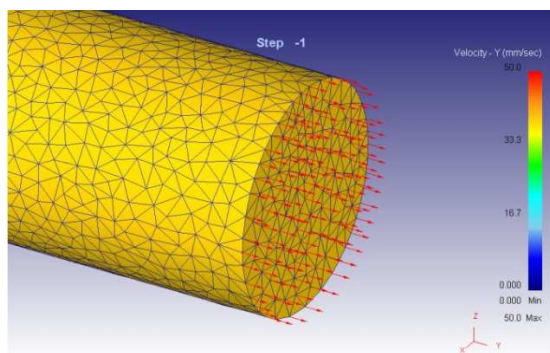
Tabela 2.7. Parametry z prób rozciągania próbek ze stopu Mg4AlZn niezbędne do wyznaczenia wartości granicznych całek kryteriów pęknięcia (oznaczenia parametrów zgodnie z rys. 2.22a) [138]

Nr próby	T [°C]	v [mm/s]	D [mm]	d [mm]	a_1 [mm]	a_2 [mm]	a_3 [mm]	a_4 [mm]	a_{sr} [mm]	L [mm]	L_k [mm]
1	250	5	10,12	5,00	21,00	21,50	22,00	22,10	21,65	117,00	119,91
2	250	5	9,95	5,10	21,15	21,00	22,00	21,50	21,41	116,50	119,49
3	250	5	9,98	5,00	22,00	21,30	22,15	21,70	21,79	116,50	119,79
4	350	0,5	9,78	4,99	20,90	21,39	21,54	21,54	21,34	116,90	120,41
5	350	0,5	9,90	5,20	21,00	21,50	22,00	21,75	21,56	117,00	120,74
6	350	0,5	9,85	5,07	20,82	20,83	21,96	21,50	21,28	117,07	120,54
7	350	5	9,90	5,10	21,20	22,00	21,35	21,20	21,44	116,80	120,25
8	350	5	9,83	5,00	21,82	21,38	21,23	21,78	21,55	117,11	120,58
9	350	5	10,10	5,05	21,50	22,30	21,20	21,75	21,69	116,50	119,88
10	350	50	9,84	5,07	21,98	21,81	21,86	20,77	21,61	116,38	119,76
11	350	50	10,00	5,10	22,00	21,25	22,00	22,30	21,89	116,80	120,35
12	350	50	10,05	5,20	22,15	21,70	21,00	21,50	21,59	116,50	120,60
13	450	0,5	9,78	5,07	21,70	21,86	20,61	20,69	21,22	116,79	119,55
14	450	5	10,00	5,00	22,00	21,50	21,00	21,80	21,58	117,15	119,77
15	450	5	9,95	5,15	21,30	22,00	21,50	21,70	21,63	117,00	119,55
16	450	5	10,00	5,00	22,00	21,90	21,00	21,50	21,60	117,00	119,36
17	450	50	9,87	5,01	21,35	22,41	21,75	21,75	21,82	115,82	119,43

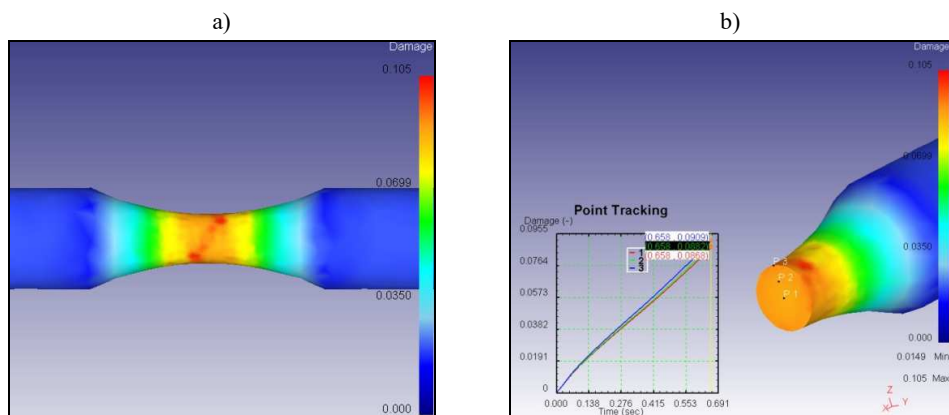
Wykonanie symulacji numerycznej pozwoliło na dokładne prześledzenie przebiegu rozciągania próbki oraz wyznaczenie sił, rozkładów odkształceń, naprężeń, prędkości odkształceń, wartości całek w wybranych kryteriach zniszczenia oraz temperatury.

Rozkład całki przykładowego znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama w próbce nagrzanej do temperatury 350°C poddanej rozciąganiu z prędkością 50 mm/s przedstawiono na rys. 2.27. Największe wartości całka przyjmuje w środku przewężenia. Odpowiada to miejscu, gdzie zgodnie z wynikami eksperymentu dochodziło do pęknięcia. Symulacja wykonywana była do momentu, w którym próbka ulegała zerwaniu. Następnie odczytywana była wartość kryterium w trzech punktach przekroju poprzecznego próbki w miejscu przewężenia (rys. 2.27), zlokalizowanych w osi próbki (punkt P1), na środku promienia (punkt P2) i na powierzchni (punkt P3), tj. w odległości od osi o:

- 0 mm (punkt nr P1),
- 1,25 mm (punkt nr P2),
- 2,5 mm (punkt nr P3).

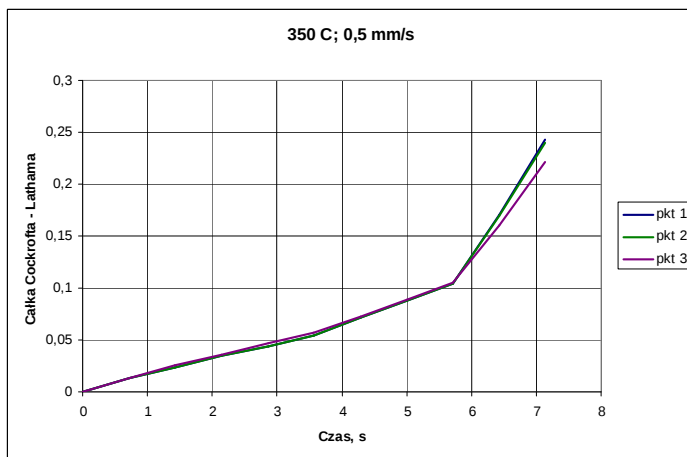


Rys. 2.26. Graficzna prezentacja warunków brzegowych – przyłożone przemieszczenie skrajnych węzłów z zadaną prędkością (w prezentowanym przypadku $v = 50\text{ mm/s}$) [138]



Rys. 2.27. Rozkład całki znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama podczas rozciągania próbki ze stopu MgAl4Zn nagrzanej do temperatury 350°C z prędkością 50 mm/s : a) na powierzchni, b) w przekroju poprzecznym [70, 138]

Wartości kryterium w tych punktach nieznacznie różniły się, co widoczne jest na przykładowym wykresie zmian całki znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama w czasie rozciągania (rys. 2.28). Na podstawie danych dla trzech punktów pomiarowych (P1÷P3) obliczano średnią arytmetyczną i uzyskaną wartość przyjmowano jako całkę graniczną.



Rys. 2.28. Zmiana wartości całki znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama w próbce ze stopu Mg4AlZn nagrzanej do temperatury 350°C i poddanej rozciąganiu z prędkością 0,5 mm/s [138]

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych oraz obliczeń numerycznych wyznaczono wartości graniczne różnych kryteriów pęknięcia dla badanego gatunku materiału. Uśrednione wartości granicznych całek dla poszczególnych prób rozciągania zestawiono w tab. 2.8, a prezentację graficzną wyników przedstawiono na rys. 2.29.

Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że prawie wszystkie analizowane kryteria (oprócz Zhao i Kuhn) osiągają maksymalne wartości przy rozciąganiu próbki nagrzanej do temperatury 350°C z najmniejszą stosowaną prędkością równą 0,5 mm/s. Oznacza to, że w tej próbie stop Mg4AlZn charakteryzuje się najlepszą plastycznością. Wyniki te potwierdzają pogląd, że z uwagi na dużą czułość na prędkość odkształcenia stopy magnezu należy kształtować z jak najmniejszymi prędkościami.

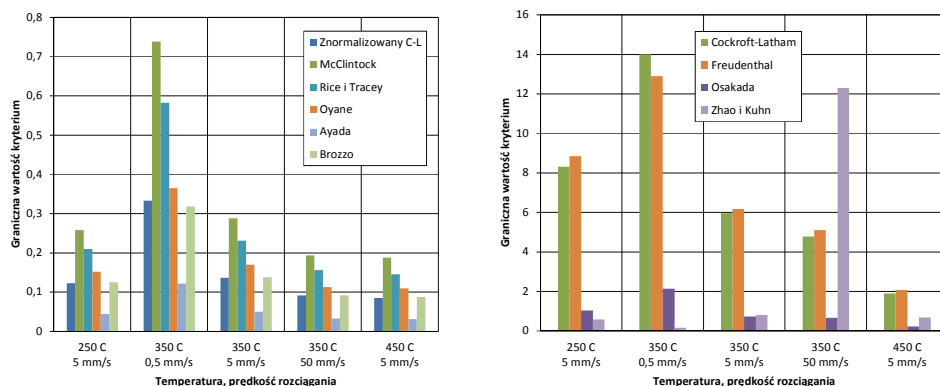
W przypadku kryterium Zhao i Kuhn największe wartości uzyskano przy tej samej temperaturze, jednak dla największej z zastosowanych prędkości równej 50 mm/s. Odmienność tych wyników od innych kryteriów można tłumaczyć rodzajem tego kryterium; jest to bowiem jedyne analizowane kryterium naprężeniowe. Pozostałe kryteria są kryteriami energetycznymi uwzględniającymi zarówno stan naprężeń, jak również stan odkształceń. Można przypuszczać, że w przypadku analizy procesów kształtowa-

nia plastycznego stopów magnezu kryteria energetyczne są bardziej odpowiednie niż kryteria naprężeniowe. Zastosowanie takiego kryterium (Zhao i Kuhn) wskazuje na tym lepszą plastyczność, im prędkość odkształcenia jest większa, co jest niezgodne z wynikami większości prac badawczych dotyczących stopów magnezu.

Tabela 2.8. Zestawienie wartości całek granicznych wybranych modeli pęknięcia przy różnych parametrach próby rozciągania dla stopu MgAl4Zn [70]

Temperatura prędkość Kryterium	250°C 5 mm/s	350°C 0,5 mm/s	350°C 5 mm/s	350°C 50 mm/s	450°C 5 mm/s
Znormalizowany Cockroft-Latham	0,123	0,333	0,137	0,0921	0,0857
Cockroft-Latham	8,32	14	5,96	4,79	1,9
McClintock	0,258	0,738	0,288	0,194	0,188
Freudenthal	8,85	12,9	6,18	5,11	2,08
Rice i Tracey	0,21	0,583	0,231	0,156	0,146
Oyane	0,152	0,365	0,17	0,113	0,11
Ayada	0,0447	0,122	0,05	0,0331	0,031
Osakada	1,04	2,14	0,729	0,67	0,238
Brozzo	0,125	0,318	0,138	0,0922	0,088
Zhao i Kuhn	0,595	0,167	0,818	12,3	0,689

Wartości całki granicznej dla znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama mieszczą się w zakresie $0,086 \div 0,333$. Są one stosunkowo małe i świadczą o małej plastyczności stopu magnezu Mg4AlZn w zakresie badanych temperatur. Dla porównania – całka graniczna dla tego samego kryterium w przypadku stali kształtowanej w zakresie temperatur obróbki plastycznej na gorąco osiąga wartość $0,7 \div 0,8$.



Rys. 2.29. Porównanie wartości całek granicznych wybranych kryteriów pęknięcia dla stopu MgAl4Zn wyznaczonych w próbie rozciągania przy temperaturach i prędkościach rozciągania zaznaczonych na wykresach [70]

Podsumowując, należy stwierdzić, że analiza kryteriów energetycznych wykazała podobne wyniki jakościowe. Wskazują one na największy zapas plastyczności badanego stopu przy temperaturze 350°C i prędkości rozciągania 0,5 mm/s. Przy temperaturach 250°C i 450°C zastosowane kryteria energetyczne przyjmują znacznie mniejsze wartości. Można zatem wnioskować, że temperatura początku kształtowania na gorąco stopu Mg₄AlZn jest niższa od 450°C, a temperatura końca kształtowania na gorąco tego stopu jest wyższa od 250°C. Dokładne określenie optymalnego zakresu temperatur kształtowania na gorąco wymagałoby dodatkowych badań, w których wartości temperatur byłyby bardziej „zagęszczone”.

Warto również dodać, że przeprowadzone badania potwierdziły skuteczność opracowanej przez Patera [137, 139, 140] doświadczalno-teoretycznej metody wyznaczania granicznych wartości kryteriów pęknięcia. Zaletą metody jest wystąpienie pęknięcia w przewidywanym miejscu zlokalizowanym w środku przewężenia zastosowanych próbek, co ułatwia analizę parametrów poszczególnych kryteriów na podstawie wyników symulacji numerycznych.

3. Parametry procesu kucia i obróbki cieplnej stopów magnezu

3.1. Ogólna charakterystyka procesu kształtowania plastycznego stopów Mg

Końcowe własności odkuwek ze stopów Mg zależą od rodzaju stopu oraz ciągu technologicznego prowadzącego do uzyskania finalnego wyrobu. Najczęściej stopy magnezu w postaci odlewanej przerabiane są plastycznie na półfabrykaty, głównie metodą wyciskania lub walcowania. Zazwyczaj odkuwki wykonuje się z półproduktów w postaci prętów wyciskanych lub płyt walcowanych, które mogą być dostarczane w różnym stanie zależnym od rodzaju zastosowanej obróbki cieplnej. Odkuwki po kuciu poddaje się utwardzaniu wydzieleniowemu, wyżarzaniu rekrytalizującemu lub wyżarzaniu odpężającemu albo pozostawia w stanie nieobrobionym cieplnie. Każdy z etapów ciągu produkcyjnego wpływa na strukturę i własności końcowe wyrobu.

Proces technologiczny kucia stopów magnezu składa się z typowych operacji, z których główne to:

- cięcie wsadu,
- nagrzewanie wsadu,
- kucie,
- okrawanie wyptywki,
- obróbka cieplna.

Najczęściej stosowanym wsadem do kucia są pręty o przekroju kołowym. W przypadku kucia odkuwek o kształcie płaskim i zarysie zbliżonym do prostokątnego jako wsad można stosować kawałki płyt lub przedkuwki odlewane [156, 159]. Operacja cięcia wsadu nie różni się od cięcia innych gatunków materiałów. Jeżeli nie ma specjalnych wymagań odnośnie do powierzchni przecięcia, to stosuje się cięcie bezodpadowe na nożycach, które charakteryzuje się wysoką wydajnością. W przypadkach, gdy ważne jest uzyskanie dobrej jakości powierzchni przecięcia (zachowanie płaskości i prostopadłości do osi – w przypadku pręta), można stosować cięcie odpadowe na różnego rodzaju piłach lub tokarkach. Pocięte odcinki wsadu należy oczyścić z drobnych wiórów w celu zmniejszenia niebezpieczeństwa zapłonu przy nagrzewaniu. Z tego samego powodu należy usunąć ewentualne zadziory powstałe po cięciu.

Nagrzewanie prowadzi się w piecach płomieniowych lub elektrycznych urządzeniach grzewczych z równomiernym rozkładem temperatury w komorze. Jeśli temperatura nagrzewania nie przekracza 480°C, nie ma potrzeby stosowania atmosfery ochronnej [4, 5]. Zakres temperatur nagrzewania wsadu do kucia ze stopów magnezu nie stwarza zagrożenia zapłonu w operacji nagrzewania. Należy jednak tak układać wsad, aby unikać jego kontaktu z elementami grzejnymi. Poza tym powinien być swobodnie rozmieszczony w komorze pieca, żeby umożliwić swobodny obieg powietrza w celu zapewnienia równomiernego nagrzewania.

Operację kucia należy prowadzić na prasach hydraulicznych lub wolnych prasach mechanicznych. W literaturze specjalistycznej nie zaleca się stosowania młotów matrycowych i szybkich pras z uwagi na pękanie materiału przy kuciu. Przy projektowaniu procesu należy uwzględnić skłonność płynięcia stopów magnezu w kierunku poprzecznym do osi pręta oraz, że płynięcie w kierunku wzdłużnym jest utrudnione. Wykroje matryc powinny być polerowane w celu ułatwienia płynięcia materiału i uniknięcia wad powierzchniowych. Swobodne wyjęcie odkuwki z wykroju umożliwiają pochylenia kuźnicze równe 3°, a w niektórych przypadkach nawet mniejsze [4, 5].

Bardzo ważnym parametrem procesu jest temperatura wsadu i narzędzi. Stopy magnezu są dobrymi przewodnikami ciepła i szybko ulegają ochłodzeniu w kontakcie z narzędziami, tym bardziej, że w czasie kucia materiał odkształcany w stosunkowo długim czasie styka się dużą powierzchnią z wykojem matrycy. Z tego powodu należy zabezpieczyć temperaturę narzędzi niewiele niższą od wsadu. Zbyt duże wychłodzenie wsadu prowadzi bowiem do powstania pęknięć. Z kolei zbyt wysoka temperatura również powoduje pękanie wskutek występowania kruchości na gorąco. Stąd też temperaturze wsadu i narzędzi poświęcono nieco więcej uwagi w dalszej części rozdziału.

Podczas operacji kucia stosuje się smarowanie. Do zakresu temperatur kucia stopów magnezu zalecane są smary na bazie grafitu lub dwusiarczku molibdenu. Badania skuteczności tego typu smarów przedstawiono w podrozdziale 2.2. Smar należy nanosić równomiernie cienką warstwą, najlepiej metodą natryskową. W uzasadnionych przypadkach stosuje się przed kuciem zanurzenie wsadu w smarze. Smary grafitowe pozostawiają pozostałości na odkuwkach, które należy usunąć. Można to zrobić w kąpieli 8% kwasu azotowego i 2% kwasu siarkowego i następnie płuczac w ciepłej wodzie. Metody oparte na użyciu kwasów mogą jednak powodować powstawanie wżerów i korozji galwanicznej. W takich przypadkach zaleca się stosowanie piaskowania [4, 5].

Odkuwki po kuciu powinno się chłodzić w wodzie w celu zatrzymania dalszej rekryształizacji i rozrostu ziaren. W stopach, które podlegają utwardzaniu dyspersyjnemu takie chłodzenie zatrzymuje dodatki stopowe w stanie przesyconym w roztworze stałym, co przy późniejszym starzeniu wpływa na wzrost własności wytrzymałościowych. Okrawanie wyplływki można wykonywać na zimno, stosując piły taśmowe lub na gorąco na okrojnikach.

3.2. Wpływ temperatury na przebieg procesu

Stopy magnezu w temperaturze pokojowej mają małą plastyczność i dlatego kształtowane są na gorąco, zazwyczaj powyżej 200°C. Temperatura jest zasadniczym parametrem warunkującym możliwość prawidłowej realizacji procesów kucia. Jak ważny jest prawidłowy zakres temperatur kucia, można przedstawić na przykładzie wyników badań opisanych w opracowaniu [9]. Na rys. 3.1 przedstawiono wpływ temperatury na plastyczność stopu AZ61, z którego wynika, że nieznaczne obniżenie temperatury materiału w trakcie kształtowania, nawet o 4°C (z 212°C do 208°C), może doprowadzić do utraty plastyczności.



Rys. 3.1. Wpływ temperatury procesu spęczania na kruchość stopu AZ61 (Mg-Al6-Zn) [9]

Dla większości stopów magnezu przeznaczonych do przeróbki plastycznej przedział temperatur kucia wynosi 290÷450°C. Wąski zakres przeróbki plastycznej na gorąco stopów magnezu wymaga stosowania wstępnego podgrzewania narzędzi do temperatury ok. 205÷400°C. W tab. 3.1 zestawiono zalecane temperatury wsadu i narzędzi w procesie kucia wybranych stopów magnezu [4, 5, 7]. Jak widać, zakres temperatur narzędzi jest bardzo bliski lub zawiera się w zakresie temperatur nagrzewania wsadu do kucia. Nagrzewanie narzędzi i stosowanie małych prędkości pozwala uzyskać prawidłowe wyroby nawet przy niższych temperaturach wsadu od przedstawionych w tab. 3.1. Przykładowo w opracowaniu [158] podano, że wyciśnięto tuleje ze stopu AZ61, stosując temperaturę wsadu równą 300°C i temperaturę narzędzi równą 250°C. Autorzy opracowania [168] podają, że stopy magnezu powinno się kuć w warunkach izotermicznych, tj. temperatura narzędzi powinna być taka sama jak wsadu. Do głównych zalet zastosowania kucia izotermicznego w przypadku stopów magnezu można zaliczyć: podniesienie plastyczności materiału, zmniejszenie parametrów siłowych procesu, uzyskanie lepszej struktury w odkuwce poprzez obniżenie nierównomierności odkształceń. Utrzymanie założonej temperatury matrycy przy kształtowaniu stopów magnezu wymaga użycia specjalnych systemów grzewczych umieszczanych w narzędziach. Są to instalacje drogie, które podwyższają koszty produkcji.

Tabela 3.1. Temperatury nagrzewania wybranych stopów magnezu i narzędzi w procesie kucia [4, 5, 7]

Stop	Zalecana temperatura, °C	
	Wsad	Narzędzia
AZ31B	290÷345	260÷315
AZ61A	315÷370	290÷345
AZ80A	290÷400	205÷290
EK31A	370÷480	345÷400
HM21A	400÷525	370÷425
QE22A	345÷385	315÷370
ZE42A	290÷370	300÷345
ZE62	300÷345	300÷345
ZK21A	300÷370	260÷315
ZK60A	290÷385	205÷290

Jeżeli stopy, które mają skłonność do rozrostu ziaren (np. AZ31B, AZ61A, AZ80A), kute są w kilku operacjach, to zaleca się w kolejnych operacjach stosować niższe temperatury kucia o ok. 15÷20°C [5].

Podane w tab. 3.1 temperatury odnoszą się do typowych procesów kucia stopów magnezu w maszynach kuźniczych o małych prędkościach ruchu narzędzi roboczych. Nieco inne wyniki uzyskano w badaniach wpływu temperatury na plastyczność przeprowadzonych dla wybranych stopów magnezu odkształcanych z dużymi prędkościami, tj. na młotach kuźniczych i prasach śrubowych [25, 51].

W przypadku spęczania próbek ze stopu AZ31B nagranych do temperatury 350°C zarówno na prasie, jak również na młocie stwierdzono rozwarstwienia na powierzchniach czołowych (tab. 3.2). Temperaturę tę uznano za niewłaściwą, pomimo że na powierzchniach bocznych nie wystąpiły pęknięcia. Próbki spęcone z użyciem obu maszyn kuźniczych przy temperaturze nagrzewania 410°C i 450°C były prawidłowe, bez rozwarstwień i pęknięć.

Stwierdzono zatem, że obie wartości temperatur zapewniają odpowiednią plastyczność stopu AZ31B przy kuciu na prasie śrubowej i młocie matrycowym.

Podobne wyniki uzyskano dla stopu Mg4AlZn. Dobłą plastyczność stop zachował przy nagrzewaniu do temperatury 410°C i 450°C przy spęczaniu na obu maszynach kuźniczych (tab. 3.3). Przy temperaturze 350°C wystąpiły zarówno rozwarstwienia na powierzchni czołowej, jak również pęknięcia na powierzchni bocznej.

Tabela 3.2. Spęcone próbki ze stopu AZ31B [25, 51]

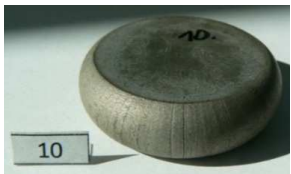
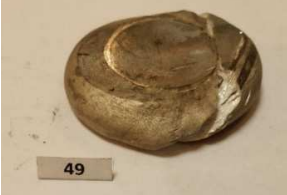
AZ31B		Maszyna kuźnicza	
		Prasa śrubowa	Młot matrycowy
Temperatura nagrzewania próbek, °C	350		
	410		
	450		

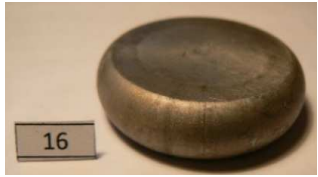
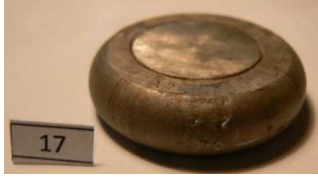
Tabela 3.3. Spęcone próbki ze stopu Mg4AlZn [25]

Mg4AlZn		Maszyna kuźnicza	
		Prasa śrubowa	Młot matrycowy
Temperatura nagrzewania próbek, °C	350		
	410		
	450		

Badania stopu AZ61A wykazały, że zadowalającą plastyczność zachowuje on przy spęczaniu na prasie śrubowej próbek nagrzaných do temperatury 410°C (tab. 3.4). Przy tej samej temperaturze próbek odkształcanych na młocie wystąpiły niewielkie pęknięcia, więc próbki zostały zakwalifikowane jako wadliwe. W pozostałych przypadkach uzyskano wyraźne wady w postaci pęknięć. Uznano zatem, że przy zastosowanych prędkościach odkształcania temperatura 350°C jest zbyt niska, a przy temperaturze 450°C pojawiają się oznaki kruchości na gorąco.

Na podstawie wyników badań stopu AZ80A stwierdzono, że żadna z zastosowanych temperatur nie zapewnia odpowiedniej plastyczności umożliwiającej prawidłowe spęczenie próbek na prasie śrubowej i młocie matrycowym. Prędkości odkształcania na tych maszynach kúźniczych są zbyt duże dla tego stopu. Jego wrażliwość na prędkość odkształcenia widoczna jest przy porównaniu wyników spęczania na prasie i młocie; próbki spęczane na prasie w temperaturach 350°C i 410°C posiadają zdecydowanie mniej uszkodzeń w porównaniu z odkształcanymi na młocie (tab. 3.5). Należy również zauważyć, że próbki nagrzane do temperatury 350°C cechują się nieregularnym kształtem. Zastosowanie temperatury nagrzewania równej 450°C powoduje kruche pękanie przy spęczaniu na obu maszynach.

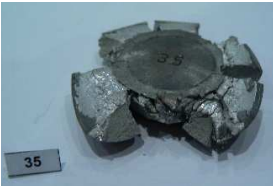
Tabela 3.4. Spęcone próbki ze stopu AZ61A [25, 51]

AZ61A		Maszyna kúźnicza	
		Prasa śrubowa	Młot matrycowy
Temperatura nagrzewania próbek, °C	350		
	410		
	450		

Podobne wyniki uzyskano dla stopu WE43B. W żadnej z zastosowanych temperatur nie uzyskano prawidłowych próbek, zarówno przy spęczaniu na prasie, jak rów-

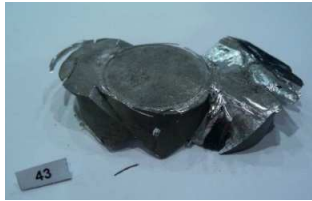
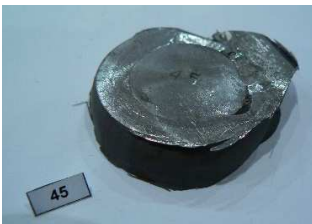
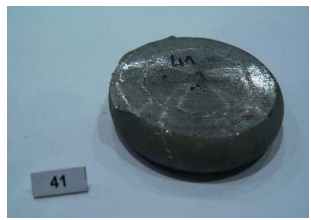
niez na młocie (tab. 3.6). Widoczna jest wyraźna różnica pomiędzy spęczkami odkształconymi na obu maszynach. Zdecydowanie gorsza plastyczność wystąpiła przy kuciu na młocie, co świadczy o dużej czułości tego stopu na prędkość odkształcenia. Ponadto powyżej 400°C można zaobserwować spadek plastyczności stopu, co jest zgodne z wynikami badań prezentowanymi w opracowaniu [113].

Tabela 3.5. Spęzione próbki ze stopu AZ80A [25]

AZ80A		Maszyna kuźnicza	
		Prasa śrubowa	Młot matrycowy
Temperatura nagrzewania próbek, °C	350		
	410		
	450		

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że stopy AZ31B oraz Mg4AlZn można kuć zarówno na prasie śrubowej, jak też na młocie matrycowym w zakresie temperatur 410÷450°C. Stop AZ61A można odkształcać na prasie śrubowej, stosując temperaturę nagrzewania równą 410°C. Przy tej samej temperaturze można podjąć próby kucia na młocie odkuwek o prostych kształtach, w których materiał doznaje małych wartości odkształceń. W przypadku stopów AZ80A i WE43B nie stwierdzono możliwości kucia na stosowanych w badaniach maszynach kuźniczych. Warto zauważyć, że w przypadku stopu AZ31B i AZ61A temperatury kucia na prasie śrubowej i młocie matrycowym są wyższe od wskazanych w tab. 3.1, odpowiadających małym prędkościom odkształcania. Można zatem wnioskować, że przy większych prędkościach odkształcenia należy stosować wyższe temperatury nagrzewania wsadu w celu zapewnienia odpowiedniej plastyczności materiałowi.

Tabela 3.6. Spęzione próbki ze stopu WE43B [25]

WE43B		Maszyna kuźnicza	
		Prasa śrubowa	Młot matrycowy
Temperatura nagrzewania próbek, °C	350		
	410		
	450		

3.3. Obróbka cieplna stopów magnezu

Stopy magnezu poddaje się obróbce cieplnej w celu poprawy własności mechanicznych lub uzyskania odpowiednich własności do kolejnych operacji technologicznych. Najczęściej stosowane jest utwardzanie wydzieleniowe, wyżarzanie rekrystalizujące i wyżarzanie odprężające.

Umocnienie wydzieleniowe, zwane również dyspersyjnym, polega na przesycaniu i starzeniu sztucznym lub naturalnym. Podczas przesycania materiał nagrzewa się do odpowiedniej temperatury, wytrzymuje w tej temperaturze w czasie niezbędnym do rozpuszczenia dodatków stopowych, a następnie szybko chłodzi w celu zatrzymania jednofazowej struktury przesyconego roztworu stałego. W czasie starzenia z roztworu tego wydzielają się cząstki faz międzymetalicznych. Parametry operacji utwardzania wydzieleniowego wybranych stopów magnezu zalecane w opracowaniach [3, 7] przedstawiono w tab. 3.7. Jak podają autorzy, temperatury powinny być zabezpieczone z dokładnością $\pm 6^\circ\text{C}$.

Tabela 3.7. Parametry przesycania i starzenia wybranych stopów magnezu [3, 7]

Stop	Stan	Starzenie		Przesycanie			Starzenie po przesycaniu	
		Temp., °C	Czas, h	Temp., °C	Czas, h	Temp. max, °C	Temp., °C	Czas, h
AM100A	T5	232	5	–	–	–	–	–
	T4	–	–	424	16–24	432	–	–
	T6	–	–	424	16–24	432	232	5
AZ63A	T5	260 lub 232	4 5	–	–	–	–	–
	T4	–	–	385	10–14	391	–	–
	T6	–	–	385	10–14	391	218	5
AZ80A	T5	177	16–24	–	–	–	–	–
AZ81A	T4	–	–	413	16–24	418	–	–
AZ91C	T5	168 lub 216	16 4	–	–	–	–	–
	T4	–	–	413	16–24	418	–	–
	T6	–	–	413	16–24	418	168 lub 216	16 5–6
AZ92A	T5	260	4	–	–	–	–	–
	T4	–	–	407	16–24	413	–	–
	T6	–	–	407	16–24	413	218	5
ZC63A	T6	–	–	440	4–8	445	200	16
EQ21A	T6	–	–	520	4–8	530	200	16
EZ33A	T5	175	16	–	–	–	–	–
HK31A	T6	–	–	566	2	571	204	16
HZ32A	T5	316	16	–	–	–	–	–
QE22A	T6	–	–	525	4–8	540	204	8
QH21A	T6	–	–	525	4–8	538	204	8
WE43A	T6	–	–	525	4–8	535	250	16
WE54A	T6	–	–	527	4–8	353	250	16
ZE41A	T5	329 lub 177	2 16	–	–	–	–	–
ZE63A	T6	–	–	480	10–72	491	141	48
ZH62A	T5	329 plus 177	2 16	–	–	–	–	–
ZK51A	T5	177 lub 218	12 8	–	–	–	–	–
ZK60A	T5	150	24	–	–	–	–	–
ZK61A	T5	149	48	–	–	–	–	–
	T6	–	–	430 lub 482	4–8 10	435	180	16
ZC71A	T5	180	16	–	–	–	–	–
	T6	–	–	430	4–8	435	180	16

Operację przesycania należy prowadzić w piecach o bardzo dokładnej regulacji i równomiernym rozkładzie temperatury w komorze. Jest to istotny czynnik, gdyż w niektórych przypadkach niewielka różnica temperatury powoduje duży rozrzut własności mechanicznych. Przykładowo stop QE22A przesycany w temperaturze 540°C osiąga najlepsze własności wytrzymałościowe ($R_m = 290$ MPa) i plastyczne ($A_5 = 7,5\%$), natomiast podwyższenie temperatury przesycania o 10°C (do 550°C) powoduje zmniejszenie wytrzymałości na rozciąganie do wartości $R_m = 220$ MPa oraz wydłużenia do wartości $A_5 = 2,5\%$ [7]. Potwierdzeniem powyższych spostrzeżeń są również, podane w tab. 3.7, zalecane oraz maksymalne temperatury przesycania, których różnica dla większości stopów nie przekracza 10°C.

Przy przesycaniu najczęściej stosuje się chłodzenie w wodzie, strumieniu powietrza lub w spokojnym powietrzu. Najlepsze własności mechaniczne uzyskuje się stosując chłodzenie w wodzie. Mała prędkość dyfuzji podczas przemian fazowych w stopach Mg powoduje, że nawet przy chłodzeniu w spokojnym powietrzu efekt przesycania może być dobry. Dla wyrobów masywnych często stosuje się chłodzenie w powietrzu w celu zminimalizowania naprężeń własnych. Z tego samego powodu niekiedy stosuje się chłodzenie w glikolu lub oleju [26].

Temperatura sztucznego starzenia zależy od gatunku stopu i jest ściśle związana z czasem tej operacji. Zazwyczaj im wyższa temperatura, tym czas do osiągnięcia maksymalnego umocnienia stopu jest krótszy. Przykładowo dla stopu AZ63A granica plastyczności po starzeniu w temperaturze 260°C w czasie 1 godziny wzrasta z 96 MPa do 140 MPa. Podobny efekt można uzyskać, stosując temperaturę starzenia równą 220°C i czas 10 godzin [7]. Stosowanie zbyt wysokich temperatur lub zbyt długich czasów starzenia powoduje przestarzenie stopu [26].

W przypadku części odlewanych zastosowanie samego starzenia bez uprzedniego przesycania lub wyżarzania powoduje zmniejszenie naprężeń własnych przy jednoczesnym niewielkim zwiększeniu własności wytrzymałościowych.

Stopy do przeróbki plastycznej ze względu na podatność do obróbki cieplnej można podzielić na 4 cztery główne grupy w zależności od składu chemicznego:

- magnez – aluminium – cynk,
- magnez – tor – cyrkon,
- magnez – tor – mangan,
- magnez – cynk – cyrkon [3].

Najbardziej rozpowszechnionymi stopami przeznaczonymi do kucia są stopy typu Mg-Al-Zn. W przypadku przesycania tych stopów wyroby ładuje się do pieca nagrzanego do temperatury 260°C, a następnie podnosi się ją powoli do odpowiedniej wartości odpowiadającej temperaturze przesycania. Czas uzyskania w piecu odpowiedniej temperatury po załadunku uzależniony jest od wymiarów gabarytowych, wagi, wymiarów przekroju części poddawanych obróbce. Jeśli nie ma innych wytycznych, to zaleca

się stosowanie czasu podgrzania pieca z 260°C do temperatury przesycania równego 2 godziny [3].

W czasie starzenia stopy magnezu ładuje się do pieca nagrzanego do temperatury starzenia, wygrzewa się je, a następnie chłodzi w powietrzu.

Stopy magnezu mogą być przesycane w atmosferze powietrza. Najczęściej jednak stosowane są atmosfery ochronne. Stosowanie takich atmosfer zaleca się w przypadkach, gdy przesycanie przebiega w temperaturze wyższej niż 400°C [3]. Stosowanie atmosfer ochronnych ma na celu zabezpieczenie przed utlenianiem oraz zapaleniem stopu, jeżeli zostanie przekroczona temperatura zapłonu [3, 7]. Jako zabezpieczenie stosuje się sześćfluorek siarki, dwutlenek siarki i dwutlenek węgla. Można również stosować gazy obojętne, jednak wiąże się to ze stosunkowo dużymi kosztami [26].

Jeżeli niezbędne jest usunięcie skutków umocnienia odkształceniowego i poprawienie własności plastycznych, stosuje się **wyżarzanie rekrytalizujące**. Im mniej dodatków stopowych oraz większa wartość zastosowanego odkształcenia, tym temperatura rekrytalizacji jest niższa, a więc również niższa jest temperatura wyżarzania rekrytalizującego. W opracowaniu [26] podano, że w zależności od gatunku stopu oraz przebiegu odkształcania temperatura rekrytalizacji wynosi od 100°C do 400°C. Podobnie jak w przypadku innych metali należy unikać tzw. zgniotu krytycznego, tj. wartości odkształcenia, która skutkuje dużym rozrostem ziarna podczas wyżarzania. Należy zaznaczyć, że z uwagi na małą plastyczność w temperaturze pokojowej stopy magnezu najczęściej odkształca się na gorąco, a więc po nagraniu do temperatury wyższej od temperatury rekrytalizacji. W takich przypadkach wyżarzanie rekrytalizujące jest zbędne [22, 24, 163]. Temperatury wyżarzania rekrytalizującego zalecane w opracowaniu [3] dla wybranych stopów magnezu przeznaczonych do przeróbki plastycznej przedstawiono w tab. 3.8. Zakres temperatur tej operacji zawiera się w przedziale 290÷455°C, a czas wygrzewania wynosi zazwyczaj od jednej do kilku godzin w zależności od gatunku stopu.

Kolejnym rodzajem obróbki cieplnej, jakiemu poddaje się stopy magnezu jest **wyżarzanie odprężające**. Parametry tej operacji dla wybranych stopów magnezu przedstawiono w tab. 3.9 [3, 7, 26].

Tabela 3.8. Temperatury wyżarzania rekrytalizującego [3]

Stop	Stan	Temperatura wyżarzania, °C
AZ31B	F, H10, H11, H23, H24, H26	345
AZ31C	F	345
AZ61A	F	345
AZ80A	F, T5, T6	385
HK31A	H24	400
HM21A	T5, T8	455
HM31A	T5	455
ZK60A	F, T5, T6	290

Tabela 3.9. Parametry wyżarzania odpężającego dla wybranych stopów magnezu przeznaczonych do przeróbki plastycznej [3, 7, 26]

Oznaczenie stopu	Stan wyrobu	Wyżarzanie odpężające	
		Temperatura, °C	Czas, min
Blachy			
AZ31B	O	345	120
AZ31B	H24	150	60
AZ61A	O	345	120
AZ61A	H24	205	60
HK31A	O	345	60
HK31A	H24	290	30
HM21A	T8	370	30
ZK60A	F	230	180
Wyroby wyciskane, odkuwki			
AZ31B	F	260	15
AZ61A	F	260	15
AZ80A	F	260	15
AZ80A	T5	205	60
HM21A	T5	370	30
HM31A	T5	425	60
ZC71A	T5	330	60
ZK21A	F	200	60
ZK60A	F	260	15
ZK60A	T5	150	60

Wyżarzanie odpężające stosuje się w celu usunięcia naprężeń własnych powstałych w poprzedzających procesach odkształcania, odlewania, spawania, obróbki skrawaniem. Temperatura wyżarzania odpężającego zależy od składu chemicznego stopu i rodzaju obróbki, której poddano wyrób.

Poniżej podano przykłady badań wpływu warunków obróbki cieplnej na własności wyrobu. W opracowaniu [145] przedstawiono wpływ i parametry starzenia sztucznego (T5) na własności stopu AZ80A i ZK60A. Badania wykonano na odkuwce pierścienia (pozyskanej z firmy TNO) oraz części rowerowej przedstawionej na rys. 3.2 (pozyskanej z firmy Leiber). Użyto dwóch stopów o składzie chemicznym przedstawionym w tab. 3.10. Autorzy podają, że rekomendowane warunki starzenia dla tych stopów są następujące:

- dla AZ80A - 177°C/16÷24 godz.,
- dla ZK60A - 150°C/24 godz.

Stop AZ80A może być również starzony w temperaturze 350°C w czasie 24 godzin. Osiąga on wtedy najlepsze własności wytrzymałościowe i twardość.

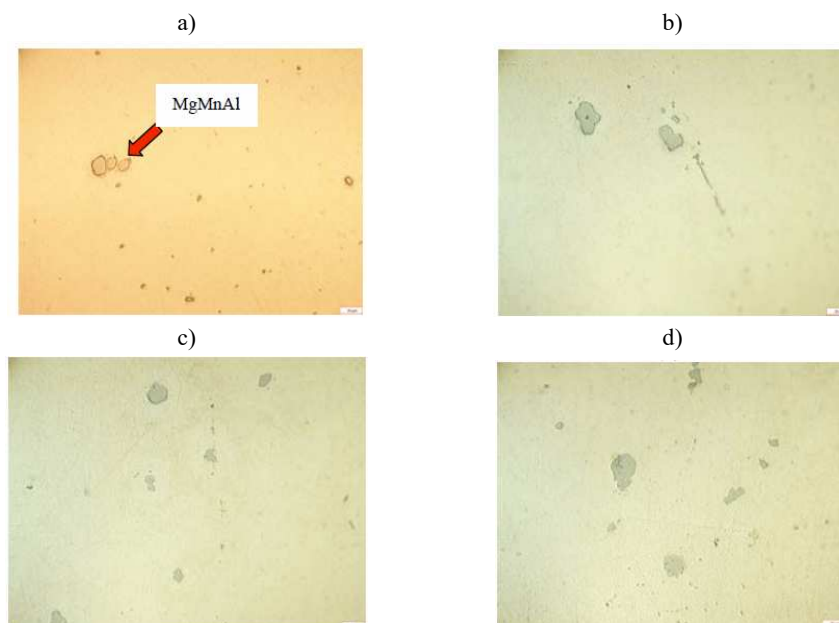


Rys. 3.2. Odkuwka części rowerowej ze stopu AZ80A wykonana przez firmę Leiber [145]

Tabela 3.10. Skład chemiczny stopów AZ80A i ZK60A [145]

Stop	Mg	Al	Zn	Zr	Mn	Cu	Fe	Ni	Si	Reszta
AZ80A	reszta	7,8– –7,9	0,2– –0,8	–	0,15– –0,50	max 0,05	max 0,005	max 0,005	max 0,05	max 0,3
ZK60A	reszta	–	4,8– –6,2	min 0,45	–	–	–	–	–	max 0,3

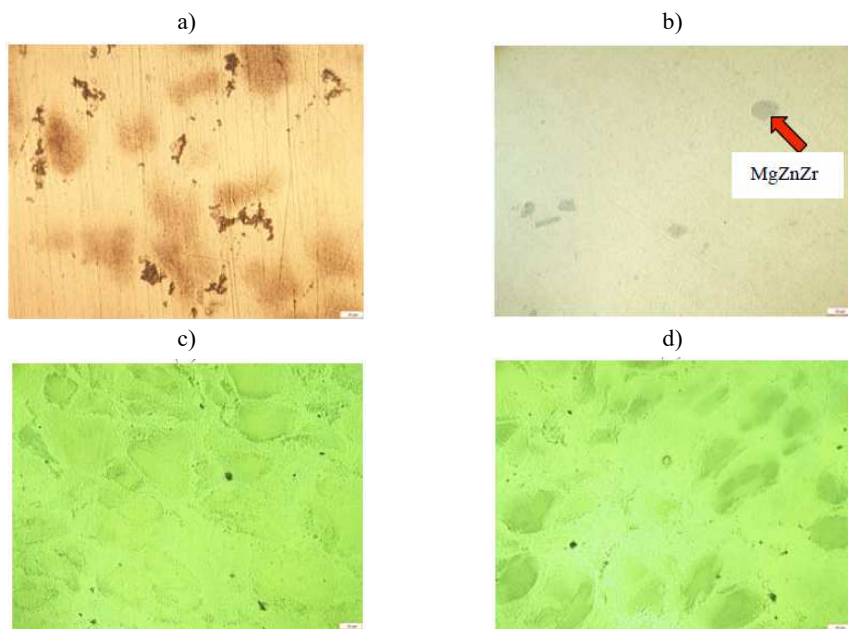
Opierając się na powyższych wytycznych, autorzy przyjęli plan badań, w których stop AZ80A poddano starzeniu w temperaturze 180°C w czasie 18, 21 i 24 godzin.



Rys. 3.3. Mikrostruktura próbek z części kutej ze stopu AZ80A: a) po kuciu, b) po starzeniu w czasie 18 godz., c) po starzeniu w czasie 21 godz., d) po starzeniu w czasie 24 godz. (próbki nie-
trawione) [145]

Stop ZK60A poddano obróbce w temperaturze 150°C i zastosowano takie same czasy wygrzewania. Próbkę częściowo trawiono w 5% nitalu w celu uwidocznienia cząstek utwardzających. Mikrostrukturę stopu AZ80A w różnych stadiach badań przedstawiono na rys. 3.3, natomiast stopu ZK60A na rys. 3.4.

Z przeprowadzonych badań wynika, że w stopie AZ80A występują cząsteczki $MgMnAl$, natomiast w stopie ZK60A cząsteczki $MgZnZr$ niezależnie od czasu starzenia. Fazy te powodują podwyższenie twardości i mikrotwardości, co potwierdziły dane przedstawione w tab. 3.11. Podane procentowe wyniki pomiarów wyrażają twardość i mikrotwardość w stosunku do odkuwek niepoddanych obróbce. Otrzymany wzrost tych parametrów po starzeniu w większości przypadków jest wyraźny, przy czym zastosowane czasy starzenia nie mają istotnego wpływu na końcową twardość. Ekonomicznie uzasadnione jest zatem stosowanie krótszych czasów tej operacji.



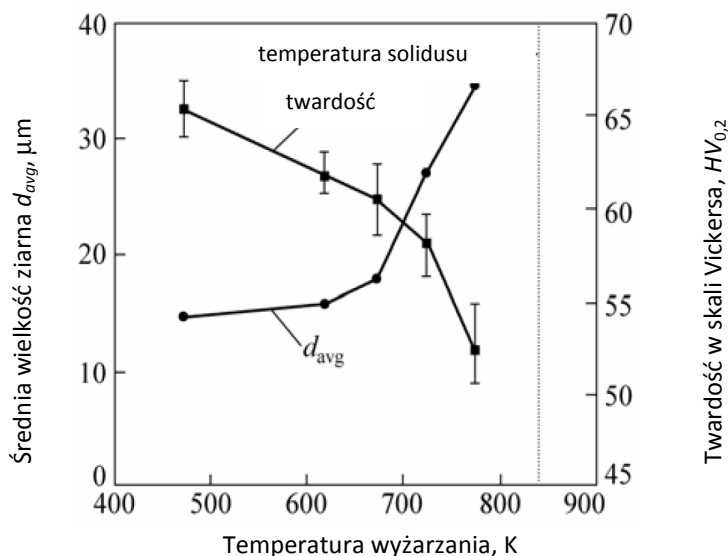
Rys. 3.4. Mikrostruktura próbek z części kutej ze stopu ZK60A: a) po kuciu, b) po starzeniu w czasie 18 godz., c) po starzeniu w czasie 21 godz., d) po starzeniu w czasie 24 godz. (a i b próbki nietrawione, c i d próbki trawione w 5% nitalu) [145]

Wpływ temperatury wyżarzania rekrystalizującego na strukturę i własności stopu AZ31B przedstawiono w opracowaniu [119]. Próbkę z pręta wyciskanego poddano wyżarzaniu w zakresie temperatur 200÷500°C w czasie 1 godziny. Stwierdzono, że wielkość ziarna była tym większa, im większa jest temperatura wyżarzania (rys. 3.5). W zakresie temperatur 200÷400°C wzrosła ona z 15 μm do 18 μm , natomiast powyżej

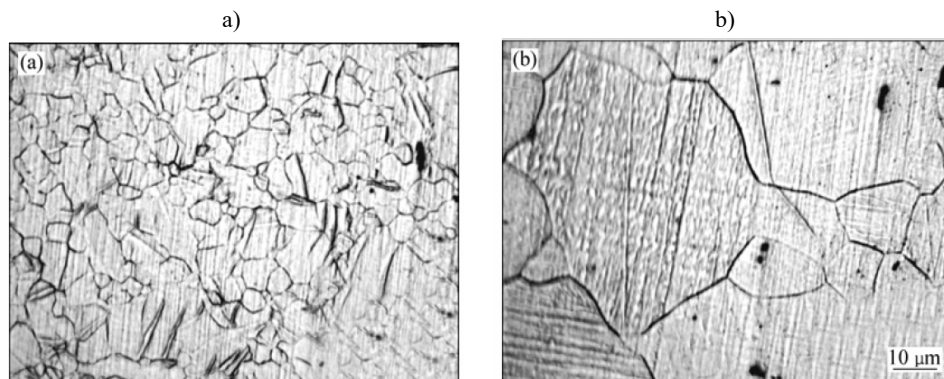
temperatury 400°C zaobserwowano gwałtowny wzrost średniej średnicy ziarna, aż do 35 μm dla temperatury wyżarzania 500°C. Różnicę rozmiaru ziarna w skrajnych badanych temperaturach przedstawiono na rys. 3.6. Jak podaje Matsumoto, po wyżarzaniu w temperaturze 500°C otrzymano strukturę izotropową, bez pozostałości tekstury powstałej w procesie wyciskania [119].

Tabela 3.11. Procentowy wzrost twardości i mikrotwardości odkuwek po starzeniu w stosunku do odkuwek nieobrobionych cieplnie [145]

Stop	Stan próbki	Twardość	Mikrotwardość	
			W poprzek włókien	Wzdłuż włókien
AZ80A Część rowerowa z LEIBER	Bez obróbki	–	100%	100%
	180°C, 18 h	–	332%	351%
	180°C, 21 h	–	338%	338%
	180 °C, 24 h	–	329%	342%
AZ80A Pierścień z TNO	Bez obróbki	100%	100%	100%
	180°C, 18 h	105%	136%	102%
	180°C, 21 h	100%	138%	102%
	180 °C, 24 h	85%	115%	102%
ZK60K Pierścień z TNO	Bez obróbki	100%	100%	100%
	150°C, 18 h	105%	155%	142%
	150°C, 21 h	108%	133%	151%
	150 °C, 24 h	109%	–	–



Rys. 3.5. Zależność wielkości ziarna i twardości w skali Vickersa od temperatury wyżarzania dla stopu AZ31B [119]



Rys. 3.6. Mikrostruktura wyżarzzonego stopu AZ31B w temperaturze: a) 200°C, b) 500°C [119]

Badania wykazały również, że wzrost temperatury wyżarzania powoduje obniżenie twardości w skali Vickersa z 65 HV dla temperatury 200°C do 53 HV dla temperatury 500°C (rys. 3.5). Największy spadek twardości (z 61 HV do 53 HV) występuje w przedziale temperatur wyżarzania od 400°C do 500°C. Na podstawie powyższych badań można wnioskować, że dla stopu AZ31B należy stosować temperatury wyżarzania rekrystalizującego nieprzekraczające 400°C.

W opracowaniu [10] przedstawiono wpływ obróbki cieplnej na własności stopu AZ61A. Metodą wyciskania promieniowego wykonano serię odkuwek w kształcie czwórnika, nagrzewając materiał odkształcany do temperatury 350°C i 380°C i narzędzia do temperatury 350°C oraz stosując różne prędkości wyciskania. Część odkuwek poddano dodatkowej obróbce cieplnej (wyżarzaniu ujednorodniającemu), wygrzewając je w temperaturze 400°C przez 6 godzin, a następnie chłodząc w powietrzu. Na podstawie badań stwierdzono, że próbki poddane obróbce cieplnej miały większą wytrzymałość na rozciąganie średnio o ok. 8% oraz mniejsze wydłużenie średnio o ok. 2% w stosunku do odkuwek nieobrobionych.

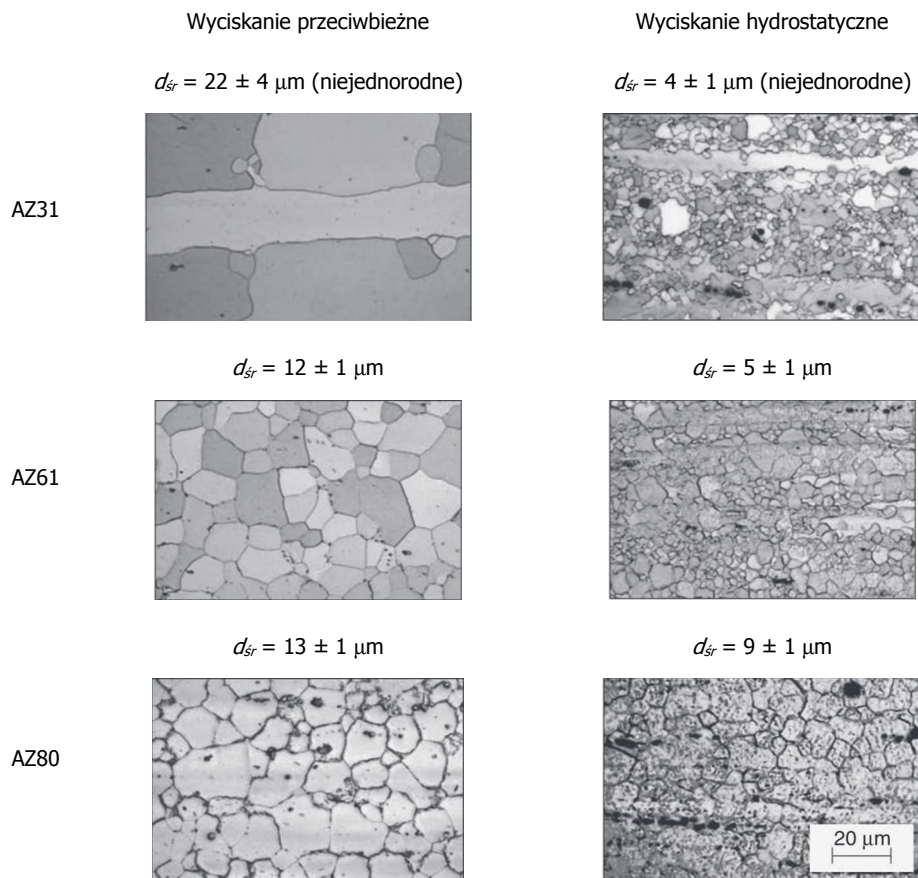
3.4. Wpływ parametrów odkształcania na strukturę

Największą zmianę struktury uzyskuje się w pierwszym procesie odkształcania plastycznego. W przypadku prętów proces wyciskania zmienia strukturę odlewniczą w całkowicie lub częściowo zrekrystalizowaną strukturę przerobioną plastycznie. Prędkość wyciskania dochodzi obecnie do 20÷30 m/min dla stopów niskowytrzymałych i spada nawet ponad 10-krotnie dla stopów wysokowytrzymałych i wyrobów o złożonych przekrojach poprzecznych. W stosunku do stopów aluminium prędkości wyciskania są 5÷10-krotnie mniejsze, co podwyższa koszty wyrobów wyciskanych ze stopów magnezu. Dla porównania typowe prędkości wyciskania stopu AZ31 wahają się

w granicach 3÷6 m/min, natomiast już dla stopu AZ61 prędkości te zawierają się w przedziale 1÷3 m/min [155]. Temperatura wyciskania większości stopów magnezu waha się w granicach 300÷400°C. Przykładowo temperatury nagrzewania wsadów wynoszą: 400°C dla AZ31, 375°C dla AZ91, 390°C dla ZK60, 400°C dla ZM21, 310°C dla ZM61 [173].

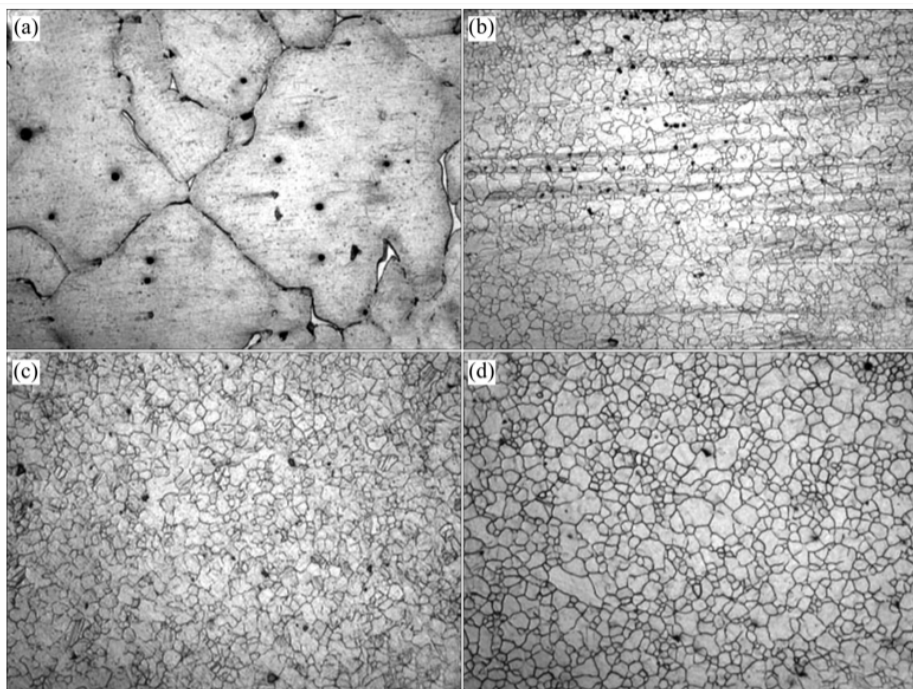
Wyciskanie półwyrobów o prostych kształtach przekroju poprzecznego realizowane jest również w procesach wyciskania hydrostatycznego. Technologia ta posiada wiele zalet w stosunku do typowych metod wyciskania, do których można zaliczyć niższą temperaturę nagrzewania wsadu, większe prędkości wyciskania, mniejszą wielkość ziarna w wyrobie, lepsze własności wytrzymałościowe [13, 155, 162]. Technologię tę stosują nieliczne zakłady, jak np. Hitachi Cable Ltd (Tsuchiura, Japan), Hydrostatic Extrusions Ltd (Perth, Scotland), Compound Extrusion Products GmbH (Freiberg, Germany), Extrusion Research and Development Centre TU Berlin (Berlin, Germany) [155]. Prędkość wyciskania hydrostatycznego rur bezszwowych dochodzi do 100 m/min. Jest to możliwe dzięki wyeliminowaniu tarcia pomiędzy wsadem a pojemnikiem [153]. Strukturę w prętach wyciskanych z różnych stopów magnezu typu Mg-Al-Zn przedstawiono na rys. 3.7. W prezentowanych przypadkach zastosowano temperaturę nagrzewania wsadu równą 300°C i prędkości wyciskania równe 8 m/min, 6 m/min i 4 m/min odpowiednio dla stopów AZ31, AZ61 i AZ80. Po wyciskaniu pręt był chłodzony w temperaturze otoczenia. Dla stopu AZ31 widoczne są zarówno małe równoosiowe, jak również duże wydłużone ziarna stanowiące szczytkową pozostałość niezrekrytalizowanej struktury odlewniczej. Dla stopów AZ61 i AZ80 struktura charakteryzuje się zrekrytalizowanym ziarnem równoosiowym. Zauważyć należy, że w przypadku zastosowania wyciskania hydrostatycznego dla wszystkich stopów wielkość ziaren jest mniejsza od wyciskania konwencjonalnego. Jednak częściej stosowane jest wyciskanie sztywnymi narzędziami, w którym uzyskuje się wielkość ziarna od kilku do kilkudziesięciu mikrometrów [103, 104, 155]. Oczywiście parametr ten zależy od wielu czynników, m.in. od gatunku stopu, temperatury i prędkości wyciskania, a także od wartości stosowanego odkształcenia.

W procesach walcowania wytwarza się półfabrykaty w postaci blach czy płyt. Parametry procesu zależą od rodzaju stopu i zastosowanej technologii. Walcowanie często dzielone jest na etapy. W pierwszym etapie realizowana jest redukcja wysokości walcowanego wsadu. W tej części procesu stosuje się wyższą temperaturę materiału. W celu uzyskania końcowej grubości wyrobu oraz odpowiednich własności stosowane jest walcowanie wykańczające przy niższej temperaturze nagrzewania wsadu. Przykładowo dla stopu AZ31 słaby walcowane są przy temperaturze materiału 425÷450°C, przy gnioście w jednym przejściu wynoszącym 10÷20%, natomiast przy walcowaniu wykańczającym wsad nagrzewa się do temperatury nieprzekraczającej 250°C, a gniot jest rzędu 5% przy jednym przepuszczeniu [26].



Rys. 3.7. Struktura stopów typu Mg-Al-Zn w prętach wyciskanych metodą wyciskania przeciwbieżnego i hydrostatycznego; kierunek poziomy na fotografii jest zgodny z kierunkiem wyciskania; d_{sr} – średni rozmiar ziarna [155]

Pręty po wyciskaniu lub walcowaniu mogą być poddawane obróbce cieplnej, która kształtuje strukturę wyrobu. Na rys. 3.8 przedstawiono ewolucję struktury po wyciskaniu i obróbce cieplnej stopu Mg-6%Zn-1%Mn. Największa różnica występuje oczywiście pomiędzy strukturą odlewaną (rys. 3.8a) oraz równoosiową i drobnoziarnistą strukturą po wyciskaniu (rys. 3.8b). Zastosowanie przesycania i starzenia naturalnego (T4) oraz przesycania i sztucznego starzenia (T6) spowodowało dalsze ujednorodnienie struktury (rys. 3.8c, d) [173].

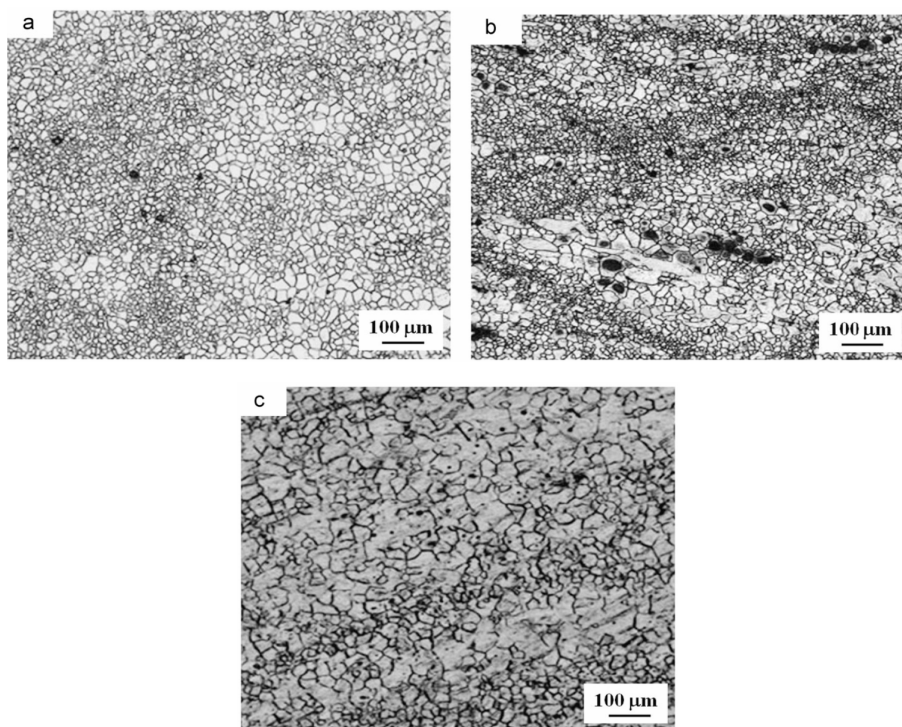


Rys. 3.8. Mikrostruktura stopu Mg-6%Zn-1%Mn: a) po odlewaniu, b) po wyciskaniu w temperaturze 310°C, c) po wyciskaniu i obróbce T4, d) po wyciskaniu i obróbce T6 [173]

W procesie kucia odkuwek materiał poddawany jest nagrzewaniu i odkształcaniu, co powoduje dalsze zmiany w strukturze. Zależy ona w dużym stopniu od temperatury materiału i prędkości odkształcenia. Ciekawe i kompleksowe wyniki badań w tym zakresie przedstawiono w opracowaniu [147]. Z płyty walcowanej ze stopu AZ31B próbki wycięte w różnych kierunkach poddano kuciu, stosując różne temperatury nagrzewania i różne prędkości odkształcenia. W ten sposób opracowano zależność jakości struktury od tych dwóch parametrów przy uwzględnieniu anizotropii materiału. Na rys. 3.9 przedstawiono strukturę płyty walcowanej z widocznym wpływem anizotropii. Średnia wielkość ziarna w walcowanej płycie wynosiła 18 μm (rys. 3.9). Z próbek walcowych wyciętych z płyty wykonano odkuwki w kształcie naczynia (cup shape) poprzez swobodne wciskanie stempla. Po kuciu odkuwki chłodzono w wodzie. Mikrostrukturę po odkształceniu przy różnych temperaturach (300÷500°C) i prędkościach odkształcania (0,01÷10 mm/s) przedstawiono na rys. 3.10. Charakteryzuje się ona ziarnem zrekrystalizowanym o wymiarach zależnych od warunków odkształcania. Ziarno jest tym większe, im wyższa jest temperatura materiału w czasie odkształcania niezależnie od stosowanej prędkości, co jest również zgodne z wynikami badań prezentowanymi w opracowaniu [80]. Natomiast zależność od prędkości odkształcania jest bardziej złożona. Widoczny jest nadmierny rozrost ziarn przy prędkości 1 mm/s

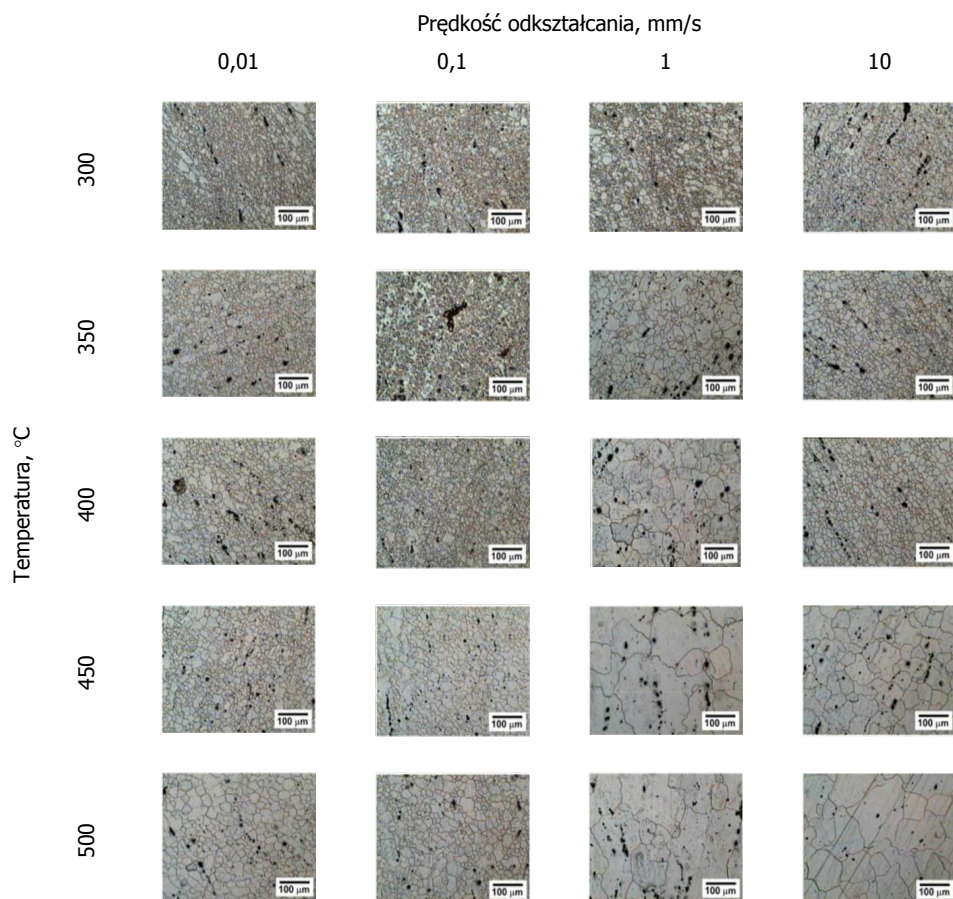
[147]. W procesach kucia matrycowego rozkład temperatur i prędkości odkształcenia w odkuwkach jest niejednorodny i dlatego też uzyskanie jednorodnej drobnoziarnistej struktury jest zadaniem trudnym. Na podstawie prezentowanych wyników badań można jednak określać parametry procesu, przy których będzie ona najkorzystniejsza.

W przedstawionych w dalszej części opracowania technologiach kucia matrycowego na prasach śrubowych i młotach matrycowych panują specyficzne warunki odkształcania, inne niż można uzyskać w warunkach laboratoryjnych. Prędkości odkształcenia wynikają z odpowiednich prędkości części roboczych maszyn kuźniczych oraz geometrii wsadu i wyrobu, a proces nie jest izotermiczny z uwagi na różnicę temperatur materiału odkształcanego i narzędzi, wymianę ciepła z otoczeniem, generowanie ciepła wskutek tarcia i zamianę pracy odkształcenia plastycznego na ciepło. Aby uzyskać informacje o wpływie parametrów tych procesów kucia na strukturę, przeprowadzono badania w warunkach przemysłowych [25]. Testy polegały na spęczaniu próbek walcowych o wymiarach $\phi 20 \times 30$ mm do wysokości końcowej równej 10 mm, co odpowiada wartościom odkształceń równym ok. 1,1. Spęczanie realizowano na prasie śrubowej F1736A o prędkości suwaka wynoszącej ok. 0,5 m/s oraz młocie matrycowym MPM 3150 o prędkości bijaka wynoszącej ok. 7 m/s.



Rys. 3.9. Mikrostruktura płyty walcowanej ze stopu AZ31: a) w płaszczyźnie płyty, b) w przekroju wzdłużnym płyty, c) w przekroju poprzecznym płyty [147]

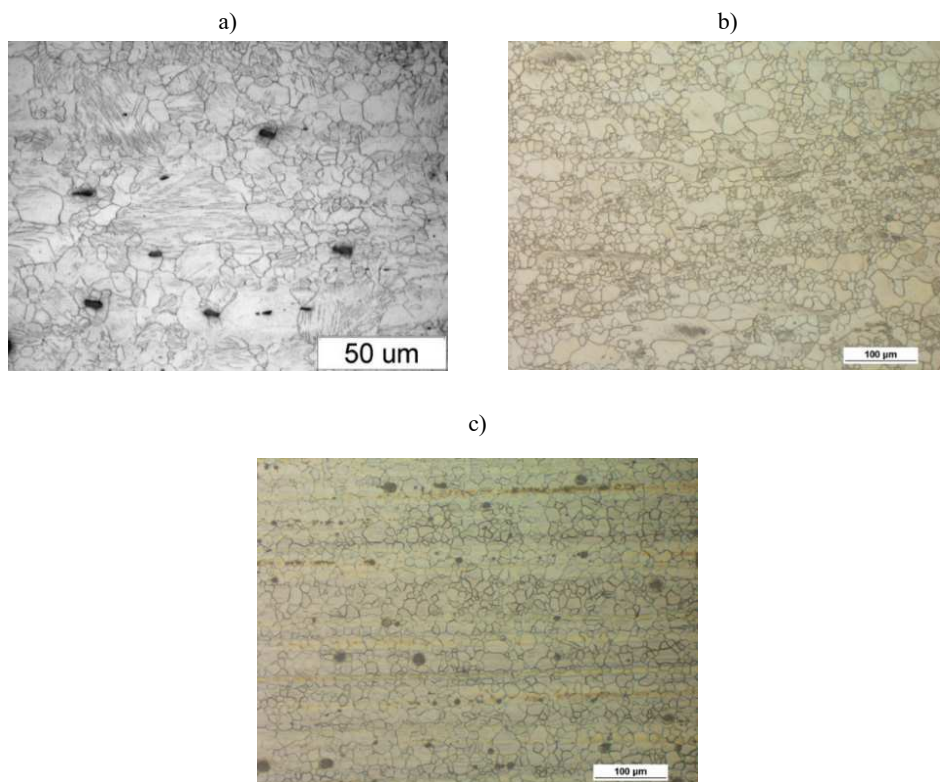
W ten sposób uzyskano dwie różne prędkości odkształcenia odpowiadające użytym maszynom kuźniczym. Zastosowano trzy temperatury nagrzewania wsadu: 350°C, 410°C i 450°C, a po spęczeniu stosowano dwie metody chłodzenia: w powietrzu i w wodzie. Badaniom poddano próbki wykonane z prętów wyciskanych ze stopów: AZ31B, AZ41 (Mg4AlZn), AZ61A, AZ80A oraz WE43. Pozytywne wyniki uzyskano dla trzech pierwszych z wymienionych stopów (szczegółowe wyniki przedstawiono w podrozdziale 3.2); pozostałe dwa stopy z powodu małej plastyczności ulegały pękaniu i nie były poddane badaniom mikrostruktury. Na rys. 3.11 przedstawiono struktury materiałów wsadowych w postaci prętów wyciskanych ze stopów AZ31B, AZ41 i AZ61A przed odkształceniem. Jak widać, struktura dla wszystkich stopów jest niejednorodna; występują obszary o różnym rozmiarze ziarna.



Rys. 3.10. Zależność mikrostruktury od temperatury i prędkości odkształcania w odkuwce ze stopu AZ31B [147]

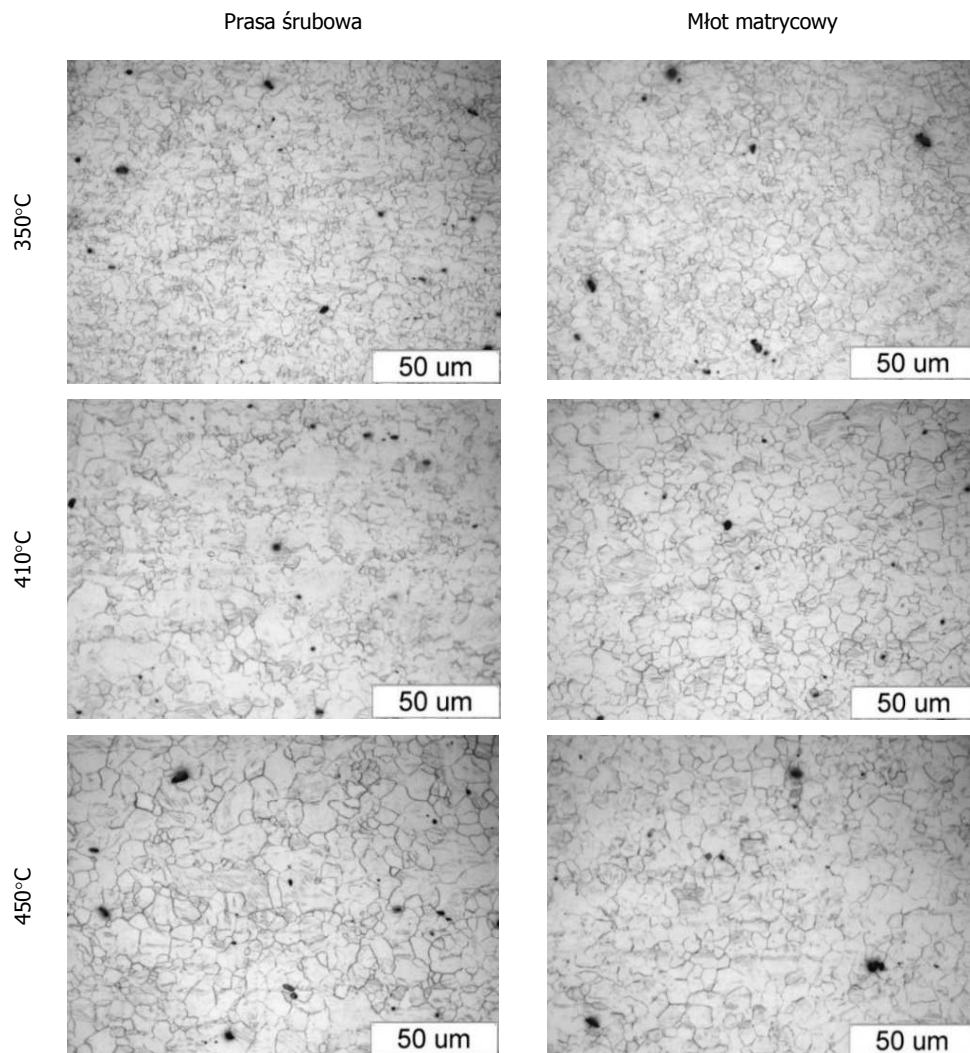
Dokonując oceny wielkości ziarna metodą porównawczą podaną w normie ASTM E112-10 [126], można stwierdzić, że w przypadku:

- stopu AZ31B wielkość ziarna odpowiada wzorcowi 7–12,
 - stopu AZ41 wielkość ziarna odpowiada wzorcowi 7–10,
 - stopu AZ61A wielkość ziarna odpowiada wzorcowi 9–12,
- przy czym im mniejsza liczba wzorca, tym ziarno jest większe.



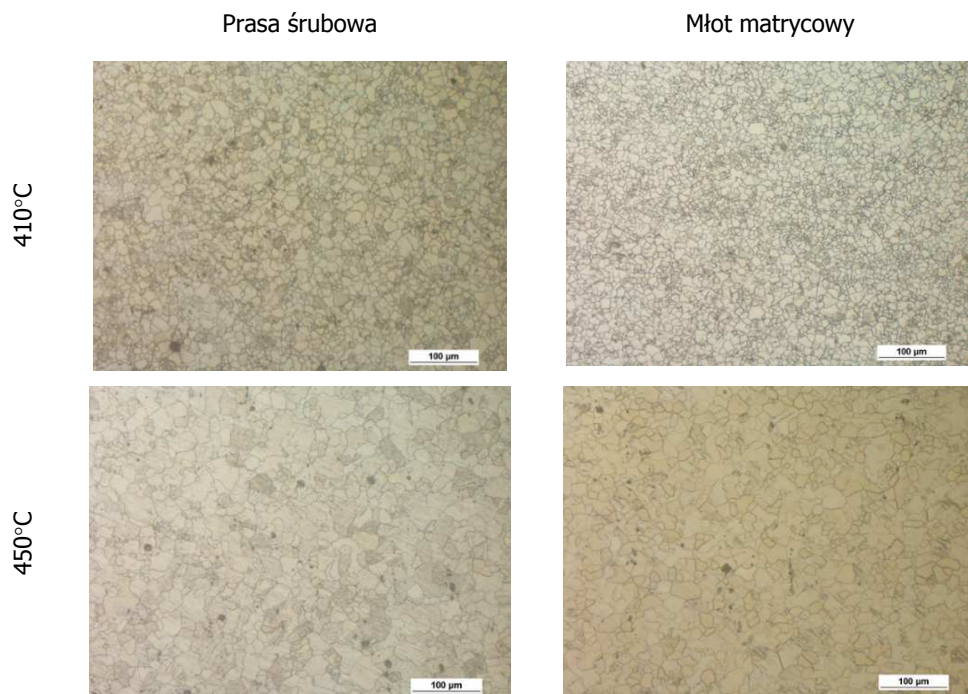
Rys. 3.11. Mikrostruktura prętów wyciskanych zastosowanych w badaniach ze stopów: a) AZ31B, b) AZ41, c) AZ61A [25]

Po wykonaniu prób spęczania niejednorodność zmniejszyła się, chociaż w pewnym stopniu występowała nadal. Na rys. 3.12 przedstawiono mikrostrukturę spęczonych próbek ze stopu AZ31B, które po odkształceniu chłodzone były w powietrzu. Widoczny jest wyraźny wpływ temperatury odkształcania na mikrostrukturę; im wyższa temperatura, tym większa wielkość ziarna. Można również zauważyć, że przy kuciu na młocie uzyskuje się nieco mniejsze ziarno niż w przypadku kucia na prasie.



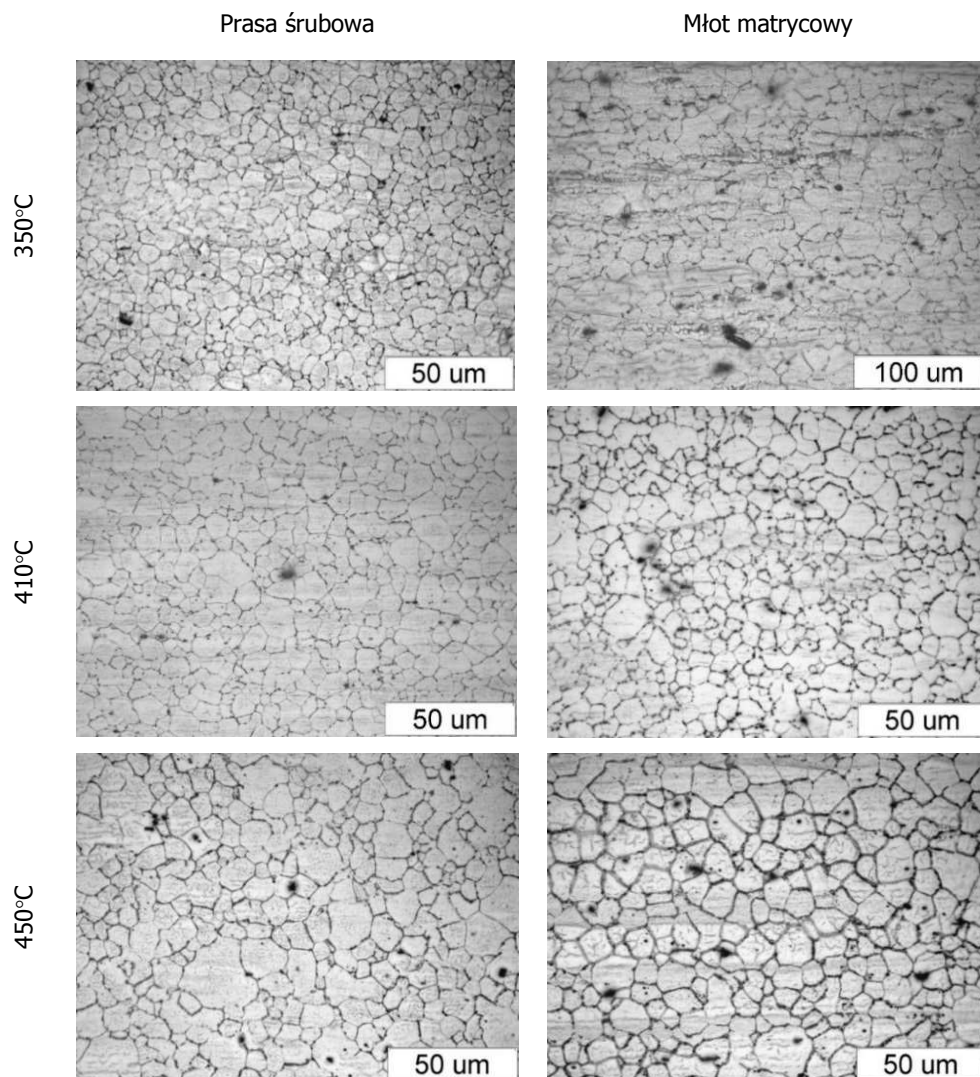
Rys. 3.12. Mikrostruktura stopu AZ31B po spęczaniu i chłodzeniu w powietrzu w zależności od zastosowanej maszyny kującej i temperatury nagrzewania próbki [25]

Mikrostrukturę kolejnego stopu – AZ41 przedstawiono na rys. 3.13. Przy temperaturze nagrzewania równej 350°C wszystkie próbki uległy pęknięciom, stąd zaprezentowano tylko wyniki uzyskane przy temperaturach nagrzewania próbek wynoszących 410°C i 450°C i chłodzeniu w powietrzu. Podobnie jak w przypadku poprzednich stopów wzrost temperatury wpływa na wzrost wielkości ziarna, natomiast przy większej prędkości odkształcenia (kucie na młocie) uzyskuje się nieco drobniejsze ziarno niż przy mniejszych prędkościach charakterystycznych dla prasy śrubowej.



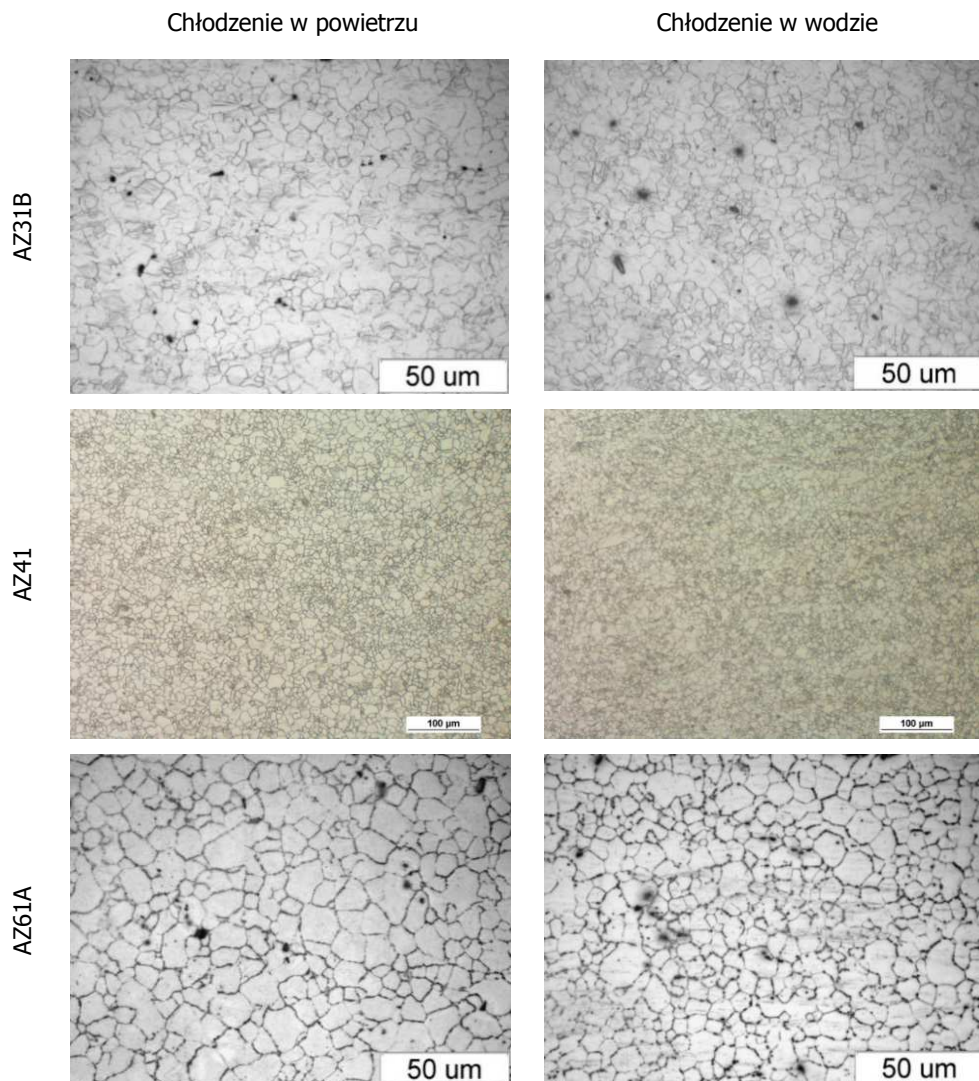
Rys. 3.13. Mikrostruktura stopu AZ41 po spęczaniu i chłodzeniu w powietrzu w zależności od zastosowanej maszyny kuźniczej i temperatury nagrzewania próbki [25]

Na rys. 3.14 przedstawiono mikrostrukturę stopu AZ61A odkształconego na prasie śrubowej i młocie kuźniczym przy temperaturze nagrzewania próbek równej: 350°C, 410°C i 450°C, a następnie chłodzonych w wodzie. Zależność ziarna od temperatury jest podobna jak dla stopu AZ31B; im temperatura nagrzewania próbek jest wyższa, tym większym ziarnem charakteryzuje się materiał, co jest również zgodne z wynikami badań podanymi w opracowaniu [114]. Nie zauważono wyraźnych różnic pomiędzy strukturą uzyskaną przy kuciu na prasie i na młocie. Istotnym spostrzeżeniem były zaobserwowane ślady przegrzania w strukturze próbek odkształcanych na młocie przy temperaturze 450°C, na podstawie czego można wnioskować, że temperatura ta jest zbyt wysoka.



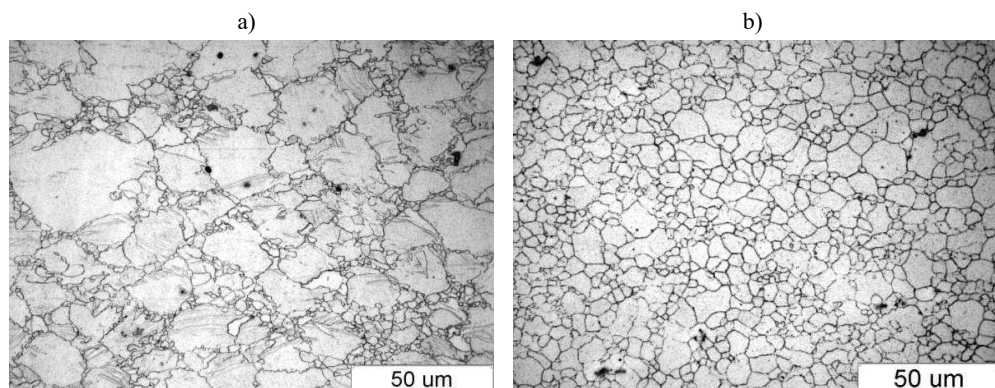
Rys. 3.14. Mikrostruktura stopu AZ61A po spęczaniu i chłodzeniu w wodzie w zależności od zastosowanej maszyny kującej i temperatury nagrzewania próbki [25]

Na rys. 3.15 przedstawiono mikrostrukturę stopów magnezu w zależności od sposobu chłodzenia po kuciu. Można zauważyć, że w przypadku chłodzenia w wodzie ziarno jest nieznacznie mniejsze od uzyskiwanego po chłodzeniu w powietrzu. Szybkie chłodzenie powoduje ograniczenie rozrostu ziarna. Różnica w strukturze jest jednak mało znacząca, więc aby nie wprowadzać zbędnych naprężeń własnych, korzystniej jest stosować chłodzenie w powietrzu.



Rys. 3.15. Mikrostruktura stopów magnezu po spęczaniu na młocie próbek nagranych do temperatury 410°C i chłodzeniu w powietrzu i w wodzie [25]

Kolejnym czynnikiem wpływającym na wielkość ziarna jest wartość odkształcenia. Mikrostrukturę stopu AZ61 po ścisnaniu w temperaturze 350°C z prędkością odkształcenia 1 s^{-1} do zadanego odkształcenia o wartości 0,2 i 1 przedstawiono na rys. 3.16 [108]. Jak widać, stosowanie większych odkształceń powoduje rozdrobnienie ziarna.



Rys. 3.16. Mikrostruktura stopu AZ61 po ścisnaniu w temperaturze 350°C z prędkością odkształcenia 1 s⁻¹ do zadanego odkształcenia o wartości: a) 0,2, b) 1 [108]

Uogólniając wyniki badań w zakresie jakości struktury stopów magnezu poddawanych odkształceniom plastycznym po nagraniu powyżej temperatury rekrytalizacji, można stwierdzić, że:

- uzyskuje się ziarno zrekrystalizowane, w przybliżeniu równoosiowe,
- rozmiar ziarna zależy od gatunku stopu oraz parametrów odkształcania, głównie temperatury, prędkości odkształcenia i wartości odkształcenia,
- w odkuwkach matrycowych trudno uzyskać jednorodną strukturę pod względem wielkości ziarna, ponieważ rozkład głównych czynników warunkujących jego rozmiar (tj. temperatury, prędkości odkształcenia i wartości odkształcenia) również jest niejednorodny,
- w stopach magnezu z aluminium i cynkiem ziarno jest tym większe, im większa jest zawartość aluminium w stopie,
- im wyższa temperatura odkształcania, tym ziarno jest większe,
- drobniejsze ziarno uzyskuje się, stosując większą wartości odkształceń,
- wpływ prędkości odkształcenia na rozmiar ziarna jest złożony; występują przedziały prędkości, przy których występuje rozrost ziaren,
- w zakresie prędkości odkształcenia charakterystycznych dla pras śrubowych i młotów kuzniczych w stopach magnezu z aluminium i cynkiem nieco mniejsze ziarno uzyskuje się przy większych prędkościach,
- dzięki stosowaniu po odkształceniu chłodzenia w wodzie rozmiar ziarna jest nieznacznie mniejszy niż przy chłodzeniu w powietrzu, jednakże w stopach zawierających mało dodatków stopowych, w których podczas chłodzenia w wodzie nie zachodzi efekt przesycania, korzystniej jest stosować chłodzenie w powietrzu, które nie powoduje powstawania dodatkowych naprężeń własnych.

4. Kucie stopów magnezu na prasach hydraulicznych

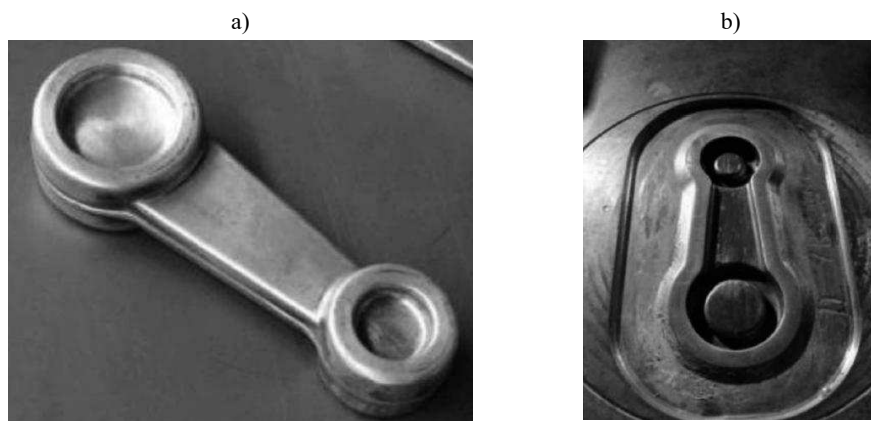
W literaturze specjalistycznej opisywane są różne procesy wykonania odkuwek ze stopów magnezu, w których zastosowano prasy hydrauliczne. Dużą wartością poznawczą tych opracowań jest wskazanie parametrów, jakie należy zastosować przy danym stopie magnezu i sposobie odkształcania, aby uzyskać wyrób bez wad. Stąd też uznano za celowe przedstawienie wybranych przykładów procesów kucia realizowanych na prasach hydraulicznych. W drugiej części rozdziału zaprezentowano również nową metodę kucia odkuwek uźebrowanych ze stopów magnezu przy użyciu prasy hydraulicznej wyposażonej w trzy ruchome narzędzia robocze.

4.1. Przykłady literaturowe procesów kucia

4.1.1. Kucie odkuwki korbowodu

W opracowaniu [143] Płonka i inni opisali proces kucia odkuwki korbowodu ze stopu AZ80. Wsad do kucia przygotowany został metodą wyciskania współbieżnego materiału nagrzanego do temperatury 350°C przy zastosowaniu ciśnienia $440 \pm 30 \text{ MPa}$. W ten sposób z odlewu o średnicy wynoszącej $\phi 246 \text{ mm}$ wykonano pręt o średnicy równej $\phi 35 \text{ mm}$. Przed kuciem przygotowane wsady o wymiarach $\phi 35 \times 300 \text{ mm}$ nagrzewano do temperatury 415°C w czasie 1 godziny w piecu płomieniowym bez atmosfery ochronnej. Temperatura narzędzi do kucia wynosiła $300 \pm 10^{\circ}\text{C}$. W czasie kucia stosowano smarowanie smarem grafitowym. Proces realizowano na prasie hydraulicznej o nacisku 10 MN, stosując jeden skok suwaka. Uwzględniając prędkość górnej matrycy, prędkość odkształcenia wynosiła ok. $0,11 \text{ s}^{-1}$. Uzyskane odkuwki (rys. 4.1) poddawane były operacji okrawania na gorąco, przy której temperatura materiału wynosiła ok. $205 \pm 10^{\circ}\text{C}$. Po kuciu odkuwki starzono w temperaturze $177 \pm 5^{\circ}\text{C}$ w czasie 24 godzin, a następnie chłodzono w powietrzu. Wyroby oczyszczano strumieniem powietrza, którym usuwano pozostałości smarów. Następnie odkuwki zanurzane były w 8% kwasie azotowym i 2% kwasie siarkowym i płukane w ciepłej wodzie. Czyste odkuwki zanurzano w roztworze dwuchromianu w celu zabezpieczenia przed korozją. W statycznej próbie rozciągania wyznaczono własności wytrzymało-

ściowe i plastyczne (tab. 4.1). Realizacja procesu kucia według podanej technologii zapewniła wykonanie odkuwki o prawidłowym kształcie i wymiarach. W stosunku do wsadu odnotowano nieznaczny wzrost własności wytrzymałościowych przy niezmięnionej plastyczności.



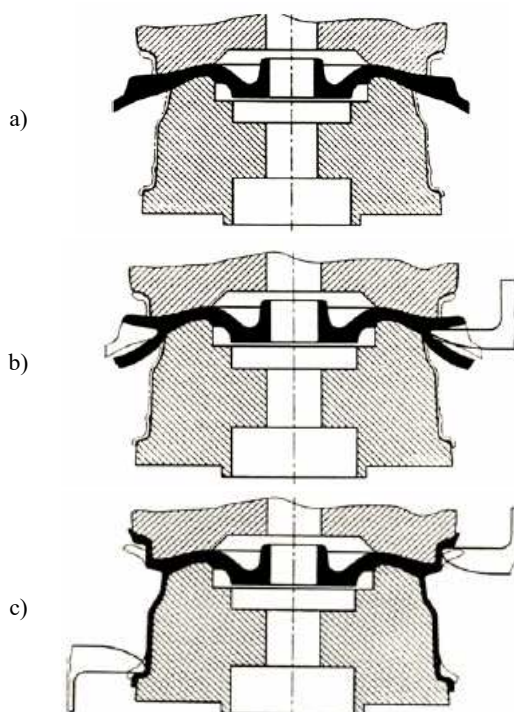
Rys. 4.1. Odkuwka korbowodu (a) i narzędzia (b) użyte w procesie kucia [143]

Tabela 4.1. Własności wytrzymałościowe i plastyczne pręta i odkuwki korbowodu ze stopu AZ80 [143]

AZ80	Granica plastyczności [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	Wydłużenie [%]
Pręt wyciskany	262	379	8
Odkuwka korbowodu	274	389	8

4.1.2. Kucie odkuwki felgi

Typową częścią stosowaną w samochodach, samolotach, śmigłowcach, którą wykonuje się ze stopów magnezu jest felga. W kilku opracowaniach opisane są różne technologie kształtowania plastycznego elementu tego typu. W opracowaniu [167] przedstawiono proces polegający na kuciu dysku z wsadu w postaci odlewu ze stopu ZK30, a następnie kształtowaniu felgi poprzez zginięcie obrotowe, w którym wykonywana jest obręcz felgi. Schemat procesu przedstawiono na rys. 4.2.

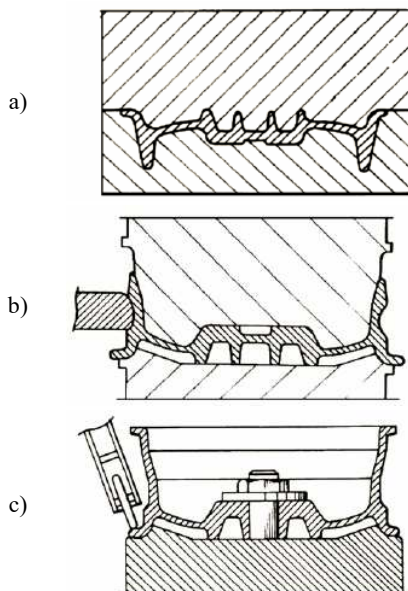


Rys. 4.2. Schemat kształtowania felgi ze stopu magnezu ZK30: a) operacja kucia, b) dzielenie kołnierza, c) zgniatanie obrotowe [167]

Pierwszy etap (kucie) złożony jest z trzech operacji. W pierwszej następuje formowanie wstępne dysku, w drugiej kształtowanie końcowe, a trzecią operacją jest usunięcie ostrych krawędzi (gratowanie). Drugi etap przebiega również w trzech operacjach: dzielenie kołnierza, zgniatanie obrotowe, w którym kształtowana jest obwódka felgi i kalibrowanie. Przyrząd do zgniatania obrotowego wyposażony jest w trzy rolki rozstawione na obwodzie co 120° . Pierwsza rolka dzieli kołnierz, druga wykonuje właściwe zgniatanie obrotowe, a trzecia wykonuje kalibrowanie. Wykonana w ten sposób felga ma masę o 35% mniejszą od takiej samej wykonanej ze stopu aluminium. Autorzy opracowania podali, że technologia zapewnia korzystny kierunek linii płynięcia, co wpływa na podwyższenie własności wytrzymałościowych felgi. Pomimo to wykonane testy zmęczeniowe wykazały, że wytrzymałość wykonanej felgi (mierzona w liczbach cykli obciążeniowych) stanowi jedynie 8,5% wytrzymałości felgi ze stopu aluminium (nie podano gatunku stopu). W celu zwiększenia wytrzymałości należałoby zwiększyć grubość ścianek felgi.

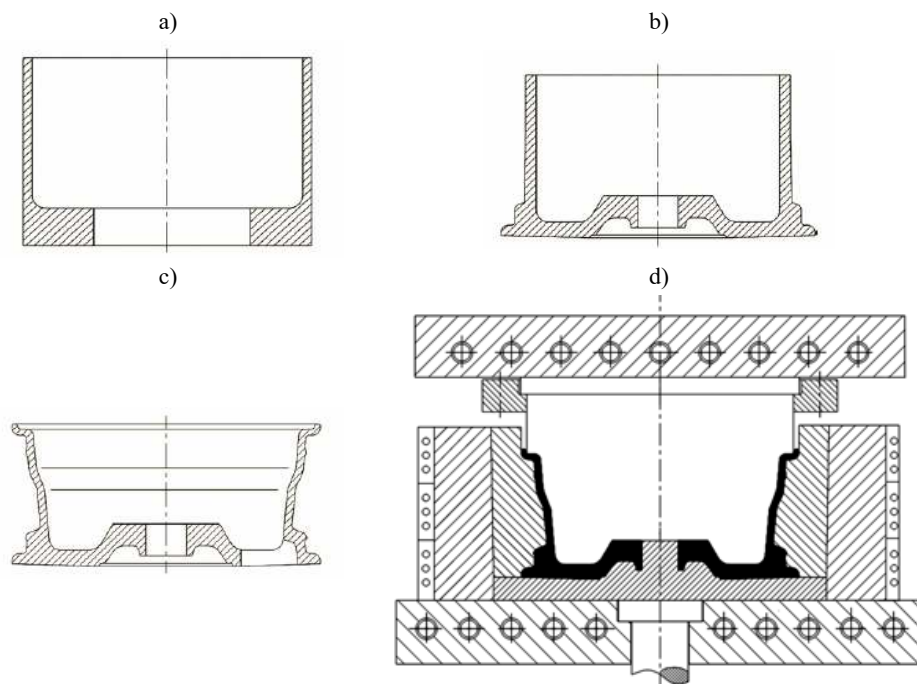
Druga prezentowana w tym samym opracowaniu technologia złożona jest z dwóch podobnych etapów: kucia i zgniatania obrotowego (rys. 4.3). Kształt półfabrykatu po kuciu różni się nieco od uzyskiwanego w pierwszej technologii. Jako wsad

zastosowano odlew ze stopu AZ80. W pierwszym etapie odkuto półfabrykat o kształcie denka znacząco zbliżonym do wyrobu końcowego. Po operacji kucia wyrób poddano przesycaniu i sztucznemu starzeniu. Następnie obręcz felgi została poddana zginiataniu obrotowemu. Ostatnią operacją było nagniatanie powierzchniowe rolką mające na celu zwiększenie odporności na korozję.



Rys. 4.3. Schemat procesu kształtowania felgi ze stopu AZ80 według drugiej technologii: a) kształt wyrobu po operacji kucia, b) schemat operacji zginiatania obrotowego, c) schemat operacji nagniatania powierzchniowego [167]

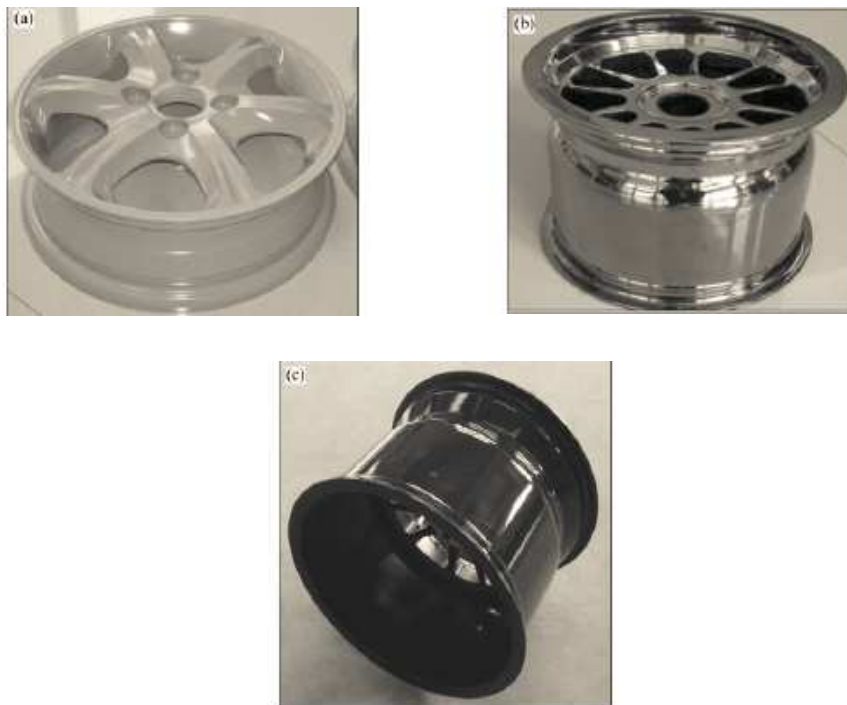
Trzecia z prezentowanych technologii składa się z trzech etapów [167, 168]. W pierwszym etapie z wsadu w postaci tulei wyciskany jest półfabrykat o kształcie przedstawionym na rys. 4.4a. Proces realizowany jest jako wyciskanie przeciwbieżne. Materiał w tej operacji nagrzewano do temperatury $320\div 380^{\circ}\text{C}$. Następnie w drugim etapie, w procesie kucia, kształtowano dno felgi (rys. 4.4b). Trzeci etap stanowiło kucie izotermiczne obręczy felgi (rys. 4.4c). Narzędzia do wykonania ostatniej operacji przedstawiono na rys. 4.4d. Zastosowano w nich specjalne systemy grzewcze (zaznaczone kołami), żeby w czasie stosunkowo wolno przebiegającego procesu zachować temperaturę narzędzi zbliżoną do temperatury odkształcanego materiału. Dzięki temu kształtowana obręcz felgi o małej grubości nie wychłodziła się od narzędzi i zachowała odpowiednie własności plastyczne. Badania wykazały, że wytrzymałość na rozciąganie próbek wyciętych z uzyskanego wyrobu wynosi $300\div 320\text{ MPa}$, a wydłużenie przekracza 10%.



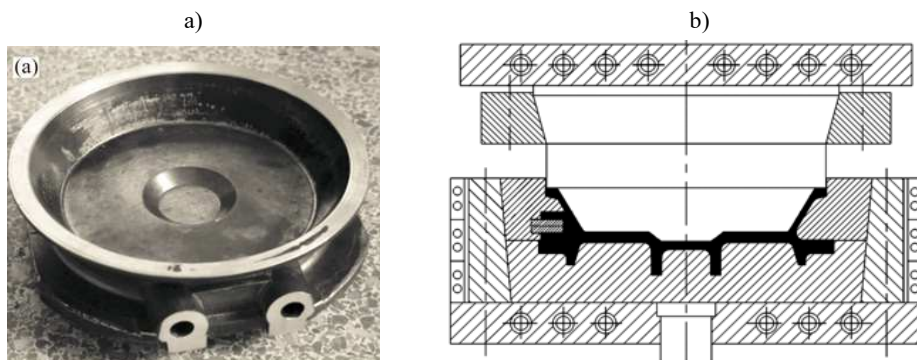
Rys. 4.4. Kształtowanie felgi ze stopu AZ80: a) kształt wyrobu po operacji wyciskania tulei, b) kształt wyrobu po operacji kucia, c) kształt gotowego wyrobu po operacji kształtowania obręczy felgi, d) schemat narzędzi do wykonania operacji kształtowania obręczy felgi [167]

Przykłady gotowych wyrobów uzyskanych trzecią z opisanych technologii przedstawiono na rys. 4.5.

W warunkach izotermicznych przy zastosowaniu narzędzi o takiej samej budowie jak w przypadku kucia felgi wykonano również odkuwkę klamry ze stopu AZ31 (rys. 4.6). Jak podają autorzy opracowania [168], wyrób ten wykonano z zastosowaniem jednej operacji. Nie zaobserwowano żadnych pęknięć i niewypełnień, otrzymano wyrób dobrej jakości. Zarówno przy kuciu felgi ze stopu AZ80, jak też klamry ze stopu AZ31 stosowano temperaturę nagrzewania materiału w zakresie $360\div 400^{\circ}\text{C}$. Proces realizowano na prasie hydraulicznej o nacisku 6,3 MN i prędkości ruchu suwaka 16 mm/s.



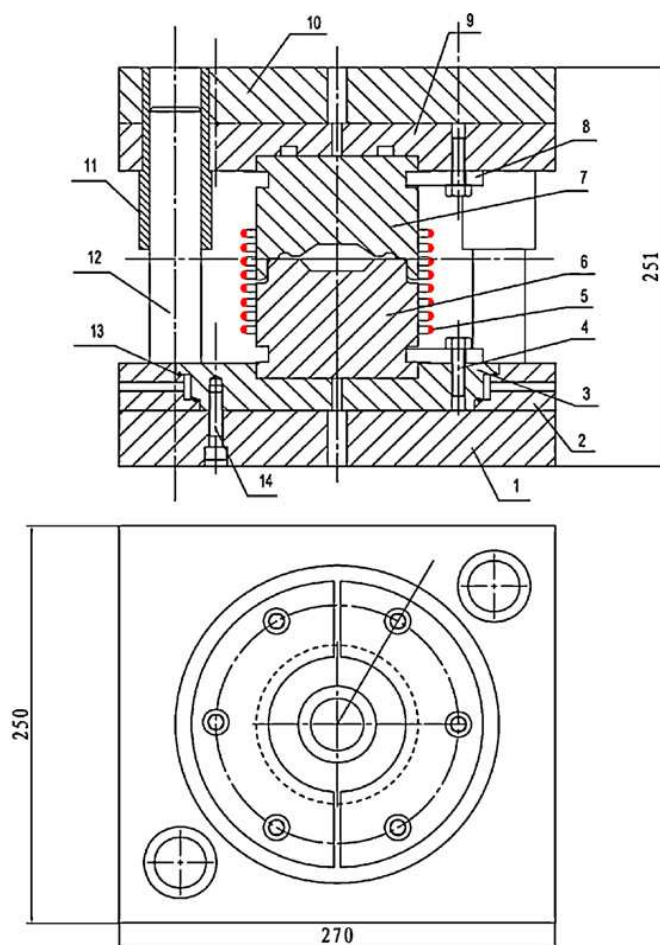
Rys. 4.5. Przykłady felg wykonanych trzecią z opisanych technologii [167]



Rys. 4.6. Klamra ze stopu AZ31 odkuta w warunkach izotermicznych w jednej operacji (a) i schemat narzędzi zastosowanych w procesie (b) [168]

4.1.3. Kucie odkuwki koła zębatego

Autorzy opracowania [115] do wykonania koła zębatego również zastosowali kucie izotermiczne na prasie hydraulicznej. Na rys. 4.7 przedstawiono opracowane przez nich narzędzia z elementem nagrzewającym (odnośnik 5 na rysunku).



Rys. 4.7. Schemat narzędzi do kucia koła zębatego ze stopu AZ31B; 1 – górna płyta, 2 – element ustalający dolne narzędzie, 3 – podstawa dolnego narzędzia, 4 – śruba mocująca, 5 – pierścień grzewczy, 6 – dolne narzędzie, 7 – górne narzędzie, 8 – uchwyt, 9 – podstawa górnego narzędzia, 10 – płyta górna, 11 – tuleja prowadząca, 12 – słup prowadzący, 13 – pierścień dystansowy, 14 – śruba mocująca [115]

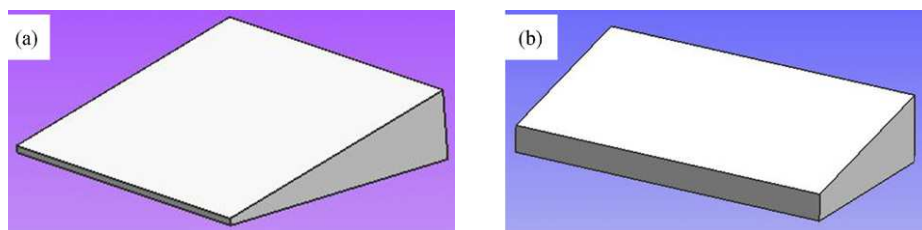
Koło zębate zostało wykonane w dwóch operacjach. Kształt wyrobów po każdej z nich oraz gotowe wyroby po usunięciu wypływkę przedstawiono na rys. 4.8. W operacji kucia wstępnego zastosowano temperaturę nagrzewania wsadu równą 300°C i temperaturę nagrzewania narzędzi równą 275°C . W operacji kucia matrycującego zastosowano temperaturę wsadu równą 290°C i temperaturę narzędzi równą 265°C . Prędkość górnego narzędzia wynosiła $0,5\text{ mm/s}$. Warto zauważyć, że wykrój został dobrze wypełniony w obszarach cienkich i wysokich zębów, przy stosunkowo małej powierzchni wypływkę.



Rys. 4.8. Etapy kucia (a) i gotowy wyrób (b) koła zębatego ze stopu AZ31B [115]

4.1.4. Kucie odkuwki wspornika uźebrowanego

W opracowaniu [154] przedstawiono proces kucia izotermicznego wspornika uźebrowanego ze stopu magnezu Mg-10Gd-2Y-0,5Zn-0,3Zr. Proces realizowano na prasie hydraulicznej o nacisku 50 MN i prędkości narzędzi równej 1 mm/s. Użyto dwóch rodzajów wsadów, których kształt przedstawiono na rys. 4.9. Gotowe wyroby przedstawiono na kolejnym rys. 4.10. Kucie wykonano w warunkach izotermicznych, nagrzewając narzędzia i wsad do temperatury 407°C. Zastosowano smarowanie grafitem wymieszanym z wodą.



Rys. 4.9. Kształt wsadów użytych w procesie kucia uźebrowanego wspornika: a) wsad nr 1, b) wsad nr 2 [154]

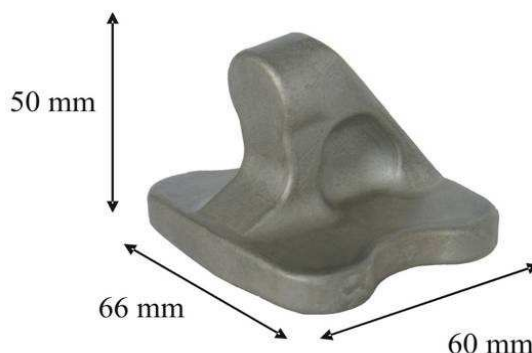


Rys. 4.10. Gotowe wyroby wykonane z użyciem nacisku równego: a) 18 MN, b) 25 MN [154]

Po kuciu odkuwki poddano starzeniu w temperaturze 200°C , stosując różne czasy wygrzewania: 6, 63 i 80 godzin. Najlepsze własności wytrzymałościowe uzyskano dla czasu starzenia równego 63 godziny; osiągnięto wytrzymałość na rozciąganie równą 380 MPa, granicę plastyczności równą 243 MPa, przy wydłużeniu wynoszącym 4,07%. Warto dodać, że parametry te dla odkuwki niepoddanej obróbce cieplnej wynosiły: wytrzymałość na rozciąganie – 290 MPa, granica plastyczności – 220 MPa, przy wydłużeniu równym 5,94%. Zastosowane starzenie wpłynęło więc zdecydowanie na poprawę własności wytrzymałościowych, w szczególności wytrzymałości na rozciąganie.

4.1.5. Kucie odkuwki blokady drzwi

W opracowaniach [84, 85] przedstawiono proces kucia odkuwki blokady drzwi ze stopów magnezu WE43 i AZ80 (rys. 4.11). Zastosowano prasę o nacisku 4 MN i prędkości suwaka równej 5 mm/s, na której zamontowano narzędzia podgrzewane dzięki



Rys. 4.11. Odkuwka blokady drzwi [84]

użyciu specjalnego systemu grzewczego. Wsad o wymiarach $\phi 65 \times 60$ mm oraz narzędzia nagrzewano do temperatury z zakresu: $300 \div 320^\circ\text{C}$ dla stopu AZ80 i $300 \div 350^\circ\text{C}$ dla stopu WE43. Próby zakończyły się sukcesem dla obu badanych stopów. Pomimo ich małej plastyczności zastosowane parametry temperaturowo-prędkościowe zapewniły prawidłowe wypełnienie matrycy.

4.1.6. Podsumowanie

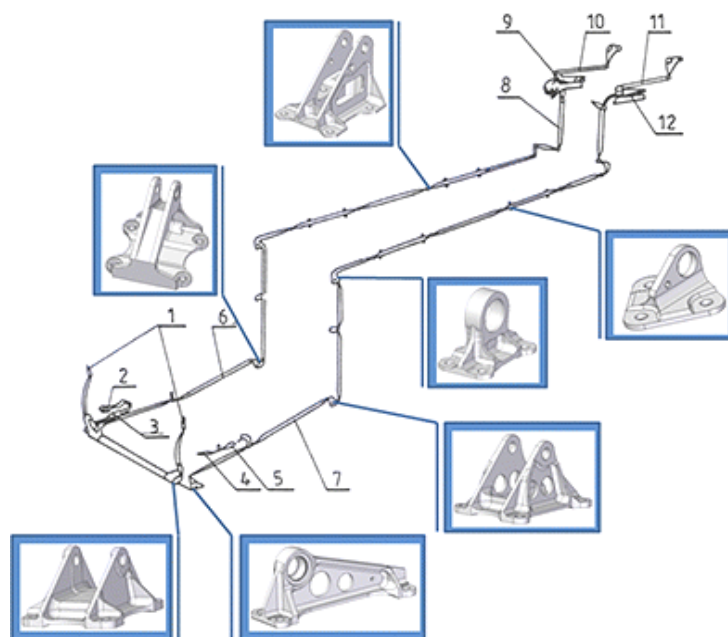
Wszystkie przedstawione technologie posiadają dwie cechy wspólne: realizowane były na prasach hydraulicznych oraz narzędzia wyposażone zostały w specjalne systemy grzewcze. Małe prędkości kształtowania i nagrzewanie narzędzi do temperatur podobnych do stosowanych przy nagrzewaniu materiału miały na celu zapewnienie warunków kształtowania zbliżonych do izotermicznych. W takich warunkach możliwe jest realizowanie dużych odkształceń, nawet w przypadku trudno odkształcalnych stopów magnezu, takich jak AZ80 czy też WE43. Dlatego też zakłady produkujące odkuwki ze stopów magnezu stosują technologię kucia na prasach hydraulicznych, wykorzystując narzędzia nagrzewane do temperatur zbliżonych do temperatur nagrzewania wsadów. Ograniczeniem takiej technologii jest mała wydajność oraz drogie narzędzia z uwagi na stosowane w nich systemy grzewcze.

4.2. Nowy proces kształtowania uźebrowanych odkuwek ze stopów magnezu

4.2.1. Wprowadzenie

Stopy magnezu z reguły stosowane są do produkcji mało odpowiedzialnych części typu wsporniki, pokrywy, zasłony, klapy. Przykładowe tego typu elementy konstrukcyjne śmigłowca przedstawiono na rys. 4.12. Ich cechą charakterystyczną jest posiadanie żeber spełniających rolę wzmacniającą lub mocującą. W warunkach przemysłu krajowego tego typu części wykonywane są z półfabrykatów odlewanych, które posiadają niskie własności wytrzymałościowe i użytkowe, głównie z uwagi na małą odporność na korozję. Wychodząc naprzeciw potrzebom przemysłu lotniczego, podjęto badania nad opracowaniem nowej technologii kucia odkuwek uźebrowanych ze stopów magnezu. Należy przy tym podkreślić, że uzyskanie wysokich żeber o małej grubości metodami kucia jest bardzo trudne, a często wręcz niemożliwe. Wypełnienie materiałem wysokich wgłębień w wykrojach matryc wymaga stosowania pochyłych kuźniczych, co wyklucza uzyskanie cienkich żeber. W przypadku metali o małej pojemności cieplnej, do których należą stopy magnezu, szybkie wychłodzenie w kontak-

cie z narzędziami powoduje utratę własności plastycznych, co utrudnia realizację procesów kucia odkuwek uźebrowanych.



Rys. 4.12. Przykładowe odlewane części uźebrowane ze stopów magnezu stosowane w układzie sterowania śmigłowca [12]

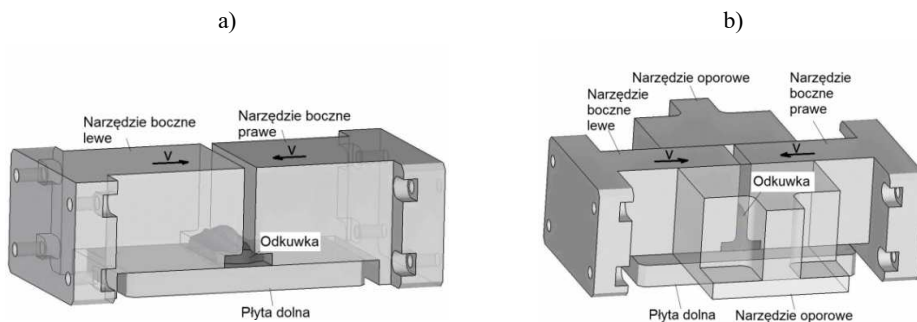
Uwzględniając powyższe ograniczenia, założono, że procesy kucia uźebrowanych odkuwek ze stopów magnezu można realizować w hydraulicznej, trójsuwakowej prasie kuźniczej (TPK), którą przedstawiono na rys. 4.13. Maszyna ta wyposażona jest w trzy ruchome suwaki robocze, co zwiększa jej możliwości technologiczne w stosunku do typowych pras. Szczegółowy opis budowy i zastosowania TPK przedstawiono w opracowaniach [75, 169]. Zastosowanie dwóch lub trzech ruchomych narzędzi i więcej niż jednej płaszczyzny ich podziału jest potencjałem, który można wykorzystać przy kształtowaniu żeber. Opracowano zatem kilka koncepcji procesu kucia uźebrowanych wyrobów ze stopów magnezu, które zastrzeżono wieloma patentami [36÷43, 53, 54, 56÷60]. Najważniejsze koncepcje, do których zaliczono kucie półswobodne i kucie w matrycach zamkniętych wyrobów płaskich z jednym lub z dwoma żebrami poddano badaniom teoretyczno-doświadczalnym. Szczegółowe wyniki przedstawiono w opracowaniach [27÷35, 44, 55], natomiast w niniejszym podrozdziale podano wybrane rezultaty prac badawczych.



Rys. 4.13. Trójsuwakowa prasa kuznicza; 1 – część mechaniczna, 2 – szafa sterownicza, 3 – hydrauliczny układ zasilający

4.2.2. Kucie wyrobów płaskich z jednym żebrem

Zastosowanie TPK umożliwia spęczanie wsadu w postaci płaskiej płyty za pomocą narzędzi bocznych. W wyniku wzajemnego, poziomego przemieszczenia się narzędzia bocznego prawego i lewego kształtowane jest żebro w środkowej części płyty. Dwa warianty procesu kształtowania odkuwki płaskiej z jednym żebrem przedstawiono na rys. 4.14. Pierwszy wariant – kucie półswobodne (rys. 4.14a) polega na ściskaniu płyty narzędziami bocznymi, a możliwość płynięcia materiału w kierunku prostopadłym do ich ruchu nie jest ograniczona. W drugim wariancie kucia w wykroju zamkniętym (rys. 4.14b), kształtowanie wsadu odbywa się w wykroju pomiędzy narzędziami bocznymi a dodatkowymi narzędziami oporowymi. W tym wariancie procesu możliwe jest płynięcie materiału jedynie w kierunku górnym, dzięki czemu kształtuje się znacznie wyższe żebro niż przy zastosowaniu wariantu I. Dodatkowo istnieje możliwość kształtowania zarysu żebra w końcowej fazie procesu poprzez użycie stempla górnego (niepokazanego na rysunku).



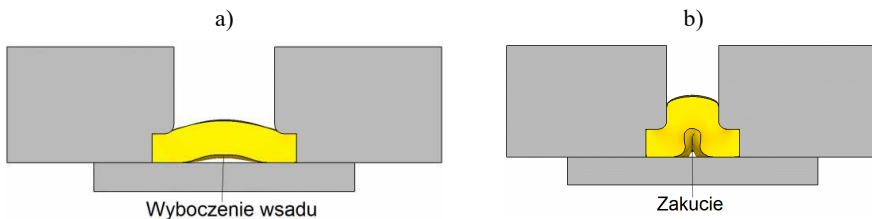
Rys. 4.14. Schemat procesu kucia półswobodnego (a) i w matrycach zamkniętych (b) odkuwki płaskiej z jednym żebrem [33, 44]

Pierwszy etap badań stanowiły analizy teoretyczne oparte na symulacjach numerycznych. Do obliczeń zastosowano program Deform 3D oparty na metodzie elementów skończonych. Analizę teoretyczną przeprowadzono przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, stosując pełny model termomechaniczny. Warunki tarcia pomiędzy odkształcanym materiałem i narzędziami opisano modelem starcia stałego (*friction constant model*). Założono, że wartość czynnika tarcia przy kształtowaniu bez smarowania wynosi $m = 1$ [52]. Model materiału AZ31 przyjęto zgodnie z opisem przedstawionym w rozdziale 2. Głównym celem symulacji była identyfikacja zjawisk ograniczających proces oraz określenie parametrów, przy których przebiega on prawidłowo. W obliczeniach przyjęto, że wsad nagrzewany jest do temperatury równej $t_w = 410^\circ\text{C}$, natomiast narzędzia do temperatury $t_n = 250^\circ\text{C}$. Prędkość ruchu narzędzi bocznych odpowiadała rzeczywistej prędkości ruchu suwaków TPK i wynosiła $v = 6 \text{ mm/s}$.

Na podstawie wykonanych analiz stwierdzono, że prawidłowy przebieg procesu może być zakłócony przez wyboczenie wsadu prowadzące w konsekwencji do powstania zakucia w podstawie (rys. 4.15). Wystąpienie tego zjawiska uzależnione jest od współczynnika spęczania k wyrażonego stosunkiem długości swobodnej l kształtowanego wsadu do jego grubości g_0 :

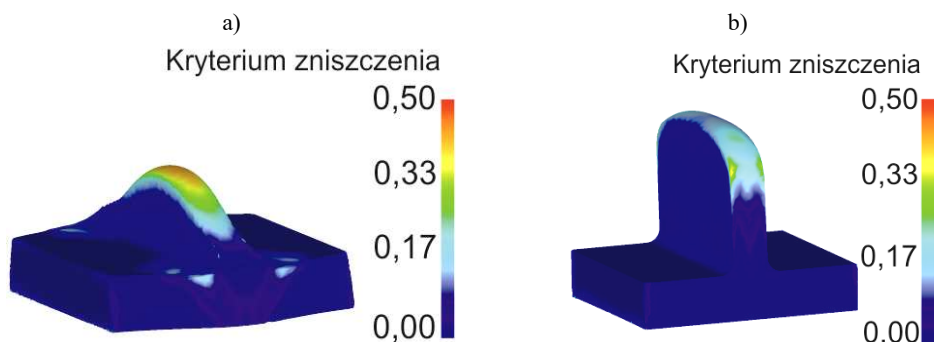
$$k = \frac{l}{g_0} \quad (4.1)$$

Wcześniejsze doświadczenia związane z wyznaczaniem warunków granicznych w procesach spęczania wykazały, że wyniki obliczeń numerycznych w tym zakresie obciążone są dużym błędem. Wyboczenie w modelu numerycznym występuje znacznie później niż w rzeczywistym procesie. Wynika to głównie z dwóch czynników: i) w modelu numerycznym panują idealne geometryczne warunki (brak luzów pomiędzy narzędziami, zachowana jest osiowość i prostopadłość powierzchni elementów układu), ii) model odkształcanego materiału podzielony jest na dużo większe elementy niż cząsteczki rzeczywistej materii, wskutek czego wykazuje dużo większą sztywność. Założono zatem, że graniczny współczynnik spęczania zostanie wyznaczony w badaniach doświadczalnych.



Rys. 4.15. Wyboczenie wsadu (a) i powstanie zakucia (b) w procesie kształtowania półswobodnego wyrobu płaskiego z jednym żebrem [33, 44]

Kolejnym charakterystycznym dla stopów magnezu ograniczeniem może być pękanie. Analizę tego zjawiska wykonano na podstawie znormalizowanego kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama (por. wzór 2.24). Chociaż trudno określić moment naruszenia spójności metalu, to możliwe jest określenie miejsca, w którym występuje największe niebezpieczeństwo pęknięcia. Na rys. 4.16 przedstawiono rozkład kryterium zniszczenia w końcowym etapie kształtowania odkuwki. Wyniki wykazały, że w obu wariantach procesy obszarem niebezpiecznym w aspekcie pęknięcia jest górna powierzchnia kształtowanego żebra. Warto zauważyć, że kryterium zniszczenia osiąga większe wartości w przypadku kucia półswobodnego, pomimo że wysokość żebra jest mniejsza od wariantu drugiego. Na tej podstawie można wnioskować, że dla stopu magnezu AZ31 kucie w wykroju zamkniętym jest procesem bezpieczniejszym z uwagi na utratę spójności materiału.



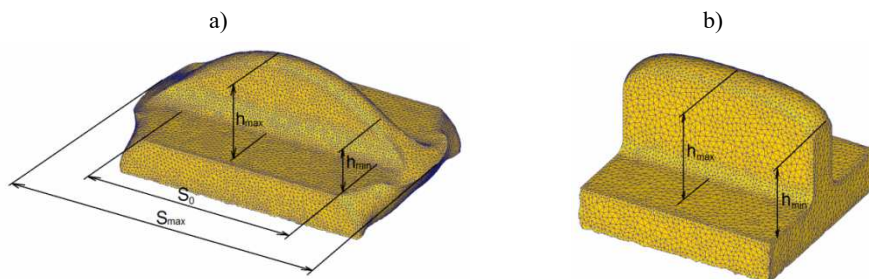
Rys. 4.16. Rozkład kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama w odkuwce ze stopu AZ31 wykonanej metodą kucia: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [33, 44]

Na podstawie wyników symulacji stwierdzono również występowanie innych niekorzystnych zjawisk, które zmniejszają efektywność procesu. Jednym z nich jest zniekształcenie geometrii odkuwki. W procesie kucia półswobodnego występuje poszerzenie podstawy wyrobu (rys. 4.17a) spowodowane brakiem narzędzi oporowych i w związku z tym płynięciem materiału na boki. Powstały w ten sposób naddatek jest usuwany przy obróbce mechanicznej gotowej części. Jest to odpad, którego objętość należy przewidzieć przy doborze wymiarów wsadu. W celu określenia ilościowego nieregularności kształtu podstawy odkuwki zdefiniowano współczynnik poszerzenia podstawy opisany wzorem:

$$A_s = S_{\max}/S_0 \quad (4.2)$$

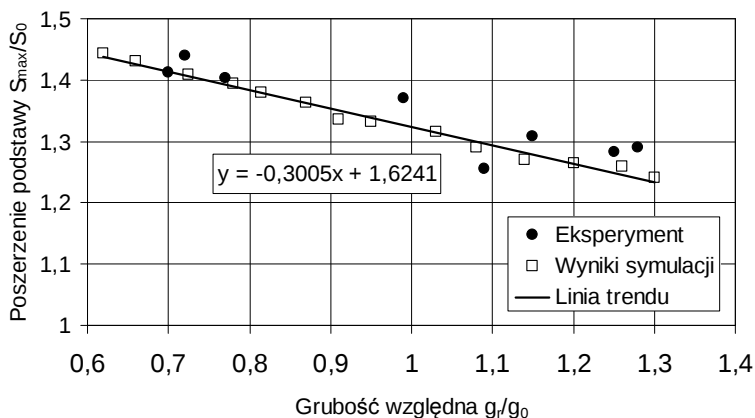
gdzie: $S_{\max}$ – maksymalna szerokość podstawy, S_0 – szerokość początkowa wsadu.

Wartość współczynnika poszerzenia podstawy jest zależna liniowo od grubości względnej żebra g/g_0 (gdzie: g_r – grubość żebra, g_0 – grubość wsadu).



Rys. 4.17. Wady kształtu odkuwki: a) nierównomierność podstawy (kształtowanie półswobodne), b) nierównomierność żebra (kształtowanie w wykroju zamkniętym) [33, 44]

Zależność współczynnika poszerzenia podstawy od grubości względnej żebra g/g_0 przedstawiono na rys. 4.18. Ma ona charakter malejący, tj. im większa grubość względna żebra, tym mniejszy współczynnik poszerzenia. Podobne wyniki uzyskano w symulacjach MES oraz w badaniach doświadczalnych.



Rys. 4.18. Zależność współczynnika poszerzenia podstawy od względnej grubości żebra dla odkuwek wykonanych metodą kucia półswobodnego [33, 44]

Kolejną wadą kształtu jest nieregularna linia zarysu żebra, która występuje w obu badanych wariantach procesu (rys. 4.17). Można ją wyrazić ilościowo współczynnikiem nierównomierności wysokości żebra zdefiniowanym jako:

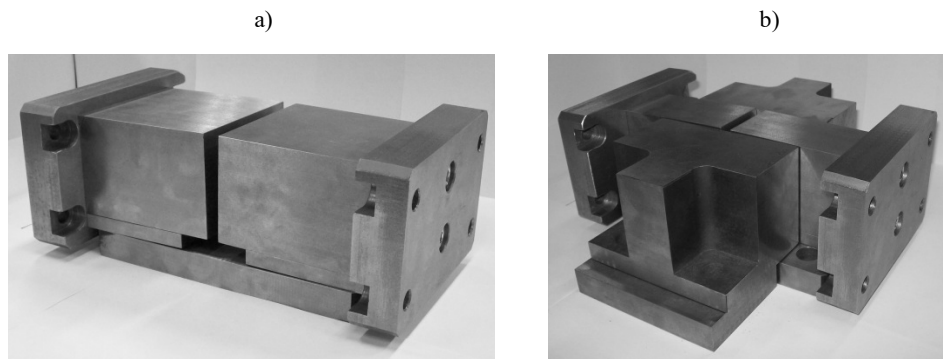
$$A_h = h_{max}/h_{min} \quad (4.3)$$

gdzie: $h_{\max}$ – maksymalna wysokość żebra (mierzona w środku wysokości żebra),
 $h_{\min}$ – wysokość żebra po bokach mierzona w płaszczyznach wyznaczających szerokość początkową wsadu S_0 .

Dla przypadku kształtowania półswobodnego obliczony MES współczynnik $A_h = 2,1$ jest dużo większy niż przy kształtowaniu w wykroju zamkniętym, dla którego $A_h = 1,4$. Na podstawie obliczeń stwierdzono, że współczynnik nierównomierności żebra nie zależy od jego grubości i przyjmuje wartość stałą.

Kolejną wadą, która może wystąpić w obu wariantach procesu jest wypływka czołowa, która powstaje wskutek wciskania metalu w szczeliny pomiędzy matrycami. Jest to wada naprawialna, jednak obniża ekonomiczność procesu, ponieważ narzuca konieczność stosowania dodatkowej operacji usuwania wypływki.

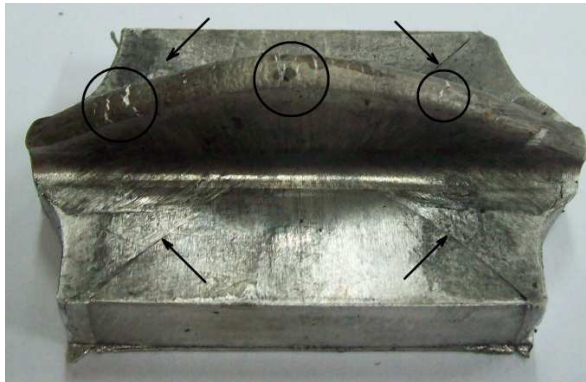
Wyniki analizy teoretycznej poddano weryfikacji doświadczalnej. Do badań zastosowano wsady ze stopu magnezu AZ31 w postaci płyt o wymiarach $50 \times 9,5 \times 67 \div 84$ mm (szerokość $S_0 \times$ grubość $g_0 \times$ długość l). W eksperymencie użyto zestawów narzędziowych przedstawionych na rys. 4.19. Wsad nagrzewano do temperatury 410°C , natomiast narzędzia nagrzewano, wkładając w przestrzeń roboczą nagrzane także do 410°C płyty stalowe, które tuż przed próbą kucia wyjmowano. Pomiar temperatury narzędzi pirometrem optycznym wykazał, że nagrzewały się one miejscowo do ok. $100 \div 150^\circ\text{C}$ i po wyjęciu nagrzaných płyt szybko stygły.



Rys. 4.19. Zestaw narzędziowy stosowany do badań procesu kształtowania: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [33, 44]

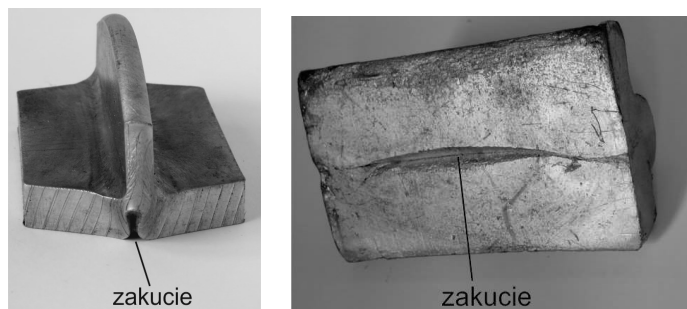
Próby doświadczalne przy takich warunkach zakończyły się niepowodzeniem. W odkuwkach wystąpiły pęknięcia na górnej powierzchni żeber (rys. 4.20), a więc w miejscach, w których zgodnie ze znormalizowanym kryterium Cockrofta-Lathama niebezpieczeństwo ich wystąpienia było największe (por. rys. 4.16). Ponadto pęknięcia powstały w podstawie odkuwki. Linie tych pęknięć tworzą kąt 45° z kierunkiem dzia-

łania naprężeń głównych zgodnym z kierunkiem przyłożenia siły przez suwaki boczne. Można wnioskować, że powstały w wyniku oddziaływania maksymalnych naprężeń stycznych. Należy zaznaczyć, że wskutek ochłodzenia materiału w kontakcie z chłodniejszymi narzędziami nastąpiła utrata jego plastyczności. W związku z tym zastosowaną metodę podgrzewania narzędzi z użyciem nagrzaną płytki stalowej uznano za nieskuteczną.



Rys. 4.20. Pęknięcia zlokalizowane na górnej krawędzi żebra oraz w podstawie odkuwki (zaznaczone strzałkami) [33, 44]

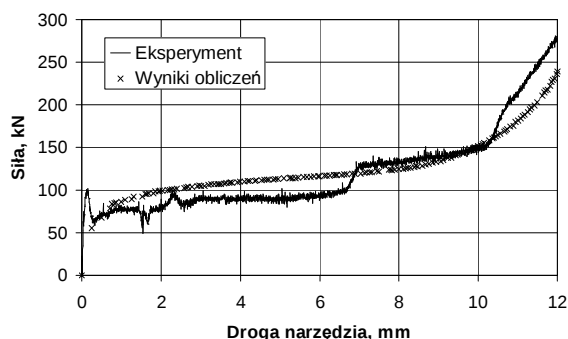
Dokonano zatem modernizacji narzędzi polegającej na wykonaniu otworów i umieszczeniu w nich grzałek patronowych. Taki system grzewczy umożliwił utrzymanie w trakcie kształtowania stałej temperatury narzędzi wynoszącej 250°C. Próby doświadczalne wykonano ponownie. Warunki kształtowania znacząco się poprawiły i w efekcie uzyskano odkuwki bez pęknięć. Dało to możliwość przeprowadzenia zasadniczej części badań, których głównym celem było określenie granicznych warunków procesu, których przekroczenie skutkowało uzyskaniem wadliwej odkuwki. Jeżeli długość swobodna wsadu (część wsadu znajdująca się pomiędzy narzędziami podlegająca spęczaniu) była zbyt duża, ulegał on wyboczeniu, a następnie powstawało zakucie zlokalizowane w podstawie. Przykład odkuwki z taką wadą przedstawiono na rys. 4.21. Na podstawie wyników badań stwierdzono, że wartość graniczna współczynnika spęczania, przy którym zakucie jeszcze nie powstaje wynosi $k_{gr} = 3,57$. Oznacza to, że aby proces przebiegał prawidłowo, długość swobodna kształtowanego wsadu równa odległości powierzchni czołowych prawego i lewego narzędzia bocznego nie może być większa od ok. 3,5-krotności grubości wsadu. Warto nadmienić, że w symulacjach numerycznych wyboczenie nie powstawało nawet przy wartości tego współczynnika wynoszącej $k_{teor} = 4,6$.



Rys. 4.21. Przykładowa odkuwka z zakuciem w podstawie [33, 44]

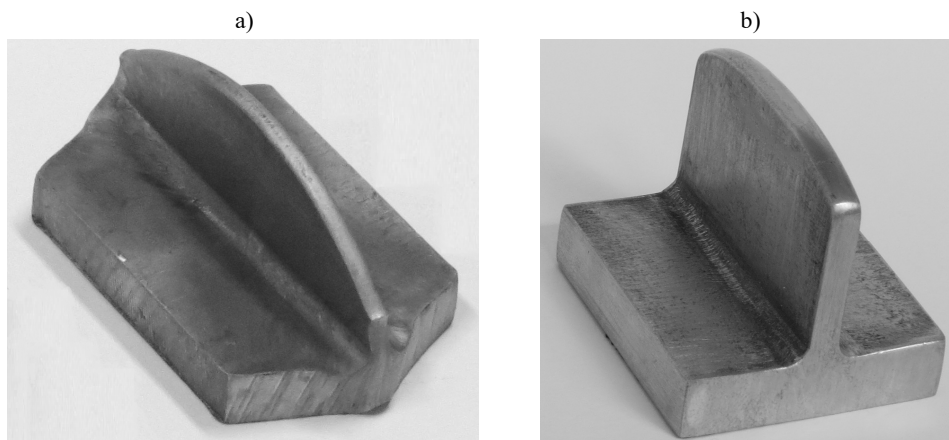
Badania doświadczalne potwierdziły nierównomierność kształtu żebra oraz podstawy odkuwki. W przypadku kształtowania półswobodnego żebro posiada zarys półkolisty i niezależnie od jego grubości wartość współczynnika nierównomierności wysokości żebra A_h waha się w granicach $1,25 \div 1,30$. Jest więc nieco niższa od wartości uzyskanej w analizie teoretycznej. Współczynnik poszerzenia podstawy zawiera się w przedziale $1,26 \div 1,44$ i zależy od grubości względnej żebra (por. rys. 4.18). W przypadku kucia w wykroju zamkniętym nierównomierność A_h wynosi 1,2 niezależnie od warunków smarowania i grubości żebra i jest również nieco mniejsza od wartości teoretycznej. Dane z eksperymentu wykazują dobrą zgodność z wynikami obliczeń.

W próbach kucia rejestrowano również parametry siłowe. Przebieg siły kształtowania wywieranej przez jeden ze stempli bocznych w funkcji drogi narzędzia przedstawiono na rys. 4.22. Początkowo siła nieznacznie rośnie, natomiast w końcowej fazie procesu, w której zmniejsza się grubość żebra, a zwiększa się powierzchnia kontaktu materiału z narzędziem (wskutek powiększania się powierzchni bocznej żebra) wzrost siły jest bardziej wyraźny. Należy zauważyć, że przebieg siły obliczonej wykazuje dobrą zgodność jakościową i ilościową z siłą doświadczalną. Jest to potwierdzeniem dobrej jakości modelu teoretycznego użytego w symulacjach.

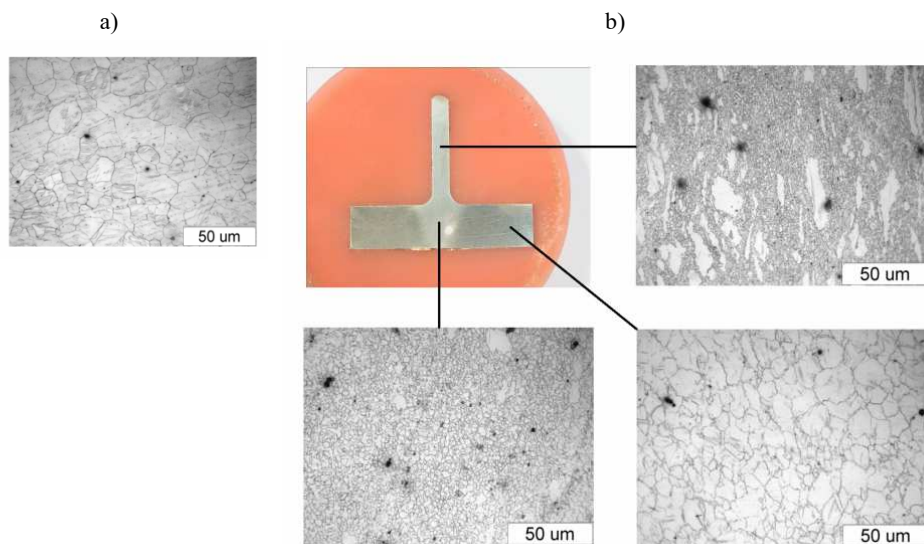


Rys. 4.22. Przebieg sił kształtowania w procesie kucia odkuwki płaskiej z jednym żebrem [33, 44]

Określenie stabilnego zakresu parametrów procesu pozwoliło wykonać serię próbną odkuwek płaskich z jednym żebrem (rys. 4.23). Wyroby charakteryzowały się dobrą jakością, nie posiadały wad w postaci zakuć, pęknięć i niewypełnień. Poddano je badaniom strukturalnym oraz mechanicznym. Na rys. 4.24 przedstawiono mikrostrukturę materiału wsadowego oraz próbek pobranych z różnych obszarów odkuwki. Wsad



Rys. 4.23. Odkuwki płaskie z jednym żebrem ze stopu AZ31 wykonane metodą kucia: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [33, 44]



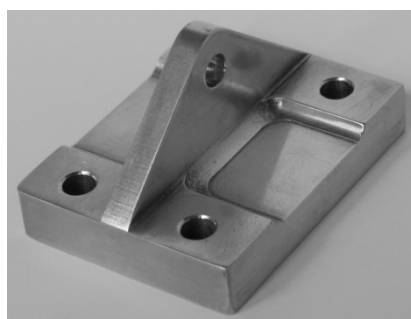
Rys. 4.24. Mikrostruktura: a) materiału wsadowego, b) w różnych obszarach przekroju poprzecznego odkuwki ze stopu AZ31 [27]

ze stopu AZ31 charakteryzuje się ziarnami równoosiowymi, co świadczy o zrekrytalizowanej strukturze. W strefie żebra i pod żebrem występują bardzo drobne zrekrytalizowane dynamicznie ziarna. Ponadto w obszarze żeber zlokalizowano dodatkowo ziarna pierwotne wydłużone w kierunku odkształcenia, co świadczy o niepełnym procesie rekrytalizacji. W zewnętrznych strefach podstawy odkuwek, w których metal uległ niewielkiemu odkształceniu ziarna są lekko zniekształcone w porównaniu ze stanem wyjściowym. Wyniki badań własności mechanicznych wykazały, że we wszystkich obszarach odkuwki wytrzymałość na rozciąganie, granica plastyczności, wydłużenie i twardość wzrosły w stosunku do materiału wyjściowego (tab. 4.2), przy czym najlepsze własności odnotowano w obszarze żebra.

Ostatnim etapem badań procesu kucia odkuwki płaskiej z jednym żebrem było wykonanie części demonstracyjnych ze stopu AZ31. Po wykonaniu serii odkuwek poddano je obróbce mechanicznej. W wyniku prac otrzymano wsporniki o podstawie płaskiej z żebrem o zarysie trójkątnym (rys. 4.25).

Tabela 4.2. Własności mechaniczne wsadu oraz odkuwki z jednym żebrem ze stopu AZ31 [27]

Miejsce pobrania próbek	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Granica plastyczności R_e [MPa]	Wydłużenie A_5 [%]	Twardość [HB]
Materiał wyjściowy	290	171	11	64
Żebro odkuwki	365	298	16	76
Podstawa odkuwki – obszar pod żebrem	335	270	13	72
Podstawa odkuwki – obszar zewnętrzny	310	220	11	69



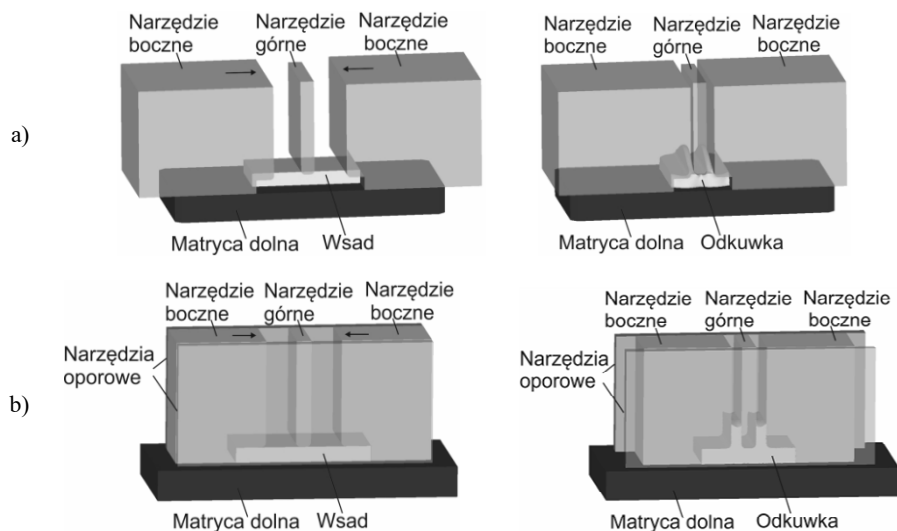
Rys. 4.25. Przykładowe wyroby wykonane z odkuwek ze stopu AZ31 [33]

4.2.3. Kucie wyrobów płaskich z dwoma żebrami

Podobnie jak w przypadku odkuwek z jednym żebrem proces kucia odkuwek z dwoma żebrami można realizować metodą półswobodną oraz w wykroju zamknię-

tym (rys. 4.26). Różnica pomiędzy tymi sposobami leży w konstrukcji narzędzi determinujących odmienne płynięcie metalu. W przypadku kucia w wykroju zamkniętym stosowane są dodatkowe narzędzia oporowe uniemożliwiające płynięcie materiału w kierunku prostopadłym do kierunku ruchu narzędzi kształtujących. Dzięki temu możliwe jest wykonywanie wyższych żeber niż w procesie kucia półswobodnego, a także nie występuje negatywne zjawisko poszerzenia podstawy odkuwki.

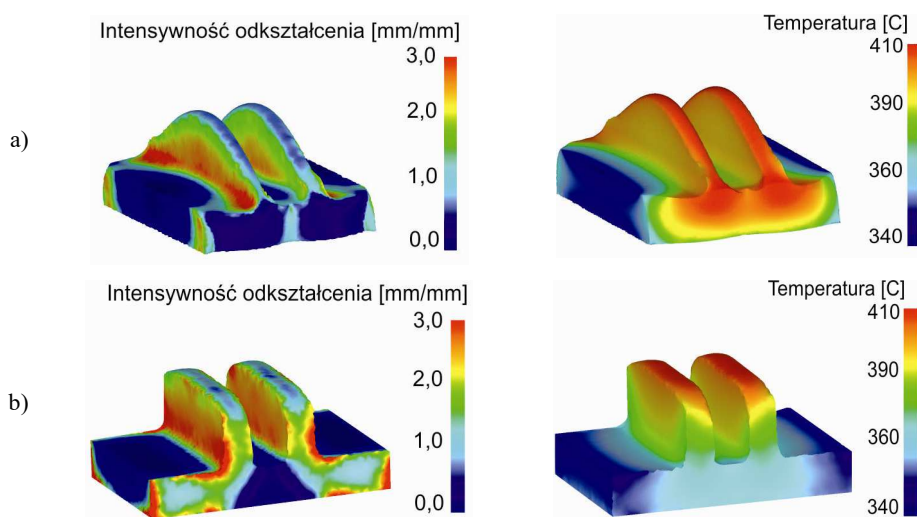
Przebieg procesu w obu wariantach jest podobny. Wsad w postaci płyty układany jest na narzędziu dolnym, dociskany górnym stemplem o szerokości równej odległości pomiędzy żebrami, a następnie kształtowany przez narzędzia boczne. Analizę teoretyczną wykonano w środowisku programu Deform 3D opartego na metodzie elementów skończonych. Obliczenia prowadzono przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia i uwzględnieniu termomechanicznych zjawisk. Dla wsadu o wymiarach $115 \times 50 \times 10$ mm przyjęto model materiału AZ31 opisany w rozdziale 2. Maszynę kuźniczą (TPK) zdefiniowano prędkością narzędzi wynoszącą 6 mm/s. Przyjęto, że wsad nagrany jest do temperatury 410°C , natomiast narzędzia do temperatury 250°C . Na rys. 4.27 przedstawiono rozkład odkształcenia i temperatury w końcowej fazie procesu kucia półswobodnego i w wykroju zamkniętym.



Rys. 4.26. Schemat procesu kształtowania wyrobu płaskiego z dwoma żebrami metodą kucia: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [30, 33]

Rozkład odkształcenia w obu wariantach jest jakościowo zbliżony. Największe wartości występują w żebrach. W przypadku rozkładu temperatury zakres wartości jest podobny (ok. 340°C ÷ok. 410°C), natomiast widoczna jest różnica jakościowa. Przy kształtowaniu półswobodnym wysoka temperatura (ok. 400°C) występuje na po-

wierzchni czołowej, podczas gdy w odkuwce wykonanej metodą kucia w wykroju zamkniętym w analogicznym obszarze temperatura jest stosunkowo niska (ok. 360°C). Obniżenie temperatury wynika z kontaktu materiału z chłodniejszym narzędziem oporowym. W odkuwce kształtowanej półswobodnie obszar czołowy podstawy nie ma kontaktu z narzędziem, co skutkuje wyższą temperaturą w tym miejscu. Pomimo występujących niejednorodności należy stwierdzić, że zakres temperaturowy w odkuwkach w końcowym etapie procesu jest bezpieczny w aspekcie przegrzania materiału, a także utraty plastyczności.

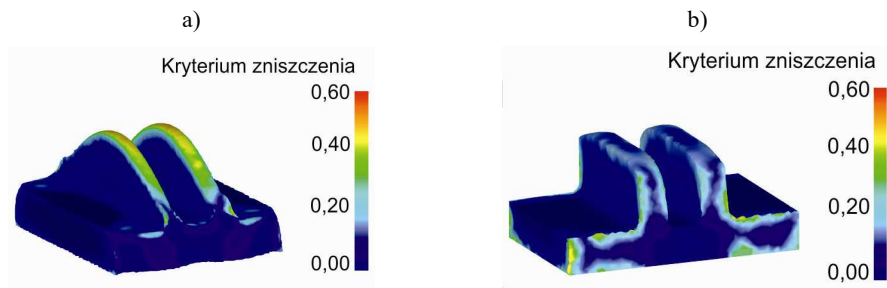


Rys. 4.27. Rozkład intensywności odkształcenia i temperatury w procesie kucia: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [30]

Na kolejnym rys. 4.28 przedstawiono rozkład znormalizowanego kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama. Jak można zauważyć, w przypadku odkuwki kształtowanej półswobodnie największe wartości występują w górnej strefie żeber, a więc są to miejsca, w których niebezpieczeństwo pęknięć jest największe. W odkuwce kształtowanej w wykroju zamkniętym wartość kryterium CL przyjmuje małe wartości w całej objętości. Wyższe wartości występują tylko na krawędziach odkuwki i związane są z powstawaniem wypływką czołowej (wciskaniem materiału w szczeliny pomiędzy narzędziami).

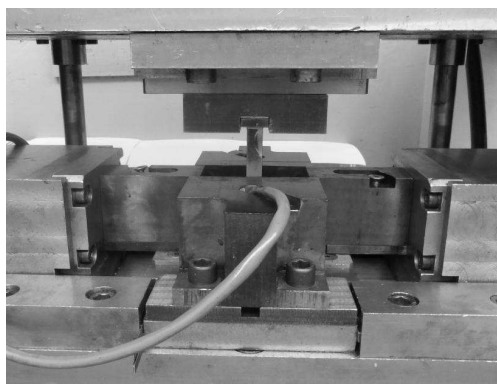
Na podstawie uzyskanych wyników teoretycznych stwierdzono, że przy kształtowaniu odkuwek z dwoma żebrami występują takie same zjawiska ograniczające jak przy kuciu odkuwek z jednym żebrzem. Zaliczyć do nich należy: wyboczenie wsadu powodujące zakucie w podstawie, poszerzenie podstawy odkuwki (w przypadku kucia półswobodnego), nierównomierność żebra oraz możliwość wystąpienia pęknięć. Zało-

żono, że graniczny współczynnik spęczania, który determinuje wyboczenie i w konsekwencji zakucie w podstawie odkuwki wyznaczony zostanie w badaniach doświadczalnych z powodu niemiernodajnych wyników obliczeń w tym zakresie.



Rys. 4.28. Rozkład kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama w odkuwce kutej: a) półswo-bodnie, b) w wykroju zamkniętym [30]

Pozytywne wyniki symulacji numerycznych potwierdzające prawidłowość konstrukcji narzędzi i przebiegu procesu dały podstawę do przeprowadzenia badań doświadczalnych. W eksperymencie zastosowano te same narzędzia co przy kuciu odkuwek z jednym żebrami. Dodatkowo wykonano górny stempel mocowany do górnego suwaka prasy, który służy do docięnięcia wsadu między żebrami. Na rys. 4.29 przedstawiono zestaw narzędziowy stosowany do kucia odkuwek z dwoma żebrami w wykroju zamkniętym. Realizacja drugiego wariantu procesu wymaga jedynie demontażu narzędzi oporowych (widocznych przed i za górnym stemplem). W elementach składowych zestawu narzędziowego umieszczono grzałki patronowe zapewniające nagrzewanie do temperatury 250°C.

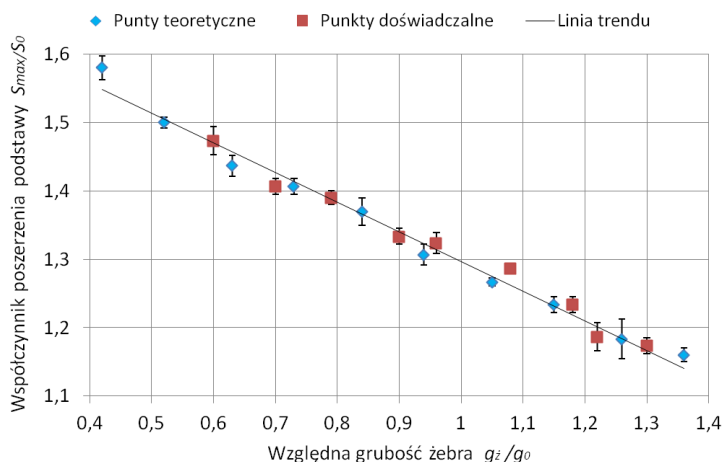


Rys. 4.29. Narzędzia do kształtowania odkuwek z dwoma żebrami metodą kucia w wykroju zamkniętym [33, 44]

Wsad ze stopu AZ31 nagrzewano do temperatury 410°C , układano na dolnej płycie narzędziowej, dociskano górnym stemplem i kształtowano bocznymi narzędziami. Przykładowe odkuwki przedstawiono na rys. 4.30. Widoczna jest nieregularność podstawy w odkuwce wykonanej metodą kucia półswobodnego. Jest ona tym większa, im mniejsza grubość żebra. Na rys. 4.31 przedstawiono zależność współczynnika poszerzenia podstawy od względnej grubości żebra (odniesionej do grubości wsadu). Jak widać, zależność ta jest liniowa, a wyniki teoretyczne i doświadczalne są zbieżne.



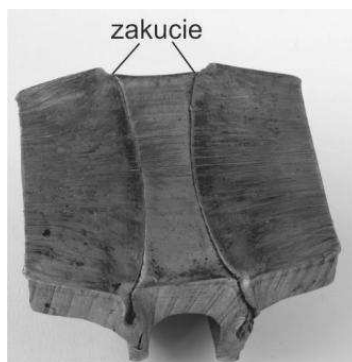
Rys. 4.30. Odkuwki z dwoma żebrami ze stopu AZ31 uzyskane metodą kucia: a) półswobodnego, b) w wykroju zamkniętym [33, 44]



Rys. 4.31. Zależność współczynnika poszerzenia podstawy od względnej grubości żebra dla przypadku kucia półswobodnego odkuwki z dwoma żebrami ze stopu AZ31 [33, 44]

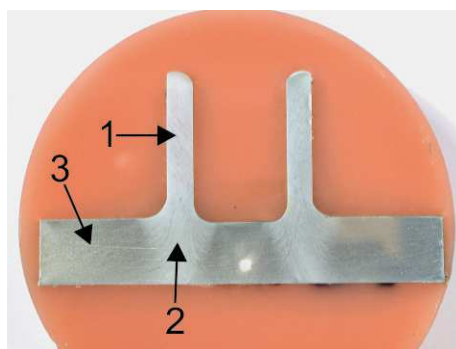
Badaniom poddano również dopuszczalny współczynnik spękania, który jest zasadniczym parametrem technologicznym. Na podstawie uzyskanych wyników stwier-

dzono, że współczynnik ten wynosi 3,1. Oznacza to, że jeżeli długość swobodna wsadu równa odległości pomiędzy górnym stemplem i narzędziem bocznym będzie ponad 3,1-krotnie większa od grubości wsadu, powstanie wyboczenie, a następnie zakucie w podstawie odkuwki (rys. 4.32).



Rys. 4.32. Zakucia w podstawie odkuwki z dwoma żebami ze stopu AZ31 [33, 44]

Pomiary wysokości żebier wykazały, że uśredniony współczynnik nierównomierności żebr wynosi 1,34 i 1,38 odpowiednio dla odkuwek kształtowanych półswobodnie i w wykroju zamkniętym. Badania strukturalne potwierdziły wyniki uzyskane dla odkuwek z jednym żebrzem. W obszarze żebier (obszar 1 – rys. 4.33) oraz bezpośrednio pod nimi (obszar 2 – rys. 4.33) uzyskano całkowicie lub częściowo zrekrystalizowaną strukturę. Badania własności mechanicznych (tab. 4.3) również są zbieżne z rezultatami otrzymanymi dla odkuwki z jednym żebrzem. Wszystkie badane wskaźniki w odkuwce są wyższe od materiału wyjściowego.

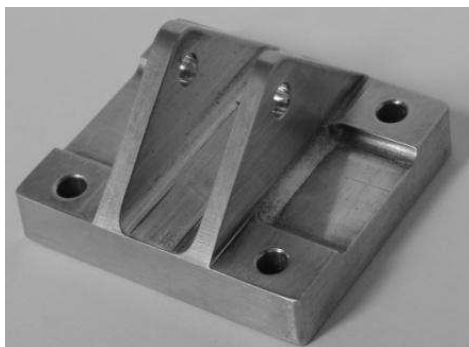


Rys. 4.33. Przekrój odkuwki z dwoma żebami ze stopu AZ31 z znanaczonymi obszarami poddanymi badaniom strukturalnym i mechanicznym [27]

Tabela 4.3. Wyniki badań własności mechanicznych odkuwek z dwoma żebrami ze stopu AZ31 [27]

Miejsce pobrania próbki do badań	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Granica plastyczności R_e [MPa]	Wydłużenie A_5 [%]	Twardość [HB]
Materiał wyjściowy	290	171	11	64
Strefa 1 odkuwki z dwoma żebrami	350	303	15,5	78
Strefa 2 odkuwki z dwoma żebrami	330	250	13,5	76
Strefa 3 odkuwki z dwoma żebrami	303	216	12	66

Kończącym efektem badań doświadczalnych były gotowe wsporniki z dwoma żebrami wykonane z półfabrykatów w postaci odkuwek uzyskanych według opracowanej technologii. Na podstawie rysunku gotowej części zaprojektowano odkuwkę i narzędzia. Po wykonaniu partii próbnej odkuwek poddano je obróbce mechanicznej. Przykładową gotową część przedstawiono na rys. 4.34.

**Rys. 4.34.** Wspornik z dwoma żebrami ze stopu AZ31 [33, 44]

4.2.4. Podsumowanie

Wykonane analizy teoretyczne i badania doświadczalne potwierdziły możliwość kształtowania odkuwek płaskich z jednym lub dwoma żebrami ze stopu magnezu AZ31. Do realizacji procesu niezbędna jest maszyna kuźnicza wyposażona w trzy ruchome narzędzia robocze. W zależności od konstrukcji narzędzi odkuwki można wykonać metodą kształtowania półswobodnego lub w matrycach zamkniętych. Oba sposoby kształtowania zostały objęte ochroną patentową [36, 37, 42, 43, 53, 54, 56, 57, 59, 60].

Na podstawie uzyskanych wyników zidentyfikowano zjawiska ograniczające proces kształtowania, do których zaliczono: wyboczenie wsadu powodujące zakucie

w podstawie, pęknięcia na powierzchni żebra i pęknięcia podstawy, poszerzenie podstawy odkuwki (w przypadku kucia półswobodnego) i nierównomierność zarysu żebra.

Wady kształtu w postaci poszerzenia podstawy i nierównomierności zarysu żebra zwiększają materiałochłonność kształtowania półswobodnego. Ponadto zmienna wysokość kształtu żebra na jego długości ogranicza tę metodę do wykonywania odkuwek z żebrami o zarysie trójkątnym lub półokrągłym. Zaletą kucia półswobodnego jest prosta konstrukcja narzędzi, co czyni ten sposób tańszym i łatwiejszym w realizacji w stosunku do kucia w matrycach zamkniętych.

Kształtowanie w wykroju zamkniętym pozwala wykonać odkuwki o podstawie prostokątnej i szerokości równej szerokości wsadu. Konieczność stosowania dodatkowych narzędzi oporowych podwyższa koszty związane z tym sposobem kucia i utrudnia ułożenie wsadu i wyjęcie odkuwki.

W celu uniknięcia jednego z głównych ograniczeń procesu – wyboczenia, należy stosować odpowiednie warunki geometryczne. Długość swobodna kształtowanej części wsadu nie może przekraczać ok. 3,5-krotności jego grubości w przypadku kształtowania odkuwek z jednym żebrami i 3,1-krotności w przypadku odkuwek z dwoma żebrami. Warunek ten jest słuszny zarówno dla sposobu kształtowania półswobodnego, jak też w matrycach zamkniętych. Na podstawie porównania wyników symulacji z rezultatami eksperymentu stwierdzono, że występuje dobra zgodność w zakresie sił kształtowania i geometrii odkuwek. Duże błędy obliczeniowe wystąpiły przy analizie zjawiska wyboczenia i dlatego do określenia warunków granicznych w tym zakresie należy stosować metody doświadczalne.

Ograniczeniem procesu kształtowania uźebrowanych odkuwek ze stopu AZ31 jest również występowanie pęknięć zlokalizowanych w podstawie odkuwki oraz na górnej powierzchni żeber. Uzyskanie wyrobów pozbawionych tych wad wymaga stosowania odpowiedniej temperatury wsadu i narzędzi.

5. Kucie stopów magnezu na prasach śrubowych i młotach kuźniczych

Specyficzne warunki kucia stopów magnezu, tj. stosowanie małych prędkości odkształcenia i warunków zbliżonych do izotermicznych stanowi ograniczenie dla zakładów kuźniczych nieposiadających wolnych pras hydraulicznych. Podjęto zatem badania nad możliwością realizacji procesów kucia tych materiałów z użyciem maszyn kuźniczych charakteryzujących się większymi prędkościami ruchu narzędzi roboczych. Zaliczono do nich młoty kuźnicze i prasy śrubowe, które są na wyposażeniu wielu kuźni krajowych. Poniżej przedstawiono wyniki badań dotyczących wykonania odkuwek o różnych kształtach, co stanowi uzupełnienie do prezentowanych w rozdziale 3 badań plastyczności i struktury stopów Mg odkształcanych na młotach kuźniczych i prasach śrubowych.

5.1. Badania procesu kucia odkuwki dźwigni

5.1.1. Wprowadzenie

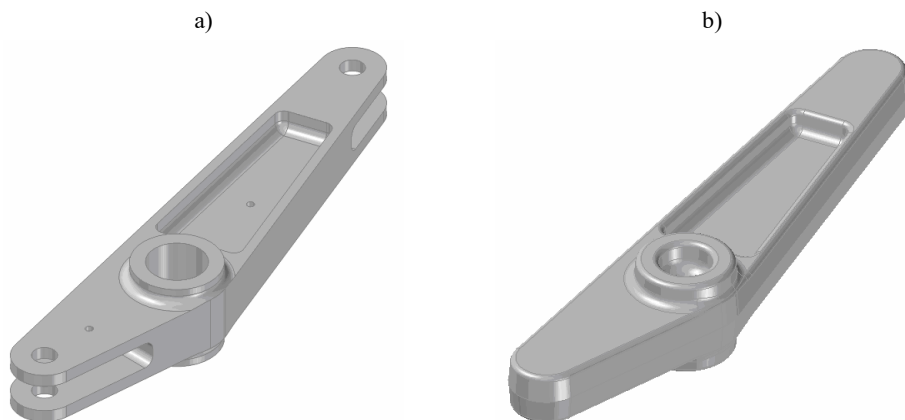
W ramach badań możliwości kształtowania stopów magnezu na młotach kuźniczych podjęto prace nad opracowaniem technologii kucia odkuwki dźwigni ze stopu AZ31. Docelowa część wykonywana z tej odkuwki została zaprojektowana przez członków zespołu badawczego z Instytutu Lotnictwa w Warszawie jako jedna z innowacji skutkujących obniżeniem masy śmigłowca. Założono, że wykonanie półfabrykatu metodą obróbki plastycznej zapewni najwyższą jakość wyrobu końcowego. Program badań podzielono na kilka etapów: analizę teoretyczną, badania doświadczalne, opracowanie technologii na podstawie wyników teoretyczno-doświadczalnych, wykonanie serii próbnej wyrobów do dalszych badań eksploatacyjnych. W niniejszym rozdziale przedstawiono najważniejsze wyniki badań, natomiast szczegółowych ich opis przedstawiono w opracowaniach [17, 25, 61, 63, 64, 66, 68, 72, 107, 134, 135].

Na podstawie opisywanych w literaturze specjalistycznej technologii wykonania odkuwek ze stopów magnezu stwierdzono, że oparte są one na kuciu z małymi prędkościami w warunkach zbliżonych do izotermicznych. Zazwyczaj stosowane są specjalne urządzenia do podgrzewania narzędzi. Analiza krajowych producentów odkuwek wykazała, że największe tradycje w zakresie kucia stopów metali nieżelaznych posiada

Zakład Obróbki Plastycznej Sp. z o.o. w Świdniku (ZOP). W zakładzie tym głównymi maszynami kuźniczymi są młoty matrycowe charakteryzujące się dużymi prędkościami odkształcenia. Zakład posiada specjalistyczne wyposażenie do nagrzewania, kucia, obróbki cieplnej i innych operacji pomocniczych dla stopów aluminium, których zakres temperaturowy obróbki odpowiada stopom magnezu. W związku z tym ZOP wytypowano jako potencjalnego partnera do ewentualnego wdrożenia technologii kucia dźwigni.

Konsekwencją powyższego było podjęcie wyzwania polegającego na opracowaniu metody wykonania odkuwki z użyciem młotów. Należy podkreślić, że nie stwierdzono opracowań specjalistycznych, w których byłyby jakiekolwiek wyniki badań w tym zakresie. Zalety młotów wynikają z ich uniwersalności, co jest szczególnie istotne w przypadku wytwarzania odkuwek wydłużonych, do których należy odkuwka dźwigni.

Ustalono harmonogram prac, który obejmował zaprojektowanie odkuwki na podstawie gotowej części, zaprojektowanie technologii kucia, weryfikację teoretyczną przyjętych rozwiązań i weryfikację doświadczalną. Na rys. 5.1a przedstawiono model gotowej dźwigni. Na podstawie rysunku części zaprojektowano odkuwkę, przyjmując niezbędne naddatki technologiczne (rys. 5.1b).



Rys. 5.1. Model części (a) i odkuwki (b) dźwigni ze stopu magnezu AZ31 [61]

Kolejnym etapem było zaprojektowanie technologii kucia na młocie, w której przyjęto następujące operacje:

- cięcie wsadu w postaci pręta na wymiar $\phi 40 \times 210$ mm,
- nagrzewanie materiału wsadowego (przyjęto, że wartość temperatury zostanie określona w analizie teoretycznej i badaniach doświadczalnych),

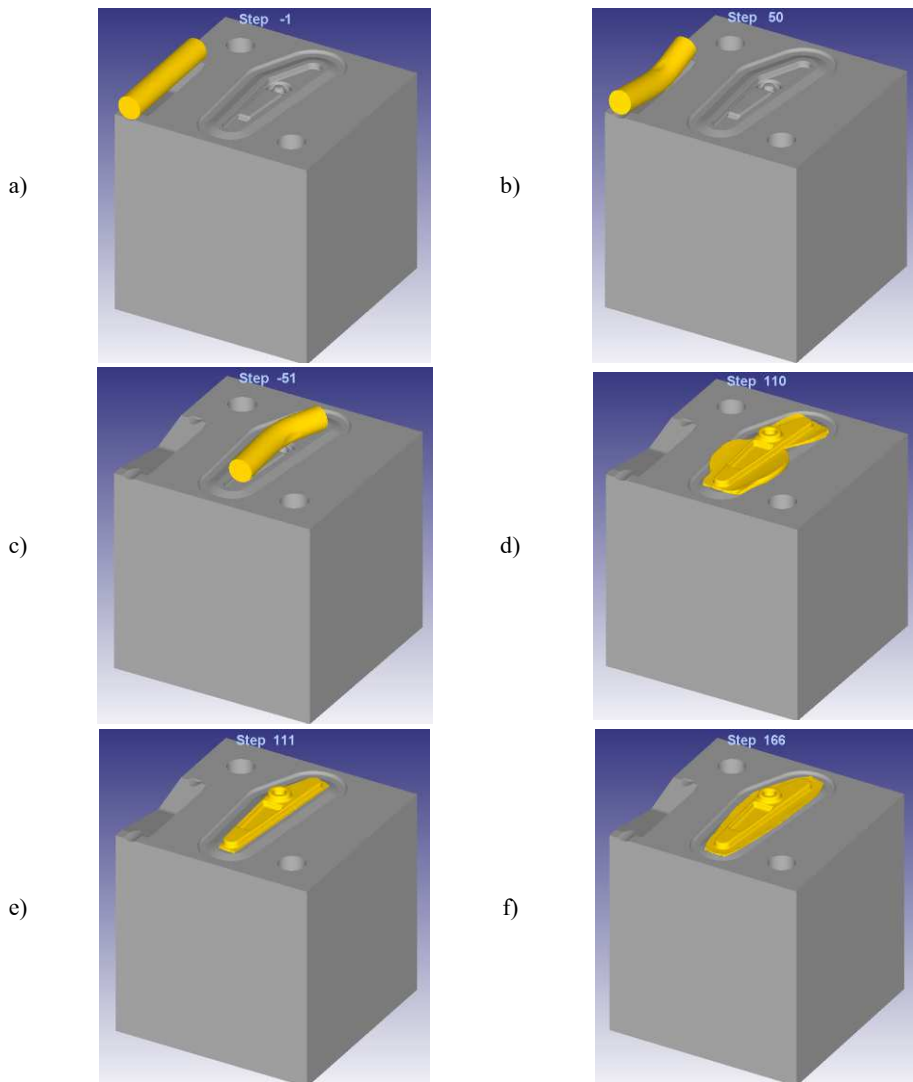
- gięcie w wykroju gnącym i kucie wstępne (przyjęto, że operacja gięcia wykonana będzie w wykroju gnącym z użyciem 1 uderzenia, natomiast operacja kucia wstępnego w wykroju matrycującym z użyciem 2÷4 uderzeń, stosując niedokucie),
- obcięcie nadmiarów materiału,
- nagrzanie przedkuwki,
- kucie matrycujące (przyjęto użycie 2 uderzeń),
- okrawanie.

5.1.2. Analiza teoretyczna procesu

W celu weryfikacji teoretycznej opracowanej technologii kucia wykonano symulacje numeryczne w środowisku programu Deform 3D opartego na metodzie elementów skończonych. Analizę przeprowadzono przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia. Obliczenia wykonano dla wariantu kucia na młocie oraz na prasie, przy różnych temperaturach nagrzewania (310°C, 410°C). Szczegółowe wyniki symulacji wszystkich analizowanych przypadków przedstawiono w opracowaniu [68].

Wariantem, który wytypowany został do prób doświadczalnych był wariant kucia na młocie przy temperaturze nagrzewania wsadu równej 410°C. Wyniki symulacji poszczególnych operacji kucia przedstawiono na rys. 5.2. Założono, że po operacji gięcia wsadu (rys. 5.2a, b) nagrzanego do temperatury 410°C zostanie on, po obrocie o 90°, położony do wykroju matrycującego i poddany kuciu z niedokuciem wynoszącym 3 mm (rys. 5.2c, d). Po ochłodzeniu przedkuwki zostaną obcięte nadmiary i po ponownym nagrzaniu do temperatury 410°C wykonana będzie operacja kucia w wykroju matrycującym, aż do uzyskania gotowej odkuwki (rys. 5.2e, f).

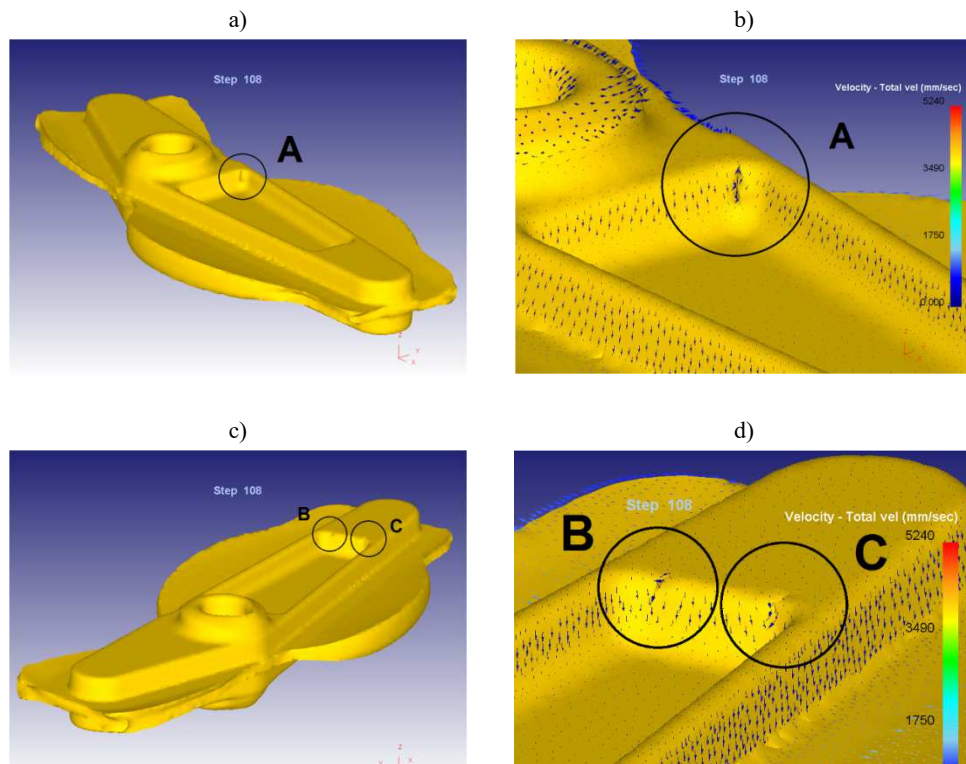
Na podstawie uzyskanych końcowych wyników symulacji stwierdzono, że odkuwka posiada prawidłowy kształt, bez wad w postaci niewypełnień wykroju. Szczegółowa analiza płynięcia materiału w operacji kucia wstępnego wykazała jednak, że w miejscach zaokrągleń od wewnętrznej strony żeber powstają zakucia (rys. 5.3). Przyczyną tej wady jest przemieszczanie się materiału z dwóch różnych kierunków do miejsca, w którym ona się tworzy.



Rys. 5.2. Kształt wyrobu w kolejnych etapach procesu kucia odkuwki dźwigni: a) przed operacją gięcia, b) po operacji gięcia, c) przed operacją kucia wstępnego, d) po kuciu wstępnym z niedokuciem, e) przedkuvka po obcięciu nadmiarów ułożona w wykroju matrycuującym, f) odkuwka po kuciu końcowym [61, 68]

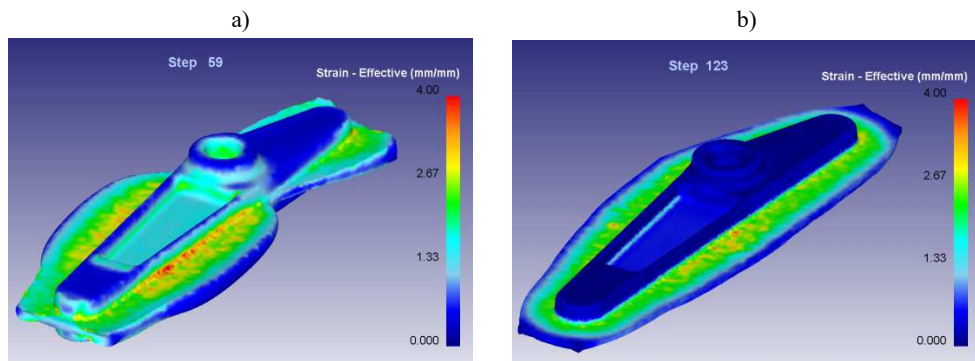
Należy zaznaczyć, że w kolejnych krokach symulacji zakucia są „zalecane” wskutek przebudowy siatki i w konsekwencji wygładzania powierzchni zewnętrznej. W efekcie po zakończeniu operacji kucia wstępnego z niedokuciem uzyskano przedkuvkę bez zakuć. Niezależnie od końcowego rezultatu symulacji należy uznać, że w operacji kucia wstępnego zachodzi prawdopodobieństwo wystąpienia zakuć o stosunkowo dużej głębokości. Założono, że jeżeli wady te wystąpią w badaniach do-

świadczalnych, konieczne będzie wprowadzenie dodatkowego wykroju wstępnego. W fazie badawczej pominięto ten wykroj z uwagi na konieczność stosowania dodatkowej matrycy, co znacząco podniosłoby koszt eksperymentu.

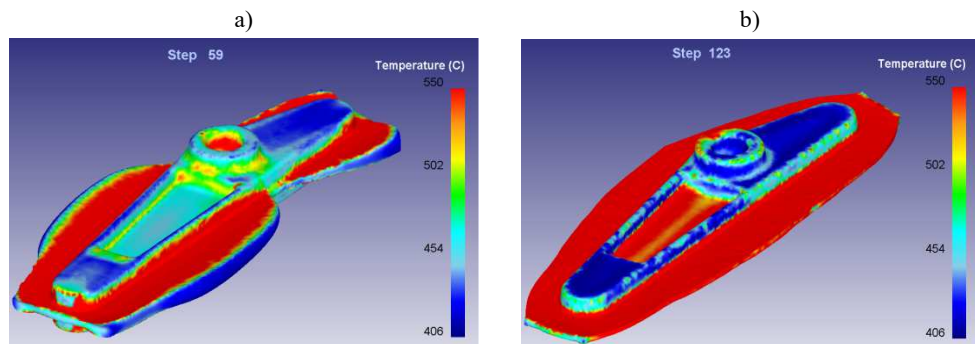


Rys. 5.3. Zakucia w uźebrowanej części odkuwki: a) zakucie A, b) wektory prędkości płynięcia materiału w zakuciu A, c) zakucie B i C, d) wektory prędkości płynięcia materiału w zakuciu B i C [61, 64]

Na rys. 5.4 przedstawiono rozkład intensywności odkształcenia w odkuwce po kuciu wstępnym i matrycującym. Największe odkształcenia wystąpiły w wypływie, co jest typowe dla procesów kucia matrycowego. Pomijając wypływkę, obszarem o największych wartościach odkształcenia jest płaskie denko w części uźebrowanej przedkuwki. W miejscach największych odkształceń, tj. w wypływie, odnotowano również największą temperaturę (rys. 5.5). Duży wzrost temperatury wystąpił również w płaskim denku uźebrowanej części odkuwki w operacji kucia matrycującego, pomimo że odkształcenia w tym miejscu są stosunkowo małe. Przyczyną jest prawdopodobnie generowanie ciepła wskutek dużego tarcia materiału ściskanego przez narzędzia, przemieszczającego się w płaszczyźnie podziału.



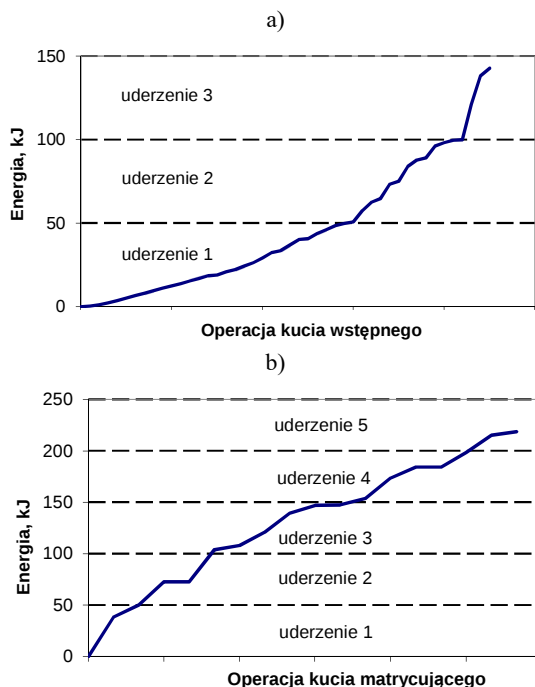
Rys. 5.4. Przedkuwka (a) i odkuwka (b) wraz z rozkładem odkształceń w procesie kucia na młocie przy temperaturze początku kucia równej 410°C [61]



Rys. 5.5. Rozkład temperatury w końcowym etapie kucia wstępnego (a) i matrycującego (b) [61, 64]

W analizie teoretycznej bardzo ważnym aspektem było obliczenie zużycia energii stanowiącej podstawę doboru maszyny kuźniczej do realizacji prób doświadczalnych. Energochłonność procesu w operacjach kucia wstępnego i matrycującego przedstawiono na rys. 5.6. Analiza energii uderzenia wykazała, że przy zastosowaniu młota MPM 6300B o energii uderzenia 63 kJ i masie części spadającej wynoszącej 2100 kg w kolejnych operacjach konieczne jest zastosowanie następującej liczby uderzeń:

- operację gięcia można wykonać z użyciem jednego uderzenia,
- operację kucia wstępnego można wykonać z użyciem trzech uderzeń, wykorzystując 80% energii w każdym uderzeniu,
- operację kucia w wykroju matrycującym można wykonać z użyciem pięciu uderzeń, wykorzystując 80% energii w każdym uderzeniu.



Rys. 5.6. Zużycie energii w operacji kucia: a) wstępnego, b) matrycującego [68]

Uzyskane wyniki analizy teoretycznej dały podstawę do sformułowania wniosków, które uwzględniono przy planowaniu badań doświadczalnych:

- W operacji kucia w wykroju matrycującym z niedokuciem zachodzi prawdopodobieństwo powstania zakuć. Niezbędna jest więc operacja usunięcia tych wad. Jeżeli wprowadzenie tej operacji nie będzie skuteczne, tj. w wyrobie gotowym stwierdzona zostanie obecność zakuć, to należy rozważyć zastosowanie dodatkowego wykroju do kucia wstępnego.
- Poza wadą wymienioną w powyższym wniosku analizowany proces kucia na młocie zapewnia uzyskanie wyrobu finalnego o prawidłowym kształcie.
- Wyniki obliczeń dotyczących procesu kucia na młocie wskazują na występowanie obszarów w odkuwce o zbyt wysokiej temperaturze. Trudności w ocenie dokładności obliczeń narzucają konieczność sprawdzenia struktury i własności wytrzymałościowych w odkuwkach wykonanych w próbach przemysłowych.

5.1.3. Badania doświadczalne

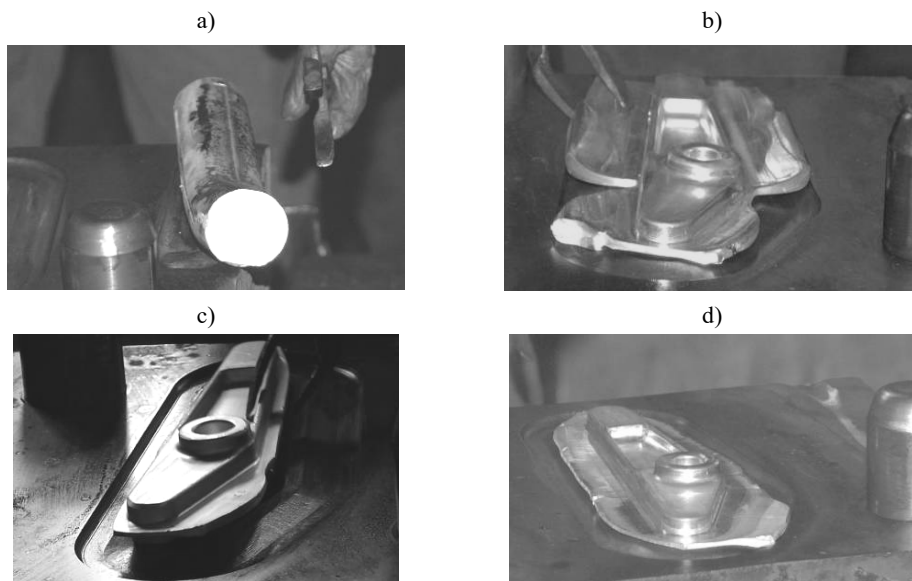
Pozytywne rezultaty weryfikacji teoretycznej zaprojektowanej technologii uzasadniały celowość przeprowadzenia badań doświadczalnych dotyczących kucia matrycowego odkuwki dźwigni. Zaplanowano, że oprócz badań dla stopu AZ31 zostaną

przeprowadzone również próby kucia stopów AZ61, AZ80 oraz WE43, który jest materiałem perspektywnym z uwagi na stabilność własności mechanicznych w zakresie temperatur do 200°C [106]. W celu obniżenia kosztów założono, że wypływka będzie obcinana za pomocą pił taśmowych, dzięki czemu nie było konieczności wykonywania wykrojnika. Do nagrzewania wsadu i przedkuwki zastosowano komorowy piec elektryczny. Próby kucia przeprowadzono na matrycowym młocie parowo-powietrznym o energii uderzenia równej 63 kJ i masie części spadającej równej 2100 kg.

Proces kucia dźwigni z pręta prowadzono według wcześniej zaprojektowanego procesu technologicznego, dla którego najważniejsze operacje to:

- cięcie wsadu w postaci pręta na wymiar $\varnothing 40 \times 210$ mm,
- nagrzewanie wsadu do temperatury początku kucia równej 410°C,
- gięcie w wykroju gnącym i kucie wstępne (przyjęto, że operacja gięcia wykonana będzie w wykroju gnącym z użyciem 1 uderzenia, natomiast operacja kucia wstępnego w wykroju matrycującym z użyciem 2÷4 uderzeń),
- obcięcie nadmiarów materiału,
- nagrzanie przedkuwki do temperatury początku kucia równej 410°C,
- kucie matrycujące,
- okrawanie.

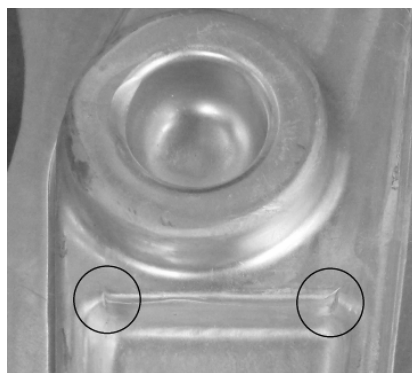
Przebieg procesu kucia odkuwki dźwigni z pręta przedstawiono na rys. 5.7. W pierwszym etapie nagrany półfabrykat kształtowany jest w wykroju gnącym



Rys. 5.7. Kolejne fazy kucia odkuwki dźwigni z pręta: a) koniec operacji gięcia, b) koniec operacji kucia wstępnego, c) początek operacji kucia matrycującego, d) koniec operacji kucia matrycującego [72]

z użyciem jednego uderzenia bijaka młota. Następnie wsad przenoszony jest do wykroju matrycującego, gdzie zostaje wstępnie odkuty z użyciem trzech uderzeń. Kolejnymi operacjami są: obcięcie nadmiaru materiału wypływką, nagrzanie materiału i kucie końcowe. Analizując przebieg wstępnego kucia przy 3 uderzeniach, można zauważyć, jak duża wypływka powstaje podczas kucia z pręta. Rozmiary powstałej wypływką podczas kucia wstępnego są większe od przyjętych wymiarów rowka na wypływkę, co można zaobserwować na rysunku 5.7b. Sytuacja ta wymusiła konieczność przerwania procesu kucia w celu usunięcia nadmiaru materiału wypływką. W trakcie usuwania nadmiaru wypływką dochodzi do znacznego spadku temperatury poniżej temperatury kucia, co powoduje konieczność ponownego nagrzewania materiału przed kuciem ostatecznym. Przedkawkę po odcięciu nadmiarów i gotową odkawkę po operacji kucia matrycującego przedstawiono odpowiednio na rys. 5.7c i d.

Ocena jakościowa pierwszej partii przedkawk i odkawek wykazała, że posiadają one zakucia (rys. 5.8). Ich lokalizacja jest zgodna z modelem teoretycznym (por. rys. 5.3). Wady powstają w operacji kucia wstępnego w okolicy zaokrągleń przy żebrach w części trzonowej wyrobu, po obu jego stronach. Aby przeciwdziałać powstawaniu tej wady, operację kucia wstępnego zrealizowano uderzeniami o mniejszej energii. Spowodowało to wzrost ich liczby z trzech do sześciu, ale uzyskano odkawkę bez wad w postaci zakuć (rys. 5.9).



Rys. 5.8. Zakucia powstałe w przedkawce dźwigni po operacji kucia wstępnego [63, 72]



Rys. 5.9. Wyrób o dobrej jakości (bez wad) [63, 72]

W niektórych przypadkach stwierdzono również wystąpienie pęknięć u podstawy żeber. Przyczyny należy upatrywać w kinematyce płynięcia materiału. Metal wypełniający żebro nie przemieszcza się, natomiast znajdujący się w denku pomiędzy żebrami intensywnie płynie w płaszczyźnie podziału, wypełniając rowek na wypływkę. Na granicy tych dwóch obszarów zachodzi ścięcie materiału (powstaje pęknięcie). Niebezpieczeństwo wystąpienia tej wady wzrasta wraz ze zwiększeniem prędkości płynięcia materiału spowodowanym zwiększeniem energii uderzenia oraz wraz ze spadkiem zapasu plastyczności spowodowanym obniżeniem temperatury. Należy zatem stosować większą liczbę uderzeń o mniejszej energii. Założono również, że poprawę warunków kształtowania przyniesie zwiększenie promienia zaokrąglenia u podstawy żeber z 3 mm na 5 mm, co zostanie wykonane w przypadku uruchomienia produkcji seryjnej. Można ocenić, że prawidłowa realizacji powyższego procesu wymaga zachowania odpowiednich parametrów oraz wysokiej kultury technicznej obsługi.

Należy podkreślić, że zastosowanie technologii kucia na młocie pozwoliło wykonać prawidłowe wyroby tylko ze stopu AZ31. Dla pozostałych stopów AZ61, AZ80 i WE43 nie udało się uniknąć powstania wad. Kruchłość tych materiałów przy dużych prędkościach odkształcenia skutkowałą pękaniem odkuwek w czasie kucia. Przykłady wadliwych odkuwek pokazano na rys. 5.10.

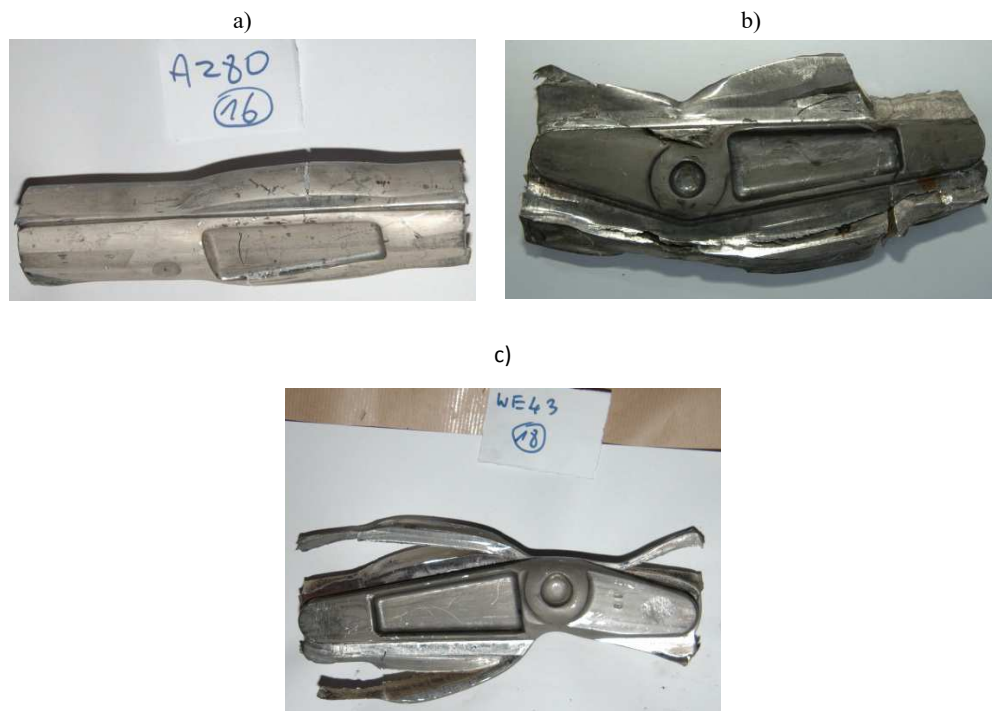
Odkuwki ze stopu AZ31 (nieobrobione cieplnie) zostały poddane badaniom własności. Na podstawie statycznej próby rozciągania stwierdzono, że średnie wskaźniki wytrzymałościowe i plastyczne wynoszą: wytrzymałość na rozciąganie – 272 MPa, granica plastyczności – 205 MPa, wydłużenie – 14%. Badania struktury wykazały, że odkuwki nie posiadają żadnych wad wynikających z nadmiernego wzrostu temperatury. W związku z uzyskaniem pozytywnych wyników kucia na młocie zaplanowano kolejny etap badań, którego celem było określenie wpływu obróbki cieplnej na własności mechaniczne i strukturę.

W celu uzyskania materiału do badań wykonano serię odkuwek, które poddano różnym wariantom obróbki cieplnej. Przyjęto, że część odkuwek po kuciu matrycującym zostanie ochłodzona w wodzie, a pozostałe w powietrzu i następnie część odkuwek poddana zostanie sztuczemu starzeniu. W ten sposób odkuwki zostaną poddane czterem różnym wariantom obróbki cieplnej:

- chłodzenie w wodzie po kuciu + starzenie sztuczne,
- chłodzenie w powietrzu po kuciu + starzenie sztuczne,
- chłodzenie w wodzie po kuciu + starzenie naturalne,
- chłodzenie w powietrzu po kuciu + starzenie naturalne.

Założono, że chłodzenie z wykorzystaniem temperatury kucia zastąpi operację przesycania. W przypadku uzyskania dobrych własności dla takiego wariantu obróbki cieplnej proces byłby bardziej ekonomiczny od przypadku stosowania oddzielnej operacji przesycania. Oszczędności wynikają nie tylko z mniejszego zużycia energii niezbędnej do nagrzewania do operacji przesycania, ale również z zaangażowania mniej-

szej liczby pracowników oraz specjalistycznych urządzeń. Na podstawie pomiarów twardości, własności wytrzymałościowych i plastycznych nie stwierdzono istotnego wpływu zastosowanych wariantów obróbki cieplnej na końcowe własności odkuwek. W związku z tym nie zaleca się stosowania przesycania i starzenia (utwardzania dyspersyjnego) w przypadku produkcji odkuwek ze stopu magnezu AZ31.



Rys. 5.10. Wadliwe odkuwki uzyskane ze stopu: a) AZ80, b) AZ61, c) WE43 [64, 72]

Na podstawie opracowanej technologii wykonano pilotażową serię dźwigni ze stopu AZ31 (rys. 5.11). Następnie przeprowadzono obróbkę mechaniczną, która polegała na frezowaniu wybrań i wierceniu otworów. Gotowe części przedstawiono na rys. 5.12. Na podstawie przeprowadzonych badań opracowano technologię kucia odkuwki dźwigni ze stopu AZ31 na młocie matrycowym zapewniającą wytwarzanie wyrobów o dobrej jakości.



Rys. 5.11. Seria próbna odkuwek dźwigni ze stopu AZ31 [72]



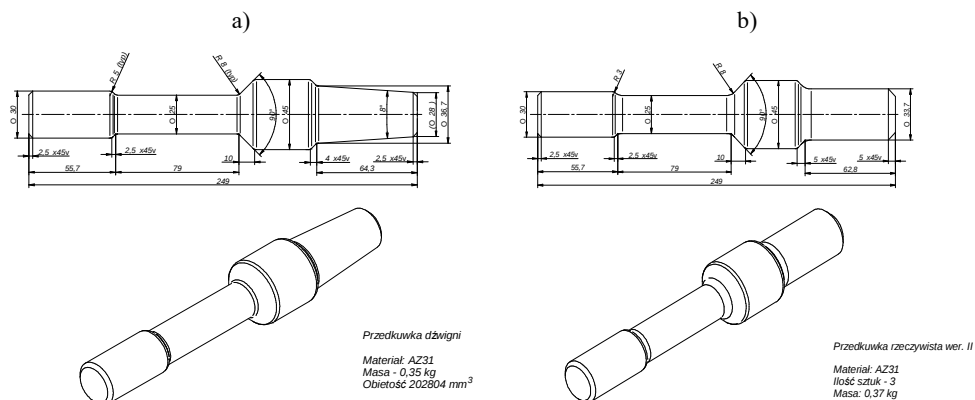
Rys. 5.12. Gotowe dźwignie ze stopu AZ31 [72]

5.1.4. Optymalizacja technologii

Z uwagi na dużą cenę stopów magnezu istotnym zagadnieniem technologicznym jest minimalizacja materiałochłonności procesu wytwarzania odkuwek. W przedstawionym procesie kucia odkuwki dźwigni z pręta odpad w postaci wyływki wynosi ok. 36,6%. W związku z tym podjęto badania zmierzające do poprawy zużycia materiału poprzez zastosowanie przedkuwki wykonanej metodą walcowania wzdłużnego i poprzeczno-klinowego. Badania podzielono na kilka etapów: konstrukcja przedkuwki, opracowanie technologii i konstrukcja narzędzi, analiza teoretyczna przyjętych koncepcji walcowania oraz próby doświadczalne walcowania i kucia z przedkuwki (tylko dla przypadku walcowania wzdłużnego). Szczegółowe wyniki badań wykonanych w poszczególnych etapach przedstawiono w opracowaniach [17, 66, 134, 135], natomiast w niniejszej książce przedstawiono tylko wybrane rezultaty.

Na podstawie rysunku odkuwki oraz uwzględniając wpływkę, zaprojektowano idealną przedkuwkę, a na jej podstawie opracowano dwie różne przedkuwki przeznaczone

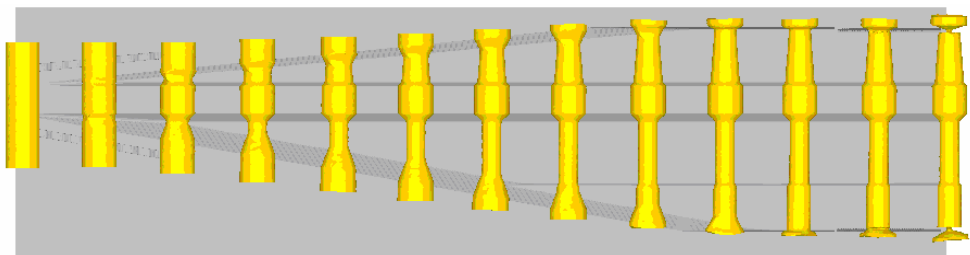
czony do wykonania metodą walcowania poprzeczno-klinowego (WPK) i metodą walcowania wzdłużnego. Przedkuwka zaprojektowana do procesu WPK (rys. 5.13a) posiada skrajny czop stożkowy i jest bardziej zbliżona kształtem do idealnej przedkuwki. Dla przypadku walcowania wzdłużnego (rys. 5.13b) wszystkie stopnie przedkuwki ze względów technologicznych zaprojektowano jako walcowe.



Rys. 5.13. Kształt i wymiary przedkuwki dźwigni kształtowanej w procesie: a) WPK, b) walcowania wzdłużnego [134]

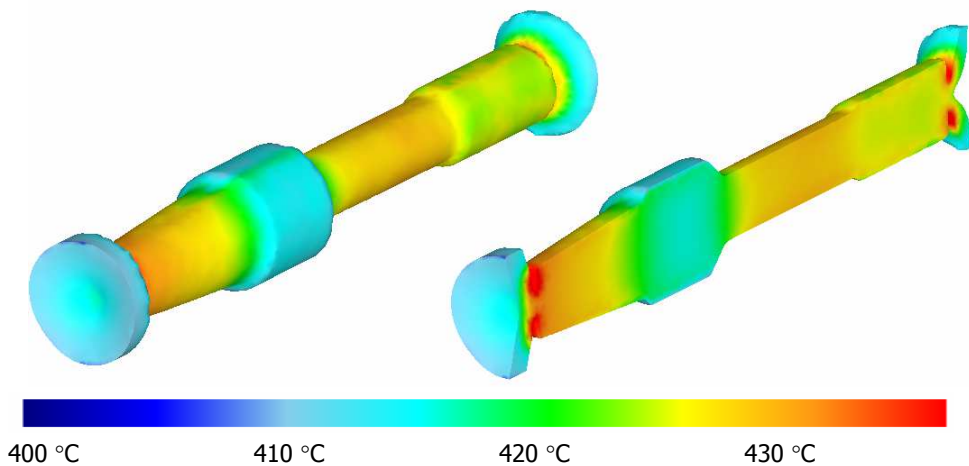
Po zaprojektowaniu narzędzi do realizacji obu procesów wykonano symulacje numeryczne weryfikujące prawidłowość przyjętych rozwiązań. Analizie poddano kinematykę płynięcia metalu, rozkład odkształceń i temperatur oraz parametry siłowe procesu.

Do walcowania przedkuwki metodą WPK przyjęto wsad ze stopu magnezu AZ31 o wymiarach $\phi 44 \times 160$ mm. W symulacji założono temperaturę początkową wsadu równą 400°C oraz temperaturę narzędzi równą 100°C. Prędkość płaskich narzędzi klinowych przyjęto równą $v = 0,2$ m/s. Kinematykę płynięcia metalu w procesie walcowania przedkuwki przedstawiono na rys. 5.14. Narzędzia klinowe, wecinając się w materiał, kształtują przewężenie stożkowe z jednej strony i walcowe stopnie przedkuwki z drugiej strony. Na końcach wsadu noże nacinają obwodowe rowki, które wyznaczają długość przedkuwki. Odcięte przez noże skrajne kawałki metalu stanowią odpad. Kształt i wymiary przedkuwki otrzymane w symulacjach są zgodne z przedkuwką teoretyczną.



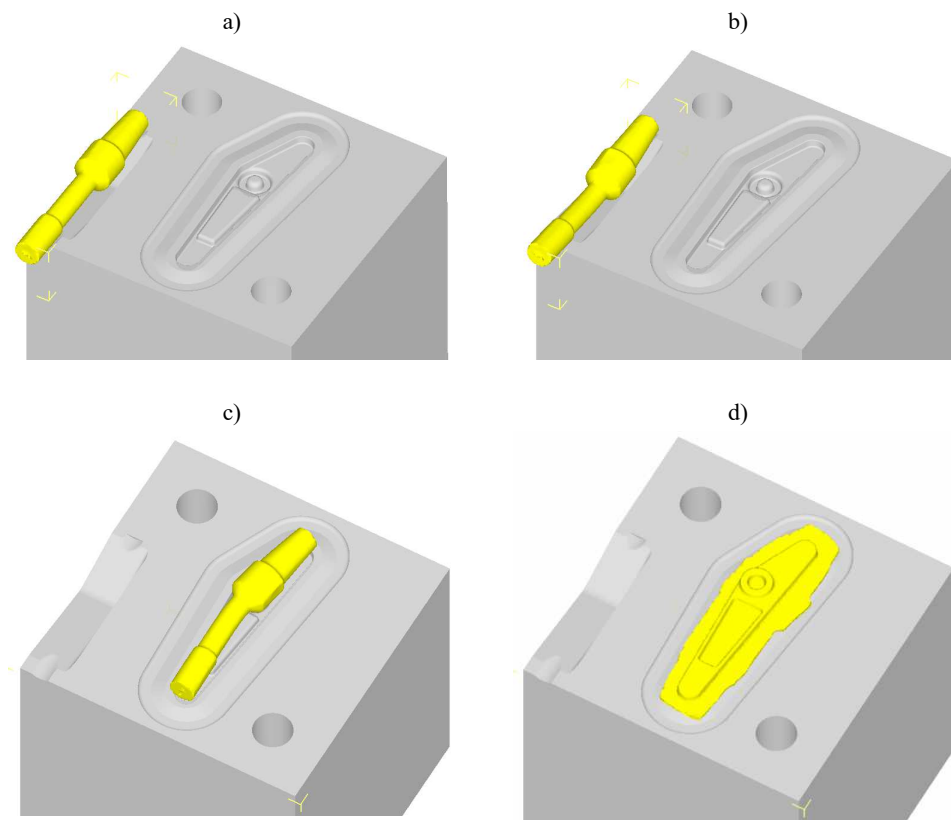
Rys. 5.14. Progresa kształtu przedkuwki dźwigni kształtowanej w procesie WPK [134]

Na rys. 5.15 przedstawiono rozkład temperatury na powierzchni i w przekroju osiowym przedkuwki w końcowym etapie walcowania. Jak widać, temperatura w całej objętości zawiera się w granicach $410\div 430^{\circ}\text{C}$. Pomimo stosunkowo długiego procesu walcowania trwającego ok. 6 sekund metal nie uległ wychłodzeniu i przedkuwka bezpośrednio po walcowaniu może być poddana kuciu odkuwki.



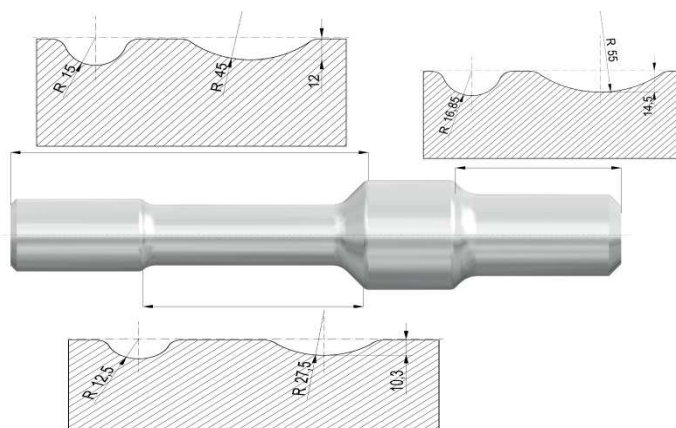
Rys. 5.15. Rozkład temperatury na powierzchni i w przekroju odwalcowanej przedkuwki wyznaczony w końcowym etapie symulacji walcowania [134]

Symulacja procesu kucia składającego się z operacji gięcia i kucia matrycującego potwierdziła prawidłowy kształt przedkuwki, co przedstawiono na rys. 5.16. W obliczeniach uzyskano odkuwkę bez wad geometrycznych z równomiernie rozłożoną wypływką na obwodzie. Zastosowanie przedkuwki wykonanej metodą WPK pozwala zmniejszyć zużycie materiału o ok. 7,8% w stosunku do kucia bezpośrednio z pręta.

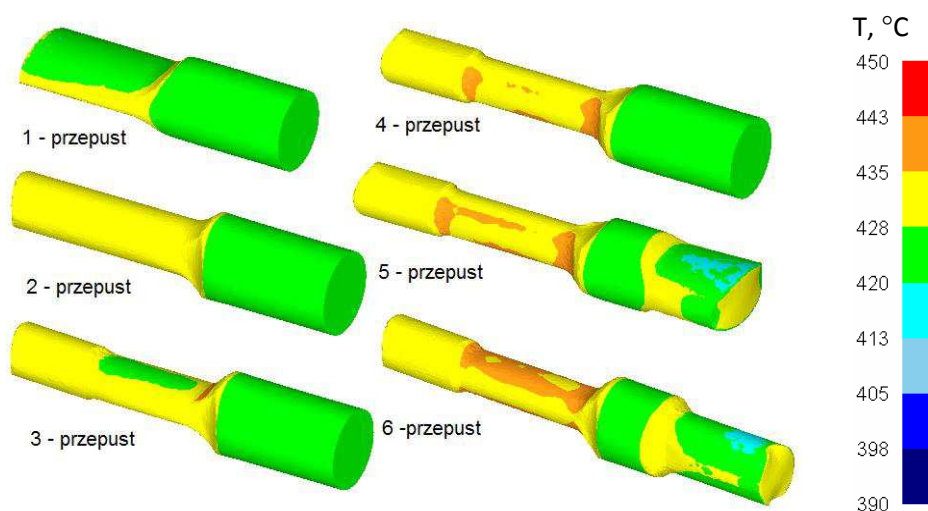


Rys. 5.16. Kolejne fazy procesu kucia odkuwki dźwigni z przedkuwki wykonanej metodą WPK: a) ułożenie przedkuwki w wykroju gnącym, b) koniec operacji gięcia, c) ułożenie przedkuwki w wykroju matrycującym, d) koniec operacji kucia matrycującego [134]

Drugi sposób walcowania wzdłużnego przedkuwki dźwigni zaprojektowano w 6 przepustach. Zastosowano system walcowania owal – koło. Schemat wykrojów dla poszczególnych stopni przedkuwki przedstawiono na rys. 5.17. W symulacji przyjęto takie same warunki temperaturowe jak w procesie WPK. Do walcowania zastosowano model wsadu ze stopu magnezu AZ31 o wymiarach $\phi 45 \times 132$ mm. Rezultaty symulacji przedstawiające zmianę kształtu w poszczególnych przepustach wraz z rozkładem temperatury na powierzchni metalu przedstawiono na rys. 5.18. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że zaprojektowane narzędzia są prawidłowe. Przedkuwka ma kształt i wymiary zbliżone do przedkuwki teoretycznej.



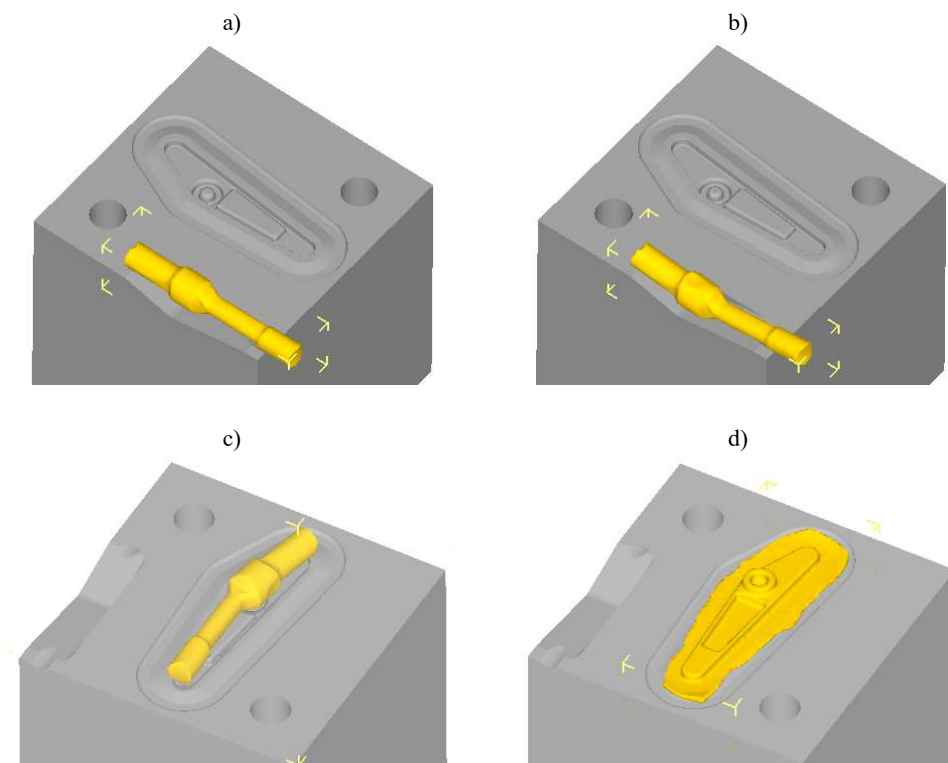
Rys. 5.17. Schemat przedstawiający wykroje kształtujące dla poszczególnych stopni przedkuwki [134]



Rys. 5.18. Rozkład temperatury w kształtowanej przedkuwce [16, 134]

Analiza rozkładu temperatury wykazała, że proces kształtowania przedkuwki nie wpłynął na ochłodzenie metalu. Odnotowano natomiast nieznaczny wzrost temperatury do ok. 440°C na odcinku przedkuwki o najmniejszej średnicy. Takie warunki sprzyjają realizacji procesu kucia odkuwki bezpośrednio po walcowaniu. Wyniki symulacji potwierdziły te spostrzeżenia (rys. 5.19). Odkuwka dźwigni odkuta z przedkuwki wykonanej metodą walcowania wzdłużnego nie posiada wad kształtu i ma równomierny rozkład wypływu na obwodzie. Na podstawie wyników symulacji stwierdzono, że opracowany proces technologiczny oraz zaprojektowane zestawy narzędziowe z du-

żym prawdopodobieństwem pozwolą na kształtowanie odkuwek o założonych wymaganiach technicznych.



Rys. 5.19. Kolejne fazy procesu kucia odkuwki dźwigni z przedkuwki wykonanej w procesie walcowania wzdłużnego: a) ułożenie przedkuwki w wykroju gnącym, b) koniec operacji gięcia, c) ułożenie półfabrykatu w wykroju matrycującym, d) koniec operacji kucia matrycującego [134]

Pozytywne wyniki symulacji dały podstawę do przeprowadzenia badań doświadczalnych. Po wykonaniu narzędzi (rys. 5.20) przeprowadzono próby walcowania przedkuwek, które ze względu na koszty ograniczono tylko do walcowania wzdłużnego. Do badań użyto uniwersalnej walcarki ramowo-konsolowej (rys. 5.21). W wyniku eksperymentu uzyskano przedkuwki, których kształt przedstawiono na rys. 5.22. Jak widać, efektem ubocznym walcowania było skrzywienie osi przedkuwek. Kolejnym defektem jest wypływka, która powstała w płaszczyźnie podziału segmentów walcujących. Nie są to jednak wady dyskwalifikujące wyrób. Skrzywienie można naprawić w operacji gięcia w procesie kucia. Obecność wypływki w przedkuwce wymusza konieczność odpowiedniego ułożenia jej w wykrojach matrycy (w celu uniknięcia zakuc), co wymaga dodatkowej uwagi kowala. Do pozytywnych rezultatów prób walco-

wania należy zaliczyć brak pęknięć oraz uzyskanie stopni przedkuwki o odpowiednich średnicach.



Rys. 5.20. Segmenty walcujące: a) użyte w badaniach, b) model 3D [134, 135]



Rys. 5.21. Walcarka ramowo-konsolowa użyta w próbach walcowania

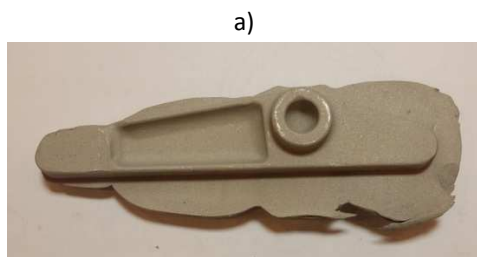


Rys. 5.22. Przedkuwki ze stopu AZ31 uzyskane w procesie walcowania wzdłużnego [17, 66, 135]

Kolejnym etapem badań doświadczalnych były próby kucia odkuwki dźwigni. Zastosowano te same matryce, które użyto w procesie kucia z pręta. W wyniku eksperymentu uzyskano odkuwki bez wad w postaci pęknięć, zakuć czy też niewypełnień wykroju (rys. 5.23). W celu oceny zużycia materiału zestawiono wyroby po operacji kucia wstępnego z przedkuwki walcowanej (rys. 5.24a) i z pręta (rys. 5.24b). Porównanie wielkości wypływki możliwe jest tylko w tej fazie procesu, ponieważ w przypadku kucia z pręta wypływka po operacji kucia wstępnego jest obcinana. Można zauważyć, że zastosowanie przedkuwki walcowanej powoduje wyraźne zmniejszenie odpadu w postaci wypływki. W analizowanym przypadku materiałochłonność została zmniejszona o około 20,4% w stosunku do kucia bezpośrednio z pręta, co przy produkcji odkuwek z drogich stopów magnezu ma duży wpływ na zmniejszenie końcowej ceny wyrobu. Należy również podkreślić, że przeprowadzone badania wykazały, że możliwe jest walcowanie wzdłużne stopu magnezu AZ31 i zastosowanie tego procesu do kształtowania przedkówek.



Rys. 5.23. Odkuwki dźwigni ze stopu AZ31 uzyskane w procesie kucia z przedkuwki wykonanej metodą walcowania wzdłużnego [64]

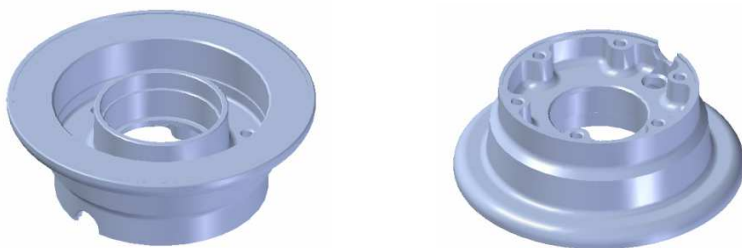


Rys. 5.24. Kształt wyrobów z wypływką po operacji kucia wstępnego z wsadu w postaci: a) walcowanej przedkuwki, b) pręta [64]

5.2. Badania procesu kucia odkuwki półpiasty

Celem badań było zaprojektowanie technologii wykonania na młocie kuźniczym i prasie śrubowej oraz wykonanie prób przemysłowych kucia odkuwki półpiasty z wytypowanych stopów magnezu, a następnie wykonanie z odkuwek gotowych części

metodami obróbki ubytkowej. Szczegółowe wyniki badań przedstawiono w opracowaniach [25, 62, 64, 67, 69, 77], a poniżej opisano tylko wybrane, najważniejsze ich aspekty. Potrzeba produkcji odkuwki półpiasty wynikała z zapotrzebowania Instytutu Lotnictwa w Warszawie. Członkowie zespołu tej instytucji zaprojektowali półpiastę (rys. 5.25) stanowiącą element koła przeznaczonego do zastosowania w lekkich samolotach. W celu uzyskania jak najlepszych własności założono, że gotowe półpiasty zostaną wykonane z półfabrykatów w postaci odkuwek, które charakteryzują się lepszymi własnościami od odlewów oraz części wykonanych metodami obróbki ubytkowej. Założono, że technologia zostanie opracowana i zweryfikowana dla materiałów AZ31, AZ61 AZ80 i WE43.



Rys. 5.25. Model 3D gotowej półpiasty [77]

Przyjęto następujący harmonogram prac badawczych:

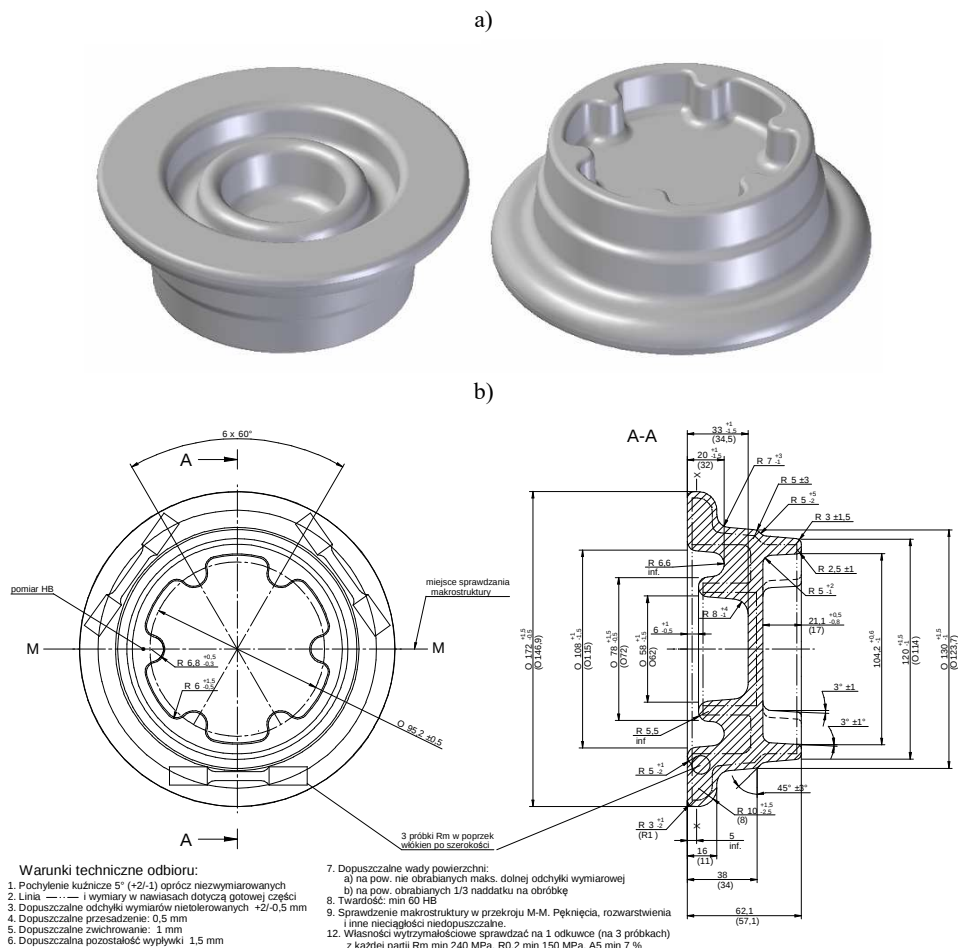
- opracowanie technologii kucia łącznie z konstrukcją narzędzi,
- symulacje numeryczne weryfikujące słuszność przyjętych założeń,
- wprowadzenie ewentualnych korekt w procesie,
- wykonanie prób kucia i dokonanie ewentualnej korekty technologii,
- w przypadku pozytywnych rezultatów wykonanie serii próbnej odkuwek,
- wykonanie gotowych części z uzyskanych odkuwek,
- przekazanie gotowych części do badań certyfikacyjnych.

5.2.1. Projektowanie technologii kucia i narzędzi

Pierwszym etapem projektowania technologii kucia było opracowanie rysunku odkuwki na podstawie gotowej części. Zaprojektowaną odkuwkę po dodaniu odpowiednich naddatków technologicznych przedstawiono na rys. 5.26. Na rysunku określono szczegółowe warunki techniczne odbioru, w tym wymagania odnośnie do własności wytrzymałościowych i plastycznych. Dla stopu AZ31 przyjęto:

- granicę wytrzymałości na rozciąganie $R_m \geq 240$ MPa,
- umowną granicę plastyczności $R_{0.2} \geq 150$ MPa,
- wydłużenie $A_5 \geq 7\%$.

Zaznaczono również miejsca pobrania próbek do badań wytrzymałościowych. Zaplanowano wycięcie 3 próbek w celu sprawdzenia jednorodności własności wytrzymałościowych w odkuwce.



Rys. 5.26. Odkuwka półpiasty: a) model 3D, b) rysunek wykonawczy dla stopu AZ31 [77]

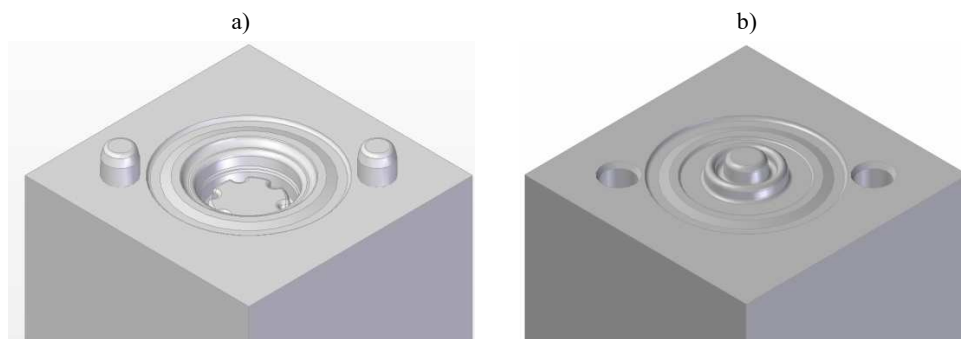
Na podstawie objętości gotowej odkuwki oraz uwzględniając objętość wypłytki, dobrano wsad w postaci walca o wymiarach $\phi 100 \times 93$ mm. W procesie technologicznym przewidziano następujące główne operacje:

- cięcie materiału wsadowego (pręta wyciskanego) na wymiar $\phi 100 \times 93$ mm,
- nagrzewanie wsadu,
- kucie wstępne,
- kontrola jakości przedkuwki,

- nagrzewanie przedkuwki,
- kucie w wykroju końcowym,
- okrawanie wypłytki,
- przesycanie i starzenie,
- kontrola jakości odkuwki,
- badania własności mechanicznych,
- wykonanie gotowej części metodą obróbki skrawaniem.

Przyjęto, że w czasie badań będą zastosowane różne temperatury nagrzewania wsadu przed kuciem. Założono, że na tej podstawie określone zostaną najlepsze warunki temperaturowe do kucia badanych stopów magnezu.

Z uwagi na obniżenie kosztów badań doświadczalnych założono, że matryca nie będzie posiadała wykroju wstępnego, a kucie wstępne będzie wykonane w wykroju matrycującym z niedokuciem. Przyjęto, że jeśli wykrój wstępny okaże się niezbędny, zostanie on wykonany na oddzielnej matrycy. Model zaprojektowanej matrycy dolnej i górnej przedstawiono na rys. 5.27.



Rys. 5.27. Model matrycy: a) dolnej, b) górnej [64]

5.2.2. Analiza teoretyczna procesu kucia półpiasty

Przed próbami kucia dokonano analizy teoretycznej opartej na symulacjach metodą elementów skończonych weryfikującej przyjęte założenia. Do obliczeń zastosowano program DEFORM 3D oparty na metodzie elementów skończonych. Ich celem była:

- weryfikacja procesu w aspekcie uzyskania odkuwki o prawidłowym kształcie i wymiarach,
- analiza parametrów siłowo-energetycznych, co ma szczególne znaczenie przy doborze maszyny kuźniczej,
- analiza płynięcia materiału w aspekcie możliwości wystąpienia pęknięć,
- analiza parametrów stanu w odkształcanym materiale.

Istotnymi zagadnieniami, których nie poddano weryfikacji teoretycznej z uwagi na ograniczenia programowe oraz brak odpowiednich modeli matematycznych były:

- wpływ parametrów obróbki cieplnej na własności mechaniczne i strukturę odlewki,
- stwierdzenie, czy wystąpią pęknięcia.

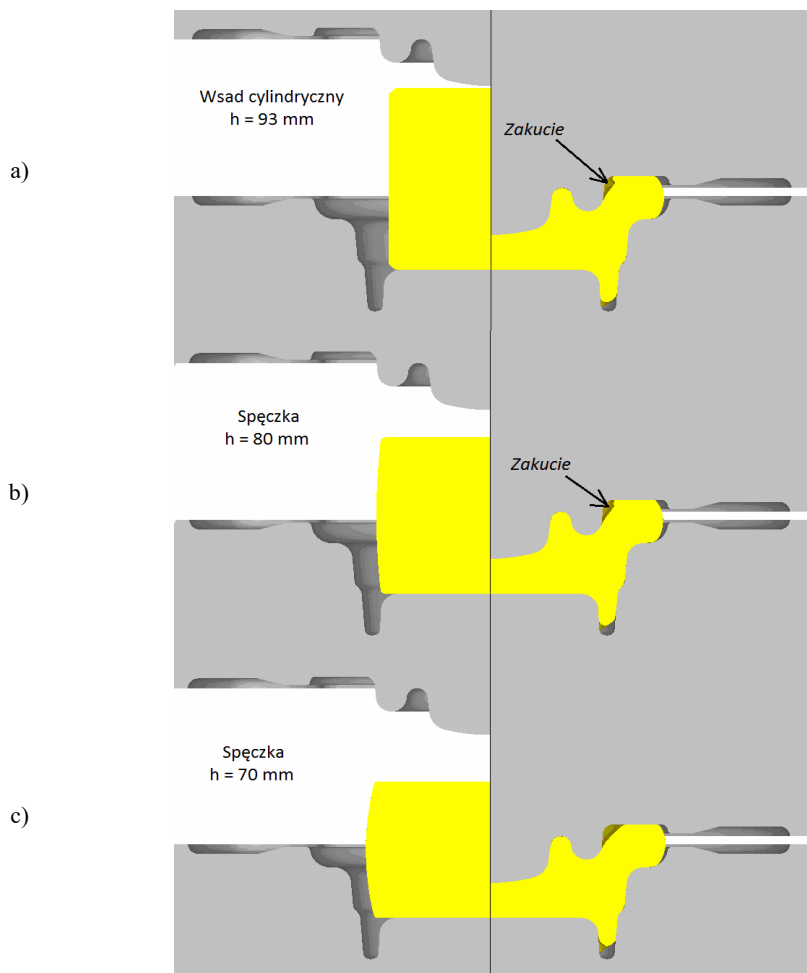
Założono, że zagadnienia te zostaną zbadane w próbach przemysłowych.

Symulacje przeprowadzono dla stopów: AZ31 i AZ80, uznając je odpowiednio za „najłatwiejszy i najtrudniejszy technologicznie” spośród wytapowanych gatunków. Poniżej przedstawiono uzyskane wyniki dla stopu AZ80. W obliczeniach przyjęto warianty procesu różniące się temperaturą nagrzewania wsadu (310°C i 410°C) oraz maszyną kuźniczą użytą w procesie (młot i prasa).

W przypadku stopu AZ31 do obliczeń zastosowano model materiałowy opisany w rozdziale 2. Model materiałowy stopu AZ80 opracowano na podstawie wyników badań krzywych płynięcia tego materiału prezentowanych w opracowaniach [78, 166, 171]. W obliczeniach przyjęto model tarcia stałego, który charakteryzowany jest czynnikiem tarcia $m = 0,25$. Taką wartość przyjęto na podstawie rezultatów badań własnych [52] prezentowanych w rozdziale 2, z których wynika, że w zależności od temperatury badania czynnik tarcia przy zastosowaniu smaru na bazie łożu i grafitu przyjmuje wartości $0,17 \div 0,25$. Biorąc pod uwagę, że w warunkach przemysłowych smarowanie może nie być tak dokładne (na całej powierzchni narzędzi), jak w badaniach laboratoryjnych, przyjęto górny zakres wartości czynnika tarcia.

Rezultaty wstępnych symulacji wykazały, że w operacji kucia wstępnego w odkuwce występuje zakucie (rys. 5.28a). Założono zatem, że przed operacją kucia wstępnego wykonane zostanie spęcznienie wsadu na wysokość $h = 80$ mm. Dodatkowa operacja nie przyniosła oczekiwanych efektów (rys. 5.28b). W odkuwce w dalszym ciągu powstawało zakucie. Dopiero spęczenie wsadu na wysokość $h = 70$ mm dało pozytywne rezultaty. Przy tym wariancie spęczniania okazało się, że w operacji kucia wstępnego zakucia nie występują (rys. 5.28c). Do zaprojektowanego procesu kucia dodano zatem operację spęczniania wsadu na wysokość $h = 70$ mm. Kolejne symulacje wykonano, stosując dodaną operację.

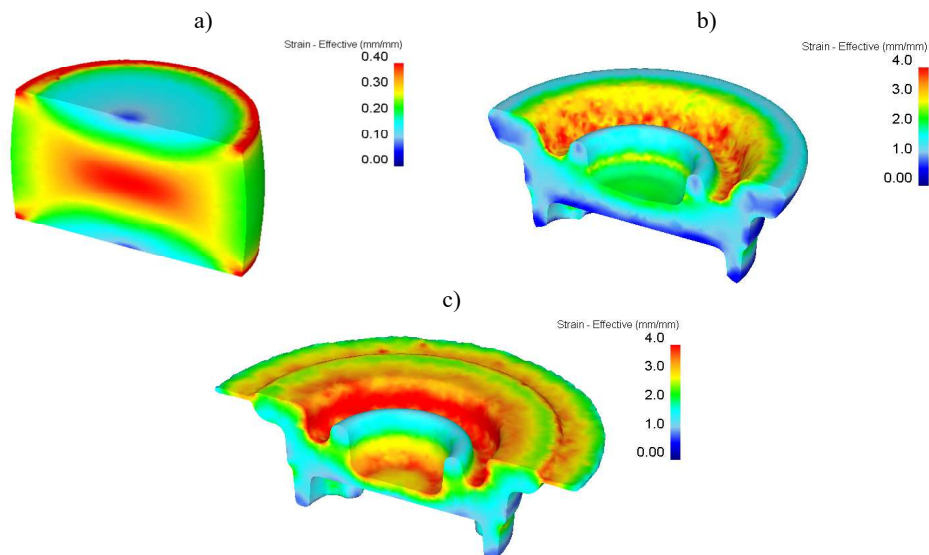
Pierwszym wariantem procesu poddanym weryfikacji teoretycznej był proces kucia na młocie przy temperaturze nagrzewania wsadu 410°C. Kształt odkuwki z przedstawionym rozkładem intensywności odkształcenia po każdej operacji kucia przedstawiono na rys. 5.29. Jak można zauważyć, większe wartości odkształceń występują w górnej części półpiasty. Spowodowane jest to specyfiką procesu kucia na młotach, w którym materiał intensywniej płynie w wykroju górnej matrycy. Ponadto symulacje wykazały, że wyrób nie posiada wad, a wielkość wypływki świadczy o prawidłowym doborze wymiarów wsadu. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że analizowany proces zapewnia uzyskanie wyrobu o dobrej jakości geometrycznej.



Rys. 5.28. Miejsce tworzenia się zakucia w operacji kucia wstępnego: a) bez spęczenia wsadu, b) po spęczeniu wsadu na wysokość $h = 80 \text{ mm}$, c) po spęczeniu wsadu na wysokość $h = 70 \text{ mm}$ [69]

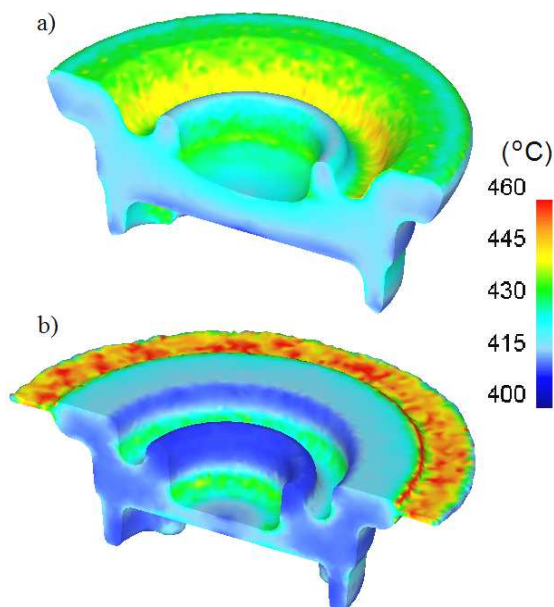
Na rys. 5.30 przedstawiono rozkład temperatury po operacji kucia wstępnego i końcowego dla przypadku nagrzewania wsadu do temperatury 410°C . Jak można zauważyć, w miejscach, gdzie odkształcenia są największe występuje również wzrost temperatury. Jest to skutek zamiany pracy odkształcenia na ciepło. Największa temperatura występuje w wypływie i osiąga ona wartość przekraczającą 460°C , która może być niebezpieczna w aspekcie przegrzania materiału. Wypływka jednak jest usuwana po operacji kucia, więc nie jest to zjawisko ograniczające. W objętości odkuwki zakres temperatur jest bezpieczny. Parametr ten nie przekracza 440°C , a więc przyjęto, że przegrzanie nie wystąpi. Należy również wziąć pod uwagę, że wysoka temperatura

może być rezultatem błędów obliczeniowych wynikających z ograniczeń modelu materiałowego, który opracowany był na podstawie badań z zakresu $250\div 400^{\circ}\text{C}$. Procedury programu wykorzystywane do obliczania parametrów procesu, w tym temperatury, mogą powodować niedokładności. Jest to aspekt, który należy uwzględnić w planowanych badaniach przemysłowych.



Rys. 5.29. Rozkład intensywności odkształcenia w kształtowanym materiale (AZ80) po operacji: a) spęczania, b) kucia wstępnego, c) kucia końcowego [64]

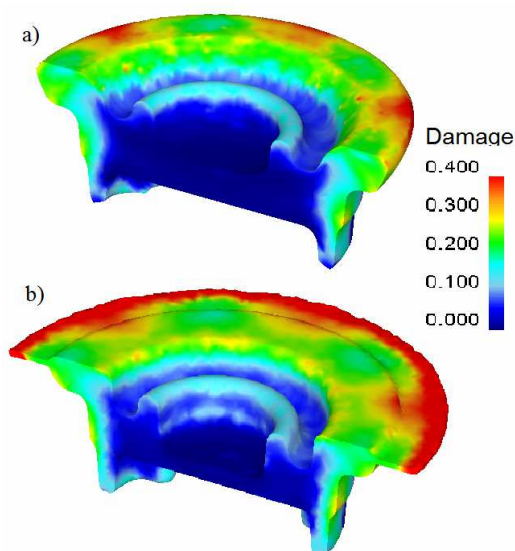
W procesach kucia stopów magnezu często czynnikiem ograniczającym jest pękanie. Występuje ono w szczególności w miejscach, w których materiał ulega ochłodzeniu do temperatur niższych od zakresu dobrej plastyczności. W celu analizy stanu materiału w aspekcie pękania analizie poddano znormalizowane kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama (C-L), które opisano w rozdziale 2 (równanie 2.24). Na rys. 5.31 przedstawiono rozkład wartości całki C_3 tego kryterium w materiale w końcowym etapie poszczególnych operacji kucia. Największe wartości występują w wypływie. Jest to wynik zgodny z praktyką przemysłową, gdyż przy kuciu odkuwek osiowosymetrycznych często dochodzi do promieniowych pęknięć w wypływie. Zaznaczyć należy jednak, że model materiału wyznaczony został dla zakresu prędkości nieprzekraczających 10 s^{-1} , co jest wartością dużo mniejszą od uzyskiwanych na młocie. Może być to przyczyną zaniżenia wartości naprężeń i w konsekwencji zaniżenia również wartości całki C-L dla tego procesu.



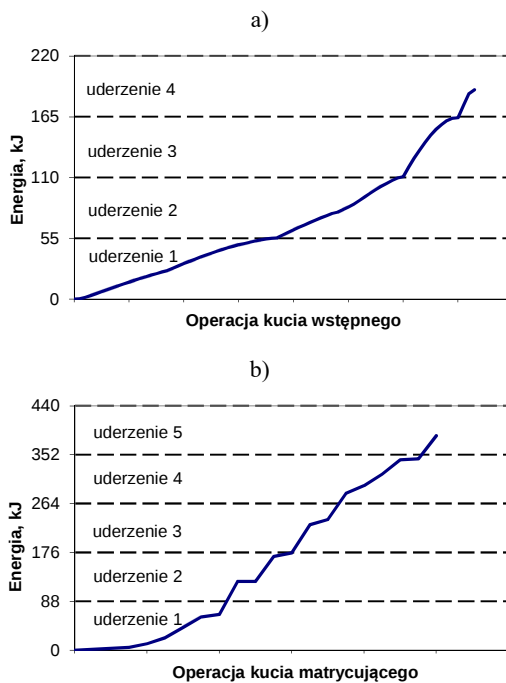
Rys. 5.30. Rozkład temperatury w przekroju odkuwki ze stopu AZ80 po operacji: a) kucia wstępnego, b) kucia końcowego [64]

Zużycie energii w operacjach kucia wstępnego i końcowego przedstawiono na rys. 5.32. Analiza energii uderzenia wykazała, że stosując młot MPM 10000B o energii uderzenia 110 kJ i masie części spadającej wynoszącej 3000 kg w kolejnych operacjach konieczne jest zastosowanie następującej liczby uderzeń:

- operację spęczniania można wykonać z użyciem jednego uderzenia (niezbędna energia wynosi ok. 12 kJ),
- operację kucia wstępnego można wykonać z użyciem czterech uderzeń, wykorzystując 50% energii w każdym uderzeniu (suma energii wszystkich uderzeń wynosi ok. 190 kJ),
- operację kucia w wykroju matrycującym można wykonać przy użyciu pięciu uderzeń, wykorzystując 80% energii w każdym uderzeniu (suma energii wszystkich uderzeń wynosi ok. 390 kJ).



Rys. 5.31. Rozkład znormalizowanego kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama w końcowej fazie operacji: a) kucia wstępnego, b) kucia końcowego odkuwki ze stopu AZ80 [64]



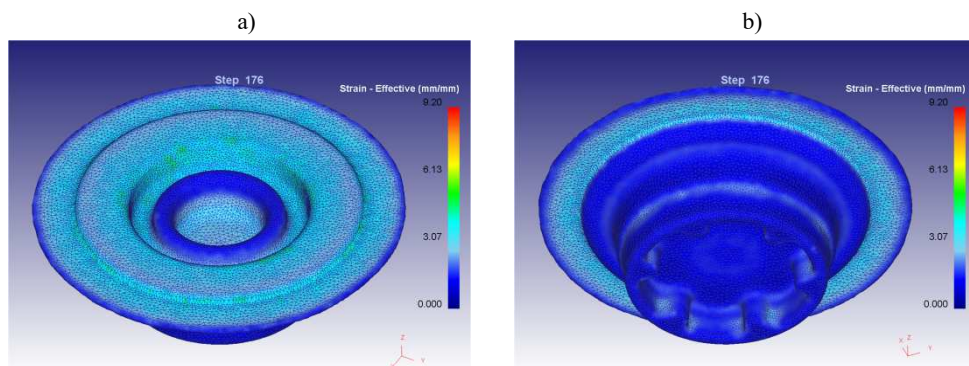
Rys. 5.32. Zużycie energii w operacji: a) kucia wstępnego, b) kucia w wykroju matrycującym odkuwki ze stopu AZ80 [62, 69]

Z obliczeń wynika, że do wykonania gotowej odkuwki (operacja kucia w wykroju matrycującym) konieczne jest zużycie większej ilości energii niż szacowano. Przy założonej wielkości młota zaplanowano dwa uderzenia, podczas gdy z obliczeń wynika, że należy użyć co najmniej pięciu uderzeń o stosunkowo dużej energii uderzenia.

Z uwagi na możliwość wystąpienia dla stopu AZ80 kruchości na gorąco przy stosowaniu temperatury nagrzewania wsadu równej 410°C przeprowadzono symulacje weryfikujące przebieg procesu przy nagrzanu wsadu do temperatury równej 310°C . W zakresie kinematyki płynięcia, rozkładu odkształceń i kryterium zniszczenia uzyskano zbliżone wyniki do przypadku nagrzewania wsadu do 410°C . W zakresie rozkładu temperatury otrzymano również podobny jakościowo rozkład; najwyższe wartości odnotowano w wypływie. Wystąpiły natomiast różnice ilościowe, które wynikły z różnicy temperatury początkowej wsadu.

Należy zaznaczyć, że podobne wyniki w ujęciu jakościowym uzyskano dla stopu AZ31. Wartą wspomnienia różnicę uzyskano w energochłonności procesu, która w przypadku stopu AZ31 jest mniejsza, dzięki czemu w operacji kucia końcowego do wykonania odkuwki wystarczą 4 uderzenia.

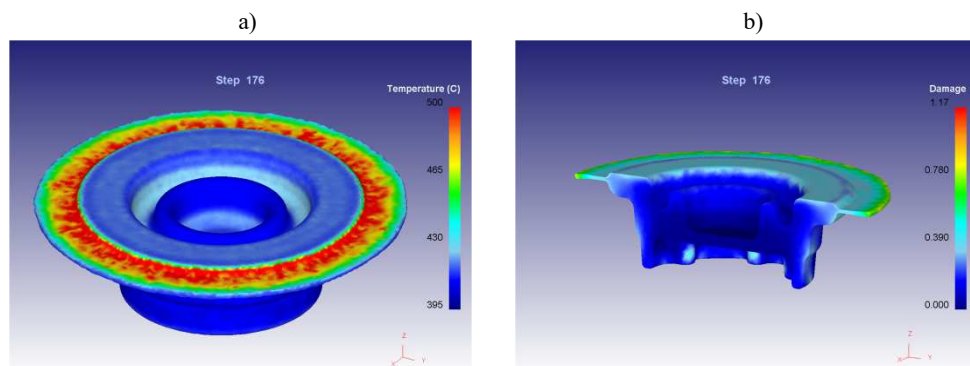
Kolejnym wariantem poddanym analizie był proces kucia na prasie. Przyjęto, że zastosowana będzie prasa o stałej prędkości ruchu suwaka wynoszącej 300 mm/s . Założono, zgodnie z zaprojektowaną technologią, że odkuwka kuta będzie w trzech operacjach: spęczanie, kucie wstępne, kucie końcowe po ponownym nagrzanu przedkuwki. Podobnie jak dla przypadku kucia na młocie wykonano symulacje procesu w dwóch wariantach różniących się temperaturą nagrzewania wsadu.



Rys. 5.33. Rozkład intensywności odkształcenia w odkuwce ze stopu AZ80 uzyskanej w symulacji procesu kucia na prasie przy nagrzewaniu wsadu do temperatury 410°C : a) widok od góry, b) widok od dołu [69]

Kształt wyrobu wraz z rozkładem odkształceń po operacji kucia końcowego wsadu nagrzanego do temperatury równej 410°C przedstawiono na rys. 5.33. W odkuwce

nie zaobserwowano zakuć i niewypełnień wykroju. Rozkład temperatur w końcowym etapie kucia matrycującego przedstawiono na rys. 5.34a. Największy wzrost temperatury zaobserwowano w wypływie, gdzie jej wartość nieznacznie przekracza 500°C . W pozostałej części odkuwki temperatura zawiera się w przedziale $395\div 440^{\circ}\text{C}$. Rozrzut ten należy uznać za nieduży, a więc w aspekcie rozkładu temperatury w odkuwce warunki kucia na prasie przy założonej prędkości suwaka są korzystne.

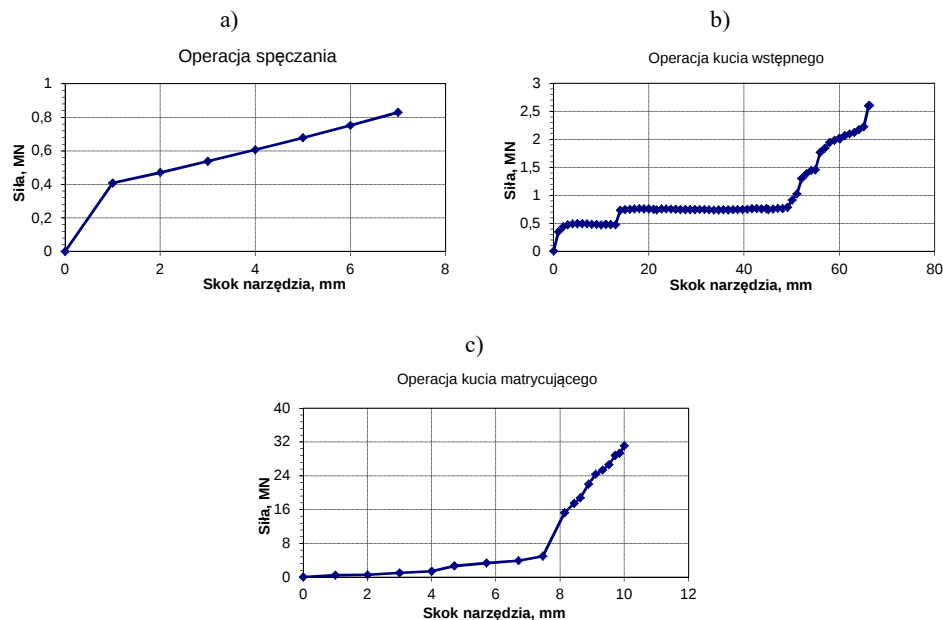


Rys. 5.34. Końcowy etap operacji kucia matrycującego – wyniki symulacji: a) rozkład temperatury, b) rozkład znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama – przekrój osiowy [69]

Rozkład znormalizowanego kryterium pęknięcia według Cockrofta-Lathama przedstawiono na rys. 5.34b. Jest on podobny do uzyskanego w symulacji procesu kucia na młocie przy takich samych warunkach temperaturowych. Największe wartości występują na zewnętrznym obwodzie wypływu, gdzie można się spodziewać pęknięć. W pozostałym obszarze odkuwki całka C-L największą wartość osiąga w górnej części oraz w dolnych występach.

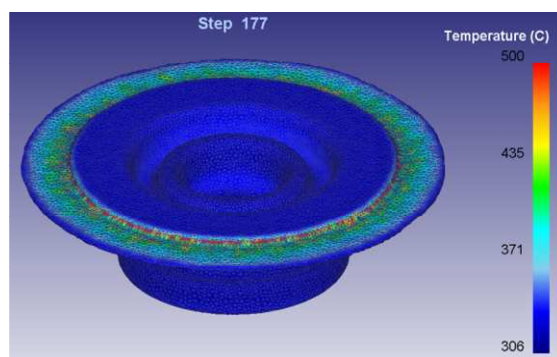
Przebieg siły w kolejnych operacjach kucia na prasie przy temperaturze nagrzewania materiału równej 410°C przedstawiono na rys. 5.35. Jak widać, w kolejnych operacjach siła potrzebna do odkształcenia materiału jest coraz większa. Wynosi ona 0,83 MN, 2,60 MN oraz 31,06 MN odpowiednio w operacjach spęczniania, kucia wstępnego i kucia matrycującego. Wynika z tego, że ostatnia operacja wymaga bardzo dużej siły, co wiąże się z koniecznością zapewnienia odpowiedniej maszyny kuźniczej. Jak widać, istnieje duża różnica pomiędzy siłą kształtowania w operacji kucia wstępnego i matrycującego. W przypadku produkcji seryjnej celowe wydaje się opracowanie wykroju wstępnego w celu zmniejszenia siły kucia w wykroju matrycującym. Obniży to wymagania odnośnie do maszyny kuźniczej, a poza tym powinno wpłynąć na zwiększenie trwałości matrycy.

Obniżenie temperatury nagrzewania wsadu w przypadku kucia na prasie nie spowodowało istotnych różnic w wynikach obliczeń. Uzyskano prawidłowy kształt wyrobu.



Rys. 5.35. Przebieg siły kształtowania w funkcji drogi narzędzia w procesie kucia na prasie przy temperaturze nagrzewania wsadu 410°C dla operacji: a) spęczania, b) kucia wstępnego, c) kucia matrycującego [69]

Zauważalne różnice wystąpiły w rozkładzie temperatury, który przedstawiono na rys. 5.36. Jest on stosunkowo jednorodny, temperatura w objętości odkuwki (pomijając wypływkę) mieści się w granicach $306\div 350^{\circ}\text{C}$, natomiast w wypływcie temperatura przekracza 400°C . Maksymalna siła kucia matrycującego wyniosła $39,25\text{ MN}$, a więc jest większa niż w przypadku zastosowania temperatury nagrzewania wsadu równej 410°C .



Rys. 5.36. Rozkład temperatury w odkuwce ze stopu AZ80 kutej na prasie przy temperaturze nagrzewania materiału wynoszącej 310°C [69]

Weryfikacja teoretyczna zaprojektowanej technologii potwierdzająca możliwość uzyskania prawidłowych wyrobów dała podstawę do przejścia do kolejnego etapu – badań przemysłowych.

5.2.3. Badania przemysłowe

Obliczona wartość siły kształtowania okazała się na tyle duża, że z uwagi na brak dostępu do odpowiedniej prasy próby kucia przeprowadzono na młotach parowo-powietrznych o energii uderzenia 110 kJ (masa części spadającej $m = 3000$ kg) oraz 63 kJ (masa części spadającej $m = 2100$ kg) będących na wyposażeniu Zakładu Obróbki Plastycznej Sp. z o.o. w Świdniku (rys. 5.37).

Zaplanowano przeprowadzenie badań dla następujących gatunków stopów magnezu: AZ31, AZ61, AZ80, WE43. Materiał w postaci prętów o średnicy $\phi 100$ mm pocięto na odpowiednie odcinki o długości 93 mm. Próbkę oznaczono gatunkiem stopu i odpowiednio cechowano numerem kolejnym (rys. 5.38).

Na podstawie wyników obliczeń numerycznych świadczących o dużym oporze plastycznym stopów magnezu dla przypadku nagrzewania do temperatury 310°C założono, że w pierwszym etapie badań zastosowane zostaną dwie temperatury nagrzewania wsadu: 350°C i 410°C. Warunki badań procesu kucia odkuwki półpiasty w pierwszym etapie podano w tab. 5.1. Na rys. 5.39 przedstawiono przebieg kolejnych operacji w procesie kucia w warunkach przemysłowych.

W czasie prób kucia przy nagrzewaniu wsadu do temperatury 350°C poczyniono następujące obserwacje:

- w próbce ze stopu WE43 przy spęczaniu nastąpiło ścięcie krawędzi; stop wykazywał duży opór plastyczny (rys. 5.40a);

- próbki ze stopów AZ61 i AZ80 uległy pęknięciom w operacji kucia wstępnego (rys. 5.40b i c);
- próbka ze stopu AZ31 została niedokuta, ponieważ pojawiło się zakucie (rys. 5.40d).

Przy nagrzewaniu wsadu do temperatury 410°C stwierdzono, że:

- próbka ze stopu WE43 uległa rozwarstwieniu i została niedokuta (rys. 5.41a);
- próbka ze stopu AZ80 uległa pęknięciu (rys. 5.41b);
- w próbce ze stopu AZ61 powstało zakucie i operacja została przerwana (rys. 5.41c);
- z próbki ze stopu AZ31 wykonano gotową odkuwkę; nie wystąpiły pęknięcia (rys. 5.41d).



Rys. 5.37. Fotografia młota matrycowego parowo-powietrznego MPM 10000B o energii uderzenia 110 kJ



Rys. 5.38. Próbki zastosowane do kucia odkuwki półpiasty ze stopów: AZ31, AZ61, AZ80, WE43

Tabela 5.1. Oznaczenia i warunki nagrzewania próbek ze stopów magnezu w pierwszym etapie badań procesu kucia odkuwki półpiasty [64]

Lp.	Materiał	Wymiary [mm]	Nr cechy	Temperatura nagrzewania [°C]	Czas nagrzewania [min]
1	AZ31E	∅100 × 93	1	350	100
2	AZ31E	∅100 × 93	2	410	100
3	AZ61E	∅100 × 93	3	410	100
4	AZ61E	∅100 × 93	4	350	100
5	AZ80E	∅100 × 93	5	410	100
6	AZ80E	∅100 × 93	6	350	100
7	WE43	∅100 × 93	7	410	100
8	WE43	∅100 × 93	8	350	100

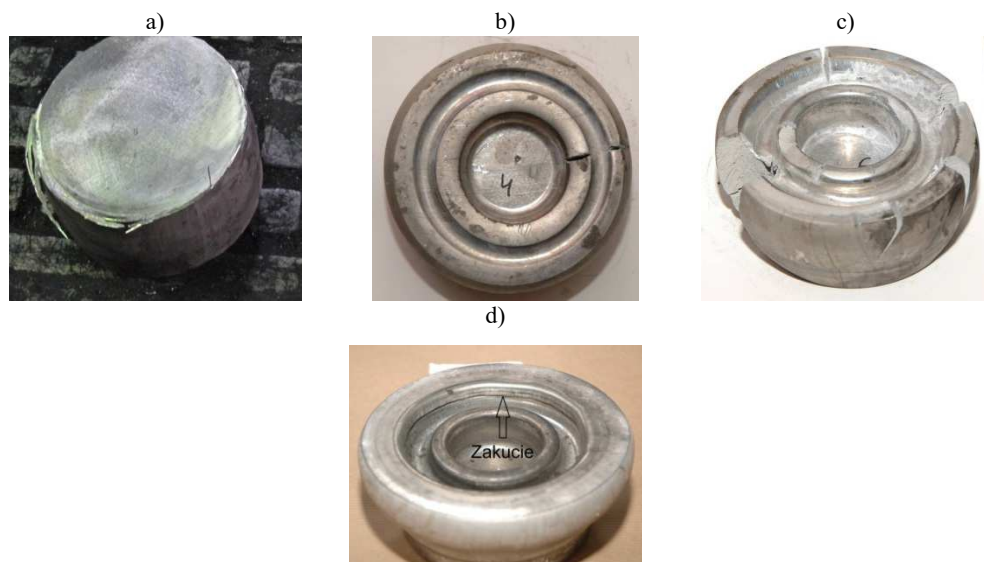
Na podstawie wyników pierwszego etapu prób kucia stwierdzono, że:

- temperatura nagrzewania wsadu równa 350°C jest zbyt niska dla badanych stopów magnezu,
- lepszą plastyczność wykazują stopy z zastosowaniem temperatury nagrzewania wsadu równej 410°C,
- stopy magnezu WE43 oraz stop AZ80 nie nadają się do kucia na młotach w zastosowanej technologii,
- najlepsze własności plastyczne wykazuje stop AZ31; materiał nie ulegał pęknięciu w obydwu badanych temperaturach,
- stop AZ61 może być kuty z zastosowaniem temperatury nagrzewania równej 410°C; pęknięcia nie występują (w odróżnieniu od temperatury równej 350°C),
- ograniczeniem procesu kucia prawidłowych odkuwek ze stopu AZ31 i AZ61 jest zakucie, które jest tym intensywniejsze, im większa wysokość wsadu po operacji spęczenia, co jest potwierdzeniem wyników symulacji (rys. 5.42).

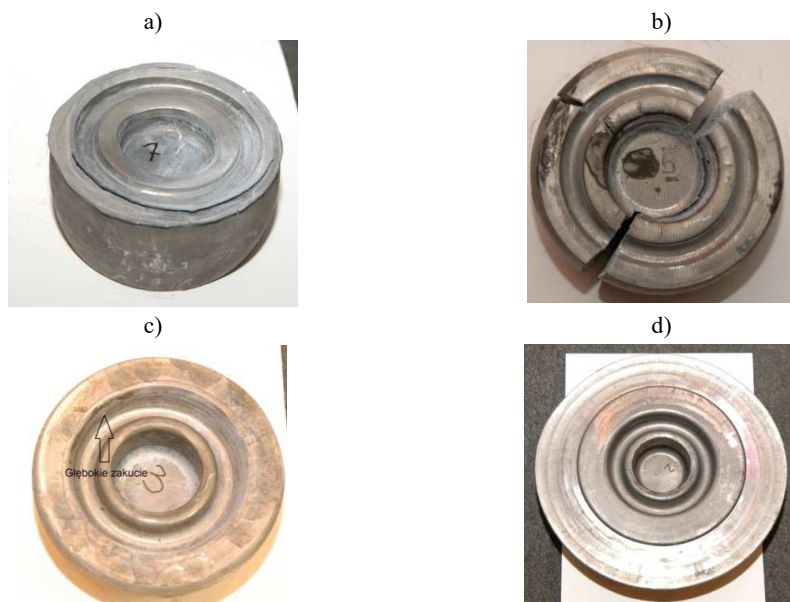
W drugim etapie badań podjęto próby kucia w nieco wyższych temperaturach w celu sprawdzenia, czy w takich warunkach stopy (głównie te, które pękały w pierwszym etapie) wykazują lepszą plastyczność. Parametry prób i numery cech, a także uwagi wynikające z obserwacji podano w tab. 5.2. Zastosowano temperatury nagrzewania równe 420°C dla stopu AZ31 i jednej próbki AZ61 oraz 450°C dla jednej próbki ze stopu AZ61 i stopów AZ80 i WE43.



Rys. 5.39. Kolejne czynności w procesie kucia: a) ułożenie wsadu na boku matrycy przed spęczaniem, b) koniec operacji spęczania, c) ułożenie spęczki w wykroju przed kuciem wstępnym, d) koniec operacji kucia wstępnego, e) koniec operacji kucia matrycującego, f) przykładowa odkuwka z wypływką [64]



Rys. 5.40. Wyniki prób kucia wsadu nagrzanego do temperatury 350°C: a) ścięcie krawędzi wsadu ze stopu WE43 przy spęczaniu (próbka nr 8), b) pęknięcie odkuwki ze stopu AZ61 (próbka nr 4), c) pęknięcie odkuwki ze stopu AZ80 (próbka nr 6), d) zakucie w odkuwce ze stopu AZ31 (próbka nr 1) [64]



Rys. 5.41. Wyniki prób kucia wsadu nagrzanego do temperatury 410°C: a) rozwarstwienia powstałe podczas kucia stopu WE43 (próbka nr 7), b) pęknięcie w odkuwce ze stopu AZ80 (próbka nr 5), c) głębokie zakucie w odkuwce ze stopu AZ61 (próbka nr 3), d) odkuwka prawidłowa wykonana ze stopu AZ31 (próbka nr 2) [64]



Rys. 5.42. Zakucie w odkuwce wykonanej przy zbyt małym spęczeniu wsadu: a) wyniki symulacji, b) wyniki doświadczalne [67, 77]

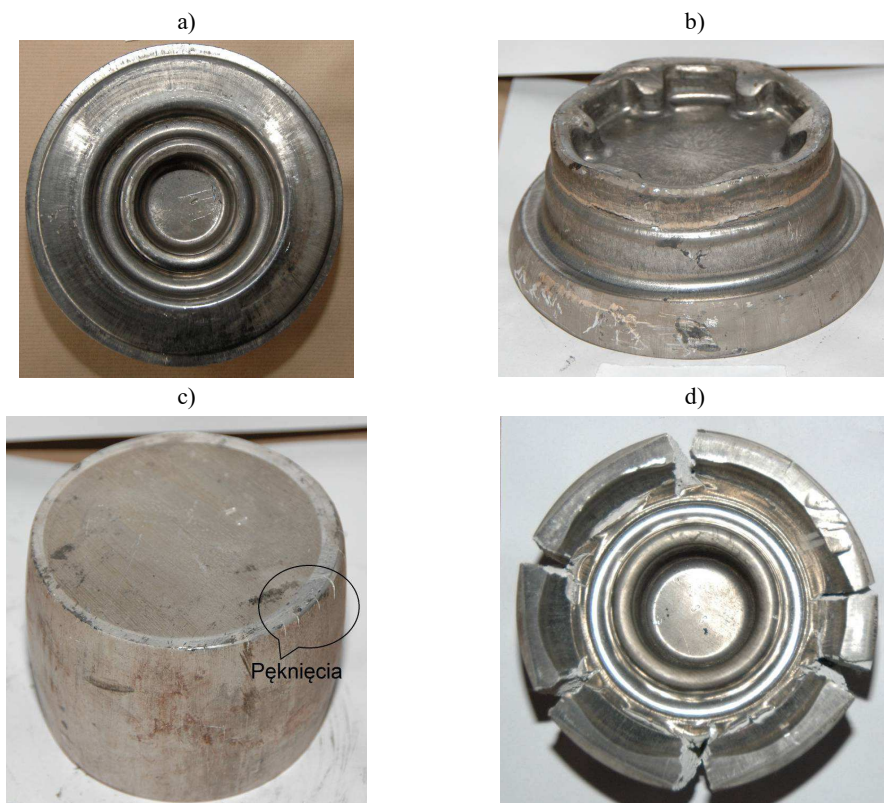
Tabela 5.2. Dane dotyczące drugiego etapu badań doświadczalnych procesu kucia odkuwki półpiasty ze stopów magnezu [64]

Lp.	Materiał	Wymiary [mm]	Nr cechy	Temperatura nagrzewania [°C]	Czas nagrzewania [min]	Uwagi
1	AZ31E	ø100 × 93	1	420	100	
2	AZ31E	ø100 × 93	2	420	100	
3	AZ31E	ø100 × 93	3	420	100	
4	AZ31E	ø100 × 93	4	420	100	
5	AZ61E	ø100 × 93	5	420	100	pęknięcia promieniowe w operacji kucia
6	AZ61E	ø100 × 93	6	450	100	pęknięcia promieniowe w operacji kucia
7	AZ80E	ø100 × 93	9	450	100	pęknięcia promieniowe przy spęczeniu
8	AZ80E	ø100 × 93	10	450	100	pęknięcia promieniowe przy spęczeniu
9	WE43	ø100 × 93	7	450	100	pęknięcia o charakterze obwodowym
10	WE43	ø100 × 93	8	450	100	pęknięcia o charakterze obwodowym

Przy zastosowanych parametrach prawidłowe odkuwki uzyskano jedynie ze stopu AZ31 (rys. 5.43a). Stop WE43 przy temperaturze nagrzewania równej 450°C wykazywał zdecydowanie większą plastyczność niż w temperaturze 410°C. Pęknięcia zachodziły dopiero w zabiegu kucia wstępnego i miały charakter obwodowy (rys. 5.43b). Natomiast dla stopów AZ61 i AZ80 zwiększenie temperatury nagrzewania zdecydo-

wanie pogorszyło plastyczność. W przypadku stopu AZ80 pęknięcia promieniowe usytuowane na krawędzi wsadu pojawiły się już w pierwszej fazie spęczniania (rys. 5.43c), natomiast w przypadku stopu AZ61 uległ on całkowitemu rozpadowi (rys. 5.43d). W tych przypadkach można przypuszczać, że wystąpiła kruchość na gorąco.

Na podstawie wykonanych badań stwierdzono, że zastosowanie technologii kucia na młotach pozwala na wykonanie prawidłowych odkuwek tylko ze stopu AZ31. Pozostałe badane stopy wymagają innych warunków kucia.



Rys. 5.43. Wyniki drugiego etapu prób przemysłowych: a) prawidłowa przedkuwka po kuciu wstępnym ze stopu AZ31 wykonana z zastosowaniem temperatury nagrzewania wsadu równej 420°C , b) pęknięcia obwodowe w odkuwce ze stopu WE43 nagrzanego do temperatury równej 450°C , c) pęknięcia promieniowe na krawędzi powstałe w operacji spęczniania stopu AZ80 nagrzanego do temperatury 450°C , d) pęknięcia promieniowe odkuwki ze stopu AZ61 nagrzanego do temperatury 450°C [64]

Trzeci etap badań miał na celu wykonanie serii prawidłowych odkuwek półpiasty ze stopu AZ31. Zastosowano następujące główne operacje procesu:

- cięcie wsadu na odpowiedni wymiar (dysponowano różnymi średnicami pręta stąd wymiary wsadu były różne),
- nagrzewanie wsadów do temperatury 410°C w czasie 80 min,
- spęczanie i kucie wstępne,
- kontrola jakości i ewentualne usunięcie wad,
- ponowne nagrzewanie do kucia do temperatury równej 410°C,
- kucie w wykroju matrycującym,
- obróbka cieplna (przyjęto różne warianty).

Szczegółowe dane dotyczące parametrów kucia wstępnego i końcowego podano w tab. 5.3 i 5.4. Wszystkie uzyskane odkuwki charakteryzowały się dobrą jakością geometryczną. Nie posiadały zakuć i niewypełnień, a także innych widocznych wad zewnętrznych. Serię próbną wykonanych odkuwek półpiasty ze stopu AZ31 przedstawiono na rys. 5.44. Po kuciu zastosowano cztery warianty obróbki cieplnej. Jak podano w tab. 5.4, polegały one na różnej metodzie chłodzenia po kuciu (w wodzie lub w powietrzu) i starzeniu naturalnemu bądź sztucznemu.

Tabela 5.3. Parametry kucia wstępnego odkuwki półpiasty ze stopu AZ31 [64]

Lp.	Materiał	Wymiary [mm]	Nr cechy	Temperatura nagr. [°C]	Czas nagr. [min]
1	AZ31E	ø100 × 93	1	410	80
2	AZ31E	ø100 × 93	2	410	80
3	AZ31E	ø100 × 93	3	410	80
4	AZ31E	ø100 × 93	4	410	80
5	AZ31B-F	ø114 × 72	5	410	80
6	AZ31B-F	ø114 × 72	6	410	80
7	AZ31B-F	ø114 × 72	7	410	80
8	AZ31B-F	ø114 × 72	8	410	80
9	AZ31B-F	ø114 × 72	9	410	80
10	AZ31B-F	ø114 × 72	10	410	80
11	AZ31B-F	ø114 × 72	11	410	80
12	AZ31B-F	ø114 × 72	12	410	80
13	AZ31B-F	ø114 × 72	13	410	80
14	AZ31B-F	ø114 × 72	14	410	80
15	AZ31B-F	ø114 × 72	15	410	80
16	AZ31B-F	ø114 × 72	16	410	80
17	AZ31B-F	ø114 × 72	17	410	80
18	AZ31B-F	ø114 × 72	18	410	80
19	AZ31B-F	ø114 × 66	19	410	80
20	AZ31B-F	ø114 × 64	20	410	80

Tabela 5.4. Parametry kucia końcowego odkuwki półpiasty ze stopu AZ31 [64]

Lp.	Materiał	Wymiary [mm]	Nr cechy	Temp. nagr. [°C]	Czas nagr. [min]	Chłodzenie	Starzenie
1	AZ31E	Ø100 × 93	1	410	40	powietrze	tak
2	AZ31E	Ø100 × 93	2	410	40	powietrze	tak
3	AZ31E	Ø100 × 93	3	410	40	powietrze	tak
4	AZ31E	Ø100 × 93	4	410	40	powietrze	tak
5	AZ31B-F	Ø114 × 72	5	410	40	woda	tak
6	AZ31B-F	Ø114 × 72	6	410	40	woda	tak
7	AZ31B-F	Ø114 × 72	7	410	40	woda	tak
8	AZ31B-F	Ø114 × 72	8	410	40	woda	tak
9	AZ31B-F	Ø114 × 72	9	410	40	woda	tak
10	AZ31B-F	Ø114 × 72	10	410	40	woda	tak
11	AZ31B-F	Ø114 × 72	11	410	40	woda	tak
12	AZ31B-F	Ø114 × 72	12	410	40	woda	tak
13	AZ31B-F	Ø114 × 72	13	410	40	woda	tak
14	AZ31B-F	Ø114 × 72	14	410	40	woda	tak
15	AZ31B-F	Ø114 × 72	15	410	40	woda	nie
16	AZ31B-F	Ø114 × 72	16	410	40	woda	nie
17	AZ31B-F	Ø114 × 72	17	410	40	woda	nie
18	AZ31B-F	Ø114 × 72	18	410	40	powietrze	nie
19	AZ31B-F	Ø114 × 66	19	410	40	powietrze	nie
20	AZ31B-F	Ø114 × 64	20	410	40	powietrze	nie

Chłodzenie w wodzie miało na celu zastąpienie operacji przesycania, wykorzystując temperaturę materiału po kuciu. Dla większości odkuwek chłodzonych w wodzie i niektórych w powietrzu zastosowano sztuczne starzenie w temperaturze 165°C w czasie 12 godzin. Wykonane odkuwki zostały poddane obróbce mechanicznej w celu uzyskania gotowego wyrobu zgodnego z rysunkiem części. Gotową półpiastę i kompletną piastę przedstawiono na rys. 5.45. Wykonane części przekazano do badań certyfikacyjnych dopuszczających je do stosowania w budowie małych samolotów.

**Rys. 5.44.** Seria próbna odkuwek półpiasty ze stopu AZ31 [64]



Rys. 5.45. Gotowe wyroby ze stopu AZ31: a) widok półpiasty od góry, b) widok półpiasty od dołu, c) kompletna piasta [67]

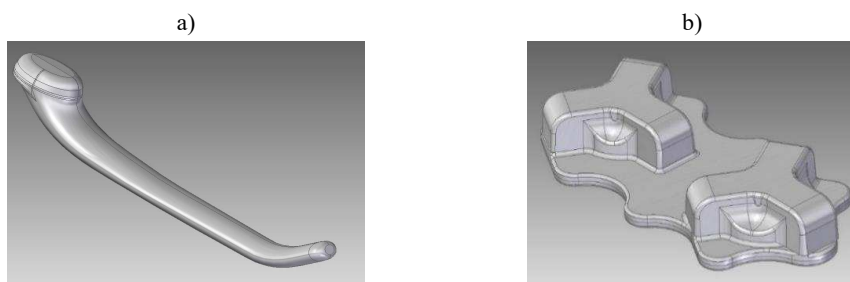
Gotowe odlewki poddano badaniom własności w statycznej próbie jednoosiowego rozciągania. Dla próbek wyciętych w poprzek włókien uzyskano następujące uśrednione wyniki:

- wytrzymałość na rozciąganie – 268 MPa,
- granica plastyczności – 183 MPa,
- wydłużenie próbki pięciokrotnej – 15%,
- twardość – 57,9 HBW 2,5/32,5.

Nie stwierdzono istotnego wpływu rodzaju obróbki cieplnej na własności odlewów ze stopu AZ31. Utwardzanie dyspersyjne w tym przypadku jest bezcelowe z uwagi na zbyt małą zawartość dodatków stopowych. Zastosowano natomiast dodatkowe wyżarzanie odlewów w temperaturze 350°C w czasie 1 godziny w celu usunięcia i relaksacji naprężeń powstałych w procesie kucia oraz bezpośrednio po nim podczas chłodzenia. Nie odnotowano istotnej zmiany własności wytrzymałościowych, natomiast twardość odlewów po wyżarzaniu zmniejszyła się o ok. 7%.

5.3. Kucie odkuwki klamki i wspornika

Kolejnymi przykładami odkuwek ze stopów magnezu wykorzystanych do weryfikacji procesów kucia na młotach kuźniczych i prasach śrubowych były odkuwki klamki (rys. 5.46a) i wspornika (rys. 5.46b).



Rys. 5.46. Model odkuwki: a) klamki [25, 50], b) wspornika [25]

Założono, że obie odkuwki zostaną wykonane ze stopów: AZ31B, AZ61A, Mg4AlZn. Pierwszym etapem było wykonanie dokumentacji konstrukcyjnej i technologicznej obejmującej rysunki odkuwek i narzędzi oraz karty procesu kucia i obróbki cieplnej. W dokumentacji konstrukcyjnej, oprócz kształtu i wymiarów odkuwek i narzędzi, określono m.in. twardość Brinella, wytrzymałość na rozciąganie R_m , granicę plastyczności $R_{0,2}$ i wydłużenie A_5 , jakie powinny spełniać odkuwki wykonane z poszczególnych stopów. Minimalne wymagania odnośnie do własności odkuwek z badanych stopów magnezu przedstawiono w tab. 5.5.

Tabela 5.5. Minimalne parametry jakościowe odkuwek z badanych stopów magnezu [25]

Stop	R_m min. [MPa]	$R_{0,2}$ min. [MPa]	A_5 min. [MPa]	Twardość min. [HB]
AZ31B	240	150	7	45
Mg4AlZn	265	160	8	50
AZ61A	275	165	9	50

Ponadto zaznaczono w objętości odkuwek lokalizację próbek do badań wytrzymałościowych oraz do badań mikrostruktury. Matryce zaprojektowano jako dwupółkowe, ze stali do pracy na gorąco w gatunku WNL o twardości w przedziale 375÷460 HB w zależności od wymiarów gabarytowych. Wykroj matrycujący zaprojektowano na podstawie rysunku odkuwki w stanie gorącym. Przyjęto, że temperatura końca kucia wynosi 350°C i odpowiadający jej liniowy współczynnik rozszerzalności cieplnej wynosi 0,08%. W przypadku klamki, oprócz wykroju matrycującego, zaprojektowano wykroj gnący [25].

W dokumentacji technologicznej podano parametry kucia i obróbki cieplnej. Dla wytypowanych odkuwek opracowano podobne procesy składające się z następujących operacji:

- cięcie materiału wsadowego na odpowiedni wymiar,
- nagrzewanie wsadu do odpowiedniej temperatury,
- kucie wstępne w wykroju matrycującym z niedokuciem (w przypadku odkuwki klamki kucie w wykroju gnącym),
- ponowne nagrzanie przedkuwki,
- kucie w wykroju matrycującym,
- wyżarzanie w celu usunięcia naprężeń własnych,
- badania jakościowe obejmujące pomiar twardości HB , wytrzymałości na rozciąganie R_m , granicy plastyczności $R_{0,2}$ i wydłużenia A_5 ,
- badania strukturalne.

Jako wsad zastosowano pręty o przekroju kołowym o wymiarach:

- $\phi 22 \times 170$ mm dla odkuwki klamki,
- $\phi 45 \times 160$ mm dla odkuwki wspornika.

Dla wszystkich badanych stopów przyjęto temperaturę nagrzewania wsadów równą 410°C , a czas nagrzewania 1 minutę na 1 mm średnicy wsadu. Założono, że matryce będą nagrzewane do temperatury 300°C i w czasie kucia będą dogrzewane palnikami gazowymi. Zaplanowano, że wyżarzanie będzie przebiegać w temperaturze 350°C w czasie 1 godziny.

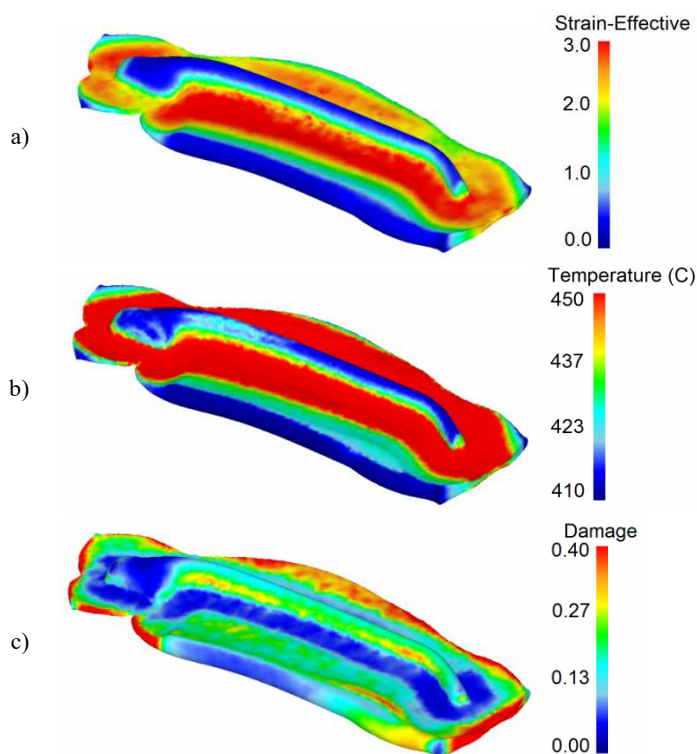
Kolejnym etapem badań była teoretyczna weryfikacja prawidłowości technologii. W tym celu wykonano symulacje numeryczne, do których zastosowano program DEFORM 3D oparty na metodzie elementów skończonych. Weryfikacja numeryczna miała na celu:

- analizę rozkładu temperatury i intensywności odkształcenia w odkuwce,
- określenie obszarów odkuwki, w których występuje największe niebezpieczeństwo wystąpienia pęknięć,
- sprawdzenie kinematyki płynięcia materiału w poszczególnych operacjach, głównie pod kątem wypełnienia wykroju, ewentualnych zakuć i innych wad kształtu,
- obliczenie energii uderzenia (w przypadku kucia na młocie) oraz siły kształtowania (w przypadku kucia na prasie) w celu dobrania odpowiedniej maszyny kuźniczej.

Obliczenia wykonano przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia. Model materiału stopu AZ31 i AZ61 przyjęto zgodnie z odpowiednimi modelami przedstawionymi w rozdziale 2. Model materiału Mg4AlZn opracowano na podstawie badań własnych [73]. Warunki temperaturowe i czasowe przyjęto zgodnie z opracowaną technologią. Założono, że współczynnik wymiany ciepła pomiędzy odkształcanym materiałem i narzędziami jest równy $11000 \text{ W/m}^2\text{K}$, a pomiędzy materiałem i otoczeniem jest równy $20 \text{ W/m}^2\text{K}$ [102]. W obliczeniach przyjęto model tarcia stałego, który charakteryzowany jest czynnikiem tarcia $m = 0,25$ [52]. Model prasy śrubowej oparto

na zadaniu prędkości suwaka równej 0,5 m/s. Model młota matrycowego zdefiniowano, podając masę części spadającej równej 1200 kg (1000 kg masa bijaka + 200 kg masa matrycy), energię uderzenia równą 36 kJ i sprawność wynoszącą 80%.

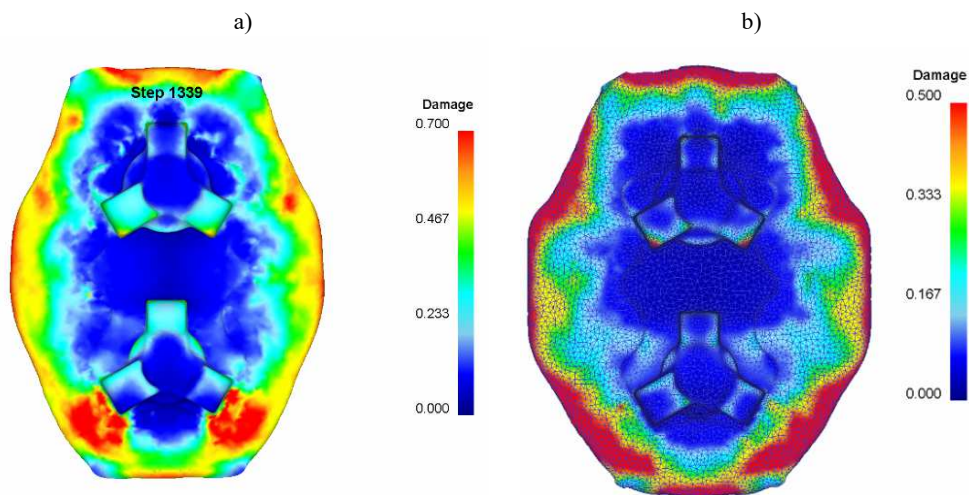
Na podstawie wyników symulacji oceniano prawidłowość zaprojektowanego procesu. W niektórych przypadkach zachodziła konieczność korekty procesu i wykonania ponownej symulacji w celu sprawdzenia efektów wniesionych poprawek. Na podstawie analizy intensywności odkształcenia stwierdzono, że w przypadku obu odkuwek i dla wszystkich badanych stopów największe wartości tego parametru występują w wypływie, gdzie nadmiar materiału intensywnie płynie. Duża praca odkształcenia w tym obszarze zamieniana na ciepło i dodatkowo generowanie ciepła wskutek sił tarcia powodują, że w wypływie występuje największa temperatura przekraczająca 500°C, co przedstawiono na przykładzie odkuwki klamki na rys. 5.47a. W obszarze odkuwki temperatura jednak przyjmuje wartości mniejsze od 450°C, a więc w żadnym badanym przypadku nie występuje niebezpieczeństwo przegrzania materiału i utraty jego własności w objętości odkuwki (rys. 5.47b).



Rys. 5.47. Przykładowe wyniki symulacji procesu kucia odkuwki klamki ze stopu AZ31: a) rozkład intensywności odkształcenia, b) rozkład temperatury, c) rozkład wartości znormalizowanego kryterium pęknięcia według Cockrofta-Lathama [50]

Analiza znormalizowanego kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama wykazała, że największe prawdopodobieństwo pęknięć zachodzi również w wypływie, gdzie wartość kryterium jest największa (rys. 5.47c i 5.48). Ponadto stwierdzono, że przy kuciu na młocie kryterium osiąga większe wartości, co oznacza, że prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć jest większe w porównaniu z kuciem na prasie (rys. 5.48).

Na podstawie analizy rozkładu parametrów w materiale podczas kucia stwierdzono, że niebezpieczne zjawiska zachodzą w obszarze wypływu. Jest ona jednak usuwana po procesie kucia, więc nie powinno to mieć wpływu na jakość końcową wyrobu. Analiza kinematyki płynięcia wykazała, że w przypadku obu odkuwek nie występują negatywne zjawiska typu zakucia czy niewypełnienia wykroju.



Rys. 5.48. Porównanie rozkładu całki C-L podczas końcowej fazy kucia odkuwki wspornika: a) na młocie, b) na prasie śrubowej [25]

Na podstawie symulacji obliczono siłę przy kuciu na prasie i energię uderzenia przy kuciu na młocie (tab. 5.6). Stwierdzono, że w przypadku odkuwki klamki przyjęte maszyny kuźnicze posiadają wystarczające parametry energetyczno-siłowe do przeprowadzenia procesu. W przypadku odkuwki wspornika przyjęty młot matrycowy posiada odpowiednią energię uderzenia (36 kJ), tym bardziej że można zastosować kilka uderzeń. Maksymalny nacisk prasy śrubowej (6,3 MN) jest natomiast niewystarczający. Założono zatem, że po kuciu wstępnym zostanie obcięty nadmiar materiału w postaci wypływu, co powinno znacząco zmniejszyć siłę potrzebną do kucia końcowego.

Tabela 5.6. Siła i energia uderzenia potrzebne do realizacji procesu kucia odpowiednio na prasie śrubowej i młocie matrycowym – wyniki symulacji [25]

Odkuwka	Siła przy kuciu na prasie w wykroju matrycującym [MN]	Energia uderzenia przy kuciu na młocie [kJ]	
		Kucie wstępne	Kucie końcowe
Klamka	2,56	20,7	30,3
Wspornik	8,3	28,0	36,4

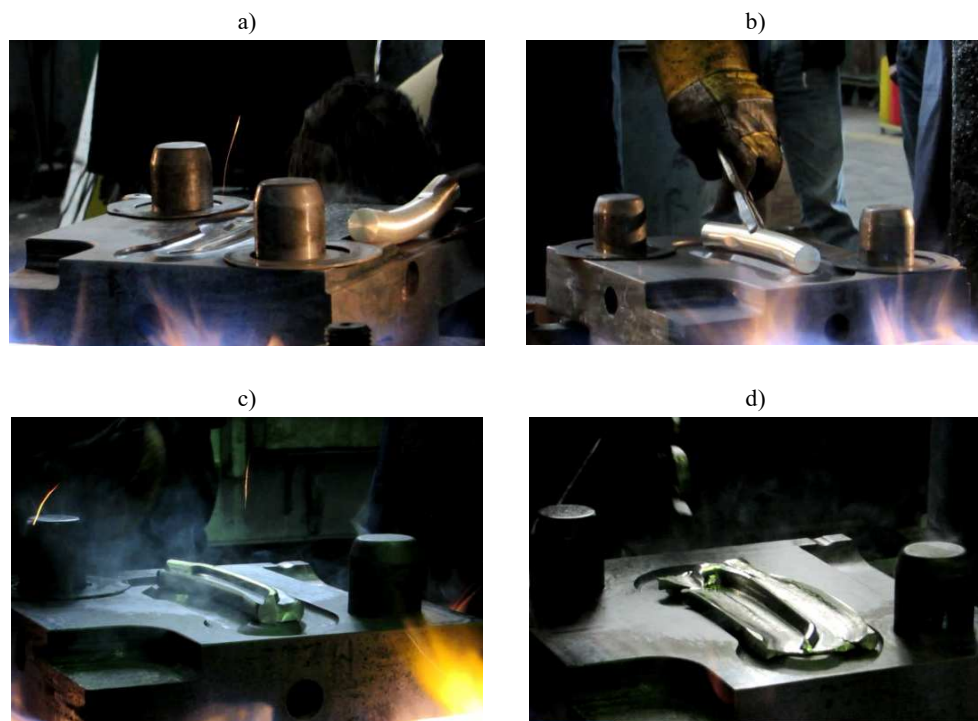
Na podstawie pozytywnych wyników weryfikacji teoretycznej zaprojektowanych technologii przystąpiono do fazy eksperymentalnej. Wykonano matryce, które zostały przystosowane zarówno do mocowania na młocie, jak również na prasie (rys. 5.49).

**Rys. 5.49.** Matryce w trakcie obróbki mechanicznej: a) do kucia odkuwki klamki, b) do kucia odkuwki wspornika [25]

Próby kucia wykonano zgodnie z zaprojektowaną technologią. Przebieg procesu wykonania odkuwki klamki przedstawiono na rys. 5.50. Uzyskano prawidłowe wyroby ze wszystkich badanych stopów magnezu (AZ31B, AZ61A, Mg4AlZn) zarówno w procesie kucia na młocie, jak również na prasie. Należy zaznaczyć, że bardziej stabilnie przebiegał proces kucia na prasie. Odkuwki nie posiadały istotnych pęknięć w obszarze wypłytki (rys. 5.51a). W przypadku kucia na młocie najgorsze efekty uzyskano w przypadku odkuwki ze stopu AZ61A (rys. 5.51b), w której stwierdzono liczne pęknięcia w obszarze wypłytki. Duża prędkość odkształcenia i związany z tym wzrost temperatury, w szczególności w obszarze wypłytki (por. rys. 5.47b), spowodowały utratę plastyczności w tym obszarze. Zaznaczyć należy, że w objętości odkuwki pęknięć nie stwierdzono i zakwalifikowano ją jako prawidłową.

Podobne wyniki uzyskano w przypadku kucia odkuwki wspornika. Uzyskane wyroby z trzech badanych stopów magnezu były prawidłowe, nie posiadały zakuć, pęknięć i niewypełnień. Podobnie jak w poprzednim przypadku w obszarze wypłytki

widoczne były znaczące różnice pomiędzy procesem kucia na prasie i młocie (rys. 5.52). W odkuwkach wykonanych na młocie widoczne są liczne pęknięcia w obszarze wypłytki, w odróżnieniu od odkuwek wykonanych na prasie, gdzie pęknięcia prawie nie wystąpiły.



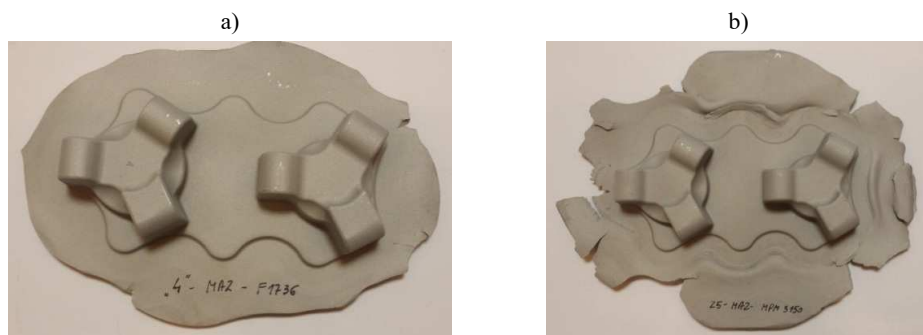
Rys. 5.50. Przebieg procesu kucia odkuwki klamki na prasie śrubowej: a) gięcie wsadu w wykroju pomocniczym, b) ułożenie materiału po gięciu w wykroju, c) kucie wstępne z niedokuciem, d) kucie ostateczne [25]



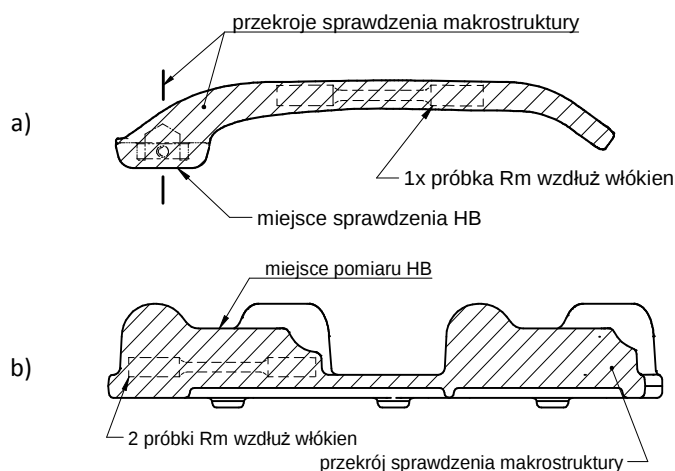
Rys. 5.51. Odkuwki klamki ze stopu AZ61A uzyskane w procesie kucia: a) na prasie śrubowej, b) na młocie [25]

Wykonane wyroby poddano wyżarzaniu odpężającemu, a następnie badaniom jakościowym. Miejsce pobrania próbek przedstawiono na rys. 5.53. Wyniki badań własności mechanicznych dla odkuwki kłamki przedstawiono w tab. 5.7. Można zauważyć, że twardość odkuwek kutyh na prasie jest nieco wyższa od wykonanych na młocie. Nie stwierdzono natomiast wyraźnego wpływu zastosowanej maszyny kuźniczej na wytrzymałość na rozciąganie, granicę plastyczności i wydłużenie. Nie zaobserwowano również istotnych różnic własności mechanicznych pomiędzy odkuwką kłamki i wspornika.

Badania makrostruktury nie wykazały żadnych pęknięć, natomiast badania mikrostruktury wykazały, że struktura jest zrekrytalizowana i w odkuwkach wykonanych na młocie matrycowym występuje nieco drobniejsze ziarno niż w odkuwkach wykonanych na prasie śrubowej (rys. 5.54).



Rys. 5.52. Porównanie kształtu wypłytki dla odkuwki wspornika ze stopu MgAl4Zn wykonywanej: a) na prasie śrubowej F1736A, b) na młocie kuźniczym MPM 3150 [25]

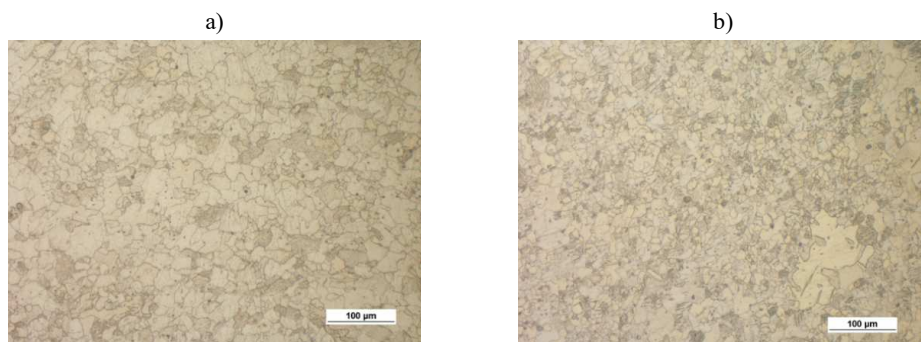


Rys. 5.53. Miejsca pobrania próbek do badań dla: a) kłamki, b) wspornika [25]

Tabela 5.7. Zestawienie otrzymanych własności mechanicznych dla wybranych odkuwek wykonanych podczas prób kucia na młocie [25]

Rodzaj odkuwki	Maszyna kuźnicza	Gatunek	Twardość HB	Statyczna próba rozciągania		
				$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]
Klamka	młot	AZ31	52,6	227	273	15,2
Klamka	prasa	AZ31	53,6	213	272	14,0
Klamka	młot	MgAl4Zn	50,9	197	262	12,8
Klamka	prasa	MgAl4Zn	53,3	212	270	14,4
Klamka	młot	AZ61	52,0	213	292	10,0
Klamka	prasa	AZ61	56,8	220	302	10,0

Na podstawie przeprowadzonych badań procesów kucia odkuwki klamki i wspornika potwierdzono możliwość kucia matrycowego stopów magnezu AZ31B, AZ61A i Mg4AlZn zarówno na młocie kuźniczym, jak również na prasie śrubowej. Procesy kucia można realizować bez stosowania specjalnych urządzeń do nagrzewania matryc, które są kosztowne.

**Rys. 5.54.** Przykładowa mikrostruktura odkuwki klamki ze stopu AZ31B: a) kutej na prasie, b) kutej na młocie [25]

Uzyskane w próbach kucia odkuwki charakteryzują się dobrą jakością, nie posiadają wad w postaci pęknięć, zakuć i niewypełnień. Ich własności mechaniczne mieszczą się w zakresach podawanych przez normy. Przy kuciu badanych stopów należy stosować temperaturę nagrzewania wynoszącą 410°C, w której wykazują dobrą plastyczność przy odkształcaniu na młocie matrycowym i prasie kuźniczej. Należy zauważyć, że rzeczywista temperatura w momencie kucia jest nieco niższa wskutek wymiany ciepła przy przenoszeniu z pieca i styku z chłodniejszymi matrycami. Struktura w odkuwkach wykonanych na obu stosowanych maszynach kuźniczych jest zrekrystalizowana, a drobniejsze ziarno występuje w procesie kucia na młocie. Należy jednak zauważyć, że im większa prędkość odkształcenia, tym plastyczność stopów magnezu jest mniejsza, a tym samym kucie na młocie jest trudniejsze od kucia na prasie w aspekcie powstawania pęknięć.

Streszczenie

W opracowaniu przedstawiono aktualny stan wiedzy w świetle literatury specjalistycznej oraz wyników badań własnych dotyczący procesów kucia matrycowego stopów magnezu. Skupiono uwagę na stopach przeznaczonych do przeróbki plastycznej. Dokonano ogólnej charakterystyki magnezu i jego stopów, przybliżając rozwój i zastosowanie tych materiałów oraz podając ich klasyfikację według różnych kryteriów. Poświęcono uwagę również aspektom modelowania numerycznego. Przedstawiono wyniki badań krzywych płynięcia, warunków tarcia i różnych modeli pęknięcia dla wybranych gatunków. Scharakteryzowano także parametry procesu kucia, kładąc nacisk na wpływ temperatury nagrzewania wsadu i narzędzi na jego przebieg i plastyczność stopów magnezu. Opisano również wpływ temperatury nagrzewania materiału i prędkości odkształcenia na strukturę w ujęciu jakościowym i ilościowym. Dokonano analizy parametrów temperaturowo-czasowych obróbki cieplnej obejmującej umacnianie wydzieleniowe, wyżarzanie rekrytalizujące i wyżarzanie odprężające. Przedstawiono przebieg i rezultaty typowych procesów kucia odkuwek na prasach hydraulicznych z użyciem specjalnych systemów nagrzewania narzędzi. Procesy te charakteryzują się małymi prędkościami odkształcenia i warunkami zbliżonymi do izotermicznych, dzięki czemu możliwa jest produkcja odkuwek nawet z trudnoodkształcalnych stopów magnezu. Szczególną uwagę skupiono na nowym procesie kucia odkuwek płaskich z jednym lub dwoma żebrami, który realizowany jest w hydraulicznej prasie wyposażonej w trzy ruchome narzędzia robocze. Ostatni rozdział zawiera obszernie wyniki badań procesów kucia stopów magnezu na prasach śrubowych i młotach kuźniczych. Te zagadnienia stanowią nowość w literaturze specjalistycznej, gdyż takie maszyny kuźnicze nie są stosowane w procesach kucia tych materiałów. W tym zakresie przedstawiono szczegółowe rezultaty symulacji numerycznych i prób w warunkach przemysłowych dotyczące produkcji odkuwek zróżnicowanych pod względem kształtu. Podano wpływ parametrów kucia i obróbki cieplnej na uzyskane własności końcowe wyrobów. Na podstawie zrealizowanych prac stwierdzono, że z użyciem maszyn kuźniczych pracujących z dużymi prędkościami możliwe jest kształtowanie wyrobów o dobrej jakości tylko ze stopów magnezu o małej zawartości dodatków stopowych.

Abstract

This work presents the actual state of knowledge, within the frame of specialist literature and results of own research, concerning die forging processes of magnesium alloys. The monograph concentrates on alloys destined for metal forming processes. A general characteristics of magnesium and its alloys was made, bringing closer the development and application of these materials and giving their classification according to various criteria. Aspects of numerical modeling were also discussed. The results of research on flow curves, friction factors and different cracking models for chosen types were presented. The forging process parameters were characterized, emphasizing the influence of billet and tools heating temperature on its course and plasticity of magnesium alloys. The influence of material heating temperature and strain velocity on structure in terms of quality and quantity was also described. The analysis of temperature-time parameters of thermal treatment, considering precipitate strengthening, recrystallization annealing and stress relief annealing, was made. The course and results of typical forging processes of samples on hydraulic presses with the application of special tools heating systems were shown. These processes are characterized by small strain rates and conditions close to isothermal ones, due to which it is possible to manufacture forgings even from hard to deform magnesium alloys. A new process of flat samples forging with one or two ribs, which is realized on a hydraulic press equipped with three moveable working tools, is especially being focused on. The last chapter is devoted to broad research results of magnesium alloys forging processes on screw presses and forging hammers. These issues constitute a novelty in specialist literature as such forging machines are not applied for these materials forging processes. Detailed results of numerical simulations and tests in laboratory conditions concerning manufacturing of forgings diversified in terms of shape were presented. Moreover, the influence of parameters of forging and thermal treatment on the obtained products final properties was. On the basis of the performed research, it was stated that applying forging machines acting with high speed it is possible to form products of good quality only from magnesium alloys of small content of alloy addition.

Literatura

1. Agnew S.R., Duygulu O.: *Plastic anisotropy and the role of non-basal slip in magnesium alloy AZ31B*. International Journal of Plasticity 21 (2005) 1161–1193.
2. Al-Samman T.: *Comparative study of the deformation behavior of hexagonal magnesium-lithium alloys and a conventional magnesium AZ31 alloy*. Acta Materialia 57 (2009) 2229–2242.
3. ASM Handbook – Volume 04. *Heat treating*. ASM International 1991.
4. ASM Handbook – Volume 14A. *Metalworking: Bulk Forming*. ASM International 2005.
5. ASM Metal Handbook – Volume 14. *Forming and forging*. ASM International 1996.
6. Atkins A.G.: *Fracture in forming*. Journal of Material Processing Technology 56 (1996) 609–618.
7. Avedesian M.M., Baker H.: *ASM Specialty Handbook. Magnesium and Magnesium Alloys*. ASM International 1999.
8. Ayada T., Higashino T., Mori K.: *Central bursting in extrusion of inhomogeneous materials*. Advanced Technology of Plasticity 1 (1987) 553–558.
9. Bauser M., Sauer G., Siegert K.: *Extrusion. Materials Park*. ASM International 2006.
10. Behrens B.A., Schmidt I.: *Improving the properties of forged magnesium parts by optimized process parameters*. Journal of Materials Processing Technology 187–188 (2007) 761–765.
11. Bettles C.J., Gibson M.A.: *Current wrought magnesium alloys: strengths and weaknesses*. Journal of the Minerals Metals & Materials Society 57 (2005) 46–49.
12. Bogdanow J., Szabelski K.: *Podstawy konstrukcji śmigłowców*. Wydawnictwa Uczelniane Politechniki Lubelskiej, Lublin 1991.
13. Bohlen J., Yi S.B., Swiostek J., Letzig D., Brokmeier H.G., Kainer K.U.: *Microstructure and texture development during hydrostatic extrusion of magnesium alloy AZ31*. Scripta Materialia 53 (2005) 259–264.
14. Braszczyńska-Malik K.: *Studium kształtowania mikrostruktury stopów magnez-aluminium*. Wydawnictwo Wydziału Inżynierii Procesowej, Materiałowej i Fizyki Stosowanej Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2005.

15. Brozzo P., DeLuca B., Rendina R.: *A New method for the prediction of formability limits in metal sheets. Sweet Metal Forming and Formability*. Proc. 7th Biennial Conference of Deep Drawing Research Group, Amsterdam 1972.
16. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z.: *Analiza numeryczna walcowania wzdłużnego przedkuwki dźwigni ze stopu magnezu AZ31*. Rudy i Metale Nieżelazne 57 (11) (2012) 748–754.
17. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z.: *Theoretical and experimental research on forge rolling process of preforms from magnesium alloy AZ31*. Archives of Metallurgy and Materials 60 (1) (2015) 437–443.
18. Chang J., Gou X., He S., Fu P., Peng L., Ding W.: *Investigation of the corrosion for Mg-xGd-3Y-0.4Zr (x = 6, 8, 10, 12 wt%) alloys in a peak-aged condition*. Corrosion Science 50 (1) (2008) 166–177.
19. Cockroft M., Latham D.: *Ductility and workability of metals*. Journal Institute of Metals 96 (1968) 33–39.
20. Costa Mattos H.S., Minak G., Di Gioacchino F., Solda A.: *Modeling the superplastic behavior of Mg alloy sheets under tension using a continuum damage theory*. Materials and Design 30 (5) (2009) 1674–1679.
21. Dieter G.E., Kuhn H.A., Semiatin S.L.: *Handbook of workability and process design*. ASM International 2003.
22. Dobrzański L.A.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. Wydanie II zmienione i uzupełnione, WNT, Warszawa 2006.
23. Dobrzański L.A., Tański T., Dobrzańska-Danikiewicz A.D., Król M., Malara S., Domagała-Dubiel J.: *Struktura i własności stopów Mg-Al-Zn*. Open Access Library 2 (8) (2012) 1–319.
24. Dobrzański L.A.: *Metaloznawstwo opisowe stopów metali nieżelaznych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2008.
25. Drozdowski K.: *Badania procesów kucia matrycowego stopów magnezu na prasach śrubowych i młotach kuźniczych*. Praca doktorska, Politechnika Lubelska, Lublin 2015.
26. Dziadoń A.: *Magnez i jego stopy*. Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, Kielce 2012.
27. Dziubińska A., Gontarz A., Horzelska K., Pieśko P.: *The microstructure and mechanical properties of AZ31 magnesium alloy aircraft brackets produced by a new forging technology*. Proceedings of 2nd International Materials, Industrial and Manufacturing Engineering Conference, 4÷6.02.2015, Bali 2015.

28. Dziubińska A., Gontarz A., Wójcik Ł.: *Badania warunków tarcia stopu magnezu AZ31 w zakresie temperatury kształtowania plastycznego na gorąco*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2015) 527–532.
29. Dziubińska A., Gontarz A.: *A new method for producing finned heat sinks for electronic applications*. Przegląd Elektrotechniczny 90 (4) (2014) 74–77.
30. Dziubińska A., Gontarz A.: *A new method for producing magnesium alloy twin-rib aircraft brackets*. Aircraft Engineering and Aerospace Technology 87 (2) (2015) 180–188.
31. Dziubińska A., Gontarz A.: *Analiza teoretyczna zjawisk ograniczających proces kształtowania odkuwki płaskiej z jednym żebrem*. Rudy i Metale Nieżelazne 7 (2012) 455–459.
32. Dziubińska A., Gontarz A.: *Forming of flat parts with ribs from magnesium alloy*. Aircraft Engineering and Aerospace Technology 86 (4) (2014) 1–10.
33. Dziubińska A., Gontarz A.: *Kucie odkuwek uźebrowanych ze stopów magnezu*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2016.
34. Dziubińska A., Gontarz A.: *Limiting phenomena in a new forming process for two-rib plates*. Metalurgija 54 (3) (2015) 555–558.
35. Dziubińska A., Gontarz A.: *New method for forming brackets with a triangular rib*. Key Engineering Materials 622-623 (2014) 217–222.
36. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania plastycznego półswobodnego wyrobów płaskich z jednym żebrem*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 214530. Zatwierdzony 28.01.2013 r.
37. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania plastycznego półswobodnego wyrobów płaskich z dwoma żebrami*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 214519. Zatwierdzony 28.01.2013 r.
38. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania półswobodnego radiatora*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 405924. Zatwierdzony 25.09.2014 r.
39. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania radiatora*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 404274. Zatwierdzony 11.09.2014 r.
40. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania w wykroju zamkniętym radiatora z żebrem o zarysie półokrągłym*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 405925. Zatwierdzony 25.09.2014 r.
41. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kształtowania w wykroju zamkniętym radiatora*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 405922. Zatwierdzony 25.09.2014 r.

42. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kucia półfabrykatu zwłaszcza do wytwarzania wyrobów płaskich z jednym żebrem o zarysie prostokątnym*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 395392. Zatwierdzony 26.06.2013 r.
43. Dziubińska A., Gontarz A.: *Sposób kucia półfabrykatu zwłaszcza do wytwarzania wyrobów płaskich z jednym żebrem o zarysie trójkątnym*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 395408. Zatwierdzony 25.06.2013 r.
44. Dziubińska A.: *Kształtowanie odkuwek płaskich z żebrami ze stopów magnezu*. Praca doktorska, Politechnika Lubelska, Lublin 2015.
45. Fein A.: *MagForming – development of new magnesium forming technologies for the aeronautic industry*. Proceedings of The Sixth European Aeronautics Days – Aerodays 2011, 31.03÷01.04.2011, Madrid 2011.
46. Freudenthal A.: *The inelastic behavior of engineering materials and structures*. Wiley, New York 1950.
47. Gao L., Chen R.S., Han E.H.: *Effects of rare-earth elements Gd and Y on the solid solution strengthening of Mg alloys*. Journal of Alloys and Compounds 481 (1–2) (2009) 379–384.
48. Ghosh A.K.: *A criterion for ductile fracture in sheets under biaxial loading*. Metallurgical Transactions A 7A (1976) 523–533.
49. Godula A.: *Zastosowanie metod probabilistycznych w przewidywaniu pęknięć w procesach odkształcania metali*. Praca doktorska, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków 2013.
50. Gontarz A., Drozdowski K., Tofil A., Piesiak J.: *Theoretical and experimental research of forging processes of magnesium alloy parts for implementation in aircraft*. Proceedings of International Symposium on Sustainable Aviation ISSA 2015, 31.05÷3.06.2015, Istanbul 2015.
51. Gontarz A., Drozdowski K.: *Badanie plastyczności stopów magnezu AZ31 i AZ61 w warunkach przemysłowych w procesach kucia na prasie śrubowej i młocie kuźniczym*. Sprawozdanie nr 6/PL/PKAero-ZB7/2014 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2014 (praca niepublikowana).
52. Gontarz A., Dziubińska A., Okoń Ł.: *Determination of friction coefficients at elevated temperatures for some Al, Mg and Ti alloys*. Archives of Metallurgy and Materials 56 (2) 2011 379–384.
53. Gontarz A., Dziubińska A.: *A method for metal forming in a closed impression of flat products with one rib*. Zgłoszenie patentowe europejskie 12461512. Zatwierdzone 11.04.2012 r.

54. Gontarz A., Dziubińska A.: *A method for metal forming in a closed impression of flat products with two ribs*. Zgłoszenie patentowe europejskie 12461517. Zatwierdzone 10.05.2012 r.
55. Gontarz A., Dziubińska A.: *Identification of important parameters of forming process of flat forgings with one rib from AZ31 alloy*. Steel Research International, Spec. Ed. (2012) 843–846.
56. Gontarz A., Dziubińska A.: *Sposób kształtowania plastycznego w wykroju zamkniętym wyrobów płaskich z jednym żebrem*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 214513. Zatwierdzony 28.01.2013 r.
57. Gontarz A., Dziubińska A.: *Sposób kształtowania plastycznego w wykroju zamkniętym wyrobów płaskich z dwoma żebrami*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 214520. Zatwierdzony 28.01.2013 r.
58. Gontarz A., Dziubińska A.: *Sposób kształtowania radiatora dwurzędowego*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 405923. Zatwierdzony 25.09.2014 r.
59. Gontarz A., Dziubińska A.: *Sposób kucia półfabrykatu, zwłaszcza do wytwarzania wyrobów płaskich z jednym żebrem o zarysie półokrągłym*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 395407. Zatwierdzony 25.06.2013 r.
60. Gontarz A., Dziubińska A.: *Sposób kucia półfabrykatu, zwłaszcza do wytwarzania wyrobów płaskich z jednym żebrem o zarysie falistym*. Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej. Patent 395406. Zatwierdzony 25.06.2013 r.
61. Gontarz A., Pater Z., Drozdowski K., Doleba R.: *Weryfikacja teoretyczna procesu kucia matrycowego odkuwki dźwigni ze stopu magnezu AZ80*. Rudy i Metale Nieżelazne 57 (5) (2012) 305–311.
62. Gontarz A., Pater Z., Drozdowski K., Tofil A., Tomczak J.: *FEM analysis of the forging process of hub part from AZ80 magnesium alloy*. Conference Proceedings 10th World Congress on Computational Mechanics, 8-13.07.2012, Sao Paulo 2012.
63. Gontarz A., Pater Z., Drozdowski K.: *Hammer forging process of lever drop forging from AZ31 magnesium alloy*. Metalurgija 52 (3) (2013) 359–362.
64. Gontarz A., Pater Z., Opielak M., Samołyk G., Bartnicki J., Dziubińska A.: *Opracowanie wyników badań doświadczalnych w warunkach przemysłowych procesu kucia odkuwki piasty i dźwigni ze stopów magnezu*. Sprawozdanie nr 4/PL/PKAero-ZB7/2012 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2012 (praca niepublikowana).
65. Gontarz A., Pater Z., Samołyk G.: *Opracowanie oferty dla przemysłu z zakresu badań własności stopów magnezu*. Sprawozdanie nr 1/PL/PKAero-ZB7/2015 z pro-

- jektu POIG. 01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2015 (praca niepublikowana).
66. Gontarz A., Pater Z., Tomczak J.: *Opracowanie oferty dla przemysłu z zakresu kształtowania przedkuwek ze stopów magnezu*. Sprawozdanie nr 2/PL/PKAero-ZB7/2015 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2015 (praca niepublikowana).
 67. Gontarz A., Pater Z.: *Przeprowadzenie prób kucia odkuwki piasty koła samolotowego ze stopu AZ31 z zastosowaniem różnych wariantów obróbki cieplnej*. Sprawozdanie nr 6/PL/PKAero-ZB7/2012 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2012 (praca niepublikowana).
 68. Gontarz A., Pater Z.: *Weryfikacja numeryczna technologii kucia odkuwki drążka sterowniczego ze stopu magnezu oraz opracowanie wytycznych do przetargu na wykonanie prób przemysłowych*. Sprawozdanie nr 9/PL/PKAero-ZB7/2011 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2011 (praca niepublikowana).
 69. Gontarz A., Pater Z.: *Weryfikacja numeryczna technologii kucia odkuwki piasty ze stopu magnezu oraz opracowanie wytycznych do przetargu na wykonanie prób przemysłowych*. Sprawozdanie nr 8/PL/PKAero-ZB7/2011 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2011 (praca niepublikowana).
 70. Gontarz A., Piesiak J., Drozdowski K.: *Wyznaczanie całek granicznych dla wybranych modeli pęknięcia w próbie rozciągania stopu magnezu Mg4AlZn*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2015) 553–558.
 71. Gontarz A., Piesiak J.: *Badanie funkcji opisujących krzywe płynięcia stopu AZ61*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2009) 571–573.
 72. Gontarz A., Tofil A., Pater Z.: *Opracowanie końcowe technologii i wykonanie demonstratora dźwigni ze stopu AZ31 stosowanej w budowie śmigłowca*. Sprawozdanie nr 5/PL/PKAero-ZB7/2013 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2013 (praca niepublikowana).
 73. Gontarz A., Tofil A.: *Badania plastometryczne i opracowanie modelu materiałowego stopu magnezu MA2 (wg GOST)*. Sprawozdanie nr 7/PL/PKAero-ZB7/2009 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2009 (praca niepublikowana).
 74. Gontarz A.: *Badanie warunków tarcia dla pary trącej stop MA2 – stal narzędziowa w warunkach kształtowania na gorąco*. Sprawozdanie nr 4/PL/PKAero-ZB7/2010

- z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2010 (praca niepublikowana).
75. Gontarz A.: *Efektywne procesy kształtowania w trójsuwakowej prasie kutej*. Wydawnictwa Uczelniane Politechniki Lubelskiej, Lublin 2005.
 76. Gontarz A.: *Opracowanie modelu materiałowego stopu magnezu AZ61*. Sprawozdanie nr 10/PL/PKAero-ZB7/2009 z projektu POIG. 01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2009 (praca niepublikowana).
 77. Gontarz A.: *Theoretical and experimental research of hammer forging process of rim from AZ31 magnesium alloy*. Metalurgija 53 (4) (2014) 645–648.
 78. Guo-Zheng Q., Yu S., Yi-Xin W., Beom-Soo K., Tae-Wan K., Woo-Jin S.: *Constitutive modeling for the dynamic recrystallization evolution of AZ80 magnesium alloy based on stress-strain data*. Materials Science and Engineering A 528 (2011) 8051–8059.
 79. Gwynne B., Lyon P.: *Magnesium alloys in aerospace applications, past concerns, current solutions*. Proceedings of Triennial International Aircraft Fire & Cabin Safety Research Conference, 29.10÷01.11.2007, Atlantic City 2007.
 80. Hadasik E.: *Badania plastyczności stopu magnezu AZ31*. Rudy i Metale Nieżelazne 12 (2008) 790–794.
 81. Hadasik E., Kuc D., Mikuszewski T.: *Plastyczność i mikrostruktura stopów Mg-Li*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2011) 617–620.
 82. Hadasik E., Kuc D., Śliwa R., Niewielski G.: *Rozwój stopów magnezu do przeróbki plastycznej*. Wiadomości Hutnicze 8 (2009) 580–584.
 83. Hadasik E., Kuc D., Szula A.: *Kształtowanie plastyczne stopu magnezu AZ31*. Rudy i Metale Nieżelazne 6 (2010) 313–317.
 84. Henn Y., Fein A.: *Project MagForming – Development of new magnesium forming technologies for the aeronautics industry*. Publishable Final Activity Report, (2010) 1–58.
 85. Hombergsmeier E., Fein A.: *MagForming – Development of new magnesium forming technologies for the aeronautic industry*. Proceedings of The Sixth European Aeronautics Days – Aerodays 2011, 31.03÷01.04.2011, Madrid 2011.
 86. Horst E., Friedrich H.E., Mordike L.B.: *Magnesium Technology. Metallurgy, Design Data, Applications*. Springer, Verlag-Berlin-Heidelberg 2006.
 87. http://157.158.19.181/platforma/file.php/1/prezentacje/Stopy_metali_lekkich.pdf (lipiec 2016)
 88. <http://chemfan.pg.gda.pl/UOP/pierwias/magnez.htm> (lipiec 2016).

89. <http://criticalrawmaterials.org/critical-raw-materials/magnesium> (lipiec 2016).
90. <http://inzynieria-powierzchni.blogspot.com/p/magnez.html> (lipiec 2016).
91. <http://www.alibaba.com/showroom/magnesium-bicycle-frame.html> (lipiec 2016).
92. <http://www.aliexpress.com/item/Magnesium-alloy-wheels-26-inch-mountain-bike-Stuck-21-speed-bicycle-wheel-disc-brakes-not-carbon/2012695333.html?spm=2114.40010308.4.29>. REcvHZ(lipiec 2016).
93. http://www.aliexpress.com/store/product/M107-Magnesium-Alloy-riser-50lbs-Draw-Weight-Fiberglass-Limbs-compound-bow-for-adult-outdoor-hunting/512255_32332250806.html (lipiec 2016).
94. <http://www.boronextrication.com/2013/06/04/magnesium-sheet-metal> (lipiec 2016).
95. <http://www.dhgate.com/store/product/high-quality-crossed-the-double-pulley-lifting/246120116.html> (lipiec 2016).
96. <http://www.ebay.de/itm/AEST-Magnesium-MTB-Pedale-Plattform-Leichtbau-Tretter-NEU-/261737879500> (lipiec 2016).
97. <http://www.greenlaunches.com/category/gadgets-and-tech/page/28> (lipiec 2016).
98. <http://www.intlimg.org/magnesiumbasics/physical.cfm> (lipiec 2016).
99. <http://www.ipsinchina.com/3-6-magnesium-alloy-die-castings.html> (lipiec 2016).
100. <http://www.mmta.co.uk/magnesium-market-overview> (lipiec 2016).
101. http://www.totalhockey.com/product/Inhaler_AC_1_Inline_Skates/itm/10568-41 (lipiec 2016).
102. Juan L., Zhenshan C.: *Hot forging process design and parameters determination of magnesium alloy AZ31B spur bevel gear*. Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 5871–5880.
103. Kielbus A., Kuc D., Rzychoń T.: *Stopy magnezu – mikrostruktura, właściwości i zastosowanie*. Rozdział w monografii pod red. W. Szkliniarza *Nowoczesne materiały metaliczne – teraźniejszość i przyszłość*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Katowice 2009.
104. Kim W. J., H.W. Lee, S.J. Yoo, Y.B. Park: *Texture and mechanical properties of ultrafine-grained Mg–3Al–1Zn alloy sheets prepared by high-ratio differential speed rolling*. Materials Science and Engineering A 528 (2011) 874–879.
105. Kubasek J., Vojtech D.: *Structural and corrosion characterization of biodegradable Mg-RE (RE = Gd, Y, Nd) alloys*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 23 (2013) 1215–1225.
106. Kuc D., Bednarczyk I., Hadasik E., Niewielski G.: *Badania plastyczności stopu magnezu WE43*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2011) 637–640.

107. Kuc D., Hadasik E., Gontarz A.: *Magnesium forging technologies*. Proceedings of International Colloquium on Wrought Magnesium Alloys: Ressourceefficient Production and Applications, 13–14.06.2012, Freiberg 2012.
108. Kuc D., Hadasik E., Gontarz A.: *Technologia kucia stopów magnezu*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2012) 610–613.
109. Kuc D., Hadasik E., Kur A.: *Influence of deformation parameters on rebuilt process in the hot deformed Mg-Al-Zn alloy*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2010) 406–410.
110. Kuc D., Hadasik E., Mikuszewski T., Schindler I.: *Wpływ dodatku litu na charakterystyki plastyczności stopów magnezu*. Wiadomości Hutnicze 8 (2015) 494–498.
111. Kuc D., Hadasik E.: *Wysokotemperaturowe charakterystyki plastyczności stopów magnezu*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2013) 564–568.
112. Kuc D., Hadasik E.: *Zmiany struktury odkształcanego na gorąco stopu magnezu Mg-Al-Zn*. Hutnik – Wiadomości Hutnicze 8 (2008) 420–423.
113. Kuc D., Schindler I., Hadasik E., Niewielski G., Mrugała A.: *Wysokotemperaturowe charakterystyki plastyczności stopu Mg-Y-RE-Zr*. Wiadomości Hutnicze 8 (2014) 552–556.
114. Kuc D., Tkocz M., Bednarczyk I., Hadasik E., Śliwa R.: *Plastyczność i mikrostruktura odkształcanego na gorąco stopu magnezu AZ61*. Rudy i Metale Nieżelazne 5 (2012) 298–304.
115. Liu J., Cui Z.: *Hot forging process design and parameters determination of magnesium alloy AZ31B spur bevel gear*. Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 5871–5880.
116. Luo A., Pekguleryue M. O.: *Cast Mg alloys for elevated temperature applications*. Journal of Material Science 29 (1994) 5259–5279.
117. Luo A.: Chapter 8. *Applications: aerospace, automotive and other structural applications of magnesium*. Rozdział w monografii pod red. Pekguleryuz M., Kainer K., Kaya A.: *Fundamentals of Magnesium Alloy Metallurgy*, Woodhead Publishing Limited, Cabridge 2013.
118. Luo A.: *Magnesium casting technology for structural applications*. Journal of Magnesium and Alloys 1 (2013) 2–22.
119. Matsumoto R.: *Ductility improvement methods for commercial AZ31B magnesium alloy in cold forging*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 20 (2010) 1275–1281.
120. McClintock F.A.: *A criterion for ductile fracture by growth of holes*. Journal of Applied Mechanics-Transaction of the ASME 35 (1968) 363–371.

121. Mroczkowski M.: *Prognozowanie stateczności plastycznego płynięcia metali i ocena przydatności projektowanych narzędzi z wykorzystaniem metody elementów skończonych*. Praca doktorska, AGH, Kraków 2008.
122. Neimitz A.: *Mechanika pękania*. PWN, Warszawa 1998.
123. Niezgodziński T., Niezgodziński M.: *Wytrzymałość materiałów*. PWN, Warszawa 2009.
124. Niu J.G., Zhang X., Hang Z.M., Li B.C.: *Influence on the microstructure and properties of AZ61 magnesium alloy at warm deformation*. Journal of Materials Processing Technology 187–188 (2007) 780–782.
125. Norma ASTM B107/B107M – 13: *Standard Specification for Magnesium-Alloy Extruded Bars, Rods, Profiles, Tubes, and Wire*. ASTM International 2008.
126. Norma ASTM E112-12 – *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. ASTM International 2013.
127. Norris D., Reaugh J., Moran B., Quinnones D.: *A plastic strain mean-stress criterion for ductile fracture*. Journal of Engineering Materials and Technology 100 (1978) 279–286.
128. Nunes R. i inni: *ASM Handbook – Volume 2. Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. ASM International 1990.
129. Oczko K., Kawalec A.: *Kształtowanie metali lekkich*. PWN, Warszawa 2012.
130. Ogawa N.: *Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 607–614.
131. Oh S., Chen C.C., Kobayashi S.: *Ductile failure in axisymmetric extrusion and drawing, Part 2: Workability in extrusion and drawing*. Journal of Engineering for Industry 101 (1979) 36–44.
132. Osakada K., Mori K.: *Prediction of ductile fracture in cold forging*. Annals of the CIRP 27 (1978) 135–139.
133. Oyane M., Sato T., Okimoto K., Shima S.: *Criteria for ductile fracture and their applications*. Journal of Mechanical Working Technology 4 (1980) 65–81.
134. Pater Z., Bulzak T.: *Opracowanie i weryfikacja numeryczna technologii kształtowania przedkuwki dźwigni ze stopu AZ31*. Sprawozdanie nr 3/PL/PKAero-ZB7/2012 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2012 (praca niepublikowana).
135. Pater Z., Gontarz A., Bulzak T.: *Wykonanie badań doświadczalnych walcowania wzdłużnego przedkuwek ze stopu AZ31*. Sprawozdanie nr 4/PL/PKAero-ZB7/2013 z projektu POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2013 (praca niepublikowana).

136. Pater Z., Gontarz A., Weroński W.: *Obróbka plastyczna. Obliczenia sił kształtowania*. Wydawnictwa Politechniki Lubelskiej, Lublin 2002.
137. Pater Z., Gontarz A.: *Opracowanie koncepcji i analiza numeryczna metody wyznaczania wartości współczynników w modelach pękania stopów Mg*. Sprawozdanie nr 9/PL/PKAero-ZB7/2009 z projektu POIG. 01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2009 (praca niepublikowana).
138. Pater Z., Gontarz A.: *Wyznaczanie wielkości charakteryzujących modele pękania dla stopu MA2 w warunkach obróbki plastycznej na gorąco*. Sprawozdanie nr 1/PL/PKAero-ZB7/2010 z projektu POIG. 01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2010 (praca niepublikowana).
139. Pater Z.: Wartość graniczna całki Cockrofta-Lathama dla stali kolejowej gatunku R200. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze* 77 (12) (2010) 702–705.
140. Pater Z.: Wartość graniczna całki Cockrofta-Lathama dla stali łożyskowej gatunku 100Cr6. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze* 78 (1) (2011) 101–103.
141. Payne R.J.M., Bailey N.: *Improvement of the age hardening properties of magnesium–rare earth alloys by addition of silver*. *Journal of the Institute of Metals* 88 (1960) 417.
142. Pekguleryuz M., Kainer K., Kaya A.: *Chapter 5. Fundamentals of Magnesium Alloy Metallurgy*. Rozdział w monografii pod red. Pekguleryuz M., Kainer K., Kaya A., *Fundamentals of Magnesium Alloy Metallurgy*, Woodhead Publishing Limited, Cambridge 2013.
143. Płonka B., Lech-Grega M., Remsak K., Korczak P., Kłyszewski A.: *Kucie matrycowe wysokowytrzymałych stopów Mg – Struktura i właściwości mechaniczne w różnych stanach obróbki cieplnej*. *Archives of Metallurgy and Materials* 58 (1) (2013) 127–132.
144. Połuchin P.I., Gun G. Ja., Gałkin A.K.: *Soprotivlenije plastycznej dieformacji mietallov i splavov. Spravocznik*. Mietalurgija, Moskva 1983.
145. Popescu G., Moldovan P., Bojin D., Sillescu W.: *Influence of heat treatment on magnesium alloys meant to automotive industry*. *UPB Scientific Bulletin, Series B: Chemistry and Materials Science* 71, 2 (2009) 85–92.
146. Powell B.R., Krajewski P.E., Luo A.A.: *Chapter 4. Magnesium alloys for lightweight powertrains and automotive structure*. Rozdział w monografii *Materials, Design and Manufacturing for Lightweight Vehicles*, Woodhead Publishing Limited, Cambridge 2010.

147. Rao K.P., Prasad Y.V.R.K., Suresh K.: *Anisotropy of flow during isothermal forging of rolled AZ31B magnesium alloy rolled plate in three orthogonal directions: Correlation with processing maps*. Materials Science and Engineering A 558 (2012) 30–38.
148. Rice J.R., Tracey D.M.: *On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 17 (1969) 201–217.
149. Rokhlin L.L., Nikitina N.I.: *Recovery after ageing of Mg–Y and Mg–Gd alloys*. Journal of Alloys and Compounds 279 (2) (1998) 166–170.
150. Rzyzińska G.: *Zjawisko pęknięcia w procesie wyciskania metalowych kompozytów warstwowych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2009.
151. Samołyk G., Bartnicki J., Tofil A., Opielak M.: *Opracowanie modeli materiałowych stopów Mg na podstawie badań plastometrycznych prezentowanych w literaturze specjalistycznej*. Sprawozdanie nr 1/PL/PKAero-ZB7/2009 z projektu POIG. 01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2009 (praca niepublikowana).
152. Samołyk G.: *Opracowanie zagadnień technologicznych kształtowania plastycznego stopów Mg*. Sprawozdanie nr 4/PL/PKAero-ZB7/2008 w projekcie POIG.01.01.02-00-015/08-00 Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym, Lublin 2008 (praca niepublikowana).
153. Savage K., King J.F.: *Hydrostatic extrusion of magnesium*. Rozdział w monografii pod red. Kainer K.U., *Magnesium alloys and their application*, Wiley – VCH, Weinheim 2000.
154. Shan D., Xu W., Han X., Huang X.: *Study on isothermal precision forging process of rare earth intensifying magnesium alloy*. Materials Science and Engineering B 177 (19) (2012) 1698–1702.
155. Sillekens W.H., Bohlen J.: *Hydrostatic extrusion of magnesium alloys*. Rozdział w monografii pod red. Bettles C., Barnett M., *Advances in Wrought Magnesium Alloys*, Woodhead Publishing, Oxford 2012.
156. Skubisz P., Sińczak J., Bednarek S.: *Forgeability of Mg-Al-Zn magnesium alloys in hot and warm closed die forging*. Journal of Materials Processing Technology 177 (2006) 210–213.
157. Skubisz P., Sińczak J., Sołek A.: *Extrusion of magnesium alloy profiles*. Steel Grips 2 (2004) 171–176.
158. Skubisz P., Sińczak J., Suliga I.: *Wyciskanie profili ze stopu magnezu AZ61 na gorąco i półgorąco*. Rudy i Metale Nieżelazne 50 (1) (2005) 10–15.
159. Skubisz P.: *Określenie warunków kształtowania objętościowego stopów Mg-Al-Zn na ciepło*. Praca doktorska, AGH, Kraków 2007.

-
160. Somekawa H., Mukai T.: *High strength and fracture toughness balance on the extruded Mg-Ca-Zn alloy*. Materials Science and Engineering A 459 (2007) 366–370.
 161. Stanford A., Barnett M. R.: *Fine grained AZ31 produced by conventional thermo-mechanical processing*. Journal of Alloys and Compounds 466 (2008) 182–188.
 162. Swiostek J., Goken J., Letzig D., Kainer K.U.: *Hydrostatic extrusion of commercial magnesium alloys at 100°C and its influence on grain refinement and mechanical properties*. Materials Science and Engineering A 424 (2006) 223–229.
 163. Szewieczek D.: *Obróbka cieplna materiałów metalowych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 1998.
 164. Takenaka T., Ono T., Narazaki Y., Naka Y., Kawakami M.: *Improvement of corrosion resistance of magnesium metal by rare earth elements*. Electrochimica Acta 53 (1) (2007) 117–121.
 165. Tański T.: *Kształtowanie struktury i własności powierzchni stopów Mg-Al-Zn*. Open Access Library 2 (8) (2012) 1–158.
 166. Tokunaga T., Kuziak R., Matsuura K.: *Determination of the flow stress model of AZ80 Mg alloy*. Computer Methods in Materials Science 14 (2) (2014) 123–130.
 167. Wang Q., Zhang Z., Zhang X., Li G.: *New extrusion process of Mg alloy automobile wheels*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 20 (2010) 599–603.
 168. Wang Q., Zhang Z., Zhang X., Yu J.: *Precision forging technologies for magnesium alloy bracket and wheel*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 18 (2008) 205–208.
 169. Weroński W., Gontarz A., Pater Z.: *Wybrane zagadnienia z teorii i technologii kucia w prasie trójsuwakowej*. Lubelskie Towarzystwo Naukowe, Lublin 2007.
 170. Yan J., Sun Y., Xu F., Xue S., Tao W.: *Microstructure and mechanical properties in cast magnesium–neodymium binary alloys*. Materials Science and Engineering A 476 (1) (2008) 366–371.
 171. Yan L., Chang Xing K., Luoxing L.: *Accurately predicting high temperature flow stress of AZ80 magnesium alloy with particle swarm optimization-based support vector regression*. Applied Mathematics & Information Science. An International Journal 7 (3) (2013) 1093–1102.
 172. Yang Z., Li J.P., Zhang J.X., Lorimer G.W., Robson J.: *Review on research and development of magnesium alloys*. Acta Metalurgica Sinica (English Letters) 21 (5) (2008) 313–338.
 173. Zhang D., Shi G., Dai Q., Yuan W., Duan H.: *Microstructures and mechanical properties of high strength Mg-Zn-Mn alloy*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 18 (2008) 59–63.

174. Zhang K.F., Yin D.L., Wu D.Z.: *Formability of AZ31 magnesium alloy sheets at warm working conditions*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 1276–1280.
175. Zhao D., Bandstra J.P., Kuhn H.A.: *A new fracture criterion for fracture prediction in metalworking processes*. Rozdział w monografii pod red. Dwivedi S.N., Paul A.J., Dax F.R. Concurrent Engineering Approach to Materials Processing, Minerals, Metals and Materials Society, Warrendale 1992.