

Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Mechaniczny
ul. Nadbystrzycka 36
20-618 LUBLIN

Grzegorz Samołyk

Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego



Politechnika Lubelska
Lublin 2012

Recenzent:
prof. dr hab. inż. Zbigniew Pater

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2012

ISBN: 978-83-62596-76-8

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: ESUS Agencja Reklamowo-Wydawnicza Tomasz Przybylak

www.esus.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 100 egz.

SPIS TREŚCI

Od Autora	7
1. Wprowadzenie	9
1.1. Idea prasowania obwiedniowego	9
1.2. Metody prasowania obwiedniowego	11
1.3. Rodzaje ruchu obwiedniowego	14
1.3.1. Ruch obwiedniowy tradycyjny	16
1.3.2. Ruch wahający	16
1.3.3. Ruch obwiedniowy planetarny	17
1.3.4. Ruch obwiedniowy spiralny	18
2. Charakterystyka prasowania obwiedniowego	21
2.1. Powierzchnia styku stempel-wypraska	21
2.2. Stan naprężenia i odkształcenia	23
2.3. Prędkość odkształcenia	27
2.4. Sposób płynięcia materiału w wyprasce	28
2.5. Siła kształtowania	33
2.5.1. Siła w prasowaniu obwiedniowym	33
2.5.2. Oszacowanie siły metodą górnej oceny	35
2.5.3. Wpływ parametrów procesu na siłę kształtowania	37
3. Modelowanie numeryczne procesu prasowania obwiedniowego	41
3.1. Wprowadzenie	41
3.2. Model MES prasowania obwiedniowego	42
3.2.1. Model geometryczny oraz charakterystyka ogólna	42
3.2.2. Model materiałowy	44
3.3. Modelowanie kontaktu narzędzie-wsad	50
3.3.1. Hipoteza modelowania tarcia między stemplem a wsadem	50
3.3.2. Model MES warunków kontaktowych	53
3.4. Model pęknięcia materiału	54
3.4.1. Sposoby modelowania utraty spójności	54
3.4.2. Ocena warunku pęknięcia materiału dla modelu MES	55
3.5. Modelowanie ruchu obwiedniowego stempla	57
3.5.1. Ruch obwiedniowy tradycyjny	57

3.5.2.	Ruch obwiedniowy o dowolnym złożonym schemacie	58
3.6.	Modelowanie prasowania obwiedniowego na prasie PXW	65
3.6.1.	Charakterystyka modelu numerycznego	65
3.6.2.	Weryfikacja doświadczalna modelu numerycznego	70
4.	Zagadnienia stabilności i ograniczenia prasowania obwiedniowego	85
4.1.	Wady kształtu spowodowane wyboczeniem wypraski	85
4.1.1.	Niewspółosiowość wypraski	85
4.1.2.	Utrata stateczności kształtu wypraski	86
4.1.3.	Zaprasowanie obwodowe	93
4.2.	Skręcenie wypraski	94
4.3.	Utrata spójności materiału	95
4.3.1.	Pęknięcia w wyprasce	95
4.3.2.	Łuszczenie powierzchni wypraski	106
5.	Parametry siłowe w prasowaniu obwiedniowym	107
5.1.	Siła kształtowania. Analiza zagadnienia	108
5.1.1.	Ruch obwiedniowy tradycyjny	109
5.1.2.	Ruch obwiedniowy złożony	113
5.1.3.	Siła kształtowania w warunkach prasowania na prasie PXW-100A	118
5.2.	Nacisk jednostkowy na powierzchni styku stempla z wypraską	122
5.2.1.	Ruch obwiedniowy tradycyjny według schematu (T)	122
5.2.2.	Ruch obwiedniowy według schematu (R)	125
5.2.3.	Ruch obwiedniowy według schematu (S)	129
5.2.4.	Ruch obwiedniowy według schematu (P)	133
6.	Analiza stanu naprężenia i płynięcia materiału	135
6.1.	Prasowanie obwiedniowe tradycyjne	136
6.1.1.	Faza początkowa	137
6.1.2.	Faza ustalona	143
6.1.3.	Faza końcowa	147
6.2.	Prasowanie obwiedniowe planetarne	151
6.2.1.	Faza kształtowania, gdy wskaźnik λ osiąga maksimum	152
6.2.2.	Faza kształtowania, gdy wskaźnik λ osiąga minimum	155
	Literatura	159
	Wykaz ważniejszych oznaczeń	165
	Streszczenie	167
	Summary	169

OD AUTORA

Prasowanie obwiedniowe jest jedną z licznych technik wytwarzania wyrobów metalowych, które zalicza się do technologii obróbki plastycznej. Pomimo że jest ono znane już prawie od stu lat, to jej popularność jest nadal mniejsza, niż innych metod obróbki plastycznej. Można wyliczyć wiele powodów takiego stanu rzeczy, jednak najważniejszą przyczyną jest niedostateczna wiedza na temat warunków tego procesu technologicznego.

Szereg ograniczeń procesu prasowania obwiedniowego wynika z dwóch ważnych aspektów. Po pierwsze, cechą tej technologii jest charakterystyczny ruch obwiedniowy (nazywany również wahającym) jednego z narzędzi. Celem zastosowania takiego rozwiązania technicznego jest wywołanie miejscowego nacisku na kształtowany materiał, co pozwala obniżyć wymaganą siłę kształtowania co najmniej dziesięciokrotnie. Niestety, niekorzystnym tego efektem jest wywołanie w materiale złożonego i niejednorodnego schematu naprężeń i odkształceń. Ważną cechą tej technologii jest to, że proces kształtowania wyprasek jest realizowany zazwyczaj w warunkach obróbki na zimno lub (rzadziej) na ciepło. Zatem, najczęściej obserwowanymi ograniczeniami, wynikającymi z przytoczonych aspektów, są wady kształtu wyrobu oraz przedwczesne pęknięcia materiału.

Wykonana przez autora analiza stanu wiedzy na temat tej technologii wykazała, że jest niewiele opracowań omawiających zagadnienia teoretyczne, doświadczalne i technologiczne prasowania obwiedniowego w sposób kompleksowy. Ważnym spostrzeżeniem jest również to, że obecna wiedza oraz umiejętności modelowania numerycznego (np. za pomocą MES) procesów prasowania obwiedniowego są na niskim poziomie. Wiele opracowań specjalistycznych ogranicza się jedynie do najprostszych przypadków kształtowania wyprasek, przy czym niejednokrotnie popełniane są elementarne błędy modelowania. Wynikają one najczęściej z wykorzystania programów komputerowych niedostosowanych do poprawnego opisu ruchu narzędzi lub stosowania zbyt daleko idących założeń upraszczających. Powoduje to niedostateczność jakości wyników teoretycznych prac badawczych oraz uniemożliwia wykonanie poprawnych obliczeń numerycznych, np. podczas projektowania technologii.

Zatem, biorąc pod uwagę przytoczone argumenty, podjęcie prac naukowych mających na celu uzupełnienie i usystematyzowanie obecnego stanu wiedzy na

temat prasowania obwiedniowego jest w pełni uzasadnione. W niniejszej monografii zamieszczono waŹniejsze wyniki badaŹ teoretycznych i doœwiadczaĺnych realizowanych przez ostatnie lata w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. Prace te wykonano w ramach projektu, który byĺ finansowany ze œrodków na naukê w latach 2009-2012, jako projekt badawczy nr N N508 439036. Tematem tego projektu byĺy badania teoretyczno-doœwiadczaĺne procesów kształtowania wyprasek na zimno, realizowanych sposobem prasowania obwiedniowego. Z uwagi na coraz szersze stosowanie stopów nieŹelaznych w przemyœle maszynowym, podjęto decyzję (po wstêpnych analizach), Źe wypraski będaŹ wykonane z wybranych stopów aluminium, zarówno zaliczanych do grupy materiaĺów plastycznych przy temperaturze obróbki na zimno, jak i do grupy materiaĺów kruchych.

W tym miejscu chciaĺbym podziękować wszystkim osobom, które uczestniczyły w realizacji prac badawczych, w szczególności pracownikom Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. Szczególnie dziękuję Ministerstwu Nauki i Szkolnictwa WyŹszego, które przekazało œrodki finansowe na realizację projektu badawczego nr N N508 439036.

Osobne podziękowania kieruję pod adresem recenzenta, Pana prof. dr hab. inŹ. Zbigniewa Patera, którego cenne uwagi i wskazówki nadały ostateczny kształt tej monografii.

Autor

1. WPROWADZENIE

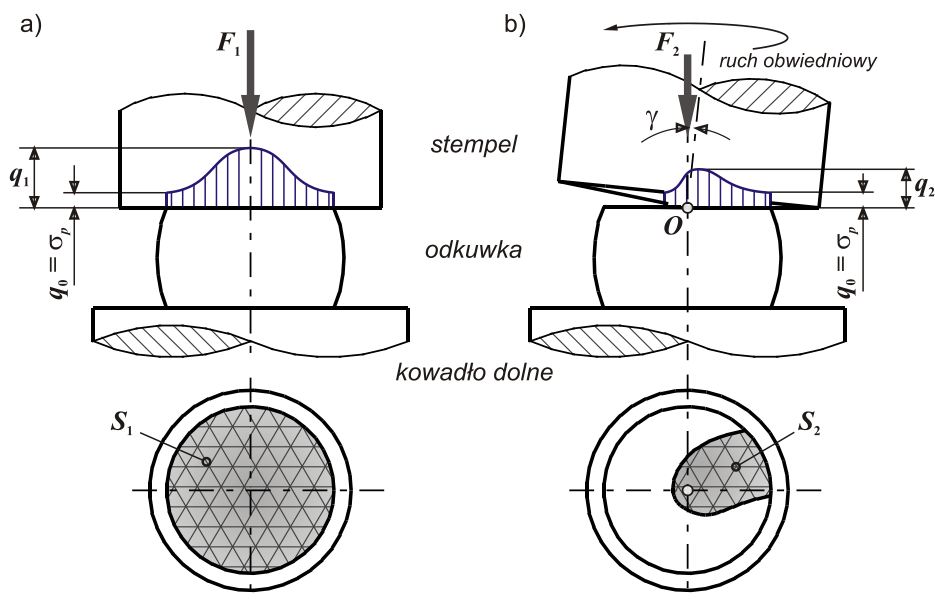
1.1. Idea prasowania obwiedniowego

Tradycyjne procesy kształtowania odkuwek, takie jak np. kucie, wyciskanie lub spęczanie, charakteryzują się tym, że narzędzia wywierają nacisk na odkształcany materiał całą swoją powierzchnią jednocześnie. W rezultacie powstają siły kształtowania odkuwki, które osiągają znaczące wartości, szczególnie w ostatniej fazie procesu, odgrywającej istotną rolę w trakcie kucia, gdy materiał wypełnienia wykrój roboczy narzędzi. Faza ta zapewnia nie tylko prawidłowe ukształtowanie odkuwki, ale również jakość geometryczną i wymiarową finalnego wyrobu [11, 19, 24, 38, 53, 74].

Zatem realizacja konwencjonalnych procesów kształtowania odkuwek (tj. kucie, wyciskanie itd.) przy relatywnie małych siłach kształtowania jest możliwa tylko w przypadku, gdy materiał zostanie pogrzany do temperatury obróbki na gorąco lub półgorąco [11, 42]. W ten sposób można obniżyć wartość siły nawet dziesięciokrotnie, ale niestety jest to osiągane kosztem [53]:

- zwiększenia zużycia materiału w wyniku powstania straty na zgorzelinę;
- konieczności zastosowania dodatkowych urządzeń grzewczych, które również pobierają energię;
- zmniejszenia jakości powierzchni wyrobu;
- zwiększenia naddatków technologicznych.

Alternatywnym procesem kształtowania odkuwek jest prasowanie obwiedniowe, gdzie materiał jest odkształcany na zimno. Cechą charakterystyczną tego procesu jest to, że chwilowa powierzchnia styku narzędzi z kształtowanym materiałem jest znacznie mniejsza niż w przypadku procesów konwencjonalnych. Na rys. 1.1 przedstawiono schematycznie porównanie prasowania obwiedniowego z procesem spęczania odkuwki cylindrycznej, gdzie uwagę zwrócono na powierzchnię kontaktu odkuwka-stempel S , siłę kształtowania F oraz rozkład nacisku jednostkowego q . Minimalna wartość nacisku jednostkowego q_0 musi być równa granicy plastyczności σ_p [42, 58]. Ponieważ przy prasowaniu obwiedniowym następuje wyraźne zmniejszenie powierzchni styku S_2 , to w efekcie maksymalny nacisk jednostkowy q_2 jest znacznie mniejszy niż nacisk q_1 osiągany przy tradycyjnym spęczaniu [43, 53, 58, 72]. Zatem również siła prasowania F_2 jest mniejsza niż siła spęczania F_1 . Jednak aby uzyskać zamierzone odkształcenie odkuwki, stempel musi wykonywać ruch obwiedniowy wokół środka



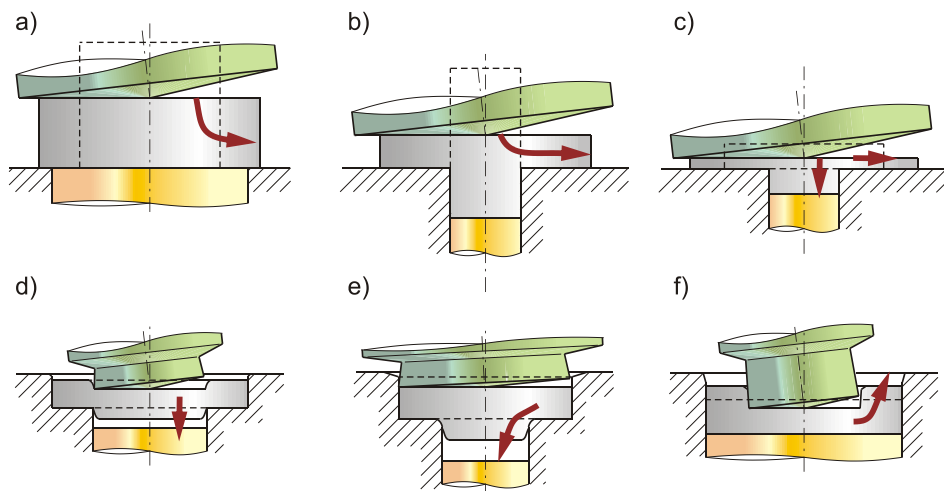
Rys. 1.1. Schemat spęczenia tradycyjnego (a) oraz prasowania obwiedniowego (b), gdzie przedstawiono typowy kształt powierzchni styku S stempla z materiałem oraz rozkład nacisku jednostkowego q na wspomnianej powierzchni; opis w tekście

ruchu kulistego oznaczonego literą O (rys. 1.1). Oznacza to, że powierzchnia styku stempla z odkuwką zmienia swoje położenie, zgodnie z ruchem narzędzia, a wielkość powierzchni S_2 zależy głównie od wartości kąta pochylenia stempla γ [62, 65].

Warunki jakie występują w prasowaniu obwiedniowym zapewniają uplastycznienie materiału kształtowanego już w temperaturze obróbki na zimno i jednocześnie zapewniają jego plastyczne płynięcie przy nawet dwudziestokrotnym obniżeniu wymaganej siły kształtowania w porównaniu do tradycyjnego spęczenia na zimno [2, 16, 41, 42, 53, 55, 70]. Odkuwka (wypraska) może być kształtowana w jednej operacji lub kilku operacjach przy zmniejszonej energochłonności procesu, a jej końcowa wysokość (grubość) może być zdecydowanie mniejsza w porównaniu z jej pozostałymi wymiarami (np. średnicą przekroju poprzecznego). Powoduje to, że technologia ta znalazła zastosowanie do produkcji wyrobów typu tarcze, koła zębate stożkowe lub innych części maszyn posiadających elementy cienkościenne, np. kołnierze [7÷10, 23, 36, 39, 52, 71].

rys. 1.4 umieszczono podstawowe sposoby kształtowania wyrobów drażonych typu pierścieni. Zatem, wyróżnia się następujące zasadnicze metody (operacje) prasowania obwiedniowego [23, 46, 54, 56, 58]:

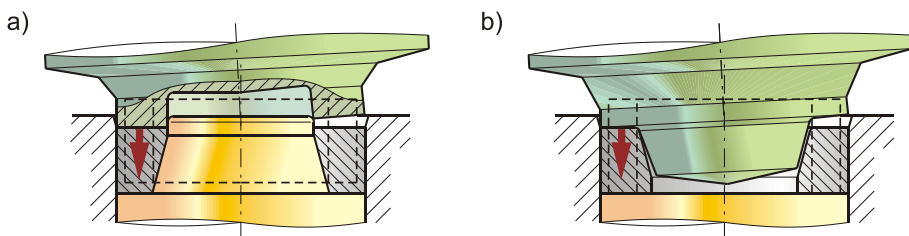
- prasowanie (spęczanie) swobodne (rys. 1.3a) – wsad spoczywa na powierzchni czołowej wypychacza (ewentualnie również na matrycy), po czym następuje swobodne spęczanie materiału, który płynie promieniowo powodując zwiększenie przekroju poprzecznego kosztem zmniejszenia grubości całej wypraski;
- prasowanie kołnierza (rys. 1.3b) – wsad spoczywa na wypychaczu i jednocześnie znajduje się częściowo w otworze matrycy, którego średnica jest taka sama jak średnica wsadu; odkształceniu ulega jedynie swobodna część wypraski, gdzie materiał płynie promieniowo – w efekcie czego następuje ukształtowanie kołnierza;
- prasowanie obrzeża (rys. 1.3c) – wsad spoczywa na matrycy, a jego średnica jest większa niż średnica otworu centralnego matrycy, w którym to otworze dodatkowo znajduje się obniżony wypychacz; wypraska jest kształtowana w sposób powodujący zmniejszenie grubości jej obrzeża przy zachowaniu niezmięionej grubości jej części centralnej; materiał płynie częściowo w kierunku promieniowym (powodując zwiększenie średnicy wypraski) oraz w kierunku osiowym, w efekcie czego następuje przesunięcie materiału



Rys. 1.3. Zasadnicze metody (operacje) prasowania obwiedniowego, gdzie: linia przerywana przedstawia kontury wsadu, strzałki reprezentują schematycznie płynięcie materiału [46, 58]; pełny opis w tekście

w centralnej części wypraski do otworu centralnego znajdującego się w matrycy dolnej;

- przesadzanie (rys. 1.3d) – wsad znajduje się w wykroju matrycy posiadającej otwór centralny, w którym znajduje się obniżony wypychacz; średnica części roboczej stempla jest taka sama jak średnica otworu centralnego narzędzia dolnego – powoduje to, że materiał płynie w kierunku osiowym tylko w centralnej części wsadu, w efekcie czego następuje pionowe przemieszczenie fragmentu materiału w stosunku do innych, przy jednoczesnym zachowaniu niezmienionej grubości wyrobu;
- wyciskanie współbieżne (rys. 1.3e) – wsad umieszczony jest w wykroju matrycy posiadającej otwór centralny, w którym znajduje się wypychacz; średnica części roboczej stempla jest taka sama jak średnica wsadu; nacisk stempla na wypraskę wywołuje plastyczne płynięcie materiału do otworu centralnego w kierunku zgodnym ze względnym (pozornym) ruchem liniowym stempla;
- wyciskanie przeciwbieżne (rys. 1.3f) – wsad znajduje się w wykroju matrycy dolnej i jednocześnie spoczywa na wypychaczu, przy czym średnica części roboczej stempla jest mniejsza od średnicy wsadu; w wyniku nacisku stempla na wsad następuje płynięcie materiału w kierunku przeciwnym do względnego (pozornego) ruchu liniowego stempla, co powoduje wypełnienie przez ten materiał szczeliny pomiędzy matrycą a stemplem;
- prasowanie pierścienia (rys. 1.4) – wsad w kształcie pierścienia spoczywa na wypychaczu oraz znajduje się jednocześnie w otworze (wykroju) matrycy, przy czym średnica tego otworu z reguły jest taka sama jak średnica zewnętrzna wsadu; nacisk stempla na wsad wywołuje plastyczne kształtowanie wewnętrznej powierzchni pierścienia na trzpieniu; trzpień ten może być



Rys. 1.4. Metoda (operacja) prasowania pierścienia, gdy trzpień znajduje się na wypychaczu (a) lub jest częścią składową stempla (b); gdzie: linia przerywana przedstawia kontur wsadu, strzałki reprezentują schematycznie płynięcie materiału

umieszczony na wypychaczu [46] – tak jak to pokazano na rys. 1.4a lub może być częścią stempla (rys. 1.4b). To drugie rozwiązanie jest propozycją autora książki. Obecnie są prowadzone badania mające na celu opracowanie technologii prasowania obwiedniowego wyrobów drążonych z użyciem stempla z trzpieniem.

1.3. Rodzaje ruchu obwiedniowego

Ruch wykonywany przez stempel w trakcie prasowania obwiedniowego jest szczególnym przypadkiem ruchu kulistego wokół punktu O [37]. Punkt ten jest zlokalizowany na powierzchni czołowej kształtowanej wypraski, np. tak jak to pokazano na rys. 1.1b. Jest to jedyny punkt, w którym kontakt narzędzia górnego z wypraską trwa przez cały czas kształtowania.

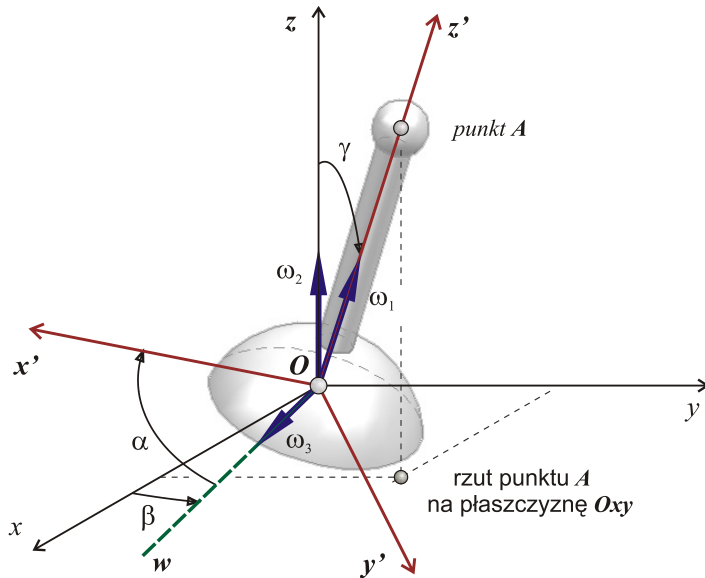
Jednoznaczne położenie stempla, który wykonuje ruch obwiedniowy, najlepiej jest opisać przy użyciu trzech kątów Eulera [37]. Sposób ich zdefiniowania pokazano na rys. 1.5. Ponadto, narzędzie to można przedstawić schematycznie za pomocą zredukowanego odcinka OA , który jest współliniowy z osią symetrii stempla. Koniec tego odcinka, oznaczony literą O , jest jednocześnie środkiem ruchu kulistego (obwiedniowego).

Obierzmy nieruchomy kartezjański układ współrzędnych $\{x, y, z\}$ w ten sposób, aby jego początek znajdował się w punkcie O , a jego oś $\{z\}$ pokrywała się z osią główną wypraski. Pozostałe osie tego układu niech będą zawarte w płaszczyźnie czołowej wypraski. Następnie zdefiniujemy ruchomy kartezjański układ współrzędnych $\{x', y', z'\}$ sztywno powiązany ze stemplem. Założmy że oś $\{z'\}$ będzie jednocześnie osią główną tego narzędzia – tj. niech pokrywa się ona z odcinkiem OA .

Płaszczyzna $Ox'y'$ przecina się z nieruchomą płaszczyzną Oxy w ten sposób, że zbiór wspólnych punktów przecięcia tworzy półprostą w . W przypadku prasowania obwiedniowego, ta półprosta zawsze znajduje się na powierzchni czołowej wypraski. Zatem położenie stempla można określić jednoznacznie poprzez następujące podanie kątów Eulera (rys. 1.5), mianowicie:

- kąta α – jest to kąt obrotu własnego narzędzia i jest zawarty w płaszczyźnie $Ox'y'$ pomiędzy osią ruchomą $\{x'\}$ oraz półprostą w ;
- kąta β – jest to kąt precesji, który jest zawarty w płaszczyźnie Oxy pomiędzy osią stałą $\{x\}$ oraz półprostą w ;
- kąta γ – jest to kąt nutacji i jest zawarty pomiędzy osią wypraski (tj. stałą osią $\{z\}$) oraz osią narzędzia (tj. ruchomą osią $\{z'\}$); kąt ten jest jednocześnie kątem wahania (wychylenia) stempla.

Dopełnieniem opisu ruchu wykonywanego przez narzędzie wahające jest podanie prędkości kątowych Eulera [37]. Zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 1.5, prędkości te są zdefiniowane w następujący sposób:



Rys. 1.5. Opis położenia stempla, który wykonuje ruch kulisty wokół środka O , za pomocą trzech kątów Eulera; opis w tekście

- prędkość kątowna obrotu własnego stempla wokół własnej osi symetrii – prędkość tą wyraża się jako $\omega_1 = d\alpha/dt$;
- prędkość kątowna precesji narzędzia wokół osi symetrii wypraski – jej wartość wyznacza się ze wzoru $\omega_2 = d\beta/dt$;
- prędkość kątowna nutacji (wahania) stempla wokół półprostej w – prędkość ta opisana jest zależnością $\omega_3 = d\gamma/dt$.

W prasowaniu obwiedniowym funkcjonuje kilka rodzajów ruchu obwiedniowego, jaki może być wykonywany przez stempel [6, 22, 46, 53, 62]. W praktyce (szczególnie przemysłowej) podawanie opisu rodzaju ruchu obwiedniowego za pomocą kątów Eulera jest mało czytelne. Dlatego najczęściej stosuje się sposób identyfikacji tego ruchu w oparciu o kształt toru punktu A zrzutowanego na płaszczyznę Oxy . W takiej sytuacji mówi się o ruchu narzędzia wahającego w kontekście schematu według określonego kształtu wspomnianego toru [6, 45, 46, 53, 60]. Zatem ze względu na sposób wykonywania ruchu obwiedniowego przez stempel, kształtowanie wypraski dzieli się na proces prasowania obwiedniowego według schematu:

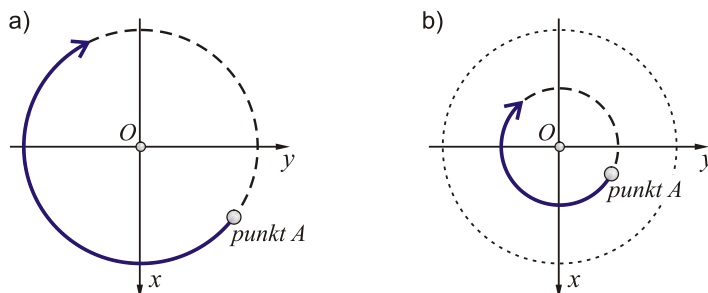
- „po okręgu”,
- „po prostej”,

- „po krzywej wielolistnej” lub „rozecie n -listnej”,
- „po spirali”.

W dalszej części podrozdziału zostaną przybliżone ogólne charakterystyki podstawowych odmian ruchu obwiedniowego wykonywanego przez narzędzie.

1.3.1. Ruch obwiedniowy tradycyjny

Podstawowym rodzajem ruchu realizowanego przez stempel podczas prasowania obwiedniowego jest ruch obwiedniowy tradycyjny. Jest on wykonywany podczas prasowania obwiedniowego według schematu „po okręgu”. Tor punktu A dla tego rodzaju ruchu przedstawiono na rys. 1.6. Przyjmuje on postać okręgu, którego środek jest zlokalizowany na osi wypraski, a jego promień jest determinowany przez kąt wychylenia stempla. Ruch tego rodzaju jest uzyskiwany w przypadku, gdy kąt γ jest większy od zera oraz jest niezmienny w czasie trwania procesu kształtowania wypraski. Jest to jednoznaczne z tym, że prędkość kątowna nutacji ω_3 jest równa zero. Natomiast zmieniają się jedynie wartości kąta obrotu własnego α oraz precesji β . Prędkości kątowe ω_1 oraz ω_2 są jednostajne, ich wartości bezwzględne są sobie równe, a ich zwroty są przeciwnie. Efektem takiej kombinacji prędkości kątowych jest charakterystyczne obtaczanie się narzędzia bez poślizgu po powierzchni wyrobu wokół jego osi.



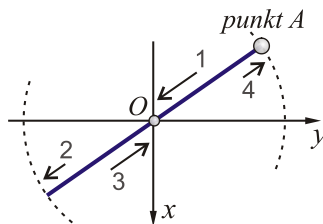
Rys. 1.6. Tor punktu A dla prasowania obwiedniowego tradycyjnego, zwanego również ruchem „po okręgu”, gdy: a) $\gamma = \gamma_{max}$ oraz b) $\gamma = \frac{1}{2} \gamma_{max}$

1.3.2. Ruch wahający

Szczególną odmianą ruchu obwiedniowego wykonywanego przez stempel podczas kształtowania wypraski według schematu „po prostej” jest ruch wahający. Jest on przedstawiany umownie za pomocą toru punktu A, którego kształt

pokazano na rys. 1.7. Ruch tego rodzaju jest uzyskiwany, gdy zmianie ulega jedynie wartość kąta nutacji γ [46], przy czym prędkość kątowna ω_3 nie jest jednostajna – na rys. 1.7 wyrażono to za pomocą różnej długości strzałek określających umownie kierunek „wędrówki” punktu A po swoim torze.

Wartość kąta wychyleńa stempla zmienia się w zakresie przedziału (γ_{min} , γ_{max}), który jest symetryczny względem wartości zero. Pozostałe kąty (tj. obrotu własnego α i precesji β) mają określoną wartość, która jest niezmienna w trakcie wykonywania wahan przez narzędzie [45, 60, 65].



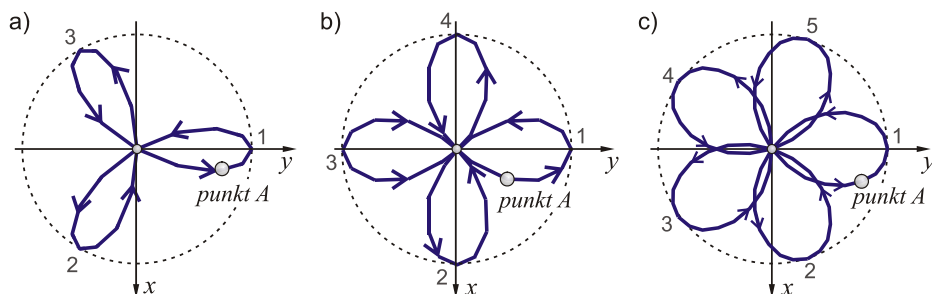
Rys. 1.7. Tor punktu A dla prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch wahający; ponumerowane strzałki reprezentują umownie kierunek i prędkość zmiany położenia punktu A

1.3.3. Ruch obwiedniowy planetarny

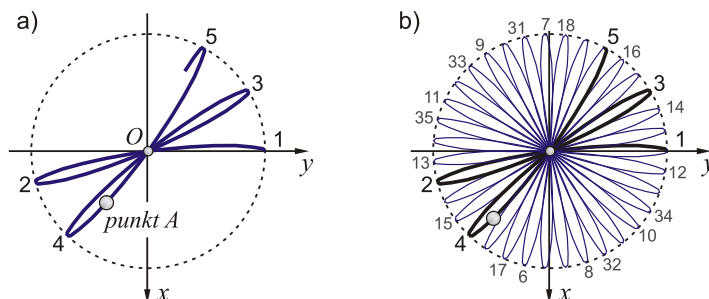
Kolejnym rodzajem ruchu wykonywanego przez stempel podczas prasowania obwiedniowym jest ruch obwiedniowy planetarny. Jest on nazywany również wahaniami stempla według schematu „po rozecie n -listnej” lub „krzywej wielolistnej”. Ta druga nazwa jest najczęściej utożsamiana z procesem technologicznym realizowanym na prasach z serii PXW [6, 22, 45, 60, 65].

Ten rodzaj ruchu narzędzia może przyjmować różne formy. Przykładowe toru punktu A, gdy stempel wykonuje trzy różne rodzaje wahań, przedstawiono na rys. 1.8. Dla tej grupy ruchu stempla, wszystkie kąty Eulera zmieniają swoją wartość w czasie zgodnie z pewną, ściśle określoną funkcją. Zmiana kąta nutacji γ jest realizowana w sposób identyczny jak w przypadku ruchu wahającego (rys. 1.7) – tj. zmienia się w zakresie pewnego przedziału (γ_{min} , γ_{max}) symetrycznego względem wartości 0° . Natomiast pozostałe prędkości kątowe ω_1 oraz ω_2 są tak zdefiniowane, aby uzyskać efekt pozornego ruchu obwiedniowego.

Szczególnym przypadkiem ruchu obwiedniowego planetarnego jest wahanie narzędzia według schematu „po krzywej wielolistnej”. Jest to taki rodzaj ruchu obwiedniowego, jaki jest stosowany w procesie kształtowania wypraski realizowanego np. na prasie z serii PXW [22, 45, 46]. Odpowiadający temu ruchowi tor punktu A umieszczono na rys. 1.9. Tor ten przyjmuje kształt „rozety” posiadającą aż 35 ramion.



Rys. 1.8. Tor punktu A dla prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch planetarny wg schematu: a) „po rozecie 3-listnej”, b) „po rozecie 4-listnej”, c) „po rozecie 5-listnej”; gdzie cyfry oznaczają kolejne położenia punktu A na torze

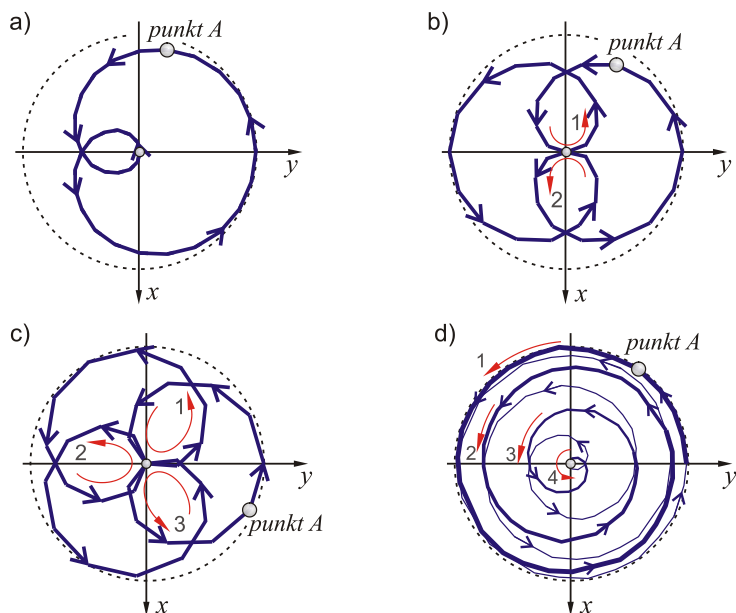


Rys. 1.9. Tor punktu A reprezentujący ruch wahający wg schematu „po krzywej wielolistnej”; a) pierwsze cztery wychYLENIA narzędzia, b) pełna postać toru, gdzie liczby określają kolejne skrajne położenia punktu A

Cechą charakterystyczną omawianego ruchu (rys. 1.9) jest to, że podczas realizacji wahania o charakterze zbliżonym do schematu pokazanego na rys. 1.7, stempel doznaje dodatkowo precesji. Przy czym kontakt narzędzia z obrabianym materiałem odbywa się bez udziału poślizgu.

1.3.4. Ruch obwiedniowy spiralny

Ostatnim rodzajem ruchu najczęściej wykonywanego przez stempel jest ruch obwiedniowy spiralny, który jest używany podczas kształtowania wypraski według schematu „po spirali” [46, 54, 61]. Tor punktu A dla wybranych odmian tego rodzaju ruchu narzędzia pokazano na rys. 1.10. Natura ruchu spiralnego jest



Rys. 1.10. Tor punktu A dla prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch spiralny wg schematu: a) „po spirali 1-stopnia”, b) „po spirali 2-stopnia”, c) „po spirali 3-stopnia”; d) „po spirali” uzyskiwanej na prasie z serii PXW

bardzo podobna do ruchu obwiedniowego tradycyjnego. Jedyną różnicą jest to, że kąt nutacji γ nie jest stały, a jego wartość zmienia się w przedziale od 0° do γ_{max} . Oznacza to, że chwilowy charakter tego ruchu stempla jest w zasadzie taki sam jak ruchu pokazano na rys. 1.6b. Natomiast w szczególnym przypadku, gdy kąt γ jest równy zero, proces prasowania obwiedniowego sprowadza się do chwilowego spęczania konwencjonalnego kowadłem o powierzchni stożkowej [60].

Na rys. 1.10d pokazano tor punktu A, jaki jest uzyskiwany podczas prasowania prowadzonego na prasie przemysłowej z serii PXW. Analizując kształt tego toru można stwierdzić (w pewnym uproszczeniu), że jeden pełny cykl ruchu wykonywanego przez stempel sprowadza się do zrealizowania siedmiu obrotów (precesji) o charakterze ruchu obwiedniowego tradycyjnego, ale o różnej wartości kąta γ przy założeniu, że jego wartość chwilowa jest ustalona.

2. CHARAKTERYSTYKA PRASOWANIA OBWIEDNIOWEGO

Prasowanie obwiedniowe, z uwagi na kinematykę narzędzi, jest technologią kształtowania wyrobów głównie na zimno w stosunkowo złożonych warunkach. Analiza ważniejszych aspektów tego procesu jest przedsięwzięciem trudnym, co skutkuje skromnym dotychczasowym stanem wiedzy na temat tej technologii. Dotychczasowe prace badawcze prowadzone w kraju i na świecie, przeważnie o naturze rozwojowej, nie zawsze miały na celu kompleksową analizę zagadnień teoretycznych.

Rozdział ten przedstawia ważniejsze informacje na temat aspektów teoretycznych prasowania obwiedniowego. Informacje te uzyskano na drodze analizy literatury specjalistycznej krajowej i zagranicznej. Przedstawiona poniżej wiedza teoretyczna dotyczy głównie procesu prasowania obwiedniowego wyprasek walcowych, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny.

2.1. Powierzchnia styku stempel-wypraska

Jak już wcześniej wspomniano, charakterystyczną cechą procesu prasowania obwiedniowego na zimno jest stosunkowo mała wartość siły kształtowania wypraski w porównaniu z siłą, jaka towarzyszy np. spęczaniu sposobem konwencjonalnym. Tak niski poziom siły prasowania jest efektem przede wszystkim zmniejszenia pola kontaktu pomiędzy wypraską a narzędziem wykonującym ruch obwiedniowy. Kolejną cechą procesu jest kształt powierzchni kontaktu, która powstaje w wyniku wgłębiania fragmentu stempla w materiał kształtowany. W ogólnym przypadku nie jest ona płaszczyzną – rys. 2.1. Z uwagi na charakter ruchu narzędzi oraz na stożkową powierzchnię roboczą stempla, powierzchnia styku narzędzia górnego z wypraską przyjmuje kształt zbliżony do wycinka helikoidy [58].

Według S. Choi'a [5] w rozważaniach teoretycznych można przyjąć, że powierzchnia styku stempla z wypraską jest reprezentowana przez jej płaski rzut ABCDEF (rys. 2.1a) na płaszczyznę Oxy. Rzut ten przyjmuje kształt zbliżony do wycinka kołowego o kącie środkowym θ_{AB} oraz długości boku równej promieniowi wypraski r . Ponadto S. Choi [5] uważa, że tak zdefiniowaną płaszczyznę styku można podzielić na trzy strefy. Spośród tych obszarów jedynie strefa I (na rys. 2.1a oznaczona jako S_I) jest istotna dla rozważań teoretycznych. Dlatego też pozostałe strefy II i III są z reguły pomijane w obliczeniach inżynierskich,

a głównym powodem tego jest przyjęcie założenia, że materiał wypraski w tych strefach doznaje jedynie odkształceń sprężystych.

Zgodnie z założeniami przyjętymi przez S. Choi’a [5] oraz H.K. Oha [39] uproszczony opis powierzchni kontaktu stempel-wypraska może zostać sprowadzony do postaci równania (2.1). Jest ono słuszne tylko w przypadku, gdy wartość wgłębienia Δh stożkowego stempla w odkształcany materiał walcowy jest wystarczająco mała w porównaniu z promieniem wsadu r (rys. 2.1).

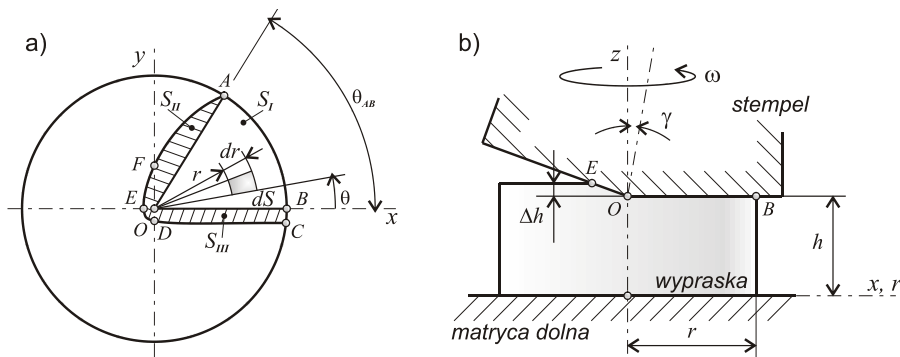
$$y^2 = z \cdot \left(\frac{2x}{\operatorname{tg} \gamma} + \frac{z}{\operatorname{tg}^2 \gamma} - z \right), \quad (2.1)$$

gdzie: x, y, z – współrzędne kartezjańskie (rys. 2.1), γ – kąt wychylenia stempla. Ze względu na małą wartość kąta wychylenia stempla ($0^\circ < \gamma < 5^\circ$) podczas prasowania obwiedniowego przyjmuje się, że $\operatorname{tg}^2 \gamma \approx 0$. Zatem powyższe równanie (2.1) można zapisać w formie zależności (2.2), która uwzględnia przyjęcie walcowego układu odniesienia [39]:

$$z = h + \operatorname{tg} \gamma \cdot (1 - \cos \theta) \cdot r, \quad (2.2)$$

gdzie: r, θ, z – współrzędne walcowe (rys. 2.1), r – promień wypraski, h – wysokość wypraski.

Kształt i wielkość powierzchni styku stempla z wypraską zależy w dużym stopniu od wartości jednostkowego wgłębienia stempla w materiał kształtowany Δh . Według H.K. Oha [39] zalecana wartość Δh , która jest traktowana jako re-



Rys. 2.1. Schemat powierzchni kontaktu pomiędzy wypraską a stemplem wraz z ważniejszymi parametrami, które są używane w analizie teoretycznej [5, 39], gdzie: a) rzut górny, b) rzut boczny; S – powierzchnia kontaktu; dS – jednostkowa powierzchnia kontaktu; I, II, III – strefy odkształcenia materiału, γ – kąt wychylenia stempla, ω – prędkość kątowa ruchu obwiedniowego (na rysunku umownie zredukowana do prędkości kątowej precesji); r, h – promień i wysokość wypraski; Δh – jednostkowa redukcja wysokości wypraski

dukcja wysokości wypraski walcowej przypadająca na jedną pełną precesję narzędzia, powinna wynosić [39]:

$$\Delta h = 0,435 \cdot h \cdot \gamma \cdot \left(\frac{r}{h}\right)^{1,51}, \quad (2.3)$$

gdzie oznaczenia są zgodne z rys. 2.1, przy czym wartość kąta wychylenia stempla γ wyraża się w radianach. Powyższa zależność jest prawdziwa tylko dla przypadku prasowania obwiedniowego swobodnego wypraski walcowej według schematu „po okręgu”, gdy wsad jest wykonany albo ze stali niskowęglowej lub stopu aluminium z serii 6xxx. Według wyników badań [39, 77] wartość redukcji wysokości wypraski Δh , która jest mniejsza niż wyliczona z zależności (2.3) zapewnia jedynie optymalne warunki kształtowania wypraski ze względu na siłę prasowania.

2.2. Stan naprężenia i odkształcenia

Aby wyznaczyć stan naprężenia panujący w strefie plastycznego odkształcenia wypraski rozpatrzmy układ równowagi sił działających na elementarny wycinek materiału ABCD o wysokości h (rys. 2.2), przyjmując walcowy układ współrzędnych $\{r, \theta, z\}$. Według H.K. Oh'a [39], dla strefy odkształcenia w wyprasce różniczkowe równania równowagi (rzutując siły na kierunek obwodowy oraz promieniowy) mają postać:

$$\frac{\partial(h \cdot \tau_{r\theta})}{\partial r} + \frac{\partial(h \cdot \sigma_\theta)}{r \cdot \partial \theta} + \frac{2h \cdot \tau_{r\theta}}{r} - \sigma_z \cdot \frac{\partial h}{r \cdot \partial \theta} - 2\tau_\theta = 0, \quad (2.4a)$$

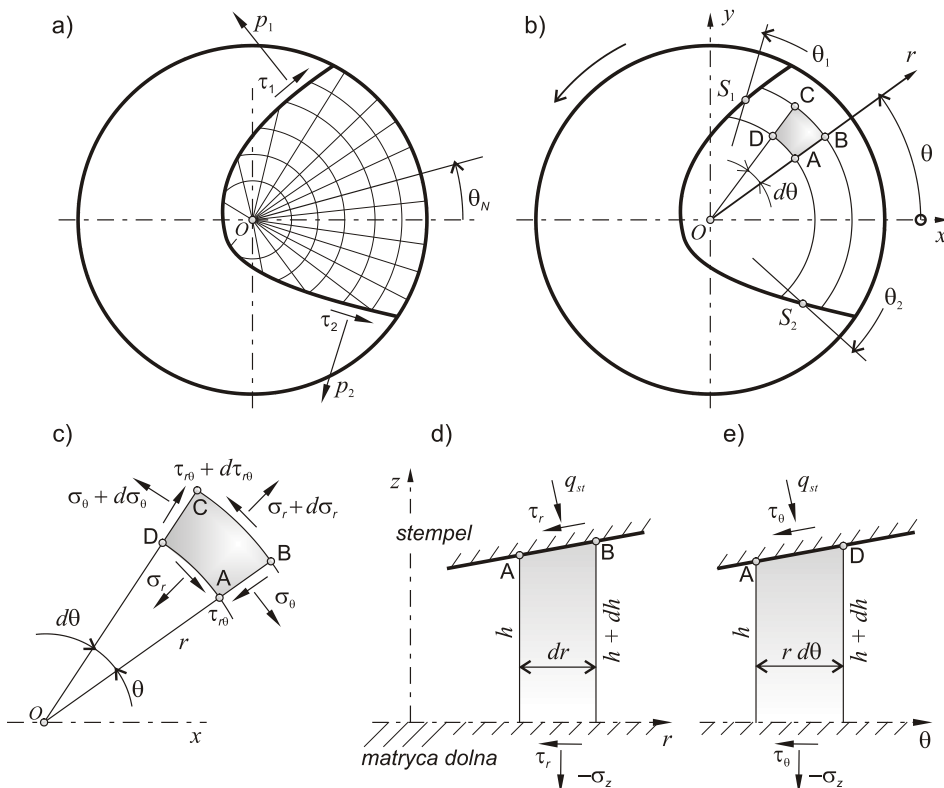
$$\frac{\partial(h \cdot \sigma_r)}{\partial r} + \frac{\partial(h \cdot \tau_{r\theta})}{r \cdot \partial \theta} + \frac{h}{r}(\sigma_r - \sigma_\theta) - \sigma_z \cdot \frac{\partial h}{\partial r} - 2\tau_r = 0, \quad (2.4b)$$

gdzie oznaczenia są zgodne z rys. 2.2, przy czym przyjmuje się, że stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny.

Według literatury specjalistycznej, np. [5, 14, 15, 39], stan naprężenia, panujący w strefie plastycznego odkształcenia materiału w wyprasce walcowej, opisać można za pomocą czterech składowych – tj. naprężenia osiowego σ_z , promieniowego σ_r , obwodowego σ_θ oraz naprężenia stycznego $\tau_{r\theta}$. Ich wartości wyznacza się na podstawie układu równowagi (2.4), warunku plastyczności Hubera oraz stowarzyszonego prawa Levy-Mises'a [42]. Przykładowo według H.K. Oha [39] składowe stanu naprężenia w strefie plastycznej wynoszą:

$$\sigma_z = \left[\sigma_\theta - \sqrt{k^2 - \tau_{r\theta}^2} \cdot (C_\varepsilon + 2) \right] \cdot (C_\varepsilon^2 + C_\varepsilon + 1)^{-1/2}, \quad (2.5a)$$

$$\sigma_r = \left[(2C_\varepsilon + 1)\sigma_\theta + (1 - C_\varepsilon)\sigma_z \right] \cdot (2 + C_\varepsilon)^{-1}, \quad (2.5b)$$



Rys. 2.2. Schemat naprężeń oraz powierzchni kontaktu stempel-wyrpaska dla procesu prasowania obwiedniowego wg schematu „po okręgu” [39], gdzie: q_{st} – nacisk jednostkowy na powierzchni kontaktu; p_1, p_2 – naprężenie normalne na granicy strefy odkształcenia z materiałem nieuplastycznionym; S_1, S_2 – granica strefy odkształcenia (odpowiednio wejście i wyjście ze strefy); θ_N – kąt określający położenie płaszczyzny neutralnej; τ_1, τ_2 – naprężenia styczne na granicy strefy odkształcenia materiału; $\{x, y\}$ – współrzędne kartezjańskie; $\{z, r, \theta\}$ – walcowy układ współrzędnych; h – wysokość wyrpaski

$$\tau_{r\theta} = k \cdot \left[1 + 4 \cdot \left(\frac{d\varepsilon_z}{d\gamma_{r\theta}} \right)^2 \cdot \frac{(C_\varepsilon^2 + C_\varepsilon + 1)}{(C_\varepsilon + 1)^2} \right]^{-1/2}, \quad (2.5c)$$

gdzie: $\sigma_z, \sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}$ – składowe stanu naprężenia zgodnie z rys. 2.2; k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu; $d\varepsilon_z$ – przyrost odkształcenia w kierunku osiowym $\{z\}$; $d\gamma_{r\theta}$ – przyrost odkształcenia postaciowego; C_ε – stała, która jest arbitralnym współczynnikiem wyrażającym zależność pomiędzy skła-

dową odkształcenia w kierunku promieniowym i obwodowym. Zgodnie z zaleceniem Y. Tozawy [39, 73] wartość tego współczynnika można wyrazić zależnością (2.6) – przy czym zakłada się, że jego wartość jest stała w czasie trwania procesu prasowania obwiedniowego.

$$C_\varepsilon = d\varepsilon_r \cdot (d\varepsilon_\theta)^{-1} \equiv \text{const.} \quad (2.6)$$

Wartość naprężenia obwodowego σ_θ wyznaczyć można rozwiązując układ równań równowagi rzutu sił na płaszczyźnie Oxy . Siły te sprowadza się do sił działających na granicy powierzchni kontaktu stempel-wypraska w kierunku zgodnym ze zwrotem osi $\{x\}$ oraz $\{y\}$. Siły te stanowią jednocześnie warunek brzegowy na granicy stref S_1 i S_2 . Zgodnie z rys. 2.2a oraz rys. 2.2b, układ równowagi zapisuje się w formie [39]:

$$\begin{aligned} & \int_{S_1} (p_1 \cdot \cos \theta_1 + \tau_1 \cdot \sin \theta_1) \cdot h_1 \cdot dS_1 - \\ & + \int_{S_2} (p_2 \cdot \cos \theta_2 - \tau_2 \cdot \sin \theta_2) \cdot h_2 \cdot dS_2 = 0, \end{aligned} \quad (2.7a)$$

$$\begin{aligned} & \int_{S_1} (p_1 \cdot \sin \theta_1 - \tau_1 \cdot \cos \theta_1) \cdot h_1 \cdot dS_1 - \\ & + \int_{S_2} (-p_2 \cdot \sin \theta_2 - \tau_2 \cdot \cos \theta_2) \cdot h_2 \cdot dS_2 = 0, \end{aligned} \quad (2.7b)$$

gdzie oznaczenia są zgodne z rys. 2.2. Rozwiązując powyższy układ równowagi metodą różnic skończonych (lub inną iteracyjną metodą numeryczną) uzyskuje się rozwiązanie w postaci wartości naprężenia normalnego p oraz stycznego τ , które występują na granicy S . Zatem można przyjąć, że dla szczególnego przypadku, gdy kąt $\theta = \theta_1$, zachodzi następująca równość (rys. 2.2c) [39]:

$$\sigma_\theta = p_1, \quad (2.8a)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_1. \quad (2.8b)$$

Rozpatrzmy teraz stan odkształcenia materiału w wyprasce prasowanej obwiedniowo. Według H.K. Oha [39], składowe odkształcenia liniowego wynoszą:

$$d\varepsilon_z = d\varepsilon_0 \cdot \left(\frac{\ln\left(\frac{h - \Delta h}{h}\right)}{\sum_{\theta=\theta_1}^{\theta_2} d\varepsilon_\theta} \right), \quad (2.9a)$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{-d\varepsilon_z}{(1 + C_\varepsilon)}, \quad (2.9b)$$

$$d\varepsilon_r = \frac{-C_\varepsilon \cdot d\varepsilon_z}{(1 + C_\varepsilon)}, \quad (2.9c)$$

gdzie przyrost odkształcenia $d\varepsilon_0$ zdefiniowany jest jako:

$$d\varepsilon_0 = \ln \frac{h - \Delta h \cdot \frac{d\theta}{2\pi}}{h} + \ln \frac{h - dh}{h} + \ln \frac{h - (\theta_1 - \theta) \cdot \left[\left(\frac{dh}{d\theta} \right)_{\theta=\theta_2} \cdot \frac{d\theta}{2\pi(\theta_1 - \theta_2)} \right]}{h}, \quad (2.10)$$

gdzie parametr Δh jest traktowany jako dosuw stempla wyrażony w formie redukcji wysokości wypraski przypadającej na jedną precesję narzędzia; C_ε – stała (2.6). Pozostałe oznaczenia występujące w powyższym wzorze są zgodne z rys. 2.2. Ponadto, pomiędzy składowymi odkształcenia zachodzi dodatkowa zależność zgodna z warunkiem stałej objętości [39, 42]:

$$\varepsilon_z + \varepsilon_\theta + \varepsilon_r = 0. \quad (2.11)$$

Składowa odkształcenia postaciowego $\gamma_{r\theta}$, odpowiadająca naprężeniu stycznemu $\tau_{r\theta}$, przyjmuje następującą wartość [39]:

$$\gamma_{r\theta} = \frac{\partial u_r}{r \cdot \partial \theta} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{\partial u_\theta}{\partial r}, \quad (2.12)$$

natomiast przemieszczenie materiału u_r oraz u_θ w kierunku odpowiednio promieniowym i obwodowym wyznacza się z poniższych zależności:

$$u_r = \int_0^r d\varepsilon_r \cdot dr, \quad (2.13a)$$

$$u_\theta = \int_{\theta_N}^\theta (d\varepsilon_\theta \cdot r - u_r) \cdot d\theta, \quad (2.13b)$$

gdzie oznaczenia w powyższych wzorach są zgodne z rys. 2.2. Kąt θ_N określa położenie płaszczyzny neutralnej, która dzieli powierzchnię kontaktu stempla z wypraską na dwie strefy. Są to strefy oznaczane jako powierzchnia styku S_1 oraz S_2 .

Na zakończenie omawiania danego zagadnienia, należy jeszcze sprecyzować wartości składowych naprężeń stycznego τ_r i τ_θ , które występują na powierzchni kontaktu stempel-wypraska. Według H.K. Oha [39], omawiane składowe naprężenia można wyznaczyć w oparciu o poniższe wzory:

$$\tau_r = k \cdot \frac{u_r}{\sqrt{u_r^2 + u_\theta^2}}, \quad (2.14a)$$

$$\tau_0 = k \cdot \frac{u_\theta}{\sqrt{u_r^2 + u_\theta^2}}, \quad (2.14b)$$

gdzie: k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu.

2.3. Prędkość odkształcenia

Określmy prędkość odkształcenia materiału, jaka panuje w elementarnym wycisku dS (rys. 2.1a) powierzchni kontaktu stempel-wypraska. W tym celu wyznaczmy najpierw główną składową prędkości przemieszczenia materiału. Według S. Choi'a [5] składową tą jest prędkość osiowa v_z . Jej wartość w dowolnym punkcie, znajdującym się w obszarze styku stempla z wypraską, wynosi:

$$v_z = \frac{dz}{dt} = \operatorname{tg} \gamma \cdot \left(\sin \theta \cdot r \cdot \frac{d\theta}{dt} + (1 - \cos \theta) \cdot \frac{dr}{dt} \right), \quad (2.15)$$

gdzie: γ – kąt pochylenia stempla; r , θ – współrzędne rozpatrywanego punktu w walcowym układzie odniesienia (rys. 2.1a). Na podstawie powyższej zależności wyznacza się prędkość odkształcenia w kierunku osiowym. Zatem prędkość ta wynosi [5]:

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}. \quad (2.16)$$

Natomiast pozostałe składowe prędkości odkształcenia – tj. w kierunku promieniowym $\{r\}$ oraz obwodowym $\{\theta\}$, są funkcją prędkości odkształcenia osiowego, a ich wartość wyznacza się z poniższych wzorów [5]:

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{C_\epsilon \cdot r \cdot \dot{\epsilon}_z}{(1 + C_\epsilon \cdot r)}, \quad (2.17a)$$

$$\dot{\epsilon}_\theta = \frac{\dot{\epsilon}_z}{(1 + C_\epsilon \cdot r)}, \quad (2.17b)$$

gdzie: C_ϵ – stała mająca podobną interpretację jak zależność (2.6), z tym, że odnosi się ona do prędkości odkształceń (tj. odkształcenia są zróżniczkowane względem czasu) [73].

Pozostaje jeszcze podanie sposobu wyznaczania pozostałych dwóch składowych prędkości płynięcia materiału w strefie plastycznego odkształcania S_I (rys. 2.1a). Prędkość płynięcia v_θ w kierunku obwodowym wyraża się jako [5]:

$$v_\theta = \frac{d\theta}{dt} = P(\theta) \cdot r \quad (2.18)$$

gdzie $P(\theta)$ jest funkcją, która jest zdefiniowana w następujący sposób [5, 39]:

$$\begin{aligned} P(\theta) &= 0, & \text{dla } \theta &= 0, \\ P(\theta) &\neq 0, & \text{dla } 0 > \theta > \theta_{AB}, \\ P(\theta) &= 0, & \text{dla } \theta &= \theta_{AB}. \end{aligned} \quad (2.19)$$

Oznaczenia w powyższych zależnościach (2.19) są zgodne z rys. 2.1a.

Biorąc pod uwagę wzór (2.18), można zapisać następującą relację zachodzącą pomiędzy prędkościami przemieszczenia materiału a prędkością odkształcenia dla kierunku obwodowego:

$$\dot{\varepsilon}_{\theta} = \frac{\partial v_{\theta}}{\partial \theta \cdot r} + \frac{v_r}{r} = \frac{\partial P(\theta)}{\partial \theta} + \frac{v_r}{r}, \quad (2.20)$$

co pozwala na bezpośrednie wyznaczenie wartości tej prędkości odkształcenia. Ponadto, porównując stronami wzory (2.17b) oraz (2.20), uzyskuje się zależność pozwalającą na wyznaczenie prędkości przemieszczania się materiału v_r dla kierunku promieniowego. Zależność tą wyraża się jako funkcję kąta θ , mianowicie [5]:

$$v_r = \frac{f_1(\theta) \cdot r^2 - \frac{\partial P(\theta)}{\partial \theta} \cdot (1 + C_{\varepsilon}) \cdot [h + f_2(\theta) \cdot r] \cdot r}{(1 + C_{\varepsilon}) \cdot [h + f_2(\theta) \cdot r] - f_2(\theta) \cdot r}, \quad (2.21)$$

gdzie:

$$f_1(\theta) = \frac{d\theta}{dt} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sin \theta, \quad (2.22a)$$

$$f_2(\theta) = \operatorname{tg} \gamma \cdot (1 - \cos \theta). \quad (2.22b)$$

Oznaczenia użyte w powyższych wzorach (2.21) oraz (2.22) są zgodne z oznaczeniami na rys. 2.1.

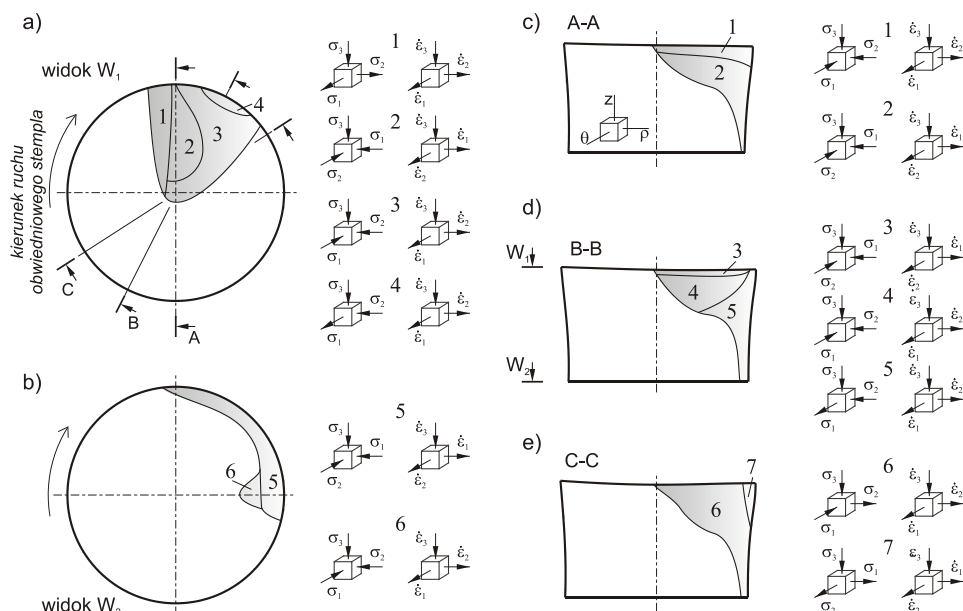
2.4. Sposób płynięcia materiału w wyprasce

Sposób płynięcia materiału w wyprasce można określić na podstawie kompleksowej analizy wybranych parametrów naprężeniowych oraz odkształceniowych. Taką analizę wykonał między innymi G. Liu [29, 30], który wyznaczył naprężenia główne oraz odpowiadające im składowe prędkości odkształcenia jakie powstają w określonych strefach wyrobu podczas jego kształtowania. Badania te zostały wykonane przy założeniu, że wypraska o wymiarach początkowych $\varnothing 60 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ jest wykonana ze stali węglowej i jest spęczana swobodnie poprzez metodę prasowania obwiedniowego, według schematu ruchu narzędzia „po okręgu”. Proces ten był realizowany przy następujących wartościach parametrów głównych:

2. Charakterystyka prasowania obwiedniowego

- prędkość ruchu obwiedniowego narzędzia, zredukowana do prędkości kątowej precesji, wynosiła $\omega = 31,2 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$;
- dosuw matrycy dolnej wraz wypychaczem wynosił $v_m = 0,13 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$;
- pochylenie stempla (stały kąt wahania) równy był $\gamma = 3^\circ$.

Przykładowy stan naprężenia oraz stan prędkości odkształcenia, który panuje w wyprasce kształtowanej w wyżej opisany sposób przedstawiono na rys. 2.3. W celu wykonania oceny płynięcia materiału w wyprasce wyszczególniono pięć charakterystycznych przekrojów. Są to: dwa widoki poprzeczne oraz trzy przekroje osiowe. Widok W_1 pokazuje powierzchnię kontaktu wypraski ze stemplem, natomiast widok W_2 – odnosi się do powierzchni kontaktu wypraski z matrycą dolną. Przekrój osiowy A-A reprezentuje strefę tzw. „wyjścia” z obszaru uplastycznionego, przekrój B-B jest przekrojem środkowym, natomiast przekrój C-C przedstawia strefę tzw. „wejściową” w obszar uplastyczniony. Ponadto G. Liu [28÷30] przyjął założenie, że w rozpatrywanej fazie prasowania pozostała objętość materiału (która znajduje się po za główną strefą metalu uplastycznionego) jest traktowana jako obszar sztywny.



Rys. 2.3. Stan naprężenia σ i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ wyznaczony w wyprasce oraz podział obszaru uplastycznionego na strefy charakterystyczne oznaczone liczbami arabskimi; widok na powierzchnię kontaktu materiału ze stemplem (a) i z matrycą dolną (b) oraz przekroje osiowe A-A (c), B-B (d) i C-C (e) [30]

Niestety G. Liu [28÷30] wprowadził pewne uproszczenia. Zakłada on między innymi, że kierunki obwodowy $\{\theta\}$, promieniowy $\{p\}$ oraz osiowy $\{z\}$ są jednocześnie kierunkami głównymi naprężenia i prędkości odkształcenia. Innym zbyt daleko idącym uproszczeniem jest przyjęcie, że naprężenia główne reprezentujące stan naprężenia w wybranych strefach wypraski spełniają warunek taki, że $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Taki sam warunek sformułowano dla wartości prędkości odkształcenia. Powoduje to, że w szczególnych przypadkach otrzymuje się niezgodność i brak konsekwencji w oznaczeniach analizowanych składowych naprężenia i prędkości odkształcenia.

Rozpatrzmy schemat płynięcia materiału znajdującego się przy powierzchni kontaktu wypraski ze stemplem (rys. 2.3a). G. Liu [30] podaje, że stan naprężenia i prędkości odkształcenia w tym obszarze materiału jest bardzo złożony. Obszar ten można podzielić na cztery charakterystyczne strefy. W strefie (1) naprężenie działające w kierunku promieniowym i obwodowym ma charakter rozciągający, przy czym najintensywniejsze płynięcie materiału następuje w kierunku obwodowym i ma charakter rozciągający. W strefach (2) i (3) panuje przestrzenny stan ściskający, lecz różnią się one charakterem odkształcenia. W strefie (2) główne odkształcenie powoduje wydłużenie materiału w kierunku promieniowym, podczas gdy w strefie (3) dominuje wydłużenie skierowane w kierunku obwodowym. Strefa (4) jest zlokalizowana przy krawędzi wypraski, a panujący w niej stan naprężenia powoduje rozciąganie materiału w kierunku obwodowym oraz ściskanie w kierunku promieniowym, przy czym bezwzględna wartość naprężeń σ_1 i σ_2 panujących w tej strefie jest mniejsza niż wartości naprężeń występujących w pozostałych trzech obszarach materiału [30].

Schemat płynięcia materiału zlokalizowanego przy powierzchni kontaktu wypraski z matrycą dolną (rys. 2.3b) jest mniej złożony niż dla materiału znajdującego się przy górnej powierzchni wypraski. Ponadto dla dolnej części wypraski zarówno wielkość obszaru uplastycznionego jak i bezwzględne wartości prędkości odkształcenia są o wiele mniejsze, niż dla jej górnej części. Zgodnie z rys. 2.3b, w tym obszarze odkształcenia można wyróżnić dwie strefy, dla których wszystkie naprężenia główne mają charakter ściskający. W strefie (6) wydłużenie w kierunku promieniowym jest większe niż w kierunku obwodowym. Natomiast w strefie (7) to prędkość odkształcenia w kierunku obwodowym jest dominująca i ma wartość nieznacznie większą od prędkości odkształcenia w kierunku promieniowym [30].

Przedstawmy teraz wyniki analizy płynięcia materiału w odniesieniu do przekrojów poprzecznych wypraski, które zostały uzyskane przez G. Liu'a [29, 30]. Przekrój A-A (rys. 2.3c) reprezentuje tzw. strefę „wyjścia” z obszaru uplastycznionego i jest zdeterminowany przez rodzaj oraz kierunek ruchu obwiedniowego wykonywanego przez stempel. W obszarze tym wyróżnia się dwie charakterystyczne strefy, w których panuje przestrzenny stan ściskający. W stre-

fie (1) naprężenie działające w kierunku promieniowym jest większe od naprężenia obwodowego. Jednak bezwzględna wartość zarówno naprężenia obwiedniowego jak i promieniowego jest bardzo mała, ponieważ strefa ta znajduje się tuż przy granicy powierzchni kontaktu stempel-wypraska z materiałem sztywnym. Natomiast w strefie (2) obserwuje się odwrotną sytuację – tzn. bezwzględna wartość naprężenia obwodowego jest większa od naprężenia promieniowego. Zaobserwowane w omawianym przekroju prędkości odkształcenia mają identyczny charakter co odpowiadające im naprężenia. Efektem takiego stanu naprężenia i prędkości odkształcenia jest schemat płynięcia materiału polegający na tym, że w kierunku osiowym wypraska zmniejsza wysokość (następuje jej miejscowe ściskanie), natomiast w kierunku promieniowym i obwodowym materiał jest rozciągany. Jednak ze względu na to, że przekrój A-A znajduje się w skrajnym obszarze uplastycznionym, bezwzględne wartości prędkości odkształcenia mają mniejsze wartości niż prędkości odkształcenia wyznaczone dla pozostałego obszaru wypraski. Zatem według G. Liu'a [30] rola stanu naprężenia i prędkości odkształcenia panującego w strefach (1) i (2) nie wpływa istotnie na ogólny schemat płynięcia materiału w wyprasce.

Przekrój B-B (rys. 2.3d) reprezentuje płynięcie materiału w środkowej strefie wyrobu, określonej przez styk stempla z wypraską. Schemat płynięcia w tym obszarze jest bardzo złożony. W strefach (3) i (4) zachowanie się materiału determinuje przestrzenny stan ściskający. W pierwszej wspomnianej strefie dominuje wydłużenie materiału w kierunku promieniowym, ponieważ bezwzględna wartość naprężenia promieniowego jest mniejsza niż naprężenia obwodowego. Natomiast w strefie (4) jest sytuacja odmienna, tj. wartość bezwzględna naprężenia promieniowego jest większa od naprężenia obwodowego, co w efekcie powoduje, że materiał ulega wydłużeniu w kierunku obwodowym. Z kolei wspomniane wydłużenie obwodowe materiału jest przyczyną pojawienia się rozciągającego charakteru naprężenia obwodowego w strefie (5) [30].

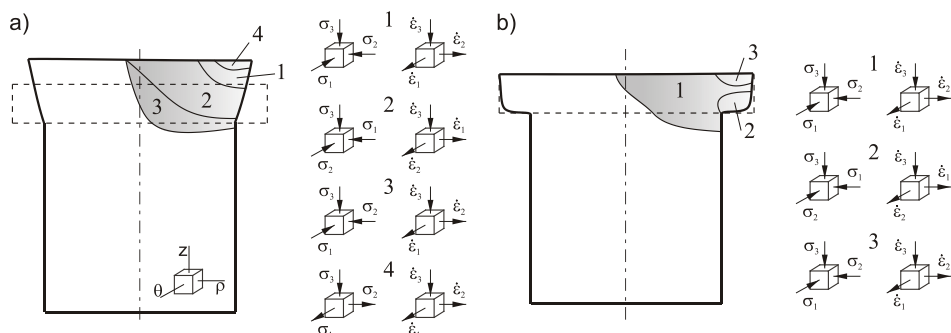
Ostatni charakterystyczny przekrój osiowy C-C (rys. 2.3e) przedstawia zachowanie się materiału na tzw. „wejściu” w obszar uplastyczniony. W strefie (6) nadal panuje przestrzenny stan ściskający, ale dominującym odkształceniem jest wydłużenie materiału w kierunku obwodowym. Natomiast już w strefie (7) powstają w materiale naprężenia rozciągające, zarówno w kierunku obwodowym jak i promieniowym [30].

Zgodnie z wynikami badań G. Liu'a [30] bezwzględne wartości naprężeń i prędkości odkształceń, wyznaczonych w obszarze materiału reprezentowanego przez przekroje B-B oraz C-C (rys. 2.3d, e), wyraźnie maleją wzdłuż osi wypraski w kierunku od górnej jej powierzchni do powierzchni dolnej. Różnice pomiędzy ekstremalnymi wartościami tych parametrów sięgają 10%. Ponadto zaobserwowano, że w przekroju środkowym (B-B), gdzie dominuje wydłużenie

obwodowe, największa intensywność pólnięcia materiału występuje przy powierzchni wsadu z narzędziem górnym [28, 30].

Kolejny przykład obrazujący sposób pólnięcia materiału w wyprase, która tym razem przybiera kształt typu sworzeń z kołnierzem, przedstawiono na rys. 2.4 [28, 29]. Rozpatrywany przypadek dotyczy procesu prasowania obwiedniowego metodą spęczania kołnierza, gdzie prędkość ruchu obwiedniowego stempla (prędkość kątowa precesji) wynosiła $\omega = 31,2 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, natomiast matryca dolna jest dosuwana ze stałą prędkością $v_m = 0,029 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. Wsad o średnicy początkowej $\varnothing 20 \text{ mm}$ jest wykonany ze stali węglowej. Analiza numeryczna została wykonana bazując na metodzie elementów skończonych przy założeniu, że model materiału jest sztywno-plastyczny, a w obliczeniach nie uwzględnia się zjawisk cieplnych. Warunki kontaktu pomiędzy narzędziami a wypraską opisano modelem tarcia stałego, gdzie przyjęto czynnik tarcia na poziomie $m = 0,1$.

Na rys. 2.4a przedstawiono schemat pólnięcia materiału jaki wyznaczono dla pośredniego etapu prasowania obwiedniowego, gdy kołnierz wypraski jest jeszcze nie do końca ukształtowany (co podkreśla umieszczona linia przerywana reprezentująca kształt finalny). Na tym etapie procesu, narzędzie dolne nie ma praktycznie żadnego wpływu na stan naprężenia i prędkość odkształcenia, które występują w uplastycznionej strefie materiału. G. Liu [28] zauważył, że wydłużenie promieniowe materiału jest większe niż wydłużenie w kierunku obwodowym. Największe wartości intensywności naprężenia i prędkości odkształcenia zaobserwowano w strefie (1) – rys. 2.4a. Ponadto w tej strefie, odkształcenie główne w kierunku osiowym ma charakter ściskający, natomiast w pozostałych dwóch kierunkach następuje wydłużanie materiału. Strefa (2) jest największą strefą w obszarze uplastycznionym. Wydłużenie w kierunku promieniowym jest



Rys. 2.4. Stan naprężenia σ i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ w przekroju osiowym wypraski z podziałem na strefy charakterystyczne oznaczone liczbami arabskimi, gdzie zaawansowanie procesu wynosi 46% (a) oraz 89% (b) [29]

większe niż wydłużenie w kierunku obwodowym. Ponadto naprężenie w kierunku promieniowym ma największą wartość bezwzględną. Ponieważ strefa ta jest największa, to występujący w niej schemat płynięcia materiału ma decydujący wpływ na całościowy przebieg procesu kształtowania wypraski. Natomiast strefy (3) i (4) odgrywają mniejszą rolę w kształtowaniu kołnierza, niż strefy poprzednio omówione. Schemat płynięcia materiału jest podobny jak w strefie (2), jednak naprężenia obwodowe i promieniowe występujące w strefie (4) mają charakter rozciągający.

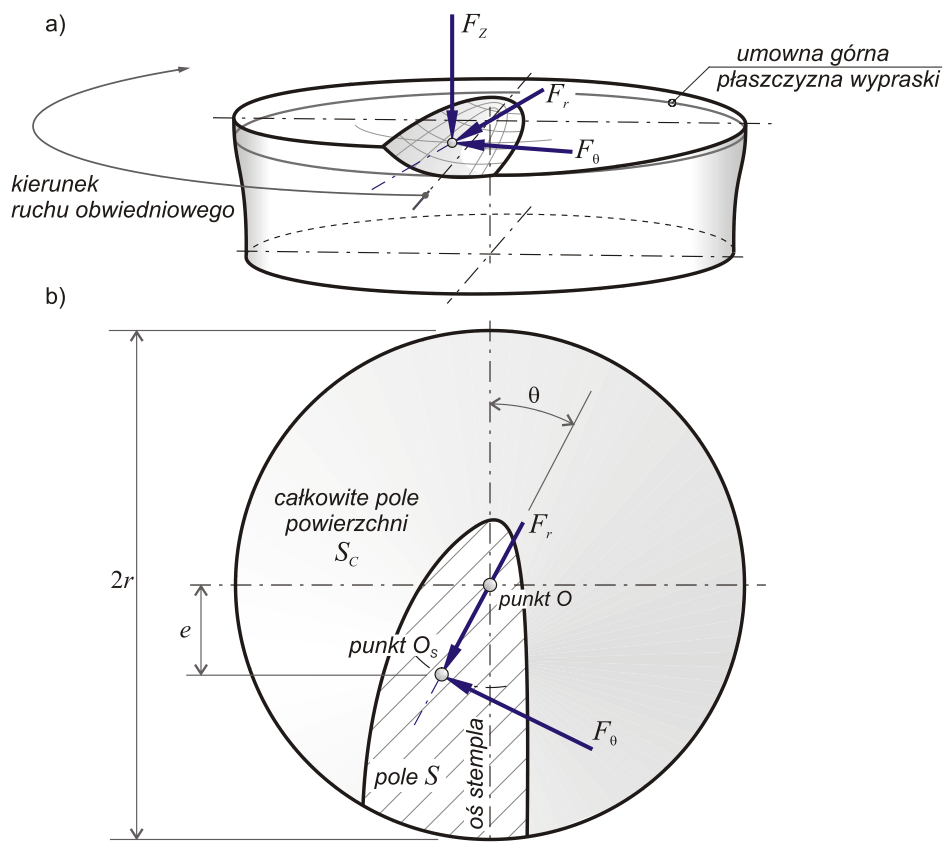
W końcowym etapie procesu prasowania obwiedniowego (rys. 2.4b), kołnierz wypraski jest kształtowany w efekcie kontaktu z materiałem zarówno stempla jak i matrycy dolnej. Wpływ tego drugiego narzędzia na charakter płynięcia materiału w obrębie kołnierza wypraski jest znaczący. Obszar uplastycznienia ogranicza się w zasadzie tylko do trzech stref. W strefie (1) stan naprężenia i prędkości odkształcenia ma największe znaczenie na przebieg procesu prasowania. Wydłużenie materiału w kierunku promieniowym jest utrudnione, ponieważ wartość bezwzględna prędkość odkształcenia w kierunku obwodowym jest większa niż prędkość odkształcenia w kierunku promieniowym. Dodatkowo stan naprężenia posiada charakter przestrzennego ściskania. W efekcie takiego stanu następuje niedoprasowanie w dolnym narożu kołnierza [28, 29].

2.5. Siła kształtowania

2.5.1. Siły w prasowaniu obwiedniowym

Obliczanie siły kształtowania wypraski w prasowaniu obwiedniowym ma podstawowe znaczenie przy opracowywaniu np. procesu technologicznego. W większości opracowań dotyczących parametrów siłowych [1, 4, 16, 41, 54, 58, 74÷76, 79], podaje się jedynie wartości wyznaczone eksperymentalnie lub obliczone na drodze modelowania numerycznego. Na rys. 2.5 przedstawiono przykładowy układ sił oddziałujących na narzędzia podczas prasowania obwiedniowego według schematu ruchu narzędzia „po okręgu” [58]. Siła kształtowania jest myślowo rozkładana na trzy składowe, które są przyłożone do punktu O_S . Jak wynika z rysunku, środek przyłożenia siły kształtowania jest przesunięty względem osi wypraski i w ogólnym przypadku nie pokrywa się ze środkiem ciężkości powierzchni styku stempel-wypraska. O ile określenie osiowej siły kształtowania F_z (choćby na drodze pomiaru) jest łatwe, o tyle wyznaczenie pozostałych składowych siły kształtowania (tj. promieniowej F_r i obwodowej F_θ) nie jest już takie proste. Ich wartości są zdeterminowane kształtem i wielkością powierzchni styku S .

Obliczenie osiowej siły kształtowania F_z jest możliwe, gdy jest znana wielkość powierzchni kontaktu wypraski ze stemplem S (rys. 2.5b) oraz wartość



Rys. 2.5. Przykładowy kształt wypraski wraz z powierzchnią S styku stempel-wypraska oraz układu sił kształtowania, gdzie: F_z , F_r , F_θ – składowe siły kształtowania (osiowa, promieniowa, obwodowa); e , θ – współrzędne punktu O_s przyłożenia siły kształtowania względem środka O ruchu obwiedniowego oraz rzutu osi narzędzia na górną płaszczyznę wypraski [58]

średniego nacisku jednostkowego q_{st} , wywieranego przez narzędzie wahające na wspomnianą powierzchnię wypraski. Zatem wartość tej siły można wyrazić wzorem:

$$F_z = S \cdot q_{st}. \quad (2.23)$$

Zakładając, że wypraska jest kształtowana sposobem prasowania swobodnego (rys. 1.3a) lub prasowania kołnierza (rys. 1.3b) według schematu „po okrę-

gu”, a umowna górna płaszczyzna wypraski (rys. 2.5a) zawsze przyjmuje kształt kołowy, to wzór (2.23) można przekształcić do postaci:

$$F_z = \lambda \cdot \pi r^2 \cdot q_{st}, \quad (2.24)$$

gdzie: r – promień wypraski (rys. 2.5b), λ – wskaźnik powierzchni kontaktu stempel-wypraska [79], który jest określony jako stosunek powierzchni styku (wypraski z narzędziem wahającym) do całkowitego pola górnej powierzchni wypraski (rys. 2.5) – co można zapisać jako:

$$\lambda = S \cdot S_c^{-1}. \quad (2.25)$$

Według badań wykonanych przez S. Yuana [74], w przypadku prasowania obwiedniowego sposobem tradycyjnym przy wychyleniu stempla $\gamma \geq 2^\circ$ oraz, gdy prędkość dosuwu matrycy jest mała ($v_m \approx 0,2 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$, gdzie „obrót” dotyczy pełnej precesji narzędzia), wartość wskaźnika λ wynosi:

$$\lambda = 0,225 \cdot \frac{\sqrt{\Delta h}}{r \cdot \text{tg } \gamma}, \quad (2.26)$$

gdzie: Δh – dosuw matrycy dolnej wyrażony jako zmiana wysokości wypraski przypadająca na jeden obrót (precesję) stempla (rys. 2.1b), γ – kąt pochylenia stempla (wyrażony w stopniach). S. Yuan [74] podaje również, że w rozważanym przypadku prasowania obwiedniowego, średni nacisk jednostkowy q_{st} wynosi w przybliżeniu:

$$q_{st} = 1,6 \div 1,9 \cdot \sigma_p, \quad (2.27)$$

gdzie: σ_p – granica plastyczności materiału z jakiego jest wykonana wypraska. Przy czym należy podkreślić, że zależności (2.26) oraz (2.27) zostały uzyskane empirycznie i są słuszne dla wąskiego zakresu metod prasowania obwiedniowego.

2.5.2. Oszacowanie siły metodą górnej oceny

Oszacowanie siły kształtowania w prasowaniu obwiedniowym można również wykonać w oparciu o zależność zaproponowaną przez S. Choi’a w pracy [5]. Zależność tą uzyskano rozwiązując metodą górnej oceny zagadnienie kształtowania wypraski cylindrycznej sposobem podobnym do prasowania obwiedniowego. Uproszczenie polegało na tym, że narzędzie (pochylone o określony kąt γ) wykonuje tylko ruch precesyjny.

Aby uzyskać wspomnianą zależność, służącą do oszacowania siły prasowania, należy rozpatrzyć bilans mocy dotyczący schematu kształtowania wypraski, który przedstawiono na rys. 2.1. Zgodnie z literaturą specjalistyczną, np. [5, 15, 58, 73, 75, 76] oraz z rys. 2.1, moc włożona $\dot{W}_F$ (tj. związana z naciskiem wywieranym na wypraskę przez narzędzia) jest równoważona przez moc traconą na

odkształcenie plastyczne materiału w obszarze określonym przez strefę S_I ($\dot{W}_I$) oraz moc dysypowaną w wyniku tarcia występującego na granicy strefy S_I ze strefą S_{II} ($\dot{W}_S$), na powierzchni styku wypraski ze stemplem ($\dot{W}_{N1}$) oraz matrycą dolną ($\dot{W}_{N2}$). Zatem bilans mocy zapisuje się jako równanie [5, 15, 76]:

$$\dot{W}_F = \dot{W}_I + \dot{W}_S + \dot{W}_{N1} + \dot{W}_{N2}. \quad (2.28)$$

Moc $\dot{W}_I$ przeznaczona na odkształcenie plastyczne materiału wyznacza się z poniższej zależności [5]:

$$\dot{W}_I = \int_V \sigma_i \dot{\epsilon}_i \cdot dV = \sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \sum_{z=0}^h \sigma_i \cdot \dot{\epsilon}_i \cdot \Delta z \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r, \quad (2.29)$$

gdzie: σ_i – napężenie zastępcze, $\dot{\epsilon}_i$ – zastępcza prędkość odkształcenia, dV – elementarna objętość. Pozostałe oznaczenia są zgodne z rys. 2.1.

Moc $\dot{W}_S$ dysypowana w wyniku tarcia występującego na granicy obszaru odkształceń plastycznych S_I a strefą odkształceń sprężystych S_{II} wynosi [5]:

$$\dot{W}_S = \int_S \frac{\sqrt{3}}{3} \sigma_i \cdot f_1(v) \cdot dS = \sum_{r=0}^r \sum_{z=0}^h \left(\frac{\sqrt{3}}{3} \sigma_i \cdot \sqrt{v_r^2 + v_z^2} \right) \cdot \Delta z \cdot \Delta r, \quad (2.30)$$

gdzie: v_r , v_z – względne prędkości poślizgu w kierunku promieniowym i osiowym; S – całkowita powierzchnia graniczna pomiędzy rozpatrywanymi dwoma strefami materiału.

Natomiast moce $\dot{W}_{N1}$ oraz $\dot{W}_{N2}$, które są tracone w wyniku tarcia panującego na powierzchni styku wypraski odpowiednio ze stemplem oraz z matrycą dolną, wynoszą [5]:

$$\begin{aligned} \dot{W}_{N1} &= \int_{S_1} m \cdot k \cdot f_2(v) \cdot dS_1 = \\ &= m \cdot k \cdot \sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \sqrt{(v_r \cos \Omega)^2 + (v_\theta \cos \Phi)^2} \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r, \end{aligned} \quad (2.31a)$$

$$\dot{W}_{N2} = \int_{S_2} m \cdot k \cdot f_3(v) \cdot dS_2 = m \cdot k \cdot \sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2} \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r, \quad (2.31b)$$

gdzie: m – czynnik tarcia dla powierzchni kontaktu wypraski z narzędziem kształtującym; k – granica plastyczności przy czystym ścinaniu, która wynosi $k = \sigma_p / \sqrt{3}$ [42]; σ_i – napężenia zastępcze, które zgodnie z hipotezą Hubera wynosi $\sigma_i = \sigma_p$; [42] $\dot{\epsilon}_i$ – zastępcza prędkość odkształcenia; Ω , Φ – kąty zawarte pomiędzy kierunkiem względnych prędkości poślizgu v_r i v_θ , a kierunkiem stycznym do powierzchni styku stempla z wypraską [5, 15].

Wstawiając do równania (2.28) zależności (2.29)÷(2.31), a następnie minimalizując bilans mocy względem prędkości dosuwu matrycy dolnej, uzyskuje się ostateczną zależność stosowaną do szacowania siły kształtowania F_z . Zależność ta ma następującą postać [6, 76]:

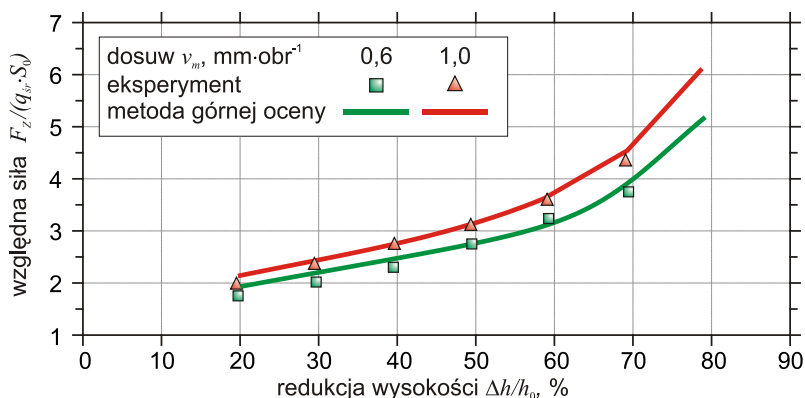
$$\begin{aligned}
 F_z = & \sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \left(\sum_{z=0}^h \sigma_i \cdot \dot{\varepsilon}_i \cdot \Delta z \right) \cdot v_z^{-1} \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r + \\
 & + \sum_{r=0}^r \left(\sum_{z=0}^h \frac{\sqrt{3}}{3} \sigma_i \cdot \sqrt{v_r^2 + v_z^2} \cdot \Delta z \right) \cdot v_z^{-1} \cdot \Delta r + \\
 & + m \cdot k \cdot \left[\left(\sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \sqrt{(v_r \cos \Omega)^2 + (v_\theta \cos \Phi)^2} \cdot v_z^{-1} \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r \right) + \right. \\
 & \left. + \left(\sum_{r=0}^r \sum_{\theta=0}^{\theta_{AB}} \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2} \cdot v_z^{-1} \cdot \Delta \theta \cdot \Delta r \right) \right] .
 \end{aligned} \tag{2.32}$$

2.5.3. Wpływ parametrów procesu na siłę kształtowania

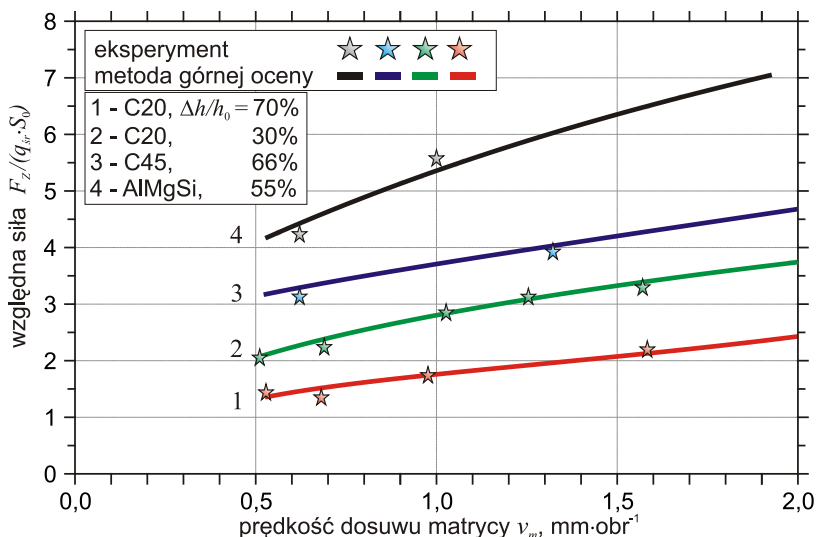
Podstawowe parametry procesu prasowania obwiedniowego, w obrębie jednej metody kształtowania wypraski, to kąt pochylenia stempla γ oraz względna prędkość matrycy dolnej v_m , wyrażanej najczęściej jako dosuw na jednostkę obrotu (precesji) stempla. Wpływ tych parametrów na siłę kształtowania był przedmiotem badań wielu zespołów badawczych, między innymi kierowanych przez S. Choia [5], M. Hayamy [15], G. Samołyka [60, 62, 65], M. Zhanga [75, 76] oraz S. Ziółkiewicza [79]. Do tego celu stosowano głównie metody empiryczne, inżynierskiej analizy lub elementów skończonych. Najlepszą zgodność wyników analizy teoretycznej z rezultatami eksperymentalnymi uzyskano w badaniach wykonanych przez S. Choia oraz w badaniach własnych.

W rozdziale tym zostaną przedstawione jedynie wyniki badań uzyskane przez S. Choia [5], z uwagi na użyty aparat analizy teoretycznej. Obliczenia siły kształtowania wypraski cylindrycznej wykonano w oparciu o metodę górnej oceny – wzór (2.32). Weryfikacja doświadczalna została wykonana przy użyciu materiałów rzeczywistych (stal węglowa oraz stop aluminium AlMgSi) oraz autorskiej laboratoryjnej prasy RF100 [5].

Na rys. 2.6 przedstawiono obliczoną siłę kształtowania (2.32) wypraski wykonanej ze stali niskowęglowej, którą porównano z wynikami weryfikacji eksperymentalnej. W obliczeniach przyjęto, że kąt wychylenia stempla $\gamma = 3^\circ$, a czynnik tarcia $m = 0,15$. Rysunek ten potwierdza, że metoda górnej oceny umożliwia uzyskanie wyników, które pozostają w dobrej zgodności ilościowej oraz jakościowej z rezultatami doświadczalnymi. Ponadto można zauważyć, że wraz z postępującą redukcją wysokości wypraski następuje początkowo łagodny,



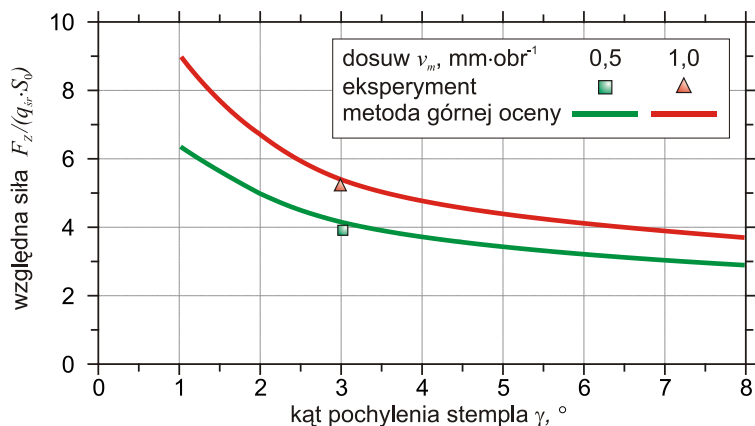
Rys. 2.6. Porównanie obliczonej i zmierzonej względnej siły kształtowania wypraski cylindrycznej w prasowaniu obwiedniowym [5]; q_{ir} – średni nacisk jednostkowy, S_0 – początkowy przekrój poprzeczny wypraski, h_0 – początkowa wysokość wypraski, v_m – względna prędkość matrycy dolnej w odniesieniu do jednostkowego obrotu (precesji) stempla



Rys. 2.7. Wpływ prędkości matrycy dolnej v_m na względną siłę kształtowania wypraski wykonanej z różnych materiałów [5]

a następnie przyspieszony wzrost względnej siły kształtowania. Wzrost wartości siły kształtowania jest powodowany również przez zwiększenie prędkości dosuwu matrycy dolnej v_m . Dokładny obraz wpływu tego parametru na obciążenie w procesie prasowania obwiedniowego umieszczono na rysunku 2.7. Można przyjąć, że charakter przedstawionej zależności jest liniowy. Ponadto, według S. Choia [5], prasowanie obwiedniowe wyprasek wykonanych ze stali węglowej lub wybranych plastycznych stopów aluminium jest realizowane przy zachowaniu jednakowych, względnych warunków.

Na kolejnym rys. 2.8 pokazano obliczony związek pomiędzy kątem wychylenia stempla γ a względną siłą kształtowania wypraski wykonanej ze stali niskowęglowej. Na podstawie tego wykresu stwierdza się, że wzrost kąta γ powoduje zmniejszenie siły kształtowania. Jednak znaczące obniżenie wymaganego obciążenia dla prasowania obwiedniowego uzyskuje się tylko przy wartościach kąta γ z przedziału od 1° do 4° . Powyżej górnej wartości granicznej kąta wychylenia stempla, zwiększanie γ nie powoduje już tak znaczącego zmniejszenia siły kształtowania [5].



Rys. 2.8. Wpływ zmiany kąta wychylenia stempla γ na względną siłę kształtowania wypraski wykonanej ze stali niskowęglowej [5]

3. MODELOWANIE NUMERYCZNE PROCESU PRASOWANIA OBWIEDNIOWEGO

3.1. Wprowadzenie

Metoda elementów skończonych (MES) jest obecnie powszechnie stosowanym narzędziem modelowania procesów obróbki plastycznej. Stanowi ona uznawany standard w analizie zagadnień teoretycznych oraz podczas projektowania technologii. Dokładność tej metody, przy umiejętnej dyskretyzacji obiektu rzeczywistego, może być oceniana wyżej od dokładności najbardziej dokładnej metody eksperymentalnej [11, 24, 35, 42, 59, 64].

Metoda elementów skończonych z powodzeniem może być stosowana również do badania zagadnień prasowania obwiedniowego, o czym świadczą liczne publikacje, np. [12, 13, 17, 29, 30, 39, 55, 59, 62]. Jak wynika z przeprowadzonej oceny poziomu dotychczasowego modelowania numerycznego omawianego procesu, większość prac badawczych bazowała na modelu MES, w którym niestety wprowadzano szereg uproszczeń. Dotyczyły one przede wszystkim:

- dokładności dyskretyzacji kształtowanej wypraski,
- modelu materiałowego,
- modelu ruchu obwiedniowego stempla.

Najczęściej wykonywano tylko analizę mechaniczną, w której nie uwzględniano zjawisk cieplnych. W obliczeniach pomijano również model pęknięcia materiału. Jednak najwięcej uwag krytycznych dotyczy sposobu modelowania ruchu stempla. Dotychczasowe symulacje numeryczne prasowania obwiedniowego, wykonywane zarówno w kraju jak i na świecie, dotyczą tylko i wyłącznie procesu kształtowania wypraski sposobem prasowania tzw. „po okręgu” – gdzie zakłada się, że narzędzie wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny, zgodny ze schematem z rys. 1.6 [28÷30]. Niestety, w wielu przypadkach ruch ten jest zbyt upraszczany [13, 14, 20, 21, 74]. Podczas symulacji uwzględniano tylko jedną prędkość kątową – precesję wokół osi wyrobu, natomiast pomijano prędkość kątową obrotu własnego narzędzia. W efekcie uzyskiwano ruch tzw. rotacyjny (z ang. „*rotary forging*”), który w pewnym stopniu jest odmianą ruchu obrotowego, jaki wykonują narzędzia podczas procesu walcowania. Zatem, efektem wprowadzenia tych uproszczeń było „obtaczanie” się stempla z poślizgiem po powierzchni czołowej wypraski. Według autora takie uproszczenie ruchu obwiedniowego jest niedopuszczalne, ponieważ na powierzchni styku

stempel-wyraská pojawia siê dodatkowy ukłád sił tarcia. Zgodnie z wynikami badañ E. Jacniackiej [24], każda dodatkowa siła na powierzchni kontaktu wyrobu z narzędziami powoduje znaczącą zmianê stanu naprêżenia i odkształcenia panujácего w kształtowanym materiale.

Dodatkowo stwierdzono, że jak do tej pory nikomu nie udało siê przeprowadzić pełnej analizy numerycznej procesu prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch wahający (tzw. „po prostej”), obwiedniowy spiralny lub planetarny (tzw. „po krzywej wielolistnej”). Zatem przedstawiony w książce sposób modelowania numerycznego procesu prasowania obwiedniowego, gdzie model dowolnego, złożonego ruchu obwiedniowego jest zbudowany w oparciu o autorską metodê, jest podejściem nowym i to w skali światowej.

3.2. Model MES prasowania obwiedniowego

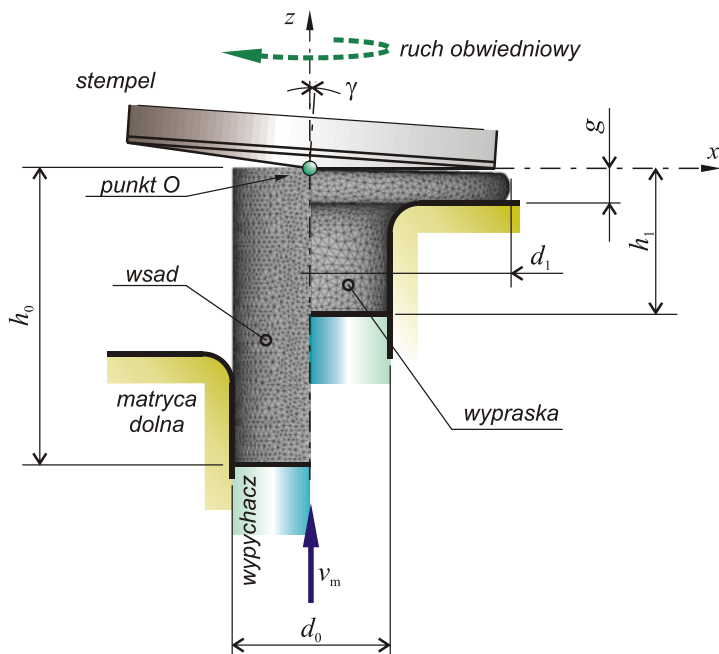
3.2.1. Model geometryczny oraz charakterystyka ogólna

Symulacja numeryczna procesu prasowania obwiedniowego wyraski walcowej sposobem kształtowania kołnierza, która jest realizowana metodą elementów skończonych, bazuje na oprogramowaniu komercyjnym DEFORM-3D. Oprogramowanie to znajduje siê na wyposażeniu Politechniki Lubelskiej i jest jednocześnie jednym z nielicznych systemów, które umożliwiają poprawne wykonanie analizy teoretycznej badanego procesu. Cechą decydującą o przydatności tego programu do symulacji jest możliwość zdefiniowania co najmniej dwóch niezaleźnych prędkości kątowych dla jednego obiektu [32, 55, 59, 65].

Schemat modelu geometrycznego procesu prasowania obwiedniowego zamieszczono na rys. 3.1. Skłádá siê on z czterech obiektów. Narzędzia (tj. stempel, matryca dolna oraz wypychacz) sà zdefiniowane jako obiekty sztywne, a ich geometria jest reprezentowana poprzez bryłê zbudowaną na podstawie zbioru trójkątnych fragmentów powierzchni. Geometriê narzędzi importuje siê z zewnêtrznego programu typu CAD za pośrednictwem pliku importu o rozszerzeniu STL (z ang. *stereolithography format of 3D data*).

Narzędzia dolne (matryca, wypychacz) posiadają przypisany ruch prostoliniowy, który na rys. 3.1 przedstawiono umownie za pomocą wektora prędkości oznaczonego jako v_m . Prędkość tą, wyrażoną jako dosuw na jednostkê czasu (miano: $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$), definiuje siê na dwa sposoby: albo poprzez podanie wartości stałej albo jako funkcję czasu (w formie tabelarycznej). Take metody podania prędkości gwarantują proste i niezawodne modelowanie rzeczywistego dosuwu narzędzi dolnych, który może być w pełni zgodny np. ze specyfikacją prasy typu PXW [45, 46].

Natomiast stempel, jako narzędzie górne wahające, ma przypisany odpowiedni ruch kulisty wokół stałego punktu O . Szczegóły dotyczące sposobu mo-



Rys. 3.1. Schemat przedstawiający model geometryczny procesu prasowania obwiedniowego stosowany w analizie MES [60], gdzie: d_0 , h_0 – początkowe wymiary wsadu; d_1 , h_1 , g – końcowe wymiary wypraski, v_m – prędkość dosuwu narzędzi dolnych, γ – kąt wychylenia narzędzia górnego

delowania tego ruchu podano w dalszej części tego rozdziału. Cenną wskazówką jest to, aby ruch kulisty narzędzia nie łączył się z ruchem innego rodzaju [55, 65].

Wsad, jako obiekt reprezentujący materiał kształtowany, jest modelowany jako ośrodek sztywno-plastyczny. Z uwagi na złożoność numeryczną symulacji procesu prasowania obwiedniowego, przyjęcie takiego założenia (tj. pominięcie sprężystości) gwarantuje efektywniejsze wykorzystanie zasobów komputera. Wiadomo, że model sztywno-plastyczny jest łatwiejszy w implementacji numerycznej, niż model sprężysto-plastyczny [42], a uzyskiwane wyniki obliczeń pozostają w dobrej zgodności z rezultatami doświadczalnymi [11, 24, 30, 32, 42, 63, 65]. Ponadto, takie założenie jest również podyktowane koniecznością wykonania analizy na modelu przestrzennym. Ze względu na charakter ruchu stempla, nie jest zalecanie stosowanie modeli uproszczonych geometrycznie, gdzie wprowadzane są warunki brzegowe np. typu „symetria”.

Objętość wsadu jest podzielona na skończoną ilość elementów przestrzennych tetragonalnych prostych, czterowęzłowych z rodziny serendipowskiej [42]. Podczas wykonywania obliczeń termo-mechanicznych zakłada się również, że wsad jest kształtowany na zimno, ale z uwzględnieniem zjawisk termicznych. W symulacji uwzględnia się między innymi generowanie ciepła odkształcenia plastycznego oraz przejmowanie ciepła przez narzędzia. Ponadto, w modelu MES uwzględnia się dodatkowo takie algorytmy jak: przebudowę siatki elementów skończonych (tzw. remeshing), ocenę prawdopodobieństwa utraty spójności materiału oraz kontrolę stałej objętości wypraski w czasie obliczeń oraz podczas wykonywania remeshingu.

Zastosowane wartości wymiarów wsadu i wypraski (pokazanych na rys. 3.1) zostaną podane w dalszej części książki, przy okazji prezentowania wyników badań własnych.

3.2.2. Model materiałowy

W symulacji MES procesu prasowania obwiedniowego zastosowano modele materiałowe reprezentujące wybrane stopy aluminium. Modele te opracowano na podstawie wstępnych badań własnych, które zostały przeprowadzone przez zespół badawczy Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. W ramach tych badań wykonano przede wszystkim:

- analizę literatury specjalistycznej, publikowanej w renomowanych czasopi-smach o zasięgu krajowym i światowym – celem tej analizy było wytypo-wanie stopów nieżelaznych, które mogą zostać użyte do kompleksowej ana-lizy procesu prasowania obwiedniowego na zimno; rozważano takie mate-riały jak stopy aluminium, magnezu oraz tytanu [47÷51, 53, 55, 63];
- próby plastometryczne w warunkach laboratoryjnych – w badaniach tych użyto metodę spęczania próbek walcowych na zimno [51], a uzyskane wy-niki pomiarów przetworzono w sposób numeryczny (tj. wygenerowano krzywe płynięcia).

W opracowaniu finalnej postaci modeli materiałowych wybranych stopów aluminium wykorzystano również dane, które uzyskano w ramach innych bada-niach wykonywanych przez ten sam zespół badawczy. Ostatecznie zdecydowa-no, że w analizie numerycznej prasowania obwiedniowego (badaniach zasadni-czych) będą stosowane modele stopów aluminium w gatunku: EN AW-Al Cu4MgSi oraz EN AW-Al MgSi. W dalszej części rozdziału zostaną przybliżone najważniejsze cechy tych dwóch stopów oraz podane parametry materiałowe i krzywe płynięcia. Podane poniżej dane są wystarczające do wy-konania symulacji MES w programie DEFORM-3D.

Stop aluminium AlCu4MgSi

Stop aluminium EN AW-Al Cu4MgSi (EN AW-2017A, znany w polskim przemyśle jako PA6 – cecha według normy PN-H-88026 [49]) jest zaliczany do grupy tzw. durali miedziowych, w których głównym składnikiem stopowym jest miedź (Cu). Występowanie tego pierwiastka powoduje podwyższenie własności wytrzymałościowych i niestety jednocześnie zmniejszenie plastyczności. Pogorszenie własności plastycznych stopu powodują również magnez (Mg) oraz mangan (Mn). Ich występowanie w duralach jest podyktowane przede wszystkim potrzebą uzyskania podwyższonej wytrzymałości (magnez) oraz polepszenia odporności na korozję i zdolności do rekryształizacji (mangan). W stopach przeznaczonych do przeróbki plastycznej zawartość tych pierwiastków nie powinna przekraczać odpowiednio 0,7% dla Mg oraz 1% dla Mn.

Innymi dodatkami stopowymi występującymi w duralach miedziowych są krzem (Si), żelazo (Fe), nikiel (Ni), cynk (Zn) oraz tytan (Ti) – zazwyczaj w ilościach śladowych. Ich obecność w stopie również powoduje polepszenie własności wytrzymałościowych, przy czym tytan dodatkowo sprzyja powstawaniu struktury drobnoziarnistej [11].

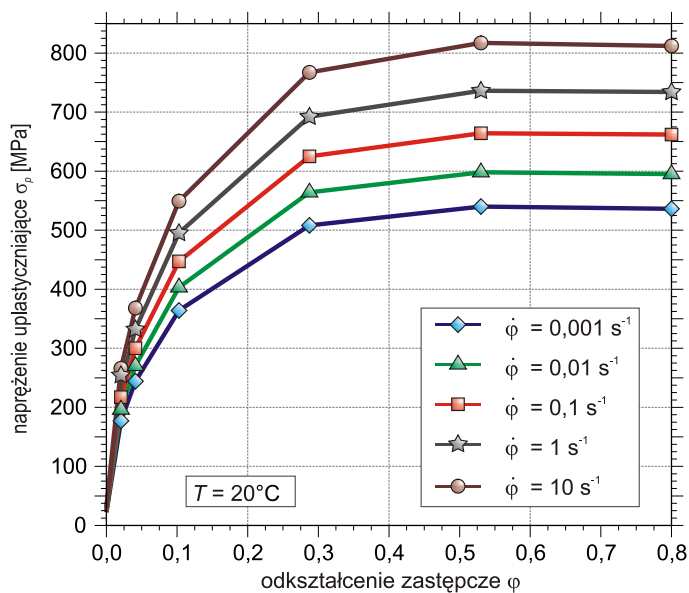
Typowy skład chemiczny stopu AlCu4MgSi podano w tabeli 3.1 [49, 50]. Na rynku stop ten jest dostępny w dwóch podstawowych stanach: naturalnie utwardzony wydzieleniowo oraz zmiękczony. Z uwagi na występujące składniki stopowe, zarówno wybrany gatunek stopu aluminium, jak i wszystkie duraly miedziowe, są uznawane za materiały trudnoodkształcalne [57]. Uzasadnieniem użycie tego stopu w badaniach zasadniczych jest potrzeba oceny zachowania się stopu nieżelaznego trudnoodkształcalnego w warunkach procesu prasowania obwiedniowego na zimno.

Podstawowe parametry modelujące własności wytrzymałościowe i termiczne stopu AlCu4MgSi (w stanie zmiękczonym) przedstawiono w tabeli 3.2 [48÷51]. Natomiast na rys. 3.2 oraz rys. 3.3 pokazano uzyskane krzywe płynięcia dla tego materiału, które uwzględniają wpływ podwyższenia temperatury oraz zmianę prędkości odkształcenia.

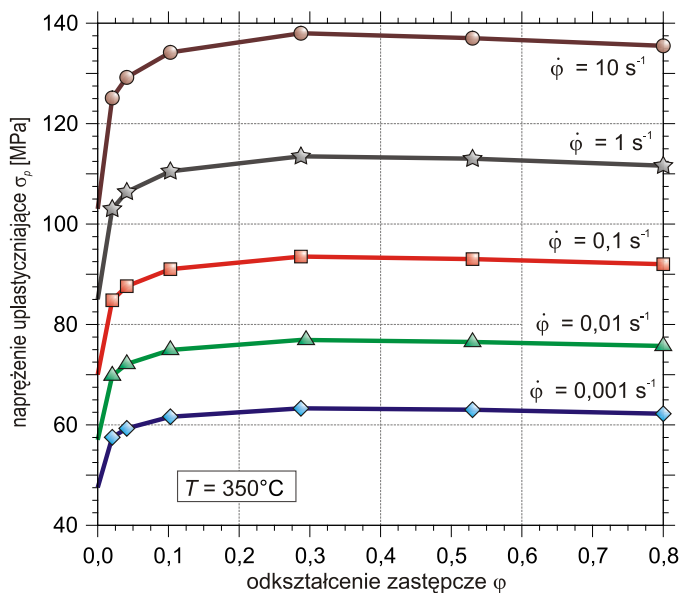
Tabela 3.1.

Skład chemiczny stopu EN AW-Al Cu4MgSi [48÷51]

Skład chemiczny [% wt.]								
Cu	Mg	Si	Fe max.	Mn	Cr max.	Zn max.	domieszki max.	Al
3,5÷4,5	0,4÷1,0	0,2÷0,8	0,7	0,4÷1,0	0,1	0,25	0,15	reszta



Rys. 3.2. Krzywe płynięcia dla stopu AlCu4MgSi w temperaturze otoczenia



Rys. 3.3. Krzywe płynięcia dla stopu AlCu4MgSi w temperaturze podwyższonej

Tabela 3.2.

Podstawowe parametry modelujące własności mechaniczne i termiczne stopu $AlCu4MgSi$ [57]

Moduł Younga, E [GPa]	Wsp. Poissona ν	Rozszerzalność liniowa [K ⁻¹]	Przewodność cieplna [W/(m·K)]	Pojemność cieplna [J/(m ³ ·K)]	Wsp. emisyjności
72	0,33	$2,36 \cdot 10^{-5}$	193	2,433	0,7

Stop aluminium $AlMgSi$

Stop aluminium EN AW- $AlMgSi$ jest zaliczany do grupy stopów z serii 6xxx (EN AW-6060) – w warunkach polskiego przemysłu maszynowego jest on znany jako stop PA38 (cecha wg normy PN-H-88026) [49, 66, 72]. Stopy aluminium serii 6xxx zawierają przede wszystkim do 1,2% Mg oraz do 1,4% Si, które powodują zwiększenie wytrzymałości doraźnej. Oprócz wymienionych pierwiastków, materiały te mogą zawierać również chrom (Cr) w ilości do 0,35% lub mangan (Mn) w ilości do 1%, które powodują między innymi zmniejszenie skłonności tych stopów do rozrostu ziarna. Z kolei domieszka żelaza (Fe) obniża własności wytrzymałościowe i plastyczne, a dodatek miedzi wpływa na obniżenie odporności na korozję [11, 50, 57, 66, 72]. Stopy $AlMgSi$ poddaje się przesyceniu i starzeniu sztucznemu bądź naturalnemu. Niestety, starzenie sztuczne zapewnia gorsze własności plastyczne stopu w porównaniu ze starzeniem naturalnym [66, 72].

Stopy aluminium z serii 6xxxx mają szeroki obszar zastosowania [51, 66, 72]. Są one używane głównie do wytwarzania części konstrukcyjnych pojazdów szynowych, statków morskich, produkcji części maszyn, sprzętu pożarniczego. Stop $AlMgSi$ jest również stosowany do wytwarzania części stosowanych w sporcie, mechanice precyzyjnej, a także jako materiał na osprzęt elektrotechniczny oraz we wzornictwie przemysłowym. Omawiany stop zaliczany jest do grupy stopów aluminium plastycznych. Autor zdecydował, że w kompleksowej analizie procesu prasowania obwiedniowego, stop ten będzie stosowany jako materiał podstawowy.

Typowy skład chemiczny stopu $AlMgSi$ umieszczono w tabeli 3.3. Jest on bardzo podobny do pokrewnego stopu $AlMg0,7Si$ (EN AW-6063), którego własności mechaniczne są porównywalne ze stopem $AlMgSi$ [11, 49, 50, 57, 66, 72]. Oznacza to, że opracowany model materiałowy dla tego pierwszego stopu może być również wykorzystany do modelowania odkształcenia stopu pokrewnego [57]. Warto podkreślić, że obydwa wspomniane materiały są ogólnie dostępne na polskim rynku [66, 72].

Podstawowe parametry modelujące własności wytrzymałościowe i termiczne dla stopu $AlMgSi$ zamieszczono w tabeli 3.4. Z kolei na rysunkach 3.4÷3.6

przedstawiono krzywe płynięcia dla tego materiału, które uwzględniają wpływ podwyższenia temperatury oraz zmianę prędkości odkształcenia.

Tabela 3.3.

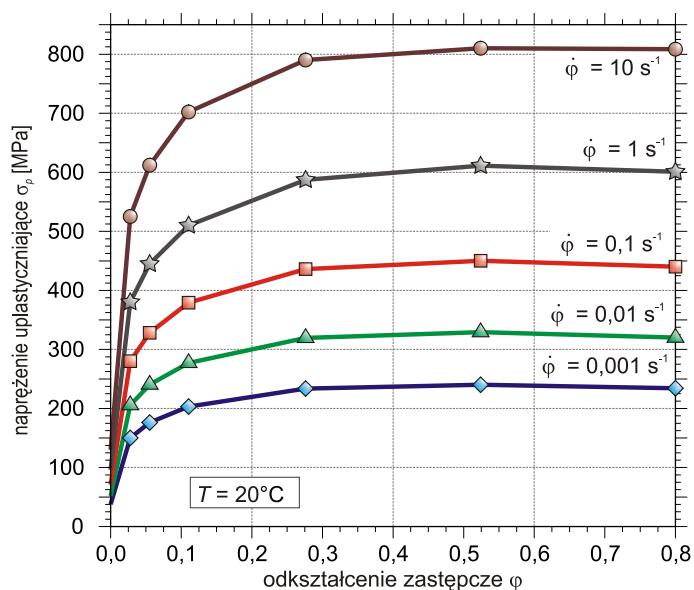
Skład chemiczny stopu AlMgSi [49, 50, 66, 72]

Skład chemiczny [% wt.]								
Mg	Si	Fe	Cu max.	Cr max.	Mn max.	Zn max.	Ti max.	Al
0,35÷0,60	0,3÷0,6	0,1÷0,3	0,1	0,05	0,1	0,15	0,1	reszta

Tabela 3.4.

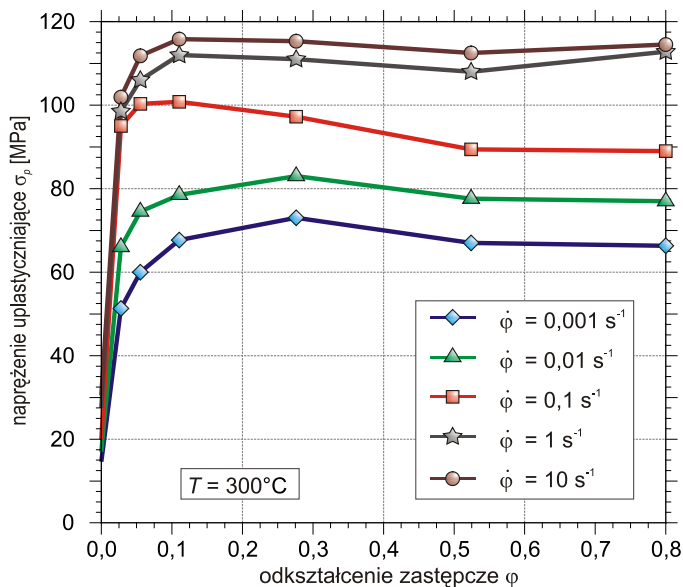
Podstawowe parametry modelujące własności mechaniczne i termiczne stopu AlMgSi [65, 71]

Moduł Younga, E [GPa]	Wsp. Poissona ν	Rozszerzalność liniowa [K ⁻¹]	Przewodność cieplna [W/(m·K)]	Pojemność cieplna [J/(m ³ ·K)]	Wsp. emisyjności
218	0,33	$2,30 \cdot 10^{-5}$	218	2,480	0,7

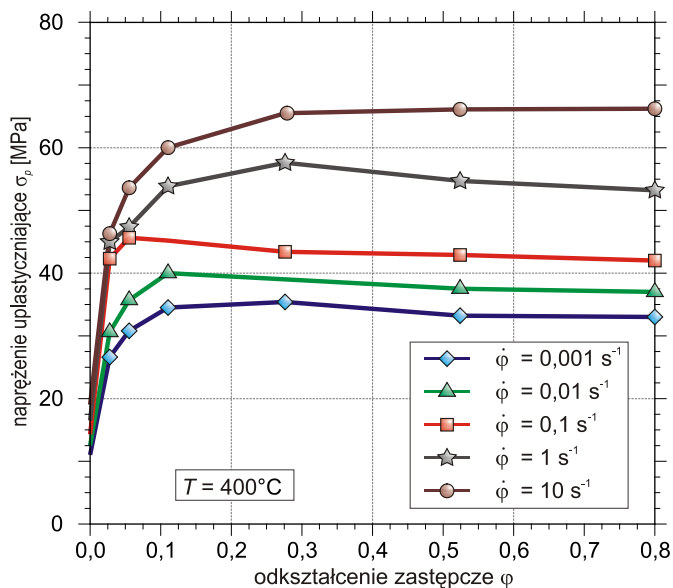


Rys. 3.4. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi w temperaturze otoczenia

3. Modelowanie numeryczne procesu prasowania obwiedniowego



Rys. 3.5. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi w temperaturze 300°C



Rys. 3.6. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi w temperaturze 400°C

3.3. Modelowanie kontaktu narzędzie-wsad

3.3.1. Hipoteza modelowania tarcia między stemplem a wypraską

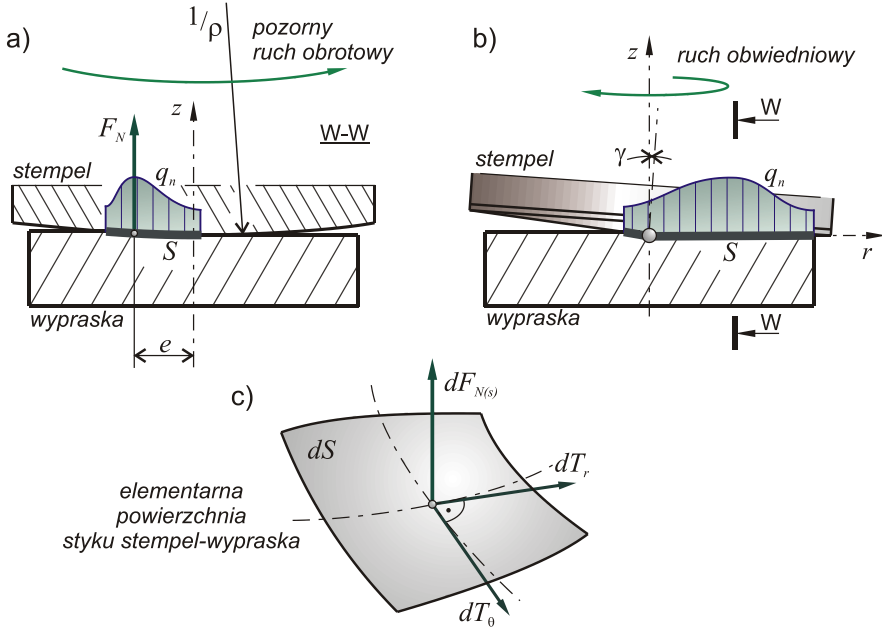
Według licznych publikacji, np. [1, 7, 33, 34, 43, 78], cechą charakterystyczną procesu prasowania obwiedniowego jest to, że stempel wykonując ruch kulisty „obtacza” się bez udziału poślizgu po powierzchni wsadu. Zatem w myśl tej tezy, wielu badaczy twierdzi, że podstawowym rodzajem tarcia występującym podczas kształtowania wypraski za pomocą stempla, jest tarcie toczne. Jednak definicja tarcia tocznego [3, 26] podaje, że przy takim rodzaju tarcia chwilowe względne prędkości obu obiektów w punktach ich wzajemnego styku są równe zeru, a ruch jednego obiektu względem drugiego sprowadza się do obrotu wokół osi punktu styku, leżącej na płaszczyźnie stycznej do obu obiektów. Ponadto tarcie toczne występuje tylko w punktach wzajemnego kontaktu, w których odkształcenia sprężyste materiału obiektu powoduje styk strefowy na pewnym obszarze, w którym mimo wszystko występuje tarcie ślizgowe zewnętrzne. W przypadku prasowania obwiedniowego dochodzi dodatkowy aspekt, którego nie można pomijać. Realizacja styku obu obiektów (czyli stempla z wypraską) odbywa się przy udziale bardzo dużych nacisków, powodujących uplastycznienie materiału wypraski oraz plastyczne płynięcie tego materiału wzdłuż powierzchni narzędzia. Zatem można sformułować tezę, że na styku stempel-wypraska, panują złożone warunki kontaktowe, gdzie oprócz klasycznego tarcia tocznego, występuje również tarcie ślizgowe. Według autora, tarcie ślizgowe jest dominujące.

Na rys. 3.7 przedstawiono schematycznie zagadnienie realizacji styku pomiędzy stemplem a wypraską odkształcaną w wyniku prasowania obwiedniowego. Na rysunku tym zaznaczono również istotne parametry siłowe, które są powiązane z tarciem tocznym i ślizgowym. W celu wyjaśnienia zagadnienia tarcia w ogólnym przypadku prasowania obwiedniowego przyjmijmy, że wypadkowa siła normalna F_N jest funkcją tarcia ślizgowego, tarcia tocznego oraz nacisku q_n , co zapisuje się w postaci:

$$F_N = \int_S dF_{N(s)} + \int_S dF_{N(t)} + f(q_n), \quad (3.1)$$

gdzie: $dF_{N(s)}$, $dF_{N(t)}$ – elementarne składowe siły normalnej, które wynikają z występowania tarcia odpowiednio ślizgowego i tocznego; $f(q_n)$ – pewna funkcja określająca składową siły normalnej na podstawie nacisku normalnego q_n , który jest wywierany przez narzędzia na wypraskę w celu wywołania plastycznego płynięcia materiału.

Określenie wartości elementarnej składowej $dF_{N(s)}$ możliwe jest dzięki zastosowaniu matematycznego modelu tarcia, np. prawa Amontonsa-Coulomba lub



Rys. 3.7. Schemat reprezentujący zagadnienie realizacji styku stempel-wypraska w ogólnym przypadku prasowania obwiedniowego: a) przekrój W-W pokazujący, że stempel wykonuje pozorny ruch obrotowy powodujący występowanie tarcia tocznego; b) rzut boczny, c) elementarna powierzchnia styku, na której pokazano układ sił spowodowany występowaniem tarcia ślizgowego; gdzie: F_N – siła normalna; T_r , T_θ – siły tarcia w kierunku promieniowym i obwodowym; q_n – nacisk na powierzchni styku, S – powierzchnia styku, e – przesunięcie wypadkowej siły normalnej względem osi głównej, ρ – krzywizna powierzchni stempla w przekroju W-W; γ – kąt wychylenia stempla

prawa tarcia stałego [42]. Zgodnie z rys. 3.7c, ta elementarna składowa siły normalnej, działająca na elementarną powierzchnię styku dS , wynosi:

$$d\vec{F}_{N(s)} = \frac{1}{\mu} \cdot (dT_r + dT_\theta), \quad (3.2)$$

gdzie: μ – współczynnik tarcia; dT_r , dT_θ – elementarne siły tarcia powstałe w wyniku płynięcia materiału wypraski po powierzchni stempla w kierunku promieniowym i obwodowym. Płynięcie to jest naturalnym następstwem plastycznego kształtowania wypraski.

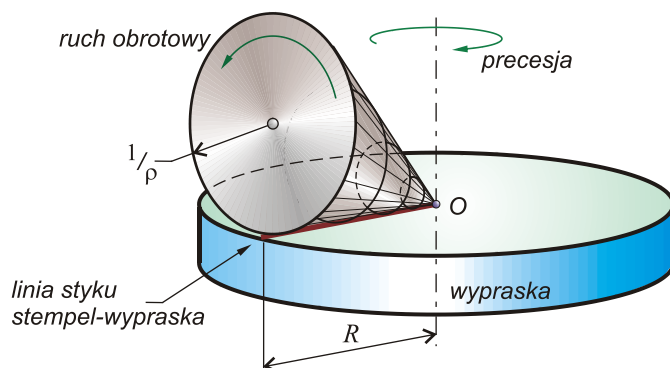
Wyrażenie elementarnej siły $dF_{N(s)}$ sprawia pewien problem – mianowicie obecnie nie istnieje żaden model matematyczny [3, 26, 42], który zastosowany w obliczeniach MES umożliwiłby wyznaczenie układu sił związanych z tarcie

tocznym. Jednak analiza schematu przedstawionego na rys. 3.7a pozwala przyjąć pewne rozwiązanie tego problemu. Zauważa się, że w przekroju osiowym W-W powierzchnię roboczą narzędzia można zredukować do linii, która jest fragmentem hiperboli. W otoczeniu powierzchni styku stempla z wypraską, krzywizna tej linii wynosi ρ . Z uwagi, że kąt pochylenia stempla γ jest mały (zazwyczaj nie większy niż 3°), można wprowadzić pewne założenie, że zarys narzędzia w przekroju W-W (rys. 3.7a) przyjmuje postać okręgu o promieniu $1/\rho$, który toczy się po powierzchni wypraski. Dodatkowo zauważa się, że wypadkowa siła nacisku F_N jest przesunięta względem osi tego koła o pewną wartość wyrażoną parametrem e . Zatem zgodnie z definicją tarcia [26], okrąg ten wykonuje pozorny ruch obrotowy z uczestnictwem tarcia tocznego.

Podsumowując, tarcie toczne w prasowaniu obwiedniowym może zostać zamodelowane poprzez toczenie się pozornego stożka po powierzchni wypraski z jednoczesnym wykonywaniem ruchu precesyjnego. Stożek ten jest zbiorem okręgów o promieniu $1/\rho$ reprezentujących zarys powierzchni roboczej stempla. Natomiast kontakt pomiędzy stemplem a wypraską jest zredukowany do linii styku – tak jak to pokazano na rys. 3.8.

Przyjęcie takiego modelu tarcia tocznego oznacza, że zagadnienie to dla prasowania obwiedniowego jest realizowane samoistnie w wyniku rozwiązania MES. Jednocześnie nie wymaga to przyjmowania dodatkowych modeli matematycznych tarcia tocznego. Dlatego też ostatecznie można zapisać, że wzór (3.1) sprowadza się do postaci:

$$\int_S dF_{N(t)} + f(q_n) = q_n \cdot S, \quad (3.3)$$



Rys. 3.8. Schemat przedstawiający hipotezę modelowania tarcia tocznego pomiędzy stemplem a wypraską za pomocą toczenia się pozornego stożka po powierzchni wypraski z jednoczesnym wykonywaniem ruchu precesyjnego – opis w tekście

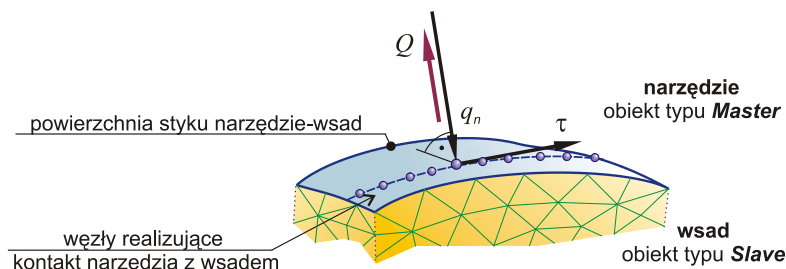
gdzie: q_n – nacisk jednostkowy na powierzchni styku stempel-wypraska, który wyznaczono w symulacji MES; S – pole powierzchni kontaktu stempel-wypraska. W tym przypadku nacisk q_n nie uwzględnia tarcia ślizgowego.

3.3.2. Model MES warunków kontaktowych

Schemat ogólnego modelu powierzchni kontaktu pomiędzy narzędziami a materiałem kształtowanym przedstawiono na rys. 3.9. Podczas obliczeń MES przyjmuje się, że narzędzia są obiektami typu „Master”, co oznacza, że determinują one kształt powierzchni wsadu (wypraski). Natomiast wsad jest traktowany jako obiekt typu „Slave” – tj. podporządkowujący się warunkom geometrycznym, kinematycznym i naprężeniowym jakie są narzucane przez narzędzia. W takim modelu lokalizacja oraz parametry opisowe węzłów materiału, które realizują fizyczny kontakt narzędzie-wsad, zależne są zarówno od położenia powierzchni narzędzi, jak i przyjętego modelu tarcia oraz modelu wymiany ciepła pomiędzy obiektami.

Do węzłów kontaktowych są przypisane trzy główne parametry. Są to:

- nacisk powierzchniowy (naprężenia normalne), który na rys. 3.9 jest przedstawiony wektorem o oznaczeniu q_n – jest on wynikiem rozwiązania równań metody elementów skończonych [42];
- naprężenie styczne τ , które jest obliczane według modelu tarcia – w przypadku programu DEFORM-3D, w symulacji można używać jednego z trzech typów modelu, tj. Amontonsa-Coulomba, tarcia stałego lub hybrydowego [42];
- strumień ciepła Q – jest on wektorem wypadkowym określonym na podstawie bilansu ciepła generowanego w wyniku tarcia (składowa ta jest skiero-



Rys. 3.9. Geometryczny schemat modelu MES powierzchni kontaktu pomiędzy narzędziami a kształtowanym materiałem stosowany w obliczeniach MES; gdzie: q_n – nacisk powierzchniowy, τ - naprężenie styczne, Q – wektor reprezentujący strumień ciepła

wana do wypraski) oraz ciepła przewodzonego w wyniku występowania różnicy temperatury narzędzia i wsadu; intensywność przewodzenia jest modelowana za pomocą współczynnika wymiany ciepła, a strumień ciepła zazwyczaj jest zwrócony w kierunku narzędzia.

W celu określenia wymaganych parametrów opisujących model kontaktu narzędzie-wsad wykonano badania analityczno-doświadczalne, bazujące na metodzie spęczania próbki pierścieniowej [42]. Badania te wykonano w warunkach laboratoryjnych używając materiałów rzeczywistych (badania eksperymentalne) oraz modelu materiałowego MES (obliczenia numeryczne). Uzyskane wyniki z tych badań, w postaci wyznaczonych wartości czynnika (współczynnika) tarcia oraz współczynnika wymiany ciepła, przedstawiono w tabeli 3.5. Parametry te są słuszne w przypadku, gdy narzędzie jest wykonane ze stali narzędziowej do pracy na zimno, a proces prasowania obwiedniowego jest realizowany przy niedostatecznym poziomie smarowania. Dodatkowo, w tabeli tej zamieszczono wskazanie sposobu definiowania typu poszczególnych obiektów, które tworzą powierzchnię styku narzędzie-wsad.

Tabela 3.5.

Parametry opisujące model kontaktu narzędzie-wsad stosowany w obliczeniach MES

Materiał wsadu	Obiekt typu <i>Master</i>	Obiekt typu <i>Slave</i>	Współ- czynnik tarcia μ	Czynnik tarcia m	Współ- czynnik wymiany ciepła [W/(m ² ·K)]	
AlCu4MgSi	stempel	wsad (wypraska)	0,27	0,56	12÷24	
	matryca					
	wypychacz					
AlMgSi	stempel		0,24	0,45		
	matryca					
	wypychacz					

3.4. Model pękania materiału

3.4.1. Sposoby modelowania utraty spójności

Kształtowanie na zimno większości stopów żelaznych jest ograniczone z powodu zbyt szybkiego pojawiania się pęknięć w materiale. Jednak są technologie, gdzie materiał musi być odkształcany w temperaturze pokojowej – przy-

kładem takiej technologii jest proces prasowania obwiedniowego wyprasek wykonanych ze stopu aluminium. Podjęcie badań nad wspomnianym procesem, szczególnie o charakterze teoretycznym, wymaga opracowania adekwatnego modelu numerycznego, który będzie uwzględniał zagadnienia zachowania (lub utraty) spójności metalu [42, 63].

Najczęstszym sposobem modelowania pęknięć w symulacji MES jest zastosowanie schematu usuwania elementów [42, 63], gdy obliczony parametr charakterystyczny (według określonego kryterium pęknięcia) przekroczy wartość graniczną. Niestety, nie dla każdego procesu plastycznego kształtowania (w tym dla prasowania obwiedniowego) można zastosować taki schemat modelowania utraty spójności.

Najprostszym alternatywnym sposobem modelowania procesów kształtowania plastycznego jest wykonanie symulacji, w której jedynie oblicza się wartość parametrów charakterystycznych, a następnie na podstawie wyniku obliczeń ocenia się stan materiału w określonych jego strefach (sposób I). Tą drogą, na podstawie wartości obliczonej, np. funkcji (3.4), można oszacować prawdopodobieństwo pojawienia się pęknięć. Wartość wspomnianej funkcji obliczana jest np. na podstawie znormalizowanego kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama [42, 63,], które przyjmuje postać:

$$C_{CL} = \int_0^{\varepsilon} \frac{\sigma_1}{\sigma_m} d\varepsilon, \quad (3.4)$$

gdzie: σ_1 – największe naprężenie główne, σ_m – naprężenie hydrostatyczne, ε – odkształcenie zastępcze.

Bardziej zaawansowanym sposobem modelowania pęknięć jest sposób II, gdzie na podstawie wyznaczonej wartości parametru charakterystycznego i po porównaniu jej z wartością graniczną, odpowiedni element skończony (w modelu geometrycznym MES) zaczyna być traktowany jako szczególny. To znaczy, że element ten w dalszym ciągu uczestniczy w obliczeniach (nie jest usuwany), ale jest uważany za tzw. „pustkę”.

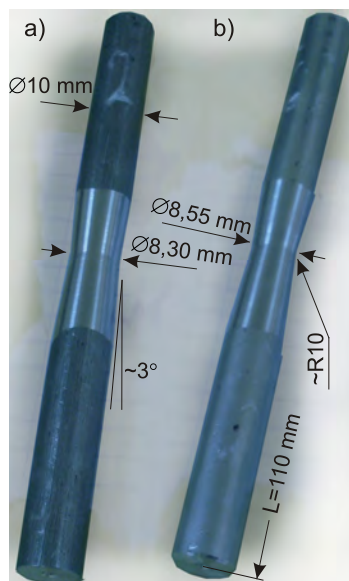
W przypadku procesów kształtowania plastycznego, które charakteryzują się złożonym stanem naprężenia i odkształcenia, obliczenie rozkładu wartości kryterium pęknięcia umożliwia jedynie zlokalizowanie strefy, w której prawdopodobnie pojawi się pęknięcie. Przebieg tego pęknięcia można określić dodatkowo, poprzez wyznaczenie płaszczyzny największych naprężeń stycznych τ_{13} [42, 63], w obszarze określonym na podstawie obliczonego kryterium pęknięcia.

3.4.2. Ocena warunku pęknięcia materiału dla modelu MES

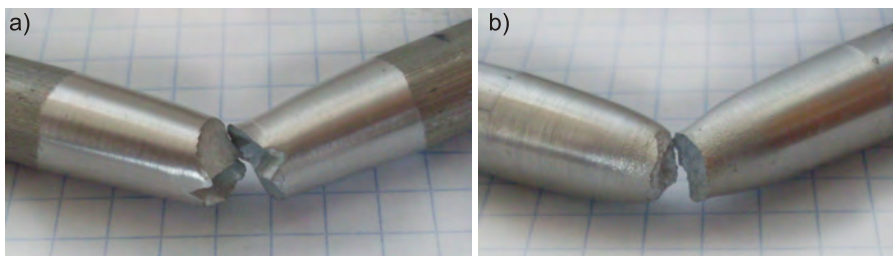
Badania analityczno-doświadczalne mające na celu określenie warunku utraty spójności materiału zgodnie z równaniem (3.4), wykonano stosując autorską

metodę rozciągania próbki profilowej [63]. W metodzie tej zaproponowano próbkę kształtową (rys. 3.10) o wymiarach głównych wynoszących $\varnothing 10$ mm x 110 mm. Próbkę ta w części pomiarowej posiada dwie zbieżne powierzchnie stożkowe, gdzie kąt zbieżności wynosi ok. 3° . W części środkowej, gdzie łączą się wspomniane powierzchnie, zastosowano zaokrąglenie o promieniu równym ok. 10 mm, co w rezultacie pozwala zniwelować wpływ karbu. Średnica próbki w tej strefie jest najmniejsza i wynosi około $\varnothing 8 \div 9$ mm. Taki kształt nie wpływa zasadniczo na zmianę stanu naprężenia w materiale, ale determinuje miejsce pojawienia się przewężenia, a w rezultacie – pęknięcia. Jest to istotne z punktu widzenia modelowania za pomocą MES.

Próbkę profilową rozciągano na maszynie wytrzymałościowej aż do zerwania. W przypadku próbki wykonanej ze stopu AlCu4MgSi (rys. 3.11a), nie zaobserwowano wyraźnego przewężenia, a powstały złom jest charakterystyczny dla materiałów wykazujących kruchość. Odcinek pomiarowy próbki, tuż przed pęknięciem osiąga wydłużenie wynoszące 10%. Natomiast wygląd złomu dla próbki, wykonanej ze stopu AlMgSi (rys. 3.11b), jest typowy dla materiałów



Rys. 3.10. Kształt i wymiary główne przykładowych próbek zastosowanych w badaniach; a) AlCu4MgSi, b) AlMgSi



Rys. 3.11. Wygląd przełomu dla próbek wykonanych ze stopu: a) AlCu4MgSi, b) AlMgSi

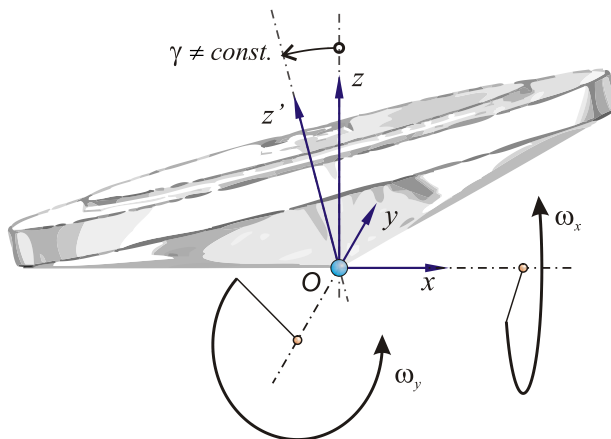
Schemat przedstawiający definicję tych prędkości przedstawiono na rys. 3.12. Prędkość ω_z jest uważana za prędkość podstawową, która nadaje ruch obrotowy narzędziu wokół jego osi symetrii – tj. względem osi $\{z'\}$, która należy do układu sztywno związanego ze stemplem. Natomiast druga prędkość ω_z jest dodatkową, której wartość liczbowa musi być równa prędkości ω_z , a jej kierunek obrotu – przeciwny. Prędkość ta powoduje wywołanie ruchu precesyjnego stempla wokół osi $\{z\}$, która należy do globalnego (stałego) układu współrzędnych.

Jeśli są spełnione warunki takie, że $\omega_z = -\omega_z$, to prędkość obrotu własnego może być uznana za prędkość kątową główną, natomiast kąt zawarty pomiędzy osiami $\{z'\}$ oraz $\{z\}$ jest wtedy stały i jednocześnie równy kątowi wychylenia γ . Zachowanie takich warunków podczas symulacji MES sprawia, że uzyskuje się w efekcie klasyczny ruch obwiedniowy, w pełni zgodny z rzeczywistym procesem prasowania obwiedniowego. Ponadto zdefiniowanie wyżej wymienionych prędkości kątowych (ω_z , ω_z) sprowadza się do podania jednej wartości, która jest stałą.

3.5.2. Ruch obwiedniowy o dowolnym złożonym schemacie

Ruch obwiedniowy złożony, wykonywany przez narzędziwe podczas prasowania według schematu innego niż „po prostej” jest zagadnieniem numerycznym o dużym stopniu trudności. Do tej grupy ruchów niewątpliwie należy ruch obwiedniowy planetarny (rys. 1.8), spiralny (rys. 1.10) oraz wahający (rys. 1.7). Poprawne zamodelowanie tych schematów ruchu stempla również wymaga zdefiniowania dwóch niezależnych prędkości kątowych. Jednak dla rozpatrywanego przypadku, wektory tych prędkości muszą być ortogonalne oraz zawarte w płaszczyźnie Oxy (czyli tej, w której podany jest wektor prędkości nutacji). Prędkości nie wymagają ustalenia hierarchii ważności (tak jak w przypadku opisanym w poprzednim podrozdziale), natomiast ich wartości są zmienne w czasie. Dodatkowym utrudnieniem jest to, że prędkości te muszą być ze sobą właściwie zsynchronizowane – w przeciwnym razie powstają błędy, które w myśl zasady superpozycji, po pewnym czasie doprowadzają nawet do zmiany charakteru ruchu obwiedniowego narzędzia [60, 65].

Ogólny schemat modelowania złożonego ruchu obwiedniowego stempla umieszczono na kolejnym rys. 3.13. Jest to model uniwersalny, który umożliwia opis wszystkich możliwych kombinacji ruchu narzędzia, włącznie ze schematem „po okręgu”. Przyjmuje się, że pierwsza modelująca prędkość kątowa ω_x jest współliniowa z osią $\{x\}$, natomiast druga niezależna prędkość kątowa ω_y pokrywa się z osią $\{y\}$. Osie te należą do globalnego, stałego układu współrzędnych. Tak przyjęty układ prędkości modelujących gwarantuje pełną kontrolę



Rys. 3.13. Schemat modelowania ruchu obwiedniowego o dowolnym schemacie, gdzie: $\{x, y, z\}$ – stały układ współrzędnych globalnych, $\{z'\}$ – oś symetrii stempla (oś układu współrzędnych związana sztywno z narzędziem), ω – modelująca prędkość kątową, O – środek ruchu kulistego

obrotu własnego, precesji oraz nutacji narzędzia wykonującego odpowiedni ruch obwiedniowy.

Największym mankamentem omawianej metody modelowania jest to, że prędkości modelowe należy wyrazić za pomocą funkcji sparametryzowanej [60]. Określenie tej funkcji wymusza przeprowadzenie syntezy typowego rzeczywistego układu napędowego stempla. W tym celu analizie poddano konstrukcję i kinematykę napędu mechanicznego, stosowanego w prasach specjalnych z serii PXW [45, 68]. Przykład przedstawiający schemat układu napędowego stempla pokazano na rys. 3.14. Ruch obwiedniowy narzędzia jest realizowany z udziałem sferycznego łożyska ślizgowego (na rys. 3.14 jest ono reprezentowane przez powierzchnię kontaktu stempla 4 z korpusem 3) oraz zespołu dwóch mimośródów. Mimośród zewnętrzny 1 (osadzony w korpusie 3) obraca się ze stałą prędkością kątową ω_{zew} , wokół środka obrotu pokrywającego się z punktem B (rys. 3.14). Mimośród wewnętrzny 2, umieszczony wewnątrz mimośrodu 1, porusza się z prędkością kątową ω_{wew} , która jest wielokrotnością prędkości ω_{zew} . Środek ruchu obrotowego mimośrodu 2 pokrywa się z punktem A należącym do trzonu stempla. Trzon ten jest osadzony w mimośrodku wewnętrznym za pomocą łożyska kulowego. Odpowiedni dobór wartości prędkości obrotu mimośródów, z uwzględnieniem ich zwrotów, determinuje oczekiwany sposób ruchu narzędzia 4. Prędkości ω_{zew} oraz ω_{wew} są znane i mają wartości stałe przez cały czas trwa-

nia procesu kształtowania wypraski. Zatem, prędkości modelowe ω_x oraz ω_y powinny być wyrażone jako funkcje prędkości kątowych mimośrodków.

Równanie toru punktu A

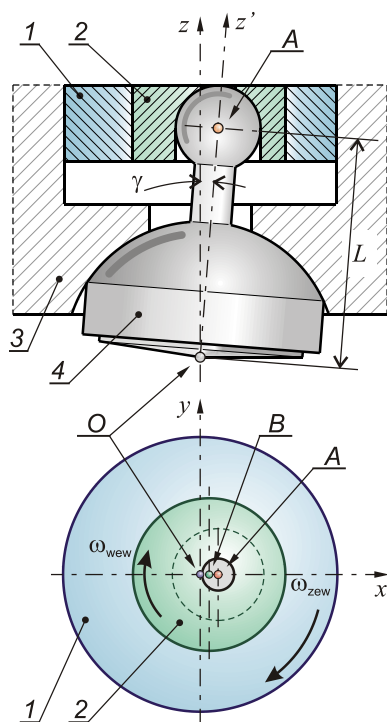
Załużny że punkt A, należący do trzonu narzędzia oraz do mimośrodu wewnętrznego, jest oddalony od środka wań (punkt O) o pewną dowolną wartość L (rys. 3.14). Wymiar ten może być np. umowną długością narzędzia. Wiadomo, że w wyniku ruchu obwiedniowego stempla, punkt ten tworzy pewien tor na płaszczyźnie Oxy, który wyraża opisowo rodzaj ruchu narzędzia (patrz rozdział 1.3). Zatem bazując na zależnościach geometrycznych układu napędowego, które pokazano schematycznie na kolejnym rysunku 3.15, można określić lokalizację wspomnianego punktu A na płaszczyźnie Oxy. Rozwiązaniem są dwa równania, które wyrażają geometryczną postać toru punktu A na płaszczyźnie Oxy, mianowicie:

$$x_A = R \cdot (\cos \alpha + \cos \beta), \quad (3.5)$$

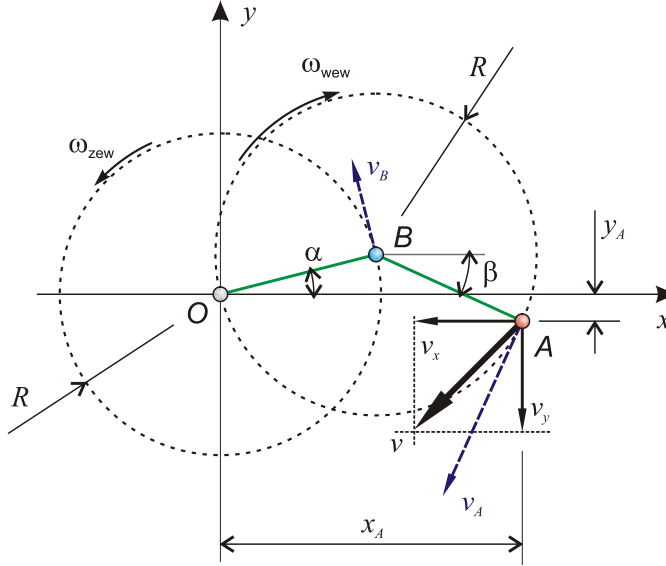
$$y_A = R \cdot (\sin \alpha + \sin \beta), \quad (3.6)$$

gdzie: x_A, y_B – współrzędne punktu A; R – promień umownych okręgów powstałych w wyniku przemieszczania się punktu B względem punktu O oraz punktu A względem punktu B; α, β – kąty zdefiniowane na rys. 3.15.

Powyższe wzory (3.5) i (3.6) można uznać za funkcje tylko jednej zmiennej. Tą zmienną jest kąt α (rys. 3.15), który wyraża pozycję mimośrodu zewnętrznego. Jej wartość można określić w oparciu o prędkość kątową ω_{zew} oraz czas t . Pozostałe parametry są albo stałe (promień R), albo zależne od kąta α (kąt β).



Rys. 3.14. Mimośrodowy układ napędu stempla, gdzie: 1 – mimośród zewnętrzny, 2 – mimośród wewnętrzny, 3 – korpus, 4 – stempel z trzonem o umownej długości L (odcinek OA), O – środek ruchu kulistego, A – środek obrotu mimośrodu wewnętrznego, B – środek obrotu mimośrodu zewnętrznego, γ – wychylenie stempla, ω_{zew} – prędkość kątowa mimośrodu 1, ω_{wew} – prędkość kątowa mimośrodu 2



Rys. 3.15. Układ prędkości i chwilowe położenie punktów charakterystycznych A i B (zdefiniowane na rys. 3.14) na płaszczyźnie Oxy oraz współrzędne punktu A; gdzie: R – promień okręgów umownych reprezentujących ruch mimośrodków; v – prędkość liniowa punktu A i B; ω – prędkość kątowa mimośrodków; α , β – kąty tworzone przez ramiona (odcinki) OB oraz BA z osią $\{x\}$

Na podstawie rys. 3.14 można stwierdzić, że promień mimośrodu R jest zależny od długości trzonu L oraz maksymalnej wartości kąta wychylenia narzędzia γ . Zatem uwzględniając zależności trygonometryczne układu stempel-mimośrodek, powyższe zależności (3.5) i (3.6) przekształca się do postaci ostatecznej:

$$x_A(\alpha) = \frac{1}{2} \cdot L \cdot \sin \gamma_{max} \cdot [\cos \alpha + \cos(a \cdot \alpha)], \quad (3.7)$$

$$y_A(\alpha) = \frac{1}{2} \cdot L \cdot \sin \gamma_{max} \cdot [\sin \alpha + \sin(a \cdot \alpha)], \quad (3.8)$$

gdzie: γ_{max} - maksymalna wartość wychylenia stempla, a – parametr przeliczeniowy ustalany na podstawie oczekiwanego schematu ruchu obwiedniowego stempla. Jego wartość dla podstawowych typów ruchu obwiedniowego podano

w tabeli 3.5. Dodatkowo, w tabeli tej umieszczono zalecania autorskie dotyczące przyjmowania wartości przyrostu kąta α podczas dyskretyzacji toru punktu A do celów modelowania numerycznego.

Tabela 3.5.

Wartość parametru a występującego we wzorach (3.7) i (3.8) oraz zalecany optymalny przyrost kąta α ($\Delta\alpha$), stosowany we wzorach obliczeniowych do celów modelowania numerycznego

Rodzaj wahań stempla	rozeta trójramienna	rozeta czteroramienna	rozeta pięcioramienna	spirala pierwszego stopnia	spirala drugiego stopnia	spirala trzeciego stopnia
a	-2	-3	-4	2	3	4
$\Delta\alpha$	12°	11,25°	9°	15°	10°	8°

Równanie prędkości ruchu obwiedniowego

Za podstawową (główną) prędkość, determinującą szybkość wykonywania wahań stempla, przyjmuje się prędkość kątową ω_{zew} . Najczęściej prędkość tą wyraża się w ilości obrotów na jednostkę czasu. W przypadku ruchu obwiedniowego tradycyjnego, jedna pełna precesja stempla odpowiada jednemu obrotowi tego mimośrod. Natomiast w przypadku ruchu obwiedniowego złożonego, można wprowadzić jednostkę pomocniczą, którą definiuje się jako ilość obrotów mimośrod zewnętrznego na jeden pełny cykl ruchu stempla.

Ponieważ prędkość kątową ω_{zew} zawsze jest stała w czasie, to można przyjąć, że istnieje liniowa zależność pomiędzy czasem t a położeniem kątowym mimośrod zewnętrznego. Zależność tą można zapisać w postaci:

$$\Delta t = \Delta\alpha \cdot (6 \cdot \omega_{zew})^{-1}. \quad (3.9)$$

Powyższy wzór jest słuszny, gdy Δt wyraża przyrost czasu (w sekundach) odpowiadający zmianie wartości kąta $\Delta\alpha$ (w stopniach), natomiast prędkość kątową ω_{zew} oznacza ilość obrotów mimośrod zewnętrznego przypadającą na jedną minutę (tj. [obr·min⁻¹]).

Określimy teraz powiązanie pomiędzy prędkością liniową v_A punktu A (przemieszczającego się na płaszczyźnie Oxy), a prędkością kątową ω_{zew} . Zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 3.15 wiadomo, że położenie wspomnianego punktu jednoznacznie opisują wzory (3.7) oraz (3.8). Różniczkując je wzglę-

dem czasu oraz uwzględniając zależność (3.9), uzyskuje się zależności (3.10) oraz (3.11), które służą do wyznaczenia składowych prędkości v_x oraz v_y dla punktu A.

$$v_x = \frac{\pi}{60} \cdot L \cdot \sin \gamma_{max} \cdot \omega_{zew} \cdot [\sin \alpha + a \cdot \sin(a \cdot \alpha)], \quad (3.10)$$

$$v_y = \frac{\pi}{60} \cdot L \cdot \sin \gamma_{max} \cdot \omega_{zew} \cdot [-a \cdot \cos(a \cdot \alpha) - \cos \alpha] \quad (3.11)$$

gdzie oznaczenia są zgodne z rys. 3.14 oraz 3.15.

Porównując ze sobą treść zawartą na rysunkach 3.13÷3.15 dochodzi się do wniosku, że istnieje pewien trygonometryczny związek pomiędzy wektorami prędkości modelowych ω_x i ω_y oraz wektorami prędkości liniowych v_x i v_y punktu A. Taką zależność można zobrażować schematycznie na rys. 3.16 oraz zapisać w postaci równań:

$$\omega_x = \frac{v_y}{L \cdot \cos \gamma}, \quad (3.12)$$

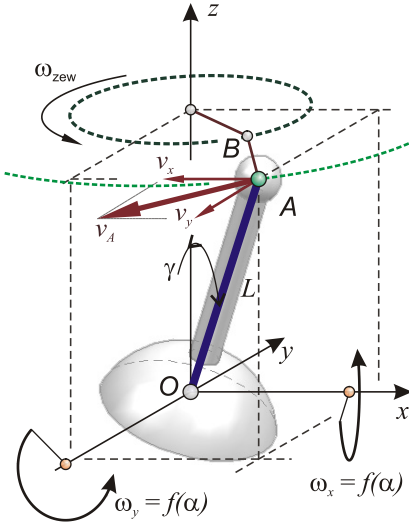
$$\omega_y = \frac{v_x}{L \cdot \cos \gamma}, \quad (3.13)$$

gdzie: ω_x , ω_y – prędkości modelowe ruchu obwiedniowego (rys. 3.13 oraz rys. 3.14); L – umowna długość trzonu stępła; γ – chwilowa wartość wychylenia stępła. Ponieważ, wartość kąta γ przyjmowana w rozważaniach teoretycznych zazwyczaj zawarta jest w wąskim przedziale, tj. od 0° do 3° (a w przypadku większości pras specjalnych – nawet do 2°), to można zapisać, że:

$$\cos \gamma \approx \cos \gamma_{max}. \quad (3.14)$$

Takie uproszczenie nie powoduje większych błędów, a pozwala obliczyć wartości prędkości modelowych

ω_x , ω_y na podstawie funkcji, której postać jest niezależna od wymiarów geometrycznych układu napędowego narzędzia (rys. 3.14). Zatem uwzględniając założenie (3.14) oraz wstawiając zależności (3.10) i (3.11) do wzorów (3.12) i (3.13), uzyskuje się ostateczną postać funkcji służących do wyznaczania prędkości modelowych ω_x i ω_y , mianowicie:



Rys. 3.16. Związek pomiędzy prędkościami modelowymi ruchu obwiedniowego, prędkościami liniowymi punktu A oraz prędkością kątową mimośrodów zewnętrznego – opis w tekście

$$\omega_x(\alpha) = \frac{\pi}{60} \cdot \operatorname{tg} \gamma_{\max} \cdot \omega_{zew} \cdot [-a \cdot \cos(a \cdot \alpha) - \cos \alpha], \quad (3.15)$$

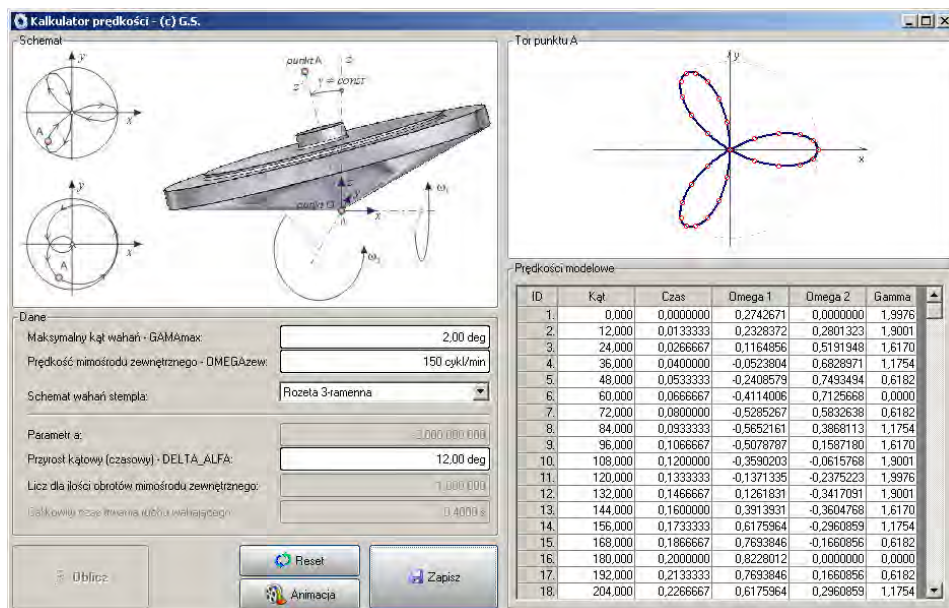
$$\omega_y(\alpha) = \frac{\pi}{60} \cdot \operatorname{tg} \gamma_{\max} \cdot \omega_{zew} \cdot [\sin \alpha + a \cdot \sin(a \cdot \alpha)]. \quad (3.16)$$

Powyższe zależności są matematycznym modelem ruchu obwiedniowego stempla, zgodnie z definicją przedstawioną na rys. 3.13.

Aplikacja „Kalkulator prędkości”

W celu automatyzacji budowy modelu numerycznego dla określonego ruchu obwiedniowego stempla, opracowano i napisano program komputerowy o nazwie „Kalkulator prędkości”. Aplikacja ta jest implementacją modelu matematycznego (3.15) i (3.16), którą wyposażono dodatkowo w narzędzia wspomagające: ustalenie stopnia dyskretyzacji (tj. wybór kroku obliczeniowego $\Delta\alpha$), wartości parametru a (określającego rodzaj ruchu narzędzia) oraz wizualizację rzeczywistego przemieszczania się punktu A po swoim torze. Przykładowy wygląd interfejsu tego programu pokazano na rys. 3.17.

Głównym zadaniem programu jest wygenerowanie danych, które w programie MES (np.: DEFORM-3D) będą użyte do zdefiniowania ruchu stempla. Dane



Rys. 3.17. Przykładowy wygląd interfejsu programu „Kalkulator prędkości”

te są zapisywane na nośniku danych do pliku tekstowego (o formacie ASCII). Są to wartości prędkości modelowych wyrażone w funkcji czasu, które są uporządkowane w tabeli – zgodnie ze specyfikacją programu MES.

Zaletą przedstawianego programu komputerowego, wynikającą bezpośrednio z uniwersalności wzorów (3.15) i (3.16), jest możliwość wygenerowania opisu numerycznego dla wszystkich możliwych wariantów ruchu obwiedniowego. W efekcie tego jest możliwe wykonanie również syntezy charakteru danego rodzaju ruchu narzędzia.

3.6. Modelowanie prasowania obwiedniowego na prasie PXW

Prasowanie obwiedniowe w warunkach rzeczywistych jest realizowane na maszynach specjalnych, tak jak to już wcześniej wspomniano w rozdziale 1.2. Jedną z najpopularniejszych maszyn tego typu, jest prasa z serii PXW [22, 45], którą schematycznie przedstawiono na rys 1.2. Jest to prasa polskiej konstrukcji, produkowana przez już nieistniejącą fabrykę PLASOMAT. Cechą charakterystyczną tej prasy jest zdolność do przeprowadzenia procesu kształtowania wypraski przy użyciu jednego z czterech schematów ruchu obwiedniowego, które również omówiono wcześniej w rozdziale 1.3.

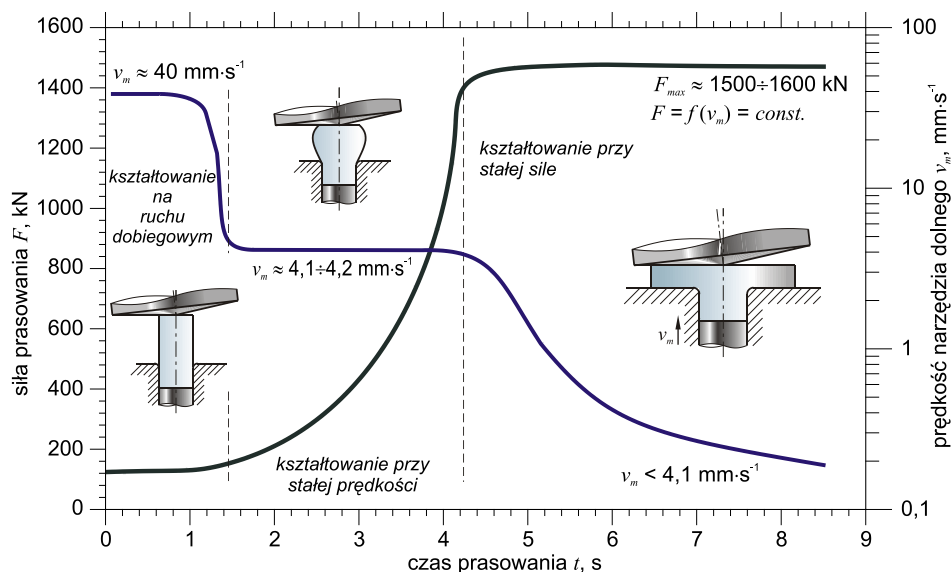
W dalszej części opracowania zostanie scharakteryzowany sposób modelowania numerycznego prasowania obwiedniowego, pod kątem realizacji rzeczywistego procesu na prasie PXW-100A. Jest to maszyna przemysłowa, dostosowana do badań doświadczalnych, która znajduje się na wyposażeniu Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej.

3.6.1. Charakterystyka modelu numerycznego

Model ogólny prasowania obwiedniowego

Schemat obrazujący sposób realizacji procesu prasowania obwiedniowego przedstawiono na rys. 3.18. Pokazuje on typowy przebieg siły prasowania F oraz zmiany prędkości dosuwu v_m narzędzi dolnych dla ogólnego przypadku kształtowania wypraski walcowej. Cechą charakterystyczną prasy z serii PXW jest to, że proces wykonania wypraski przebiega w trzech fazach, mianowicie:

- pozycjonowanie i rozpoczęcie kształtowania wypraski na tzw. dobiegowej prędkości matrycy, przy czym prędkość ta jest co najmniej dziesięciokrotnie większa od normalnej prędkości roboczej v_m ;
- zasadnicze prasowanie obwiedniowe, które jest realizowane przy stałej prędkości dosuwu narzędzi;
- kształtowanie końcowe wypraski oraz jej kalibrowanie, które przebiega przy stałej sile prasowania F ; w tej fazie procesu prędkość suwaka prasy v_m



Rys. 3.18. Schemat przebiegu siły kształtowania wypraski F i zmiany prędkości dosuwu narzędzi dolnych v_m podczas procesu prasowania obwiedniowego na prasie PXW-100A; opis w tekście

jest automatycznie dostosowywana do wartości, która zapewnia spełnienie warunku takiego, że $F \approx const.$

Modelowanie numeryczne prasowania obwiedniowego na prasie PXW sprowadza się do rozpatrzenia tylko dwóch faz procesu, przy czym faza ostatnia jest upraszczana. Powodem jest to, że symulacja MES przy zachowaniu niezmienniej siły kształtowania podczas trwania procesu jest zadaniem bardzo trudnym, wymagającym zdefiniowania adekwatnej funkcji wyrażającej zmianę prędkości v_m w czasie. Zatem najczęściej symulację MES prasowania obwiedniowego wykonuje się według schematu, w którym modeluje się przede wszystkim zasadnicze kształtowanie materiału aż do uzyskania zadanego stopnia odkształcenia wypraski (tj. redukcji jej wysokości). W takich obliczeniach przyjmuje się stałą prędkość dosuwu v_m narzędzi dolnych. Następnie opcjonalnie realizuje się etap kalibracji wyrobu zakładając, że prędkość v_m jest równa zero – tj. ma miejsce kształtowanie powierzchni czołowej wypraski w wyniku ruchu tylko przez narzędzie górne.

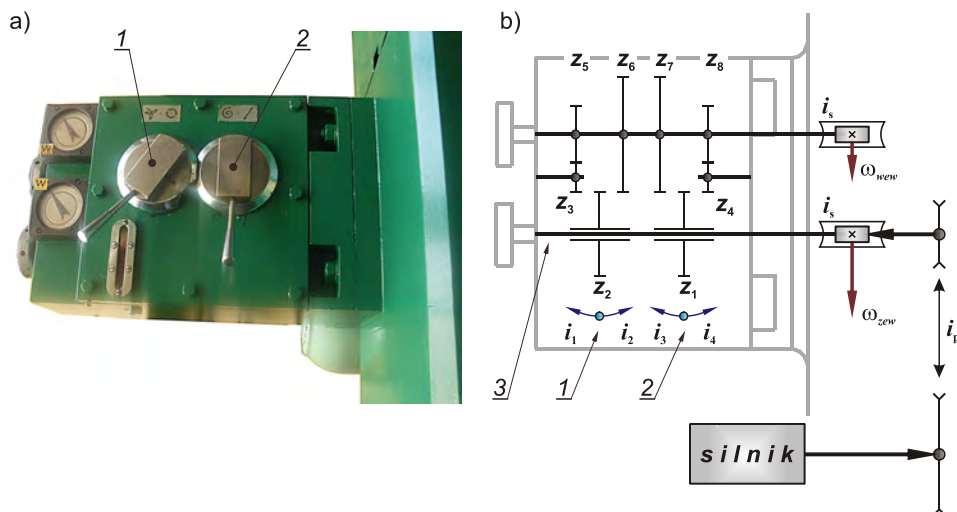
W modelowaniu prasowania obwiedniowego pomija się fazę kształtowania na tzw. „dobieg”. Natomiast faza kształtowania wypraski przy tzw. „stałej sile F ” jest albo całkowicie pomijana w obliczeniach, albo jest upraszczana. W tym drugim przypadku najczęściej przyjmuje się, że prędkości v_m maleje liniowo do

wartości minimalnej (najczęściej ustalonej arbitralnie) z taką intensywnością, aby uzyskać czas prasowania zbliżony do czasu procesu rzeczywistego. Niestety przy takim uproszczeniu nie zawsze udaje się uzyskać efekt „stałej siły F'' ”, a jedynie zapobiega się dalszemu intensywnemu wzrostowi jej wartości. Nie mniej jednak taki zabieg modelowy powoduje przybliżenie wyniku obliczeń do rzeczywistego przebiegu procesu prasowania obwiedniowego.

Model ruchu obwiedniowego stempla

Modelowanie ruchu obwiedniowego stempla w prasie z serii PXW odbywa się w sposób opisany w poprzednim rozdziale 3.5. Zgodnie ze wzorami (3.15) i (3.16) należy podać prędkość kątową mimośrodów zewnętrznego ω_{zew} oraz wartość parametru a , który *de facto* wyraża pośrednio prędkość drugiego mimośrodu. Trzecim parametrem jest maksymalny kąt wychylenia stempla, który dla prasy PXW wynosi $\gamma_{max} = 2^\circ$.

Określenie wartości parametrów ω_{zew} oraz a wymaga przeprowadzenia analizy mechanicznego układu napędowego prasy PXW-100A. Układ mimośrودów jest napędzany przez silnik elektryczny za pośrednictwem przekładni zębatej, którą pokazano na rys. 3.19. Jest ona dodatkowo wyposażona w dwie dźwignie sterujące (oznaczone cyframi 1 i 2) za pośrednictwem których, ustawia się oczekiwany rodzaj ruchu stempla. Dźwignie te mogą przyjmować jedną z trzech



Rys. 3.19. Przekładnia zębata mechanicznego układu napędowego w prasie PXW-100A;
a) widok ogólny, b) schemat mechaniczny – opis w tekście

pozycji – dwie robocze (załączające odpowiednie koła zębate w przekładni) oraz neutralną, przy czym jedna z tych dźwigni musi być ustawiona na pozycji neutralnej.

Silnik elektryczny za pośrednictwem przekładni pasowej (o przełożeniu $i_p = 1:2$ – rys 3.19b) napędza wał główny 3 przekładni zębatej. Na wale tym znajduje się przekładnia ślimakowa (o przełożeniu $i_s = 1:10$), która bezpośrednio wprawia w ruch obrotowy mimośród zewnętrzny. Przyjmując, że silnik obraca się z prędkością $n_s = 3000 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$, to prędkość kątowna tego mimośrodu wynosi $\omega_{zew} = 15,708 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ i jest stała. Zatem uzyskanie odpowiedniego ruchu obwiedniowego narzędzia zależy od względnej prędkości mimośrodu wewnętrzznego. Z uwagi na cechy przekładni zębatej, prędkość kątowna ω_{zew} tego mimośrodu jest nie większa od prędkości ω_{zew} , a kierunek obrotu mimośrodu wewnętrznego może być zgodny lub przeciwny do kierunku mimośrodu zewnętrznego.

Ostateczne zestawienie prędkości kątowych ω_{zew} i ω_{zew} , sposób ich uzyskania (układ kół zębatach) oraz przypisanie ich do odpowiedniego rodzaju ruchu stempla, umieszczono w tabeli 3.6. Dodatkowo autor proponuje wprowadzenie specjalnych identyfikatorów jednoliterowych, które będą określały rodzaj ruchu obwiedniowego wykonywanego przez narzędzie na prasie PXW-100. Identyfikatory te podano również w tabeli 3.6.

Tabela 3.6.

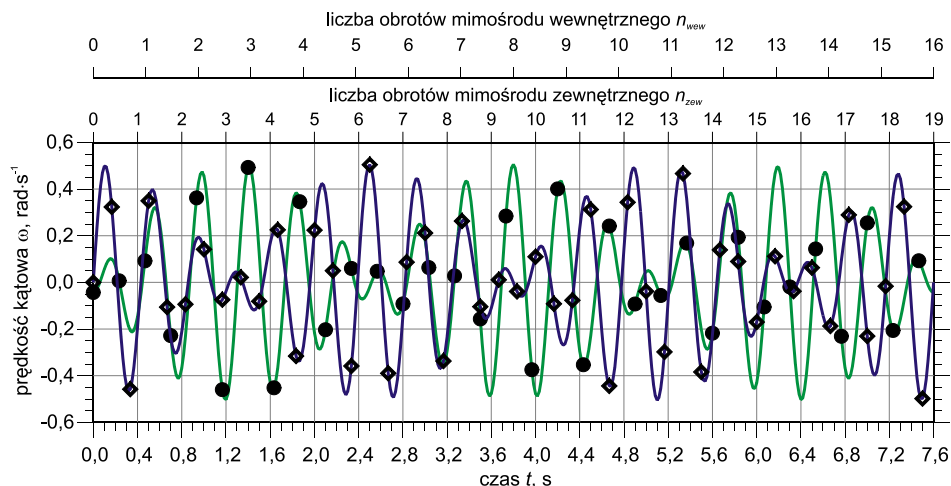
Rodzaje ruchu obwiedniowego stempla dostępne w prasie PXW-100A oraz parametry charakterystyczne, które są używane do budowy modelu numerycznego (ω_{zew} , a)

rodzaj ruchu obwiedniowego oraz umowny symbol identyfikacyjny	przełożenie (rys. 3.19b)	prędkości kątowe mimośródów [rad·s ⁻¹]	parametr <i>a</i>
T ; obwiedniowy tradycyjny (rys. 1.6)	$i_1 = \frac{z_2}{z_3} \cdot \frac{z_3}{z_5} = \frac{32}{32} = 1,000$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{zew} = 15,70796$	1,0
R ; tzw. „po krzywej wielolistnej” (rys. 1.9)	$i_2 = \frac{z_2}{z_6} = \frac{32}{38} = 0,842$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{zew} = -13,22776$	-0,8421
P ; wahający (rys. 1.7)	$i_3 = \frac{z_1}{z_7} = \frac{35}{35} = 1,000$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{zew} = -15,70796$	-1,0
S ; obwiedniowy spiralny (rys. 1.10d)	$i_4 = \frac{z_1}{z_4} \cdot \frac{z_4}{z_8} = \frac{35}{30} = 1,167$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{zew} = 18,32596$	1,16667

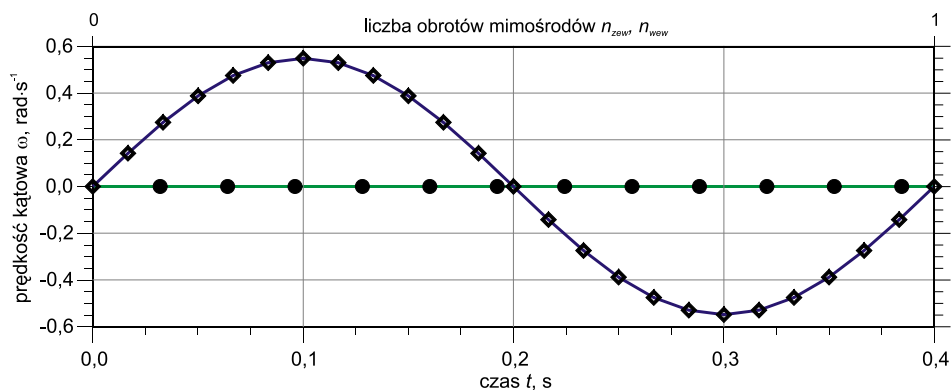
Na kolejnych rysunkach 3.20÷3.22 pokazano w formie graficznej (wykresu) modele numeryczne trzech rodzajów ruchu obwiedniowego stempla – odpowiednio dla ruchu (R), (P) oraz (S), zgodnie z przyjętym sposobem identyfikacji

3. Modelowanie numeryczne procesu prasowania obwiedniowego

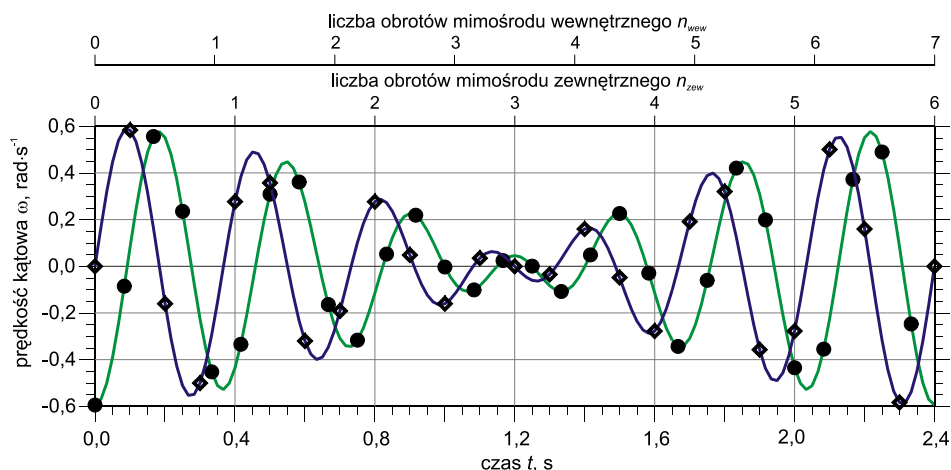
typu ruchu narzędzia dla prasy PXW-100A (tabela 3.6). Wykresy te przedstawiają modelowe prędkości kątowe ω_x i ω_y (3.13) w funkcji czasu. Dodatkowo do wykresów dołączono osie pokazujące ilość wykonywanych obrotów przez mimośród zewnętrzny n_{zew} oraz wewnętrzny n_{wew} . Okazuje się, że tylko podczas



Rys. 3.20. Prędkości kątowe ω_x (symbol ●) i ω_y (symbol ◇) modelujące ruch obwiedniowy planetarny stempla – schemat (R)



Rys. 3.21. Prędkości kątowe ω_x (symbol ●) i ω_y (symbol ◇) modelujące ruch wahający stempla – schemat (P)



Rys. 3.22. Prędkości kątowe ω_x (symbol ●) i ω_y (symbol ◇) modelujące ruch obwiedniowy spiralny stempla – schemat (S)

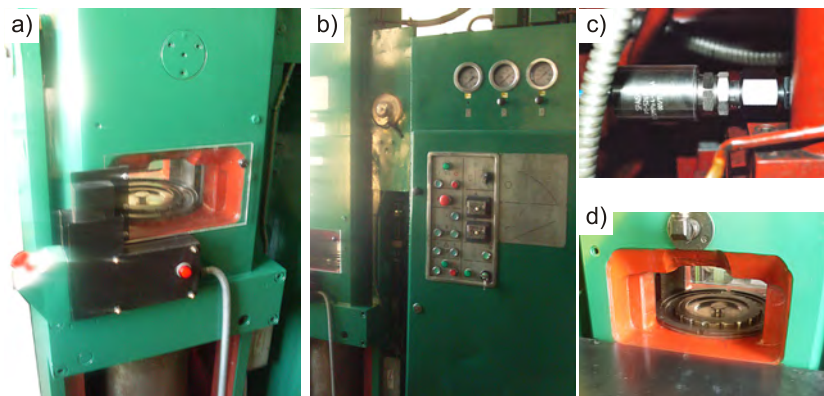
wykonywania przez stempel ruchu (T) i (P), czas trwania jednego pełnego cyku ruchu obwiedniowego pokrywa się z czasem jednego obrotu mimośrodów zewnętrznego. W pozostałych przypadkach ruchu stempla, w czasie trwania jednego pełnego cyku mimośrodów muszą wykonać kilka (kilkanaście) obrotów. Umownie można przyjąć, że czas trwania ruchu (R) odpowiada dziewiętnastu cyklom ruchu obwiedniowego tradycyjnego, natomiast czas trwania ruchu (S) – sześciu cyklom ruchu (T).

3.6.2. Weryfikacja doświadczalna modelu numerycznego

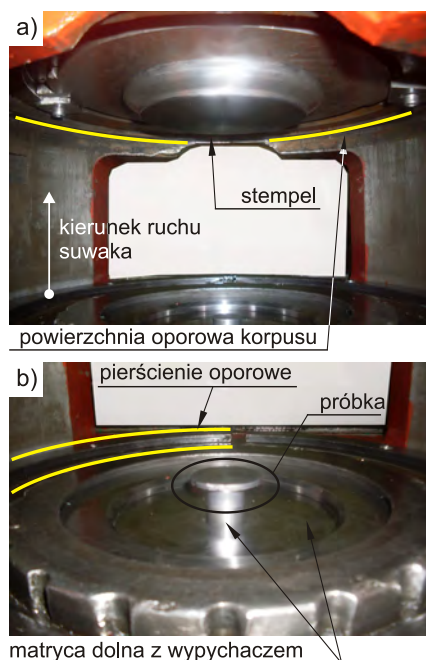
Stanowisko badawcze. Zakres badań doświadczalnych

Celem badań doświadczalnych było zweryfikowanie modelu numerycznego prasowania obwiedniowego wyprasek wykonanych ze stopu aluminium. Badania przeprowadzono przy użyciu prasy specjalnej PXW-100A, której ilustrację ogólną oraz fotografię przestrzeni roboczej zamieszczono na rys. 3.23 oraz rys. 3.24. Nacisk nominalny tej maszyny wynosi 1600 kN, ale ze względu na warunki długotrwałej eksploatacji prasy, optymalna wartość nie powinna przekraczać 1000 kN [22, 45, 46]. Aby umożliwić pomiar siły kształtowania podczas prasowania próbek, prasę tę wyposażono w układ pomiarowy składający się między innymi z przetwornika ciśnienia PT-5261H/32MPa o klasie dokładności 0,6 [69], który podłączono bezpośrednio do hydraulicznego układu zasilania suwaka

3. Modelowanie numeryczne procesu prasowania obwiedniowego



Rys. 3.23. Prasa PXW-100A: a) korpus prasy (w dolnej strefie fotografii widoczny fragment siłownika hydraulicznego suwaka), b) moduł sterująco-kontrolny prasy, c) przetwornik ciśnienia PT-5261H/32MPa (w module sterująco-kontrolnym), d) przestrzeń robocza (widoczna matryca dolna, mocowanie matrycy oraz wypaska ustawiona na wypychaczu)



Rys. 3.24. Przestrzeń robocza prasy PXW-100A; widok w kierunku stemplu (a) oraz widok w kierunku suwaka (b)

prasy (rys. 3.23c). Natomiast uzyskanie wyniku pomiaru, w postaci siły kształtowania w funkcji czasu, zapewnia komputerowy system obsługujący ten przetwornik.

Badania doświadczalne zrealizowano przy następujących założeniach:

- matryca dolna wraz z wypychaczem, na którym spoczywa próbka (rys. 3.23d, rys. 3.24b), dosuwana jest do powierzchni roboczej stemplu (rys. 3.24a) z początkową prędkością dosuwu (tzw. ruchu dobiegowego) suwaka prasy wynoszącą około $43 \div 47 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$;
- zasadnicze kształtowanie próbki jest realizowane z prędkością roboczą na poziomie $4,1 \div 4,2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$;
- po osiągnięciu maksymalnej siły kształtowania, która w przypad-

ku badañ była ustawiona na poziomie 588 ± 24 kN, rozpoczyna siê etap prasowania wypraski, w którym siła jest stała, natomiast prędkość suwaka zmniejsza siê adaptacyjnie do poziomu zapewniającego pokonanie oporu stawianego przez odkształcany materiał;

- kształtowanie wypraski koñczy siê w momencie, kiedy suwak prasy wykona zadaną drogę (kontrolowaną przez pierścienie oporowe i powierzchnię oporową korpusu – rys. 3.24) oraz zakoñczy siê kalibracja powierzchni czołowej wyrobu – tj. nastąpi wyrównanie grubości kołnierza wyrobu; czas kalibracji wynosił ok. $1 \div 3$ sekundy.

Na kolejnym rys. 3.25 pokazano fotografię zestawu narzędzi, które zostały wykonane ze stali w gatunku SW18 ulepszonej cieplnie do twardzości około 60 HRC (oprócz podkładek, które wykonano ze stali konstrukcyjnej). Natomiast na rys. 3.26 zamieszczono ogólny szkic wypraski uzyskanej w trakcie badañ oraz fotografię rzeczywistych wyprasek na tle próbek. W badaniach zastosowano próbki walcowe o początkowej średnicy $d_0 = 20 \pm 0,05$ mm oraz czterech różnych wysokości h_0 , odpowiednio: 28, 34, 38 lub 42 mm, które wykonano z dokładnością $^{+0,00}_{-0,30}$ mm.

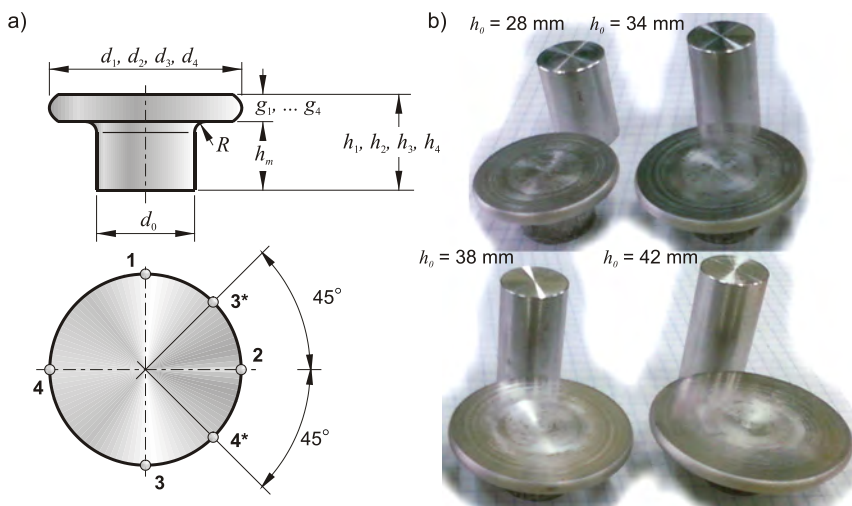
Ponadto przyjęto, że parametrami geometrycznymi opisującymi wypraskę (rys. 3.26a), które mierzono z dokładnością $\pm 0,05$ mm, są:

- wysokość wypraski h_i , gdzie indeks i oznacza numer pomiaru – parametr ten jest mierzony w czterech punktach pomiarowych (1, 2, 3 oraz 4 zgodnie z rys. 3.26a) rozłożonych równomiernie na obwodzie kołnierza wypraski;
- grubość kołnierza g_i , gdzie indeks i ma takie same znaczenie jak w przypadku parametru h_i ;
- średnica kołnierza wypraski d_i , gdzie indeks i oznacza numer pomiaru, przy czym pomiar średnicy jest realizowany zgodnie z punktami 1, 2, 3* oraz 4*, które pokazano na rys. 3.26a.

Średnie odkształcenie rzeczywiste uzyskanej wypraski jest wyrażane w oparciu o zmianę przekroju poprzecznego kołnierza. Takie założenie wynika



Rys. 3.25. Zestaw narzędzi wykorzystanych w badaniach doświadczalnych



Rys. 3.26. Szkic wypraski (a) oraz fotografie rzeczywistych próbek i wypraski (b), gdzie wymiary stałe: $d_0 = 20$ mm – średnica trzonu wypraski; $h_m = 14$ mm – długość trzonu wypraski (zagłębienie w matrycy dolnej zależne od położenia wypychacza); $R = 4$ mm – promień zaokrąglenia; parametry: d_1, d_2, d_3, d_4 – średnica kołnierza wypraski mierzona w punktach pomiarowych 1, 2, 3*, 4*; g_1, g_2, g_3, g_4 oraz h_1, h_2, h_3, h_4 – grubość kołnierza i wysokość wypraski mierzone w punktach pomiarowych 1, 2, 3, 4

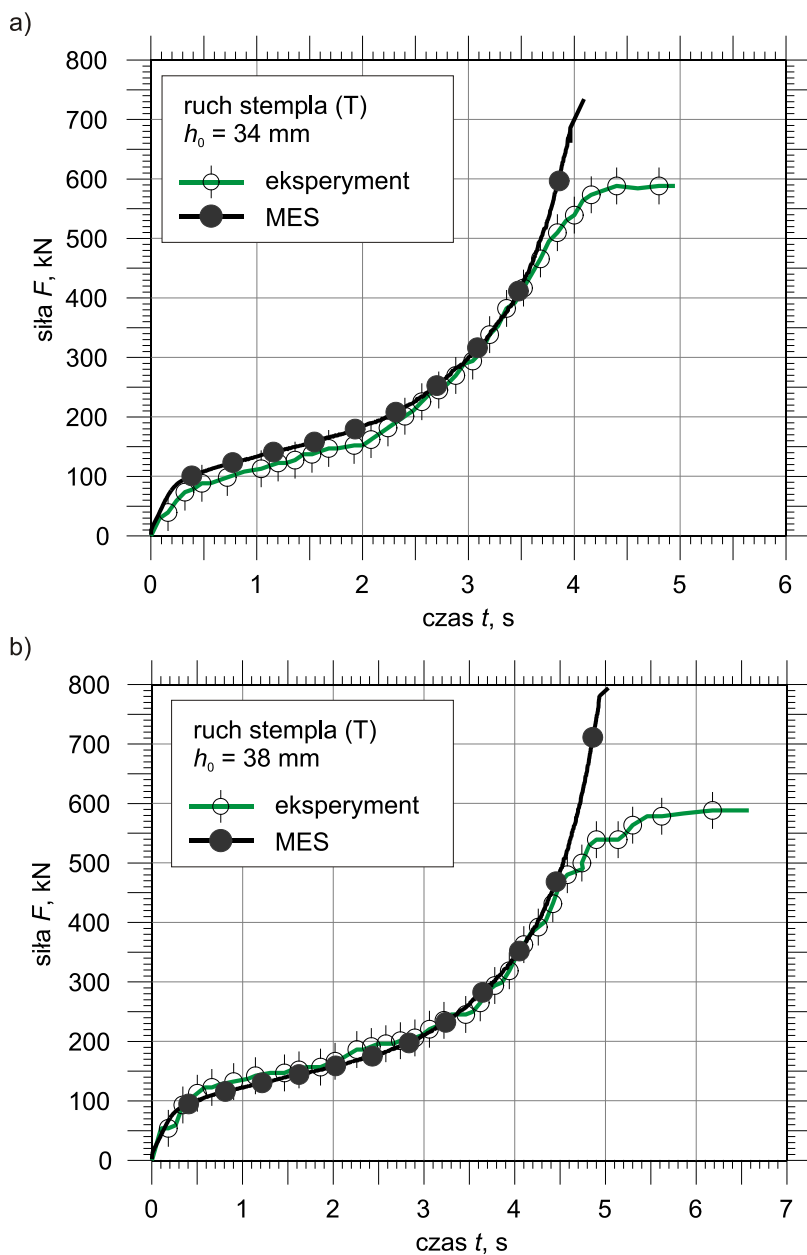
z tego, że tylko w przypadku kształtowania według schematu (T) uzyskuje się wypraskę z kołnierzem, którego przekrój poprzeczny jest dokładnie kołowy. Zatem odkształcenie (gniot rzeczywisty) wynosi:

$$\varphi = \ln\left(\frac{S}{S_0}\right), \quad (3.17)$$

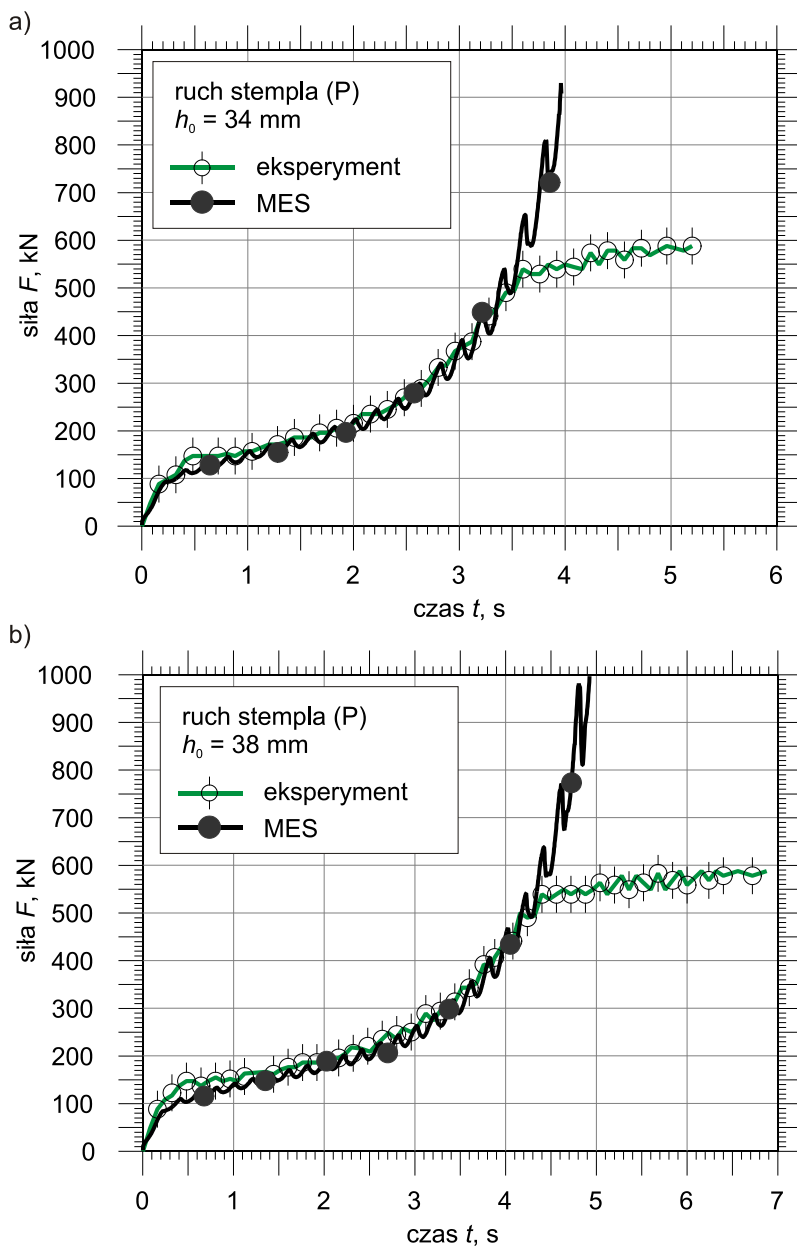
gdzie: S – całkowite pole przekroju poprzecznego kołnierza wypraski, S_0 – pole przekroju poprzecznego próbki, które jest równe polu koła o średnicy d_0 .

Siła kształtowania

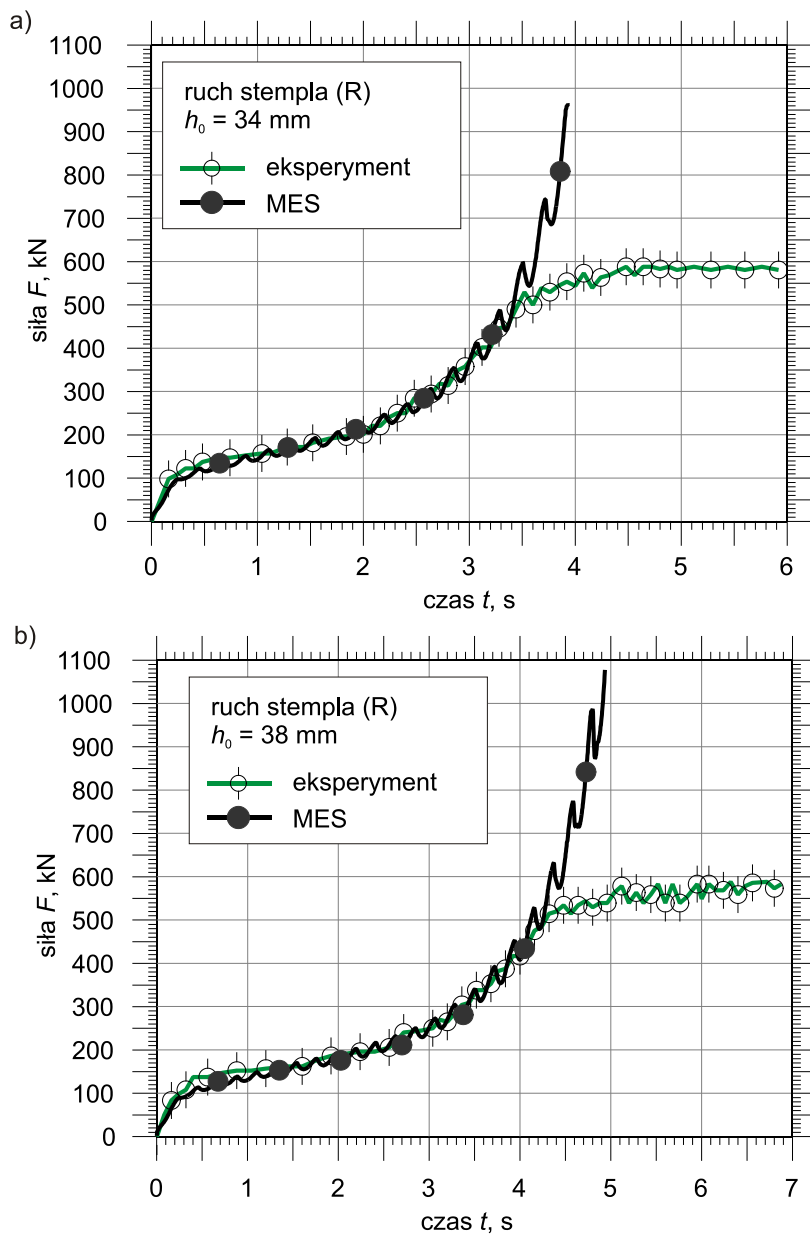
Na rysunkach 3.27÷3.29 przedstawiono porównanie siły kształtowania F obliczonej w MES (przyjmując model numeryczny zgodnie z opisem umieszczonym w poprzednich podrozdziałach) oraz zmierzonej w eksperymencie. Siły te uzyskano podczas prasowania obwiedniowego wypraski cylindrycznej wykonanej ze stopu aluminium AlMgSi w stanie zmięczonym (T42). Pokazane wykresy przedstawiają wyniki uzyskane w próbach prasowania obwiedniowego,



Rys. 3.27. Porównanie sił kształtowania zmierzonej w eksperymencie i obliczonej MES; prasowanie obwiedniowe na prasie PXW-100A według schematu (T)



Rys. 3.28. Porównanie sił kształtowania zmierzonej w eksperymencie i obliczonej MES; prasowanie obwiedniowe na prasie PXW-100A według schematu (P)



Rys. 3.29. Porównanie sił kształtowania zmierzonej w eksperymencie i obliczonej MES; prasowanie obwiedniowe na prasie PXW-100 według schematu (R)

w których stempel wykonywał jeden z trzech rodzajów ruchu obwiedniowego dostępnych na prasie PXW-100A – tj. obwiedniowy tradycyjny (T), wahający (P) lub obwiedniowy planetarny (R). Początkowa wysokość wsadu h_0 wynosiła 34 mm lub 38 mm, a ostateczny kształt wypraski był zgodny z danymi zamieszczonymi na rys 3.26.

Pomiar siły kształtowania wykonano z częstotliwością co 0,08 sekundy przyjmując dokładność na poziomie ± 12 kN. Natomiast symulacja MES została wykonana dla zakresu zasadniczego kształtowania wypraski, pomijając fazę kalibracji oraz fazę prasowania przy stałej sile F . Oznacza to, że przez cały czas symulacji prędkość narzędzi dolnych (tj. matrycy i wypychacza) była stała i wynosiła $v_m = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. Takie uproszczenie numeryczne powoduje, że końcowy fragment przebiegu siły prasowania nie jest zgodny z warunkami eksperymentu – ściślej: siła obliczana wciąż wzrasta. Fragment tego niezgodnego przebiegu siły kształtowania, w porównaniu z całkowitym przebiegiem, jest *de facto* niewielki i stanowi zaledwie 10÷14% całości.

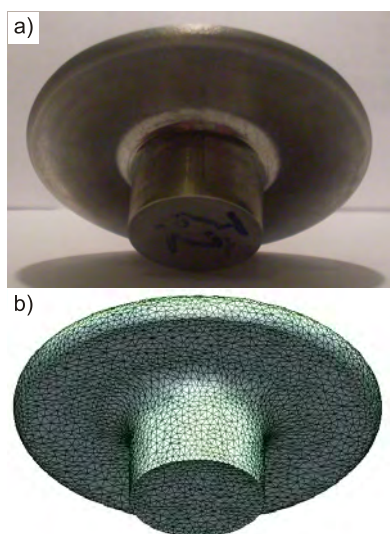
Analizując szczegółowo porównanie sił kształtowania (rys. 3.27 – gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny) można zauważyć, że na etapie prasowania wypraski ze stałą prędkością narzędzi dolnych, obliczona siła jest zgodna z siłą zmierzoną zarówno w zakresie oceny jakościowej, jak i ilościowej. Zaobserwowane miejscowe różnice w wartościach sił są nie większe niż 15÷20 kN, co stanowi maksymalnie 8%. Zważywszy na granicę błędu pomiaru w eksperymencie, podana różnica jest uważana za bardzo dobry wynik [6, 11, 24].

Również w przypadku prasowania, gdzie zastosowano złożony ruch obwiedniowy stempla (rys. 3.28 i rys. 3.29), można zauważyć, że charakterystyczne oscylacyjne zmiany wartości siły zarejestrowano zarówno w eksperymencie, jak i uzyskano w obliczeniach. Amplituda chwilowej zmiany siły kształtowania jest jednak bardziej wyraźna dla symulacji MES.

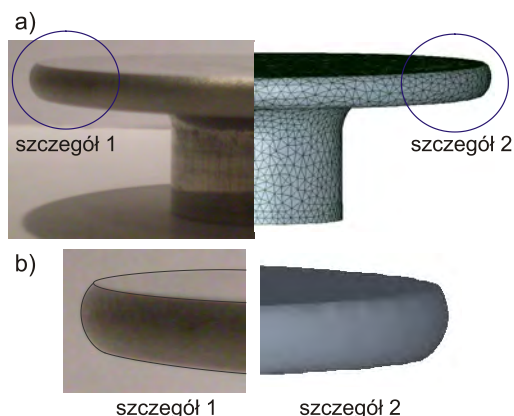
Podsumowując, na podstawie wykonanej weryfikacji doświadczalnej sił kształtowania można stwierdzić, że opracowany model numeryczny prasowania obwiedniowego jest poprawny i zapewnia prawidłowe wykonywanie obliczeń parametrów siłowych.

Kształt i wymiary wypraski

Na rys. 3.30 oraz rys. 3.31 pokazano porównanie jakościowe kształtu wypraski, obliczonej w symulacji MES oraz uzyskanej doświadczalnie na prasie PWX-100A. Wypraska ta została wykonana ze wsadu o początkowej wysokości $h_0 = 42$ mm sposobem **prasowania obwiedniowego tradycyjnego** – tj. według schematu (T). Dla pokazanej próbki rzeczywistej nie stwierdzono występowania na jej powierzchni żadnych pęknięć ani rys. Jej kształt oraz wymiary charakterystyczne, tj. wysokość wypraski h i grubość jej kołnierza g , są w pełni zgodne z oczekiwanymi wynikami.



Rys. 3.30. Widok ogólny na wypraskę uzyskaną w eksperymencie (a) oraz w obliczeniach MES (b); początkowa wysokość $h_0 = 42$ mm a stempel wykonywał ruch wg schematu (T)



Rys. 3.31. Porównanie profilu bocznego wypraski uzyskanej w eksperymencie (a) oraz w obliczeniach MES (b), gdy początkowa wysokość $h_0 = 42$ mm a stempel wykonywał ruch wg schematu (T)

Dokładne zestawienie wyników porównania ilościowego dla wyprasek uzyskanych z próbek o różnej wysokości początkowej h_0 , które były kształtowane metodą prasowania według schematu (T), umieszczono w tabeli 3.7. Porównaniu poddano trzy charakterystyczne wymiary, które są zdefiniowane na rys. 3.1. W tabeli podano uśrednione wartości z pomiaru dla co najmniej trzech próbek oraz odchylenie procentowe Δ dla wyniku obliczonego w symulacji MES. Odchylenie Δ zdefiniowano jako względną różnicę pomiędzy pomiarem doświadczalnym a wynikiem obliczeń numerycznych, mianowicie:

$$\Delta_w = \frac{w_{MES} - w_{eksp}}{w_{eksp}} \cdot 100\%, \quad (3.17)$$

gdzie: w – wymiar charakterystyczny wypraski (tj. wysokość wypraski h_1 , grubość kołnierza g lub średnica kołnierza d_1 – zgodnie z rys. 3.1), w_{MES} – wartość obliczona w symulacji MES, w_{eksp} – wartość zmierzona w eksperymencie.

Tabela 3.7.

Porównanie ilościowe wymiarów wypraski (rys. 3.1) prasowanej obwiedniowo na prasie PXW-100A, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny (T)

Wymiar		Początkowa wysokość próbki h_0 [mm]			
		28	34	38	42
h_1	eksperyment [mm]	17,45	17,85	17,90	17,90
	MES – różnica Δ_h	0,74%	-0,46%	-0,65%	-0,33%
g	eksperyment [mm]	3,70	3,80	3,85	3,90
	MES – różnica Δ_g	-0,95%	-1,38%	-2,73%	-2,63%
d_1	eksperyment [mm]	38,00	45,35	49,15	53,70
	MES – różnica Δ_{d1}	-0,04%	1,11%	2,34%	1,34%

Analiza przedstawionych porównań jakościowych i ilościowych pozwala stwierdzić, że symulacja MES bazująca na wcześniej scharakteryzowanym modelu numerycznym, zapewnia poprawne wyznaczenie kształtu oraz obliczenie wymiarów wypraski. Z weryfikacji doświadczalnej wynika, że obliczone parametry geometryczne wypraski różnią się nie więcej niż 3% od zmierzonych w eksperymencie. Uśredniając wyniki obliczeń dla prasowania obwiedniowego według schematu (T) uzyskuje się zgodności wymiarów na poziomie $\pm 1\%$.

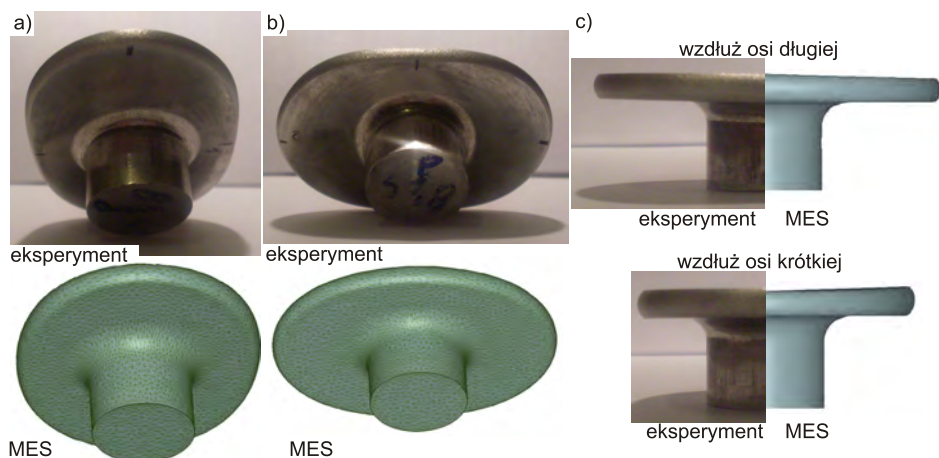
Na podstawie tabeli 3.7 zauważa się, że w większości przypadków obliczona wysokość wypraski h_1 jest mniejsza od zmierzonej w doświadczeniu. Również wyznaczona grubość kołnierza g jest mniejsza niż w przypadku badań eksperymentalnych. Natomiast uzyskana w obliczeniach średnica kołnierza d_1 jest w zasadzie nie mniejsza niż średnica wyprasek rzeczywistych. Ponadto, zgodnie z rys. 3.31b zarys powierzchni bocznej kołnierza wyznaczony w MES jest taki sam, jak w przypadku wyników uzyskanych w badaniach doświadczalnych.

Zatem podsumowując, na podstawie przedstawionej analizy porównawczej pomiędzy obliczeniami MES a wynikami eksperymentalnymi stwierdza się, że model numeryczny prasowania obwiedniowego wg schematu (T) zapewnia uzyskanie wyników, które pozostają w dużej zgodności ilościowej i jakościowej z rezultatami badań doświadczalnych.

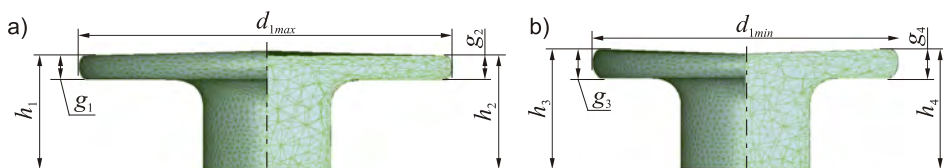
Wykonajmy teraz analizę porównawczą dla prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje **ruch wahający** według schematu (P). Kształt wypraski, obliczony w symulacji MES oraz uzyskany w badaniach doświadczalnych, zamieszczono na rys. 3.32 (zakładając, że początkowa wysokość wsadu $h_0 = 42$ mm). Z rysunku tego wynika, że wypraska uzyskana w obliczeniach numerycznych posiada kształt zbliżony do rzeczywistego w bardzo dużym stopniu. Kołnierz przyjmuje charakterystyczny kształt wydłużony, który jest efektem ukierunkowanego płynięcia materiału w wyniku ruchu wahającego stempla. Na

kolejnym rys. 3.33 pokazano szczegółowo wypraskę w rzucie bocznym, wraz z przekrojem osiowym, na którym dodatkowo umieszczono parametry geometryczne. Ich wartości oraz porównanie z pomiarami doświadczalnymi zestawiono w tabeli 3.8.

Analiza porównawcza wskazuje, że w zadawalającej zgodności pozostaje jedynie wysokość wypraski, gdzie różnice pomiędzy wynikami teoretycznymi i doświadczalnymi nie przekraczają 5%. Zgodność wyników również obserwuje się dla maksymalnej szerokości kołnierza d_{1max} . W tym przypadku odchylenie procentowe Δ_{d1} nie przekracza 1%, co można uznać za bardzo dobry rezultat.



Rys. 3.32. Porównanie jakościowe wypraski obliczonej w symulacji MES i uzyskanej w eksperymencie na prasie PXW-100A, gdy stempel wykonuje ruch wahający (P) oraz wysokość początkowa wsadu $h_0 = 42$ mm; widok ogólny w kierunku osi dłuższej (a) i krótszej (b) oraz widok boczny (c), pokazujący zarys wypraski



Rys. 3.33. Widok i przekrój osiowy wypraski prasowanej wg schematu (P), wraz z wymiarami charakterystycznymi: a) rzut wzdłuż osi dłuższej, b) rzut wzdłuż osi krótszej; gdzie d_1 jest minimalną i maksymalną szerokością kołnierza

Tabela 3.8.

Porównanie ilościowe wymiarów wypraski (rys. 3.33) prasowanej obwiedniowo na prasie PXW-100A, gdy stempel wykonuje ruch wahający (*P*)

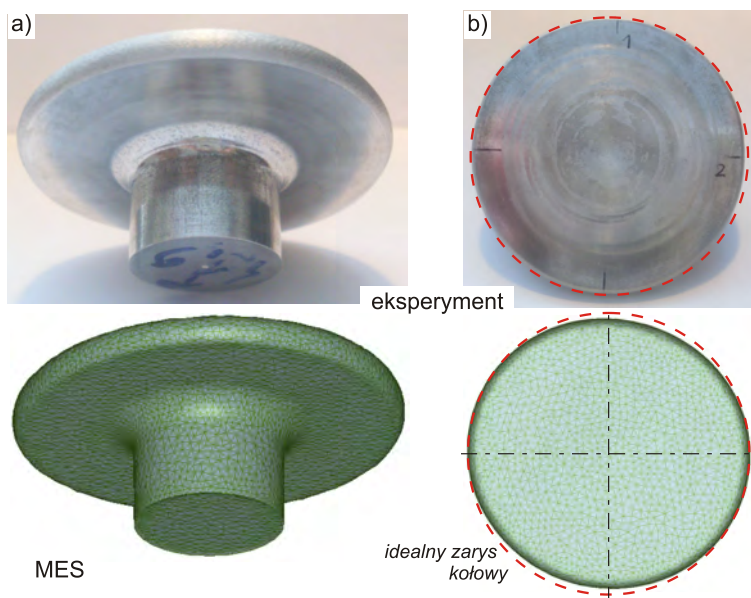
wymiar charak.	zmierzone i obliczone wartości wymiarów charakterystycznych [mm], odchylenie (różnica) procentowe Δ [%] dla wyprasek uzyskanych ze wsadu o różnej wysokości początkowej h_0								
	$h_0 = 34$ mm			$h_0 = 38$ mm			$h_0 = 42$ mm		
	eksp.	MES	Δ	eksp.	MES	Δ	eksp.	MES	Δ
h_1	18,55	17,83	-3,9	18,75	17,85	-4,8	18,60	17,78	-4,4
h_2	18,65	17,75	-4,8	18,65	17,79	-4,6	18,55	17,75	-4,3
h_3	18,60	18,40	-1,1	18,80	18,39	-2,2	18,65	18,42	-1,2
h_4	18,75	18,40	-1,9	18,85	18,45	-2,1	18,70	18,51	-1,0
g_1	4,10	3,81	-7,1	4,45	3,80	-14,6	4,45	3,74	-16,0
g_2	4,30	3,80	-11,6	4,25	3,74	-12,0	4,30	3,75	-12,8
g_3	3,85	4,44	15,3	3,95	4,45	12,7	4,00	4,50	12,5
g_4	4,00	4,44	11,0	4,00	4,47	11,8	4,05	4,51	11,4
d_{1min}	37,35	40,41	8,2	39,65	44,62	12,5	41,60	47,38	13,9
d_{1max}	48,00	48,06	0,1	53,90	53,40	-0,9	58,65	58,39	-0,4

Największe różnice pomiędzy obliczeniami a wynikami eksperymentu dotyczą przede wszystkim grubości kołnierza wypraski. Zgodnie z rys. 3.32c oraz rys. 3.33a, grubość kołnierza g jest stała tylko w strefach leżących na kierunku zgodnym z ruchem wahającym stempla. Jednak obliczona wartość tej grubości jest mniejsza od wartości zmierzonej w doświadczeniu, a różnica oscyluje w przedziale 6÷16%, z tendencją dominacji odchyleń większych. Natomiast zgodnie z rys. 3.32c (widok wzdłuż osi krótkiej) oraz rys. 3.33b, na kierunku prostopadłym do wcześniej wspomnianego, grubość kołnierza wypraski jest zmienna, a kształt tej części jest zdeteminowany przez zarys powierzchni roboczej narzędzia. Obliczona wartość jest większa od wartości rzeczywistej – różnice wynoszą ok. 12÷15%. Mimo to zgodność jakościowa jest zachowana, ponieważ na podstawie wyników doświadczenia zauważono, że rozkład grubości kołnierza w wyprasce wykazuje podobną niejednorodność.

Różnice pomiędzy wynikami zaobserwowano również w przypadku mniejszej szerokości kołnierza d_{1min} . Obliczony ten wymiar jest większy od rzeczywistego, przy czym w rozpatrywanym przypadku prasowania próbki o wysokości początkowej $h_0 = 42$ mm, odchylenie procentowe osiąga poziom aż 14%. Zaobserwowano trend wzrostu różnicy Δd_{1min} wraz ze wzrostem szerokości kołnierza. Natomiast obliczona większa szerokość kołnierza (d_{1max}) jest zgodna z wynikiem eksperymentu.

W przypadku kształtowania wypraski sposobem **prasowania obwiedniowego planetarnego (R)**, różnice pomiędzy wynikami MES a rezultatami eksperymentu są mniejsze niż dla prasowania sposobem (P). Na rys. 3.34 pokazano porównanie jakościowe wypraski uzyskanej ze wsadu o wysokości $h_0 = 42$ mm. Analizując widok ogólny (rys. 3.34a) stwierdza się, że obliczony kształt kołnierza wypraski jest jak najbardziej poprawny. Natomiast na podstawie porównania zarysu poprzecznego kołnierza (rys. 3.34b) zauważono, że zarówno w eksperymencie jak i w symulacji MES nie uzyskano idealnego kształtu okrągłego. Dodatkowo na podstawie oceny jakościowej stwierdzono, że zarys kołnierza wyznaczony w obliczeniach nieznacznie różni się od kształtu uzyskanego w doświadczeniu. Ponadto, we wszystkich rozpatrywanych przypadkach (tj. dla różnych wartości h_0) uzyskiwano kołnierz o kształcie owalnym. Różnica procentowa pomiędzy minimalną, a maksymalną szerokością kołnierza kształtuje się na poziomie $1,5 \div 3,5\%$ w przypadku wyprasek doświadczalnych oraz $3,2 \div 6,4\%$ – dla obliczeń MES.

Dokładne zestawienie wyników porównania ilościowego dla wyprasek uzyskanych z próbek o różnej wysokości początkowej h_0 , które były kształtowane



Rys. 3.34. Porównanie jakościowe wypraski obliczonej w symulacji MES i uzyskanej w eksperymencie na prasie PXW-100A, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy planetarny (R) oraz wysokość początkowa wsadu $h_0 = 42$ mm; widok ogólny (a) oraz na górną powierzchnię kołnierza (c), na którym linią przerywaną pokazano zarys kołowy

metodą prasowania według schematu (R), umieszczono w tabeli 3.9. Porównaniu poddano trzy charakterystyczne wymiary, które są zdefiniowane na rys. 3.1. Podane wartości są średnimi z kilku prób, natomiast różnice procentowe wyznaczono korzystając ze wzoru (3.17).

Tabela 3.9.

Porównanie ilościowe wymiarów wypraski (rys. 3.1) prasowanej obwiedniowo na prasie PXW-100A, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy planetarny (R)

Wymiar		Początkowa wysokość próbki h_0 [mm]			
		28	34	38	42
h_1	eksperyment [mm]	18,03	18,48	18,58	18,51
	MES – różnica Δ_h	–1,05%	–2,88%	–4,00%	–3,74%
g	eksperyment [mm]	3,80	3,91	3,95	3,96
	MES – różnica Δ_g	–0,46%	–3,77%	–4,30%	–3,79%
d_{1sr}	eksperyment [mm]	37,45	44,65	48,90	52,35
	MES – różnica Δ_{d1}	1,38%	2,23%	2,59%	3,11%

Analiza wyników dla wysokości wypraski h wskazuje, że maksymalna różnica pomiędzy wartościami zmierzonymi i obliczonymi nie przekraczała 4%. Natomiast porównanie wartości grubości kołnierza g wykazało, że w symulacji MES uzyskuje się kołnierz o mniejszej grubości niż w rzeczywistym procesie prasowania, przy czym różnice grubości są nie większe niż 4,5%.

Jak wynika z rys. 3.34, umowna średnica (szerokość) kołnierza d_1 nie jest stała. Dlatego zdecydowano się, że w tabeli 3.9 porównaniu poddaje się pewne wartości średnie d_{1sr} (średnia arytmetyczna wszystkich pomiarów zgodnie z rys. 3.26a) oraz procentową różnicę pomiędzy maksymalną wartością szerokości kołnierza d_1 . Na podstawie dokonanych porównań stwierdza się, że wraz ze wzrostem średnicy początkowej wypraski d_0 , różnice pomiędzy rezultatami badań a wynikami obliczeń numerycznych powiększają się, osiągając maksymalną wartość na poziomie ok. 3%.

Podsumowując analizę porównawczą dla wszystkich zaprezentowanych przypadków prasowania obwiedniowego wypraski walcowych stwierdza się ostatecznie, że obliczenia numeryczne w oparciu o zbudowany model MES, zapewniają uzyskanie wyników będących w zadawalającej zgodności ilościowej i jakościowej, w stosunku do rezultatów badań doświadczalnych. Co prawda istnieje możliwość zamodelowania fazy kształtowania przy stałej sile prasowania, ale wymaga to zadania odpowiednich warunków brzegowych, powodujących zwiększenie stopnia trudności symulacji. Obliczenia wykonane przez autora wykazały, że na poziomie modelowania procesu prasowania wypraski o tak

prostym kształcie geometrycznym, dokładność wyników nie wzrasta w stopniu zauważalnym. Z uwagi na przytoczone argumenty, przedstawiony w rozdziale model symulacji numerycznej jest dostateczny i wystarczający. Oczywiście w przypadku badań rozwojowych, wykonywanych dla wyprasek o kształcie złożonym, zastosowanie pełnego sposobu obliczeń (tj. z uwzględnieniem wszystkich faz kształtowania) jest uzasadniony.

4. ZAGADNIENIA STABILNOŚCI I OGRANICZENIA PRASOWANIA OBWIEDNIOWEGO

Pojęcie stabilności w kontekście obróbki plastycznej metali odnosi się do charakteru przebiegu procesu technologicznego. Zatem stabilność prasowania obwiedniowego można zdefiniować jako pewne uwarunkowania decydujące o takim przebiegu kształtowania wypraski, który nie jest zakłócony pojawieniem się żadnych ograniczeń. W technologii tej można wyróżnić wiele rodzajów ograniczeń, które można podzielić ogólnie na błędy (wady) kształtu wyrobu oraz pęknięcia materiału, które mogą powstać w trakcie kształtowania wypraski, szczególnie przy temperaturze kucia na zimno. W dalszej części rozdziału zostaną scharakteryzowane typowe ograniczenia prasowania obwiedniowego. Opis jest uzupełniony wybranymi wynikami prac własnych, które były prezentowane m.in. w publikacjach [54, 56, 58, 61, 64].

4.1. Wady kształtu spowodowane wyboczeniem wypraski

4.1.1. Niewspółosiowość wypraski

Jedną z podstawowych form ograniczenia prasowania obwiedniowego jest wada kształtu wypraski powstała w wyniku wyboczenia wsadu. Zjawisko to polega na niekontrolowanym wygięciu się materiału wsadowego w kierunku promieniowym, przy czym najintensywniejsze niepożądane płynięcie metalu występuje w strefie bliższej powierzchni kontaktu stempla z wypraską. Najczęstszym efektem tej formy utraty stateczności jest uzyskanie wyrobu, w którym powstaje mimośrodowy kołnierz (względem pozostałej, nieodkształconej części wypraski) zazwyczaj o nieregularnym kształcie. Przykład takiego efektu wyboczenia wypraski, kształtowanej sposobem prasowania kołnierza, pokazano schematycznie na rys. 4.1.

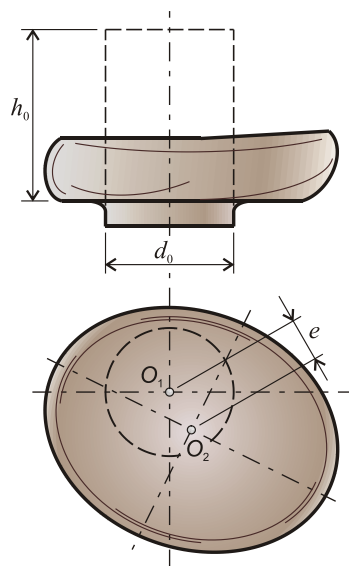
Jednym z powodów wystąpienia tej wady jest niepoprawne ustawienie wsadu na narzędziu dolnym. Często zdarza się, że dodatkowo materiał wsadowy jest przygotowany niedokładnie (tj. już posiada błędy kształtu). W celu wyeliminowania tego czynnika, należy zapewnić właściwe prowadzenie wsadu, albo w matrycy dolnej, albo (rzadziej) we wgłębieniu stempla.

Drugim istotnym czynnikiem determinującym wyboczenie wsadu jest przekroczenie dopuszczalnej smukłości. Wiadomo, że graniczna smukłość wsadu w obróbce plastycznej dla procesów spęczania wynosi:

$$\left(\frac{h_0}{d_0}\right)_{gr} = 2,5 , \quad (4.1)$$

gdzie: h_0 – wysokość wsadu w części swobodnej, d_0 – średnica wsadu (rys. 4.1).

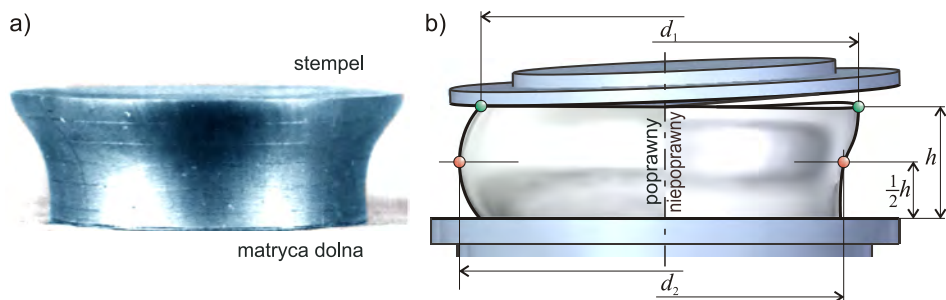
Podczas prasowania obwiedniowego może się okazać, że dla danego przypadku smukłość graniczna będzie mniejsza od wartości podanej we wzorze (4.1). Powodem obniżenia smukłości granicznej jest przede wszystkim niekorzystny układ parametrów procesu prasowania, z punktu widzenia wyboczenia materiału. Uważa się, że niesymetryczne obciążenie spęczanego wsadu powoduje odpowiednie pomniejszenie granicznej smukłości. Przykładowo R. Szyndler [71] podaje, że taka forma utraty stateczności może pojawić się już przy smukłości nieznacznie większej od jedności. Najczęstszym sposobem wyeliminowania tego czynnika jest, albo zmniejszenie wysokości swobodnej wsadu lub zwiększenie względnej prędkości dosuwu matrycy dolnej (tj. względem prędkości wahanía stempla). Wzrost wartości tej prędkości powoduje zwiększenie powierzchni kontaktu stempel-wyraska. Zatem pośrednio minimalizuje się efekt niesymetrycznego obciążenia wsadu.



Rys. 4.1. Mimośrodowość kołnierza względem nieodkształconej części wyraski, jako efekt zjawiska wyboczenia materiału wsadowego, gdzie: h_0 – swobodna wysokość wsadu, d_0 – średnica wsadu, e – parametr określający mimośrodowość

4.1.2. Utrata stateczności kształtu wyraski

Szczególnym przypadkiem wyboczenia wsadu podczas prasowania obwiedniowego jest tzw. **utrata stateczności kształtu wyraski** [56, 61]. Wada ta objawia się tym, że podczas kształtowania wyrobu następuje zwiększenie intensywności płynięcia materiału w kierunku promieniowym, ale tylko w obszarze górnej strefy wyraski – tj. w sąsiedztwie powierzchni kontaktu ze stemplem. Efektem tego zjawiska jest przybranie przez górną część wyraski niekorzystnego kształtu, przypominającego odwrócony stożek ścięty. Pozostała część wyraski (tj. od strony matrycy dolnej) przyjmuje kształt w przybliżeniu walcowy. Przykład tego ograniczenia pokazano na rys. 4.2a. W literaturze specjalistycznej, np. [28, 30, 71] zjawisko to jest również nazywane jako tzw. „*mushroom effect*”.



Rys. 4.2. Przykład zjawiska utraty stateczności kształtu wypraski: a) wypraska rzeczywista [30], b) schemat przedstawiający kształt wypraski poprawny (lewa strona) oraz niepoprawny (prawa strona) wraz z wymiarami służącymi do ilościowej oceny kształtu wyrobu

Uważa się, że głównym powodem wystąpienia tego ograniczenia jest niekorzystny stan naprężenia i odkształcenia, jaki panuje w wyprasce. Jest on wywołany miejscowym naciskiem stempla na kształtowany materiał [29, 30, 61, 71]. Dlatego też, taka forma wyboczenia spotykana jest głównie w procesach prasowania obwiedniowego. G. Liu [30] oraz R. Szyndler [71] uważają, że utrata stateczności kształtu wypraski występuje wtedy, gdy smukłość wsadu (h_0/d_0) wynosi co najmniej $0,5 \div 1,0$. Natomiast badania własne wykazały, że wystąpienie tego ograniczenia jest zależne przede wszystkim od parametrów procesu, takich jak kąt wahania stempla γ oraz względna prędkość dosuwu narzędzi dolnych v_m . Przykładowo, podczas kształtowania wypraski na prasie PXW-100A, gdy smukłość wsadu przekracza wartość 1,0 [58÷65], nie obserwuje się tej formy wyboczenia – co ewidentnie świadczy, że prędkość v_m jest parametrem determinującym to zjawisko.

Do ilościowego opisu zjawiska utraty stateczności kształtu wypraski stosuje się wskaźnik ζ , który jest zdefiniowany w następujący sposób [61, 62]:

$$\zeta = \frac{(d_1 - d_2)}{d_2}, \quad (4.2)$$

gdzie oznaczenia są zgodne z rys. 4.2b, przy czym d_2 jest średnicą mniejszej podstawy „stożka”, natomiast wymiar d_1 – większej podstawy. Parametr d_1 jest jednocześnie największą średnicą wypraski. Zaleca się [61], aby średnicę środkową d_2 mierzyć dokładnie w połowie wysokości h swobodnej części wypraski.

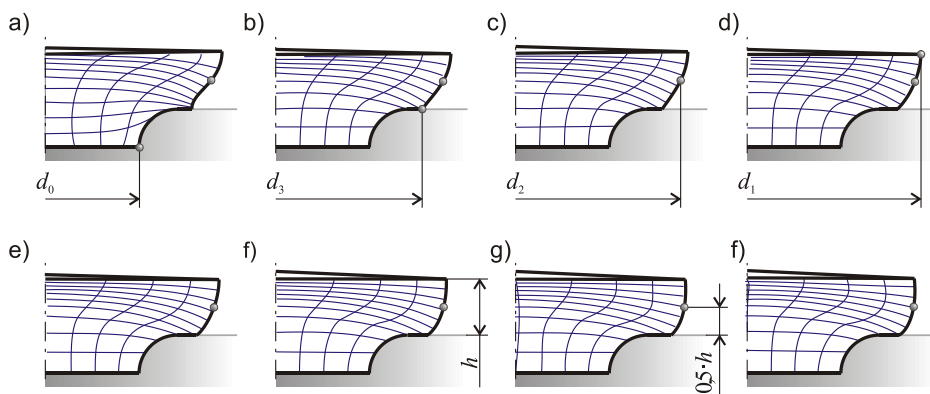
Przyjmuje się, że wartość wskaźnika ζ większa od zera wyraża ilościowo stopień utraty stateczności kształtu wypraski (rys. 4.2b – prawa strona). Wartość

wskaźnika $\zeta = 0$ jest jednoznaczna z przyjęciem przez wypraskę kształtu zbliżonego do idealnie walcowego. Natomiast wartość wskaźnika ζ mniejsza od zera oznacza, że kształt wyrobu jest „beczulkowaty” (rys. 4.2b – lewa strona), co jest traktowane za zjawisko poprawne.

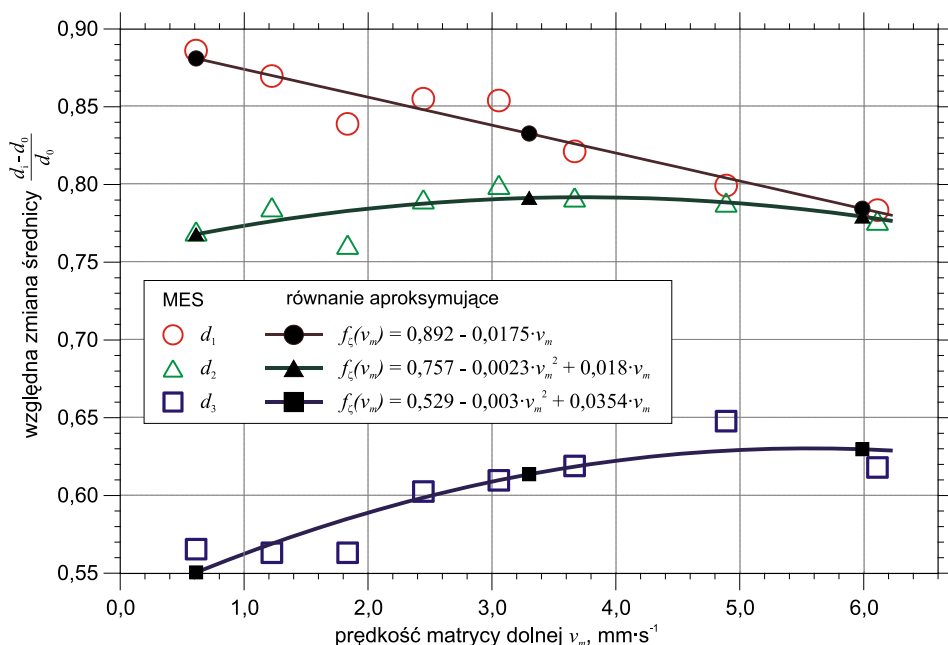
W dalszej części rozdziału zostaną przedstawione wyniki badań własnych, które częściowo były publikowane w pracach specjalistycznych, np. [61, 62]. Obejmują one analizę numeryczną wykonania wypraski ze stopu AlMgSi pod kątem stabilności jej kształtu. Wymiary początkowe wsadu wynosiły $d_0 = 10$ mm oraz $h_0 = 12$ mm, natomiast symulację MES wykonano przy założeniu, że prędkość ruchu obwiedniowego stempla jest zdeterminowana przez mimośród zewnętrzny obracający się z prędkością $\omega_{zew} = 150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$, natomiast prędkość matrycy dolnej v_m (wyrażona jako droga na jednostkę czasu) jest stała i przyjmuje wartość z przedziału $0,5 \div 6,0 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$. Zastosowany model numeryczny procesu prasowania obwiedniowego szczegółowo omówiono w rozdziale 3.

Ruch stempla obwiedniowy tradycyjny

Zarys kształtu wypraski uzyskanej w prasowaniu obwiedniowym przy różnej prędkości v_m dosuwu matrycy dolnej, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny, pokazano na rys. 4.3 [61]. Przedstawiono na nim również zdeformowaną siatkę koordynacyjną, którą naniesiono na środkowy przekrój osiowy wypraski. Natomiast na kolejnym rys. 4.4 zamieszczono zależność względnych średnic charakterystycznych od prędkości matrycy v_m .



Rys. 4.3. Przekrój osiowy reprezentujący ostateczny kształt wypraski wraz z zdeformowaną siatką koordynacyjną [61], gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny z prędkością $\omega = 150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$, a prędkość matrycy dolnej v_m [$\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$] wynosi odpowiednio:
a) 0,62; b) 1,25; c) 1,87; d) 2,50; e) 3,12; f) 3,75; g) 5,00; h) 6,25



Rys. 4.4. Względna zmiana średnic charakterystycznych wypraski w funkcji prędkości matrycy dolnej v_m – dotyczy procesu prasowania przedstawionego na rys. 4.3

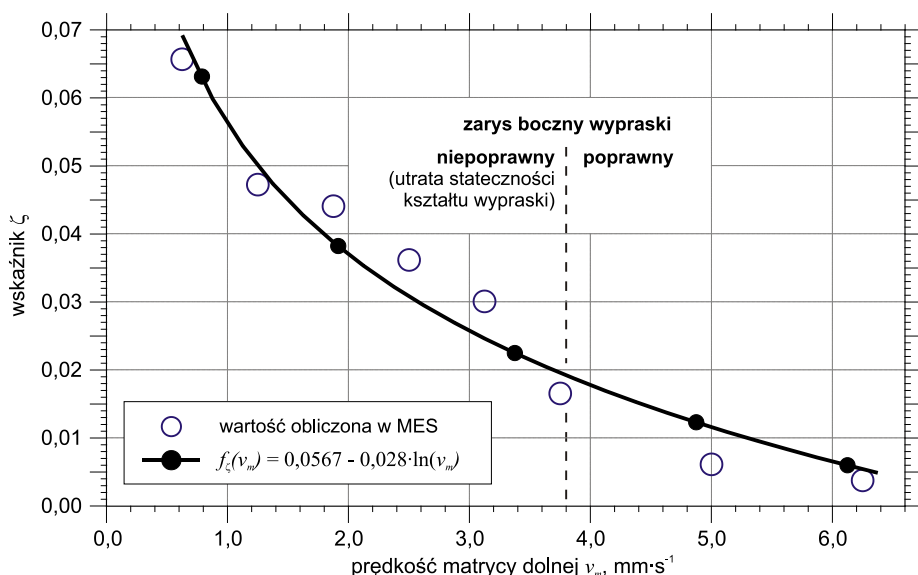
Deformacja siatki koordynacyjnej obrazuje sposób odkształcania wypraski. Można zauważyć, że zarówno charakter płynięcia metalu, jak i ostateczny zarys przekroju osiowego wypraski, silnie zależy od zmiany wartości prędkości v_m . Jeżeli prędkość dosuwu matrycy dolnej v_m wynosi co najmniej 3,80 mm·s⁻¹, to zarys wypraski w przekroju osiowym przyjmuje kształt uznawany za poprawny. Średnica środkowa wypraski d_2 osiąga maksimum, a różnica pomiędzy średnicami d_1 oraz d_2 jest bardzo mała. Natomiast średnica d_3 jest mniejsza od wspomnianych średnic o ok. 25%, a dalsze zwiększanie prędkości v_m nie powoduje zachwiania powstałej równowagi w proporcjach tych średnic. Można uznać, że stabilny charakter procesu kształtowania wypraski występuje przy prędkości matrycy v_m co najmniej 4,0 mm·s⁻¹ – jest to prędkość względna (dosuw matrycy) wynosząca nie mniej niż 1,5 mm na jeden obrót stempla (cykl ruchu obwiedniowego). Przy tej prędkości v_m , proces kształtowania wypraski nie wykazuje czułości na zmianę v_m .

W przypadku prasowania wypraski, gdy prędkość v_m znajduje się w przedziale 1,25÷3,75 mm·s⁻¹, zarys boczny wyrobu zaczyna przyjmować kształt

mniej korzystny. Średnice charakterystyczne wyrobu spełniają warunek taki, że $d_1 > d_2 > d_3$. Zatem, wypraska w części górnej przyjmuje postać odwróconego stożka. Ilościowe wyrażenie zjawiska utraty stateczności kształtu wypraski dla analizowanego przypadku przedstawiono w formie wykresu na rys. 4.5 [61]. Z niego wynika, że jeżeli wskaźnik ζ jest mniejszy od wartości 0,02, to zarys boczny wypraski jest traktowany jako poprawny. Na podstawie uzyskanych wyników symulacji MES uzyskano zależność (4.3), która wyraża intensywność omawianego niekorzystnego zjawiska w funkcji prędkości narzędzia dolnego v_m . Wartość wyznaczona ze wzoru (4.3) jest tożsama ze wskaźnikiem ζ [61].

$$f_{\zeta}(v_m) = 0,0567 - 0,028 \cdot \ln(v_m). \quad (4.3)$$

Jeżeli prędkość v_m jest mniejsza od $1,20 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, następuje niebezpieczna intensyfikacja zjawiska utraty stateczności kształtu wypraski. W okolicy średnicy d_3 obserwuje się duży gradient odkształcenia materiału w kierunku promieniomym, co prowadzi do niekorzystnego „załamania” zarysu bocznego wypraski. Efektem tego zjawiska jest powstawanie zaprasowań, które zostanie scharakteryzowane w dalszej części rozdziału.

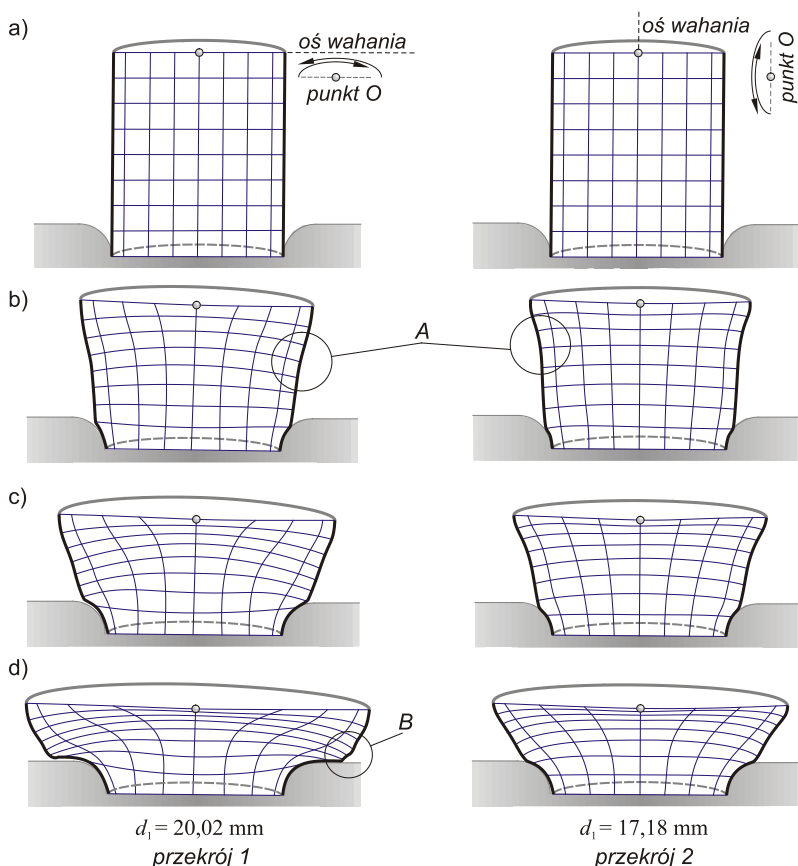


Rys. 4.5. Zmiana wartości wskaźnika ζ opisującego ilościowo intensywność utraty stateczności kształtu wypraski w funkcji prędkości matrycy dolnej v_m , gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny [61]

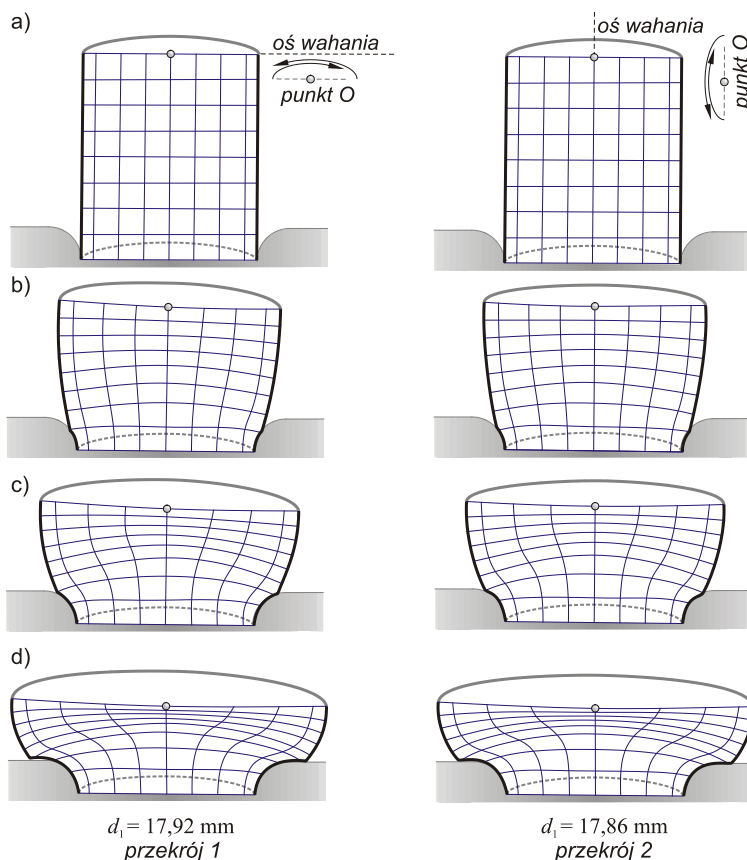
Ruch stempla wahający

Na rys. 4.6 oraz 4.7 pokazano przykładowe wyniki analizy procesu prasowania obwiedniowego pod kątem utraty stateczności kształtu wypraski, gdy stempel wykonuje ruch wahający. Prędkość wahanía stempla jest w ten sposób dobrana, aby czas jego cyklu był taki sam jak czas obrotu stempla wykonującego ruch obwiedniowy tradycyjny.

Na dwa wzajemnie ortogonalne przekroje osiowe wypraski naniesiono siatkę koordynacyjną. Przekroje te oznaczono jako przekrój 1 oraz 2, przy czym przekrój pierwszy pokrywa się z kierunkiem wahanía stempla. Z przedstawionych



Rys. 4.6. Przekroje osiowe wypraski wraz z odkształconą siatką koordynacyjną; gdzie stempel wykonuje ruch wahający, a prędkość matrycy dolnej $v_m = 0,625 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,
zawansowanie procesu: a) 0%, b) 50%, c) 75%, d) 100% (czas procesu $t = 11,2 \text{ s}$);
szczegóły A i B – opis w tekście



Rys. 4.7. Przekroje osiowe wypraski wraz z odkształconą siatką koordynacyjną; gdzie stempel wykonuje ruch wahający, a prędkość matrycy dolnej $v_m = 3,75 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, zawiązanie procesu: a) 0%, b) 52%, c) 76%, d) 100% (czas procesu $t = 1,9 \text{ s}$)

rezultatów obliczeń numerycznych wynika, że zmniejszenie wartości prędkości matrycy dolnej v_m powoduje intensyfikację dwóch zjawisk. Pierwszym zjawiskiem jest omawiana utrata stateczności kształtu wypraski, które w zasadzie przebiega w sposób identyczny jak w przypadku prasowania obwiedniowego tradycyjnego. Stąd wniosek, że zmiana charakteru wahanía stempla nie wpływa istotnie na charakter zmiany zarysu bocznego wypraski. Przy bardzo małych prędkościach matrycy dolnej v_m (rys. 4.6) oprócz powstawania niewielkiego zaprasowania – szczegół B, może również wystąpić ograniczenie procesu kształtowania w postaci wklęsłości powierzchni bocznej wypraski – szczegół A. Na-

tomiast podczas prasowania z dostatecznie dużą prędkością v_m (rys. 4.7) płynięcie materiału oraz kształt zarysu bocznego wypraski jest poprawny.

Innym zjawiskiem, które zależy od prędkości v_m jest owalizacja powierzchni czołowej wypraski. W przypadku przedstawionym na rys. 4.6 zaobserwowano, że szerokość wypraski d_1 w kierunku zgodnym z wahaniem stempla jest zdecydowanie większa od szerokości mierzonej w kierunku prostopadłym. Zatem, można wnioskować, że prasowanie obwiedniowe z prędkością matrycy dolnej $v_m > 3,8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, nie tylko eliminuje efekt utraty stateczności kształtu wypraski, ale również (w przypadku ruchu wahającego stempla) zapewnia minimalizację owalizacji zarysu poprzecznego wypraski.

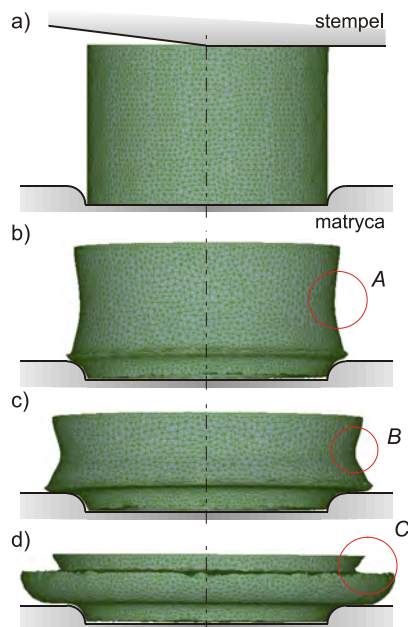
4.1.3. Zaprasowanie obwodowe

Ważnym ograniczeniem procesu prasowania obwiedniowego jest powstanie zaprasowań na obwodowej powierzchni wypraski. Zazwyczaj wada ta jest efektem końcowym wyboczenia wsadu, a powodem zaprasowania są źle dobrane parametry procesu.

Na rys. 4.8 pokazano kolejne etapy kształtowania wypraski cylindrycznej. Proces był realizowany przy założeniach, że stempel wychylony o kąt $\gamma = 4^\circ$ wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny, a matryca dolna jest dosuwana z prędkością względną v_m wynoszącą $0,35 \text{ mm}$ na jeden pełny obrót stempla. Okazuje się, że dla tego przypadku wartości tych dwóch parametrów są niekorzystne i powodują dużą koncentrację nacisku na zbyt małej powierzchni wyrobu. Efektem tego jest pożądanym sposobem płynięcia materiału.

Pierwszą fazą tworzenia się zaprasowania jest powstawanie w środkowej części wsadu wklęsłej powierzchni bocznej – szczegół A zaznaczony na rys. 4.8b. Dalsze spęczanie wsadu powoduje kontynuowanie tworzenia się wady powierzchni (rys. 4.8c), co w ostateczności prowadzi do zaprasowania wklęsłej części wypraski i powstania fałdy (rys. 4.8d).

Dodatkowym niekorzystnym zjawiskiem, które często towarzyszy temu ograniczeniu podczas prasowania obwie-



Rys. 4.8. Kolejne etapy kształtowania wypraski oraz formowanie się zaprasowania – szczegóły A, B, C; opis w tekście

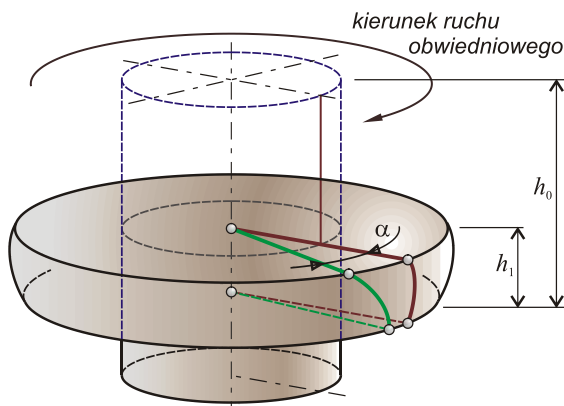
dniowego jest intensyfikacja promieniowego pólnięcia materiału w pobliżu powierzchni matrycy dolnej. Powstaje wyraźne zgrubienie materiału w formie „kołnierza”, które jest miejscem pojawienia się dodatkowych zaprasowań oraz pęknięć obwodowych.

Według literatury specjalistycznej, np. [46, 56, 61, 71], omawiana wada wyrobu jest dość często spotykana podczas kształtowania wyprasek o złożonym kształcie sposobem prasowania obrzeża (rys. 1.3e). W takiej sytuacji zaleca się zwiększenie średnicy materiału wsadowego lub zmianę sposobu prasowania – np. na metodę wyciskania współbieżnego.

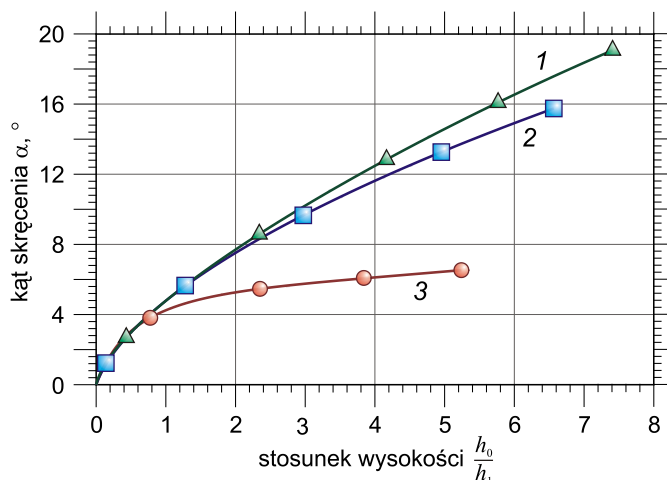
4.2. Skręcenie wypraski

Zjawisko skręcenia wypraski jest powiązane z ruchem obwiedniowym stempla. Zgodnie z analizą literatury specjalistycznej, np. [1, 6, 18, 29, 44, 71], skręcanie wypraski obserwuje się przeważnie podczas procesu spęczania, gdy narzędzie wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny lub spiralny. W takich warunkach materiał odkształca się zarówno w kierunku promieniowym, jak i obwodowym – a efektem takiego pólnięcia jest przede wszystkim zwiększenie średnicy wyrobu. Okazuje się, że intensyfikacja obwodowego pólnięcia materiału w górnej części wypraski (tj. przy powierzchni kontaktu stempel-wypraska) może wywoływać skręcenie powierzchni czołowej wypraski względem powierzchni dolnej (spoczywającej na matrycy) o pewien kąt α (rys. 4.9).

Kąt o jaki nastąpi skręcenie wypraski zależy głównie od stopnia odkształcenia, nacisku wywieranego przez narzędzia oraz od tarcia na powierzchni kontaktu stempla z materiałem prasowanym. Na rys. 4.10 pokazano zależność kąta skręcenia α od wartości siły kształtowania oraz od średniego stopnia odkształcenia wypraski. Wykres ten dotyczy przypadku prasowania obwiedniowego tradycyjnego, w którym powierzchnia kontaktu stempel-wypraska nie była dostatecznie smarowana [31]. Zmniejszenie



Rys. 4.9. Zjawisko skręcenia wypraski, gdzie:
 α – kąt skręcenia, h_0 – wysokość początkowa swobodnej części wsadu, h_1 – końcowa wysokość odkształconej części wypraski



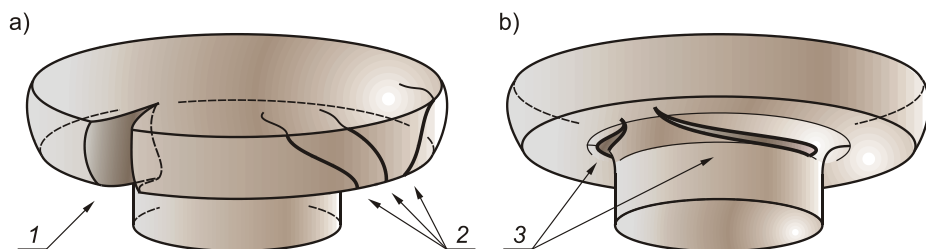
Rys. 4.10. Zależność kąta α skręcenia wypraski od średniego stopnia odkształcenia oraz siły kształtowania, która wynosi 600 kN (linia 1), 400 kN (linia 2) oraz 200 kN (linia 3) [31]

siły prasowania oraz stosowanie smarowania, obniżającego współczynnik tarcia, przyczyniają się do minimalizacji zjawiska skręcenia wypraski. Ponadto stwierdza się, że zastosowanie wsadu o dostatecznie dużej średnicy początkowej powoduje obniżenie wysokości początkowej h_0 , a w efekcie tego, zgodnie z rys. 4.10, osiąga się również zmniejszenie kąta skręcenia α . Znaczące ograniczenie zjawiska skręcenia wypraski jest uzyskiwane przy dużym nacisku na materiał, wywoływanym przez narzędzia.

4.3. Utrata spójności materiału

4.3.1. Pęknięcia w wyprasce

W przypadku procesu prasowania obwiedniowego, realizowanego w warunkach kształtowania na zimno, ważnym ograniczeniem jest utrata spójności materiału. Przyczyną pojawiania się pęknięć w wyprasce jest zarówno niekorzystny stan naprężenia, jak i utrata zapasu plastyczności metalu. Dlatego też, proces ten powinien być realizowany przy możliwie najmniejszym stopniu odkształcenia oraz z zastosowaniem takiego sposobu kształtowania, który pozytywnie wpływa na stan naprężenia w wyprasce.



Rys. 4.11. Typowe rodzaje utraty spójności materiału występujące w wyprasce: 1 – pęknięcie typu „rozwarcie”, 2 – pęknięcie obwodowe (poślizgowe), 3 – pęknięcie u nasady kołnierza; gdzie: a) widok od strony stempla, b) widok od strony matrycy dolnej

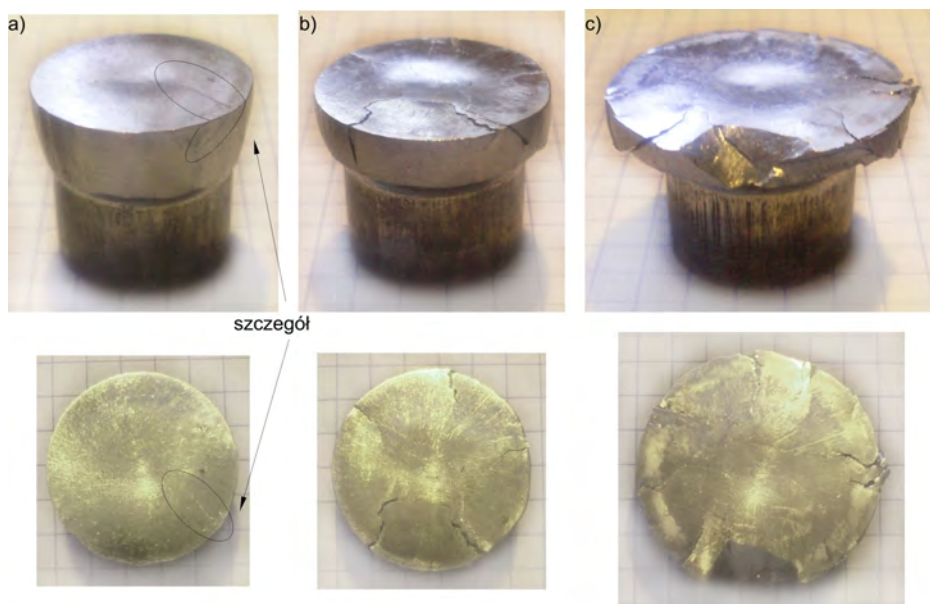
Na rys. 4.11 pokazano schematycznie najczęstsze postacie pęknięć, które powstają w wyprasce. Zatem w zależności od charakteru utraty spójności materiału, wyróżnia się następujące odmiany pęknięć [31, 40, 47, 77]:

- pęknięcie obwodowe (2 – rys. 4.11a), nazywane również pęknięciami poślizgowymi – pojawiają się one na bocznej powierzchni swobodnej wypraski i są skutkiem niekorzystnego schematu naprężeń; zazwyczaj linia pęknięcia nachylona jest pod kątem 45° do osi wypraski – świadczy to, że utrata spójności ma charakter poślizgowy, ponieważ linia pęknięcia zawarta jest w płaszczyźnie największych naprężeń tnących [42, 63];
- pęknięcie typu „rozwarcie” (1 – rys. 4.11a) – występuje na bocznej powierzchni swobodnej wypraski, przy czym linia pęknięcia jest zazwyczaj równoległa do osi wyrobu; powodem jego wystąpienia są przede wszystkim wady materiałowe wsadu, np. występujące zakucia, pęknięcia, wtrącenia niemetaliczne oraz niekorzystna struktura spowodowana np. nieprawidłową wstępną obróbką cieplną; pęknięcia typu „rozwarcie” mogą powstać również w miejscach uprzednich pęknięć poślizgowych, gdy proces spęczniania wypraski jest nadal kontynuowany;
- pęknięcie u nasady kołnierza wypraski (3 – rys. 4.11b) – jest ono wynikiem nieprawidłowego zaprojektowania procesu prasowania obwiedniowego i występuje najczęściej, gdy wypraska jest kształtowana sposobem prasowania obrzeża; bezpośrednią przyczyną pojawienia się omawianego pęknięcia wypraski jest niekorzystny stan naprężenia – zmiana sposobu kształtowania i/lub zwiększenie promienia zaokrąglenia w tym miejscu z reguły jest wystarczającym zabiegiem prewencyjnym.

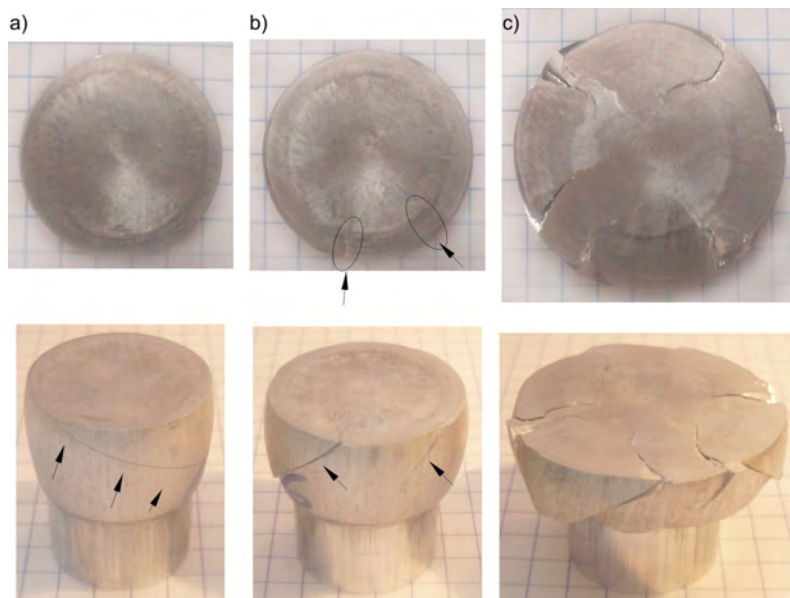
Zjawisko pęknięcia w procesie kształtowania stopu AlCu4MgSi

W dalszej części opracowania zostaną zaprezentowane wyniki badań własnych [64], dotyczących prasowania obwiedniowego wyprasek wykonanych ze stopu aluminium AlCu4MgSi. Badania doświadczalne zrealizowano przy założeniu, że próbki walcowe o średnicy początkowej $d_0 = 20$ mm i wysokości h_0 wynoszącej 24, 28, 34 lub 38 mm ($\pm 0,05$ mm) są kształtowane na prasie PXW-100A według schematu (T) – tj. zgodnie z opisem zamieszczonym w rozdziale 3.6. Efektem końcowym badań jest rozpoznanie zagadnienia utraty spójności materiału oraz określenie zakresu dopuszczalnych odkształceń.

Fotografie przedstawiające wypraski, które uzyskano w ramach badań doświadczalnych, zamieszczono na rys. 4.12 oraz rys. 4.13. Pokazano na nich postać wyrobu dla trzech wybranych faz kształtowania oraz zaznaczono miejsca pojawienia się pęknięć. Wypraski te otrzymano z próbek, o początkowej wysokości h_0 wynoszącej odpowiednio 24 oraz 34 mm, które były w stanie T42 – tj. uzyskany u producenta poprzez wykonanie obróbki cieplnej polegającej na przesycaniu i starzeniu naturalnym [11, 72]. Na podstawie uzyskanych wyników



Rys. 4.12. Widok boczny oraz widok na powierzchnię górną kołnierza przedstawiający kształt wyprasek o początkowej wysokości $h_0 = 24$ mm wykonanych ze stopu AlCu4MgSi w stanie T42, w których pojawiły się pęknięcia obwodowe; uzyskany gniot rzeczywisty φ wynosi: a) 0,33; b) 0,46; c) 0,85



Rys. 4.13. Widok boczny oraz widok na powierzchnię górną kołnierza przedstawiający kształt wyprasek o początkowej wysokości $h_0 = 34$ mm wykonanych ze stopu AlCu4MgSi w stanie T42, w których pojawiły się pęknięcia obwodowe; uzyskany gníot rzeczywisty ϕ wynosi: a) 0,37; b) 0,55; c) 1,04

pierwszej części badań prasowania obwiedniowego stopu aluminium AlCu4MgSi (będącego w stanie naturalnym – T42) stwierdza się, że:

- w pierwszej kolejności pojawiają się pęknięcia obwodowe w kołnierzu wypraski (szczegół zaznaczony na rys. 4.12a, rys. 4.13a) już przy odkształceniu średnim na poziomie $\phi = 0,3$ – obliczonym na podstawie wzoru (3.17);
- pęknięcia powstają w pierwszej kolejności na swobodnej powierzchni bocznej spęczanej części wsadu, przyjmując postać charakterystycznych rys nachylonych pod kątem 45° do osi głównej próbki i rozchodzących się spiralnie wokół jej obwodu – rys. 4.13a;
- pęknięcia obwodowe w kołnierzu powiększają się poprzez progresję nieliniową (co jest związane z ruchem obwiedniowym narzędzia) po powierzchni czołowej wypraski w kierunku promieniowym ku osi środkowej; dalsze odkształcanie wypraski doprowadza w ostateczności do „kruszenia” materiału – tak jak to przedstawiono na rysunku 4.12c oraz rysunku 4.13c; należy podkreślić, że ta forma utraty spójności materiału nie może być utożsamiana z pękaniem typu „rozwarcie”.

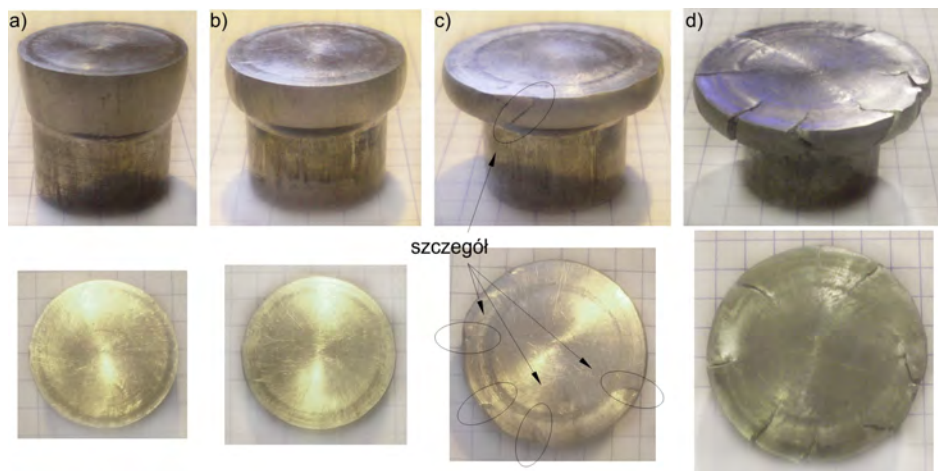
4. Zagadnienia stabilności i ograniczenia prasowania obwiedniowego

Zakres eksperymentu obejmował również wykonanie prób prasowania obwiedniowego z użyciem materiału wsadowego wstępnie obrobionego cieplnie. Warunki realizacji procesu kształtowania wyprasek były identyczne jak w części opisanej wcześniej. Natomiast sposób przygotowania próbek polegał na poddaniu ich albo wyżarzaniu częściowemu lub przesycaniu. Obróbkę cieplną wykonano przy użyciu pieca elektrycznego z automatycznym sterowaniem parametrów grzewczych. Dodatkowo, próbki były umieszczone w specjalnie przygotowanych szczelnych pojemnikach – zapewniło to skuteczne odizolowanie wsadu od atmosfery pieca elektrycznego. Ponadto takie rozwiązanie pozwoliło zrezygnować z substancji (np. kąpieli solnych lub gazów ochronnych), które są kosztowne i szkodliwe dla środowiska naturalnego [64].

Podstawowym celem przeprowadzenia wyżarzania częściowego było usunięcie naprężeń wewnętrznych w materiale, ale z pominięciem celowego polepszania jego własności plastycznych. Oczekiwano uzyskania struktury stopu, która byłaby mało korzystna z punktu widzenia jego kształtowania na zimno. Obróbka cieplna polegała na tym, że wsad wygrzewano przez czas 55^{+5} minut przy temperaturze 380 ± 10 °C, a następnie schładzano go na powietrzu. Po upływie 20 minut, tak przygotowane próbki poddano prasowaniu obwiedniowemu na prasie PXW-100A.

Obróbka cieplna przesycania, z pominięciem starzenia, miała na celu wprowadzenie materiału próbki w stan przejściowy **W** (zmiękczony). Przesycanie polegało na wygrzaniu wsadu w temperaturze 495^{+5} °C przez czas 35^{+10} minut. Po zabiegu tym, próbki były hartowane w wodzie o temperaturze w zakresie $15 \div 35$ °C, co pozwoliło na uzyskanie efektu zamrożenia struktury [64]. Ponieważ ten stan materiału jest niestabilny, a po upływie określonego czasu, jego własności plastyczne pogarszają się, niezwłocznie wykonano próby prasowania obwiedniowego. Wybór procesu przesycania, zamiast wyżarzania całkowitego był podyktowany dwoma czynnikami. Po pierwsze, obróbka przesycania jest mniej czasochłonna, po drugie – po zakończeniu obróbki plastycznej własności wytrzymałościowe wypraski wstępnie obrobionej cieplnie polepszają się samoczynnie (w stosunkowo krótkim czasie).

Wybrane wyniki eksperymentu pokazano na rys. 4.14. Przedstawia on kolejne fazy kształtowania wypraski, która była poddana obróbce wyżarzania częściowego. Pierwsze pęknięcia w wyprasce pojawiły się dopiero, gdy średnie odkształcenia ϕ (3.17) przekroczyły wartość około 0,70. Sposób przebiegu linii pęknięcia (rys. 4.14c) sugeruje, że przyczyna utraty spójności jest taka, jak w przypadku pęknięć obwodowych. Jednakże dalsza analiza progresji pęknięcia doprowadza w ostateczności do stwierdzenia, że kontynuowanie odkształcania próbki doprowadza do pojawienia się w wyprasce pęknięć typu „rozwarcie”. Stąd wniosek, że likwidacja naprężeń własnych (efekt obróbki cieplnej) może spowodować zwiększenie odkształceń granicznych nawet dwukrotnie. Niestety



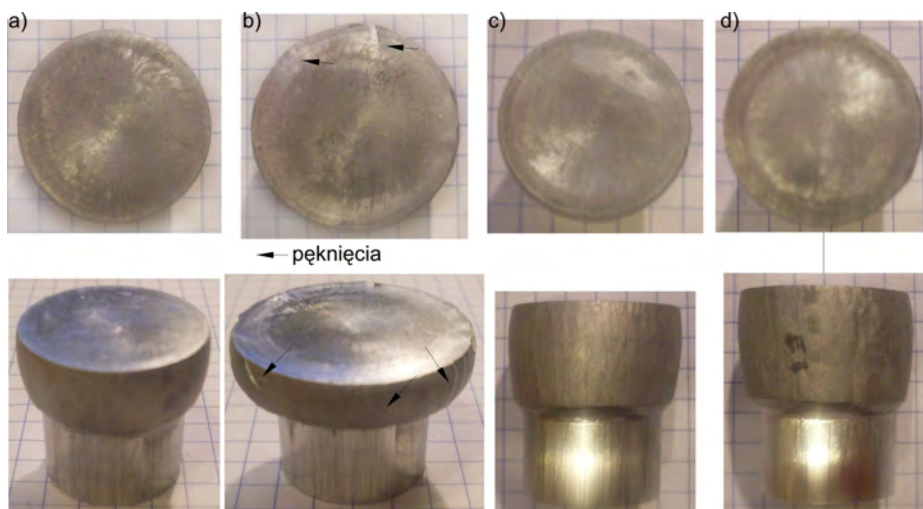
Rys. 4.14. Widok boczny oraz widok na powierzchnię górną kołnierza, przedstawiający kształt wypasek o początkowej wysokości $h_0 = 24$ mm, wykonanych ze stopu AlCu4MgSi w stanie wyżarzonym częściowo; zaznaczone rysy (pęknięcia poślizgowe) są zarodkami pęknięć typu „rozwarcie”; uzyskany gniot rzeczywisty ϕ wynosi: a) 0,31; b) 0,45; c) 0,81; d) 1,00

struktura materiału jaka została uzyskana w wyniku tej obróbki cieplnej, ewidentnie sprzyja powstawaniu pęknięć typu „rozwarcie”. Ponadto z badań wynika, że zaobserwowany rodzaj utraty spójności materiału jest poprzedzany odkształceniami plastycznymi i ma charakter pęknięcia wiązkiego [42, 64, 77].

Kształt wypasek, które uzyskano z próbek będących w stanie przesyconym przedstawiono na rys. 4.15. Fotografie reprezentują kształt w wybranym stadium odkształcenia, gdy jeszcze nie zaobserwowano pęknięć w materiale (z wyjątkiem rys. 4.14b), przy czym poszczególne wypaski uzyskano z próbek mających różne wysokości początkowe h_0 .

Na podstawie rezultatów badań doświadczalnych stwierdza się, że obróbka cieplna przesycań powoduje, iż maksymalne odkształcenie średnie ϕ wypaski (jaki można uzyskać w prasowaniu obwiedniowym) nie przekracza wartości 0,50 – jest to wynik zdecydowanie poniżej oczekiwań. Zaobserwowano również, że już po osiągnięciu odkształcenia $\phi \approx 0,45$ na powierzchni bocznej kołnierza mogą pojawić się pierwsze, płytkie pęknięcia (takie jak pokazano na rys. 3.13a). Oznacza to, że rozpatrywana obróbka cieplna nie gwarantuje polepszenia plastyczności materiału – jednakże warto wspomnieć, że w żadnej wypasce nie zaobserwowano zjawiska „kruszenia” materiału.

4. Zagadnienia stabilności i ograniczenia prasowania obwiedniowego



Rys. 4.15. Widok boczny oraz widok na powierzchnię górną kołnierza przedstawiający kształt wyprasek o początkowej wysokości $h_0 = 24$ mm wykonanych ze stopu AlCu4MgSi w stanie przesyconym; wysokość początkowa i chwilowy gniot rzeczywisty wynoszą:
a) $h_0 = 28$ mm, $\varphi = 0,48$; b) $h_0 = 28$ mm, $\varphi = 0,83$; c) $h_0 = 34$ mm, $\varphi = 0,44$;
d) $h_0 = 38$ mm, $\varphi = 0,51$

Ocenę zdolności stopu aluminium AlCu4MgSi do prasowania obwiedniowego na zimno, w formie podsumowania wyników eksperymentu, przedstawiono w sposób symboliczny w tabeli 4.1.

Tabela 4.1.

Ocena wyprasek wykonanych ze stopu AlCu4MgSi pod kątem uzyskania maksymalnego stopnia odkształcenia bez pojawienia się pęknięć [64]

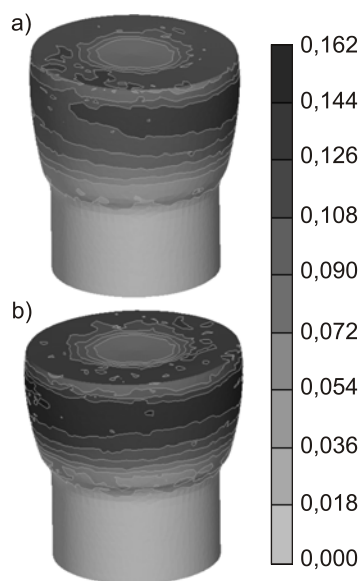
stan	średni rzeczywisty gniot φ (3.17)					
	0,25	0,30	0,40	0,50	0,65	0,85
T42	0	1, 2	2	2	2, 3	3
-m (wyżarzony częściowo)	0	0	0	0	0, 1	1, 2
-W (przesycony, niestabilny)	0	0	0, 1	0, 1	1, 2	1, 2
0 – brak pęknięć, 1 – płytkie pęknięcia obwodowe na ścianie bocznej, 2 – pęknięcia obwodowe na obrzeżu kołnierza rozchodzące się promieniowo na powierzchni górnej wypraski, 3 – pęknięcia obwodowe lub typu „rozwarcie” doprowadzające do kruchości materiału						

Zestawienie tabelaryczne oceny wyprasek wykazuje, że pojawienie się określonej postaci pęknięć w materiale jest uzależnione od stanu materiału oraz wartości średniego odkształcenia (gniotu) ϕ – wyznaczonego w oparciu o zależność (3.17). Zaproponowaną klasyfikację pęknięć oparto na podziale ich na trzy klasy: pęknięcia obwodowe płytkie (1), występujące tylko na powierzchni bocznej wypraski, pęknięcia obwodowe kołnierza (2) rozchodzące się promieniowo ku osi wypraski oraz pęknięcia obwodowe lub typu „rozwarcie” (3), powodujące utratę spójności materiału w formie „kruszenia” kołnierza. Podsumowując stwierdza się, że stan materiału (szczególnie zaliczanego do stopów trudno odkształcalnych) wpływa znacząco na charakter pęknięcia.

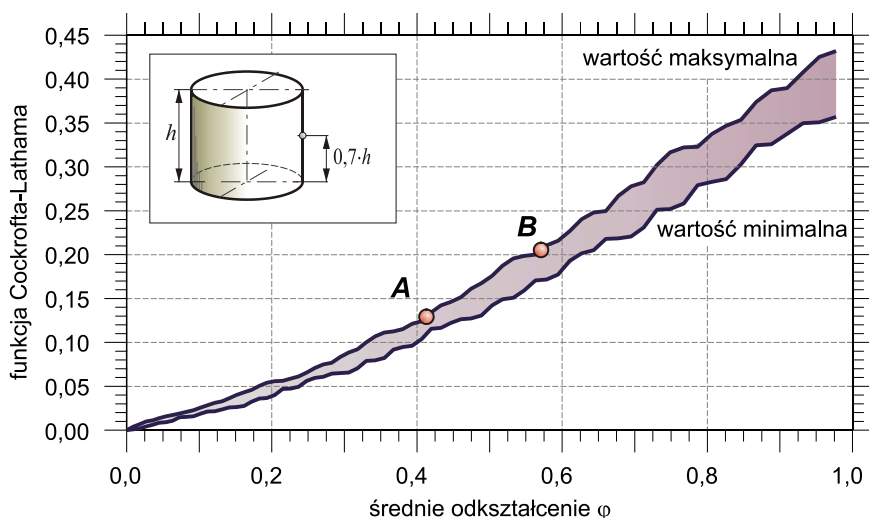
Analiza numeryczna pod kątem utraty spójności materiału

W ramach badań teoretyczno-doświadczalnych przeprowadzono również analizę numeryczną procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego wypraski wykonanej ze stopu AlCu4MgSi. Symulację MES wykonano zgodnie z założeniami podanymi w rozdziale 3.2, przy czym do modelowania pęknięć w wyprasce zastosowano sposób I (opisany w rozdziale 3.4.1) – dla przypomnienia, według tego sposobu w obliczeniach jedynie wyznacza się rozkład funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama, zgodnie ze wzorem (3.34). W symulacji numerycznej zastosowano wsad o wymiarach początkowych $\varnothing 20 \times 34$ mm.

W pierwszej kolejności, wyniki analizy teoretycznej skonfrontowano z rezultatami badań doświadczalnych, które przybliżono w poprzedniej części niniejszego podrozdziału. Celem porównania było określenie krytycznej wartości C_{CL} (funkcji Cockrofta-Lathama), przy której pojawiają się pęknięcia w materiale. Na rys. 4.16 umieszczono przykładowe wyniki obliczeń numerycznych, które przedstawiają rozkład obliczonej funkcji (3.34) na powierzchni wypraski. Maksymalne wartości zlokalizowane są na powierzchni bocznej wypraski oraz na zewnętrznym obwodzie powierzchni kontaktu wyrobu ze stem-



Rys. 4.16. Rozkład funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama obliczony w symulacji MES [64]; średnie odkształcenie ϕ wynosi: a) 0,43; b) 0,52



Rys. 4.17. Uzyskany w obliczeniach MES przebieg zmiany wartości funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama zmierzonej na powierzchni bocznej kołnierza; punkty A i B reprezentują moment pojawienia się określonego rodzaju pęknięć w rzeczywistych wypraskach [64]

plem. Tak określona strefa ekstremalnych wartości C_{CL} pokrywa się z obszarem wypraski, w którym pojawiły się pęknięcia materiału (rys. 4.13a, rys. 4.15c). Na kolejnym rys. 4.17 umieszczono wykres, który przedstawia zmianę maksymalnych wartości funkcji zniszczenia w funkcji zmiany średniego odkształcenia ϕ (3.17) wypraski. Wartości te mierzono w środkowej strefie powierzchni bocznej wypraski. Zaznaczone na wykresie linie minimalnych i maksymalnych wartości funkcji zniszczenia określają zakres wartości zmierzonych na obwodzie wypraski dla aktualnej fazy prasowania.

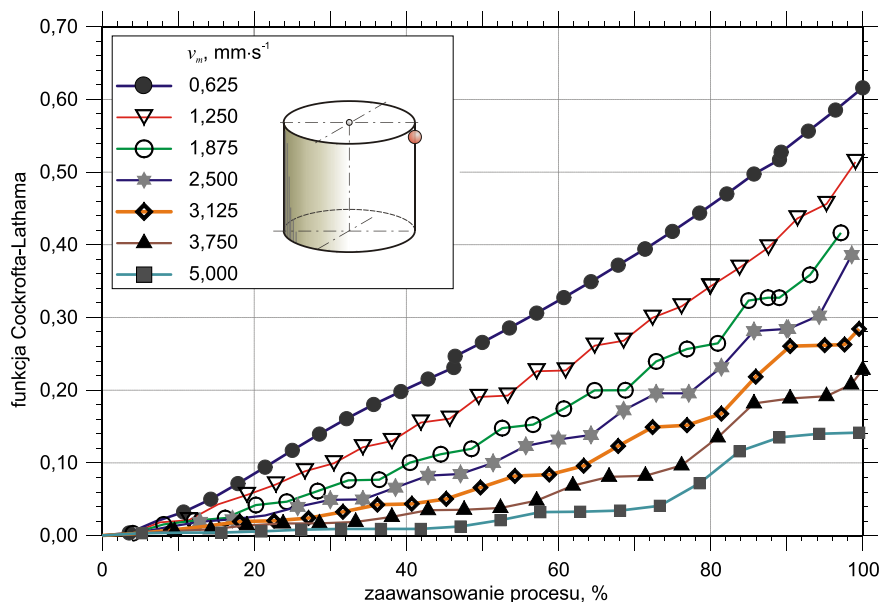
Osiągnięcie pierwszej granicznej wartości funkcji zniszczenia jest jednoznaczne z prawdopodobnym pojawieniem się ogniska pęknięć. Zatem porównując wyniki obliczeń MES z rezultatami eksperymentu przyjmuje, że na rys. 4.17:

- punkt A reprezentuje moment, w którym na powierzchni bocznej wypraski pojawiają się pierwsze (płytkie) pęknięcia obwodowe;
- punkt B określa moment pojawienia się na powierzchni bocznej wypraski głębokich pęknięć obwodowych, które następnie powiększają się do pęknięć występujących również na powierzchni górnej wypraski.

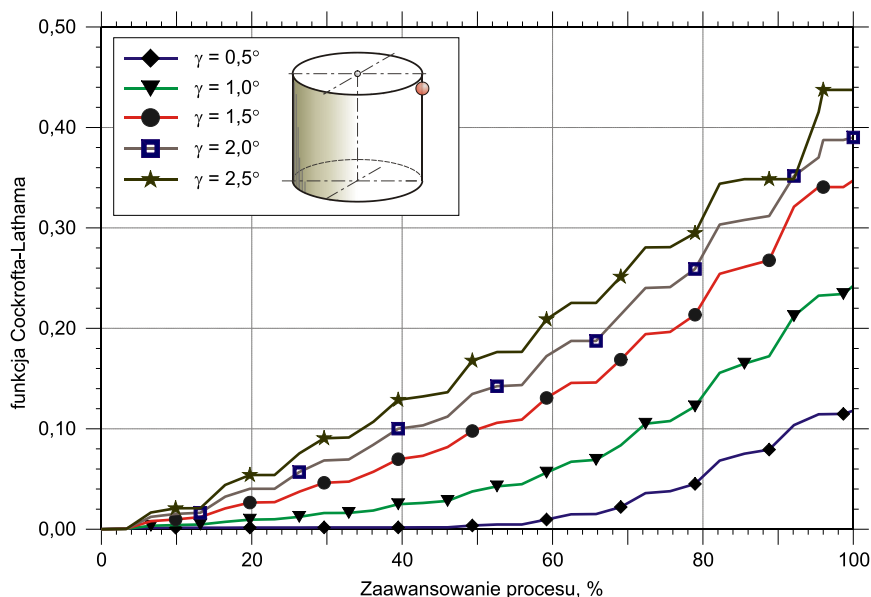
Celem kolejnego etapu badań teoretyczno-doświadczalnych jest wykonanie kompleksowej analizy procesu prasowania obwiedniowego pod kątem zagadnienia utraty spójności materiału. W ramach tych badań zbadano wpływ zmiany

kąta pochylenia stempla γ oraz prędkości dosuwu matrycy dolnej v_m na wartość funkcji Cockrofta-Lathama. Uzyskane wyniki analizy numerycznej, które przedstawiono na rys. 4.18 oraz rys. 4.19, odnoszą się do prasowania obwiedniowego tradycyjnego – tj. stempel wykonuje ruch według schematu „po okręgu” z prędkości stałą wynoszącą $150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$. Wartość obliczonej funkcji C_{CL} była określana z punktu węzłowego znajdującego się na swobodnej powierzchni bocznej wypraski, w bliskim sąsiedztwie powierzchni kontaktu stempla z odkształcanym materiałem.

Symulacja MES wykazała, że wzrost prędkości dosuwu matrycy dolnej przyczynia się do obniżenia prawdopodobieństwa wystąpienia pęknięć w kształtowanej wyprasce. Stąd wynika wniosek, że z punktu widzenia zachowania spójności materiału, proces prasowania obwiedniowego należy realizować przy możliwie największej względnej prędkości narzędzi, które realizują dosuw materiału do powierzchni stempla. Powoduje to uzyskanie następujących korzystnych warunków procesu, które zapobiegają pojawieniu się pęknięć w materiale, mianowicie:



Rys. 4.18. Wpływ prędkości dosuwu narzędzi dolnych v_m na historię zmiany wartości funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama w punkcie charakterystycznym dla procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego przy kącie pochylenia stempla $\gamma = 2^\circ$



Rys. 4.19. Wpływ kąta pochylenia stempla γ na historię zmiany wartości funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama w punkcie charakterystycznym dla procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego przy prędkości dosuwu matrycy dolnej $v_m = 2,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

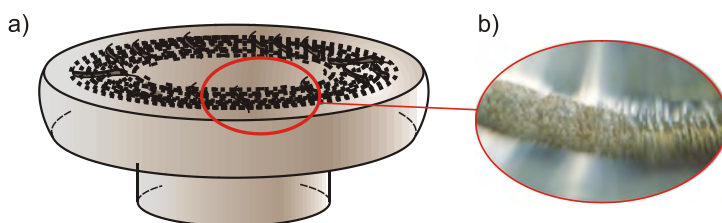
- zmniejszenie ilości cykli zmiany stanu naprężenia w wyprasce poprzez, skrócenie czasu trwania procesu prasowania obwiedniowego;
- zwiększenie powierzchni kontaktu stempel-wypraska, co prowadzi do bardziej jednorodnego stanu naprężenia w kształtowanym wyrobie.

Takie same warunki uzyskuje się poprzez obniżenie wartości kąta pochylenia stempla. Przy minimalnej wartości granicznej $\gamma = 0,5^\circ$ prawdopodobieństwo pojawienia się pęknięć w wyprasce wykonanej ze stopu AlCu4MgSi spada prawie do zera. Jednocześnie należy wyjaśnić, że według literatury specjalistycznej [29, 30, 47, 78] oraz badań własnych [58, 62, 65], prasowanie przy kącie γ mniejszym od $0,5^\circ$ nie jest uzasadnione.

Na podstawie rys. 4.19 stwierdza się również, że realizacja procesu prasowania przy kącie γ o wartości 2° (która w praktyce jest najczęściej wybierana, ze względu na znaczące obniżenie siły kształtowania [47, 76]), powoduje obniżenie odkształceń granicznych nawet 2,5-krotnie, w stosunku do prasowania przy minimalnym kącie pochylenia stempla.

4.3.2. Łuszczenie powierzchni wypraski

Kolejnym ograniczeniem procesu prasowania obwiedniowego jest łuszczenie górnej powierzchni wypraski. Zjawisko to pojawi się wtedy, gdy w wyniku pojawienia się pęknięć, zaczynają odrywać się małe cząstki materiału od powierzchni czołowej kształtowanego wsadu. Na powierzchni tej pojawiają się rejony posiadające chropowatą i szorstką teksturę. Na rys. 4.20 pokazano schematycznie miejsce występowania tej wady oraz zamieszczono fotografię fragmentu złuszczonej powierzchni wypraski.



Rys. 4.20. Zjawisko łuszczenia górnej powierzchni wypraski;
a) widok schematyczny, b) fotografia rejonu złuszczenia materiału

Najczęstszą przyczyną łuszczenia materiału w prasowaniu obwiedniowym jest nadmierne lokalne odkształcenie materiału na górnej powierzchni. Jest ono spowodowane niedostatecznym naciskiem oraz „obtaczającym” charakterem ruchu stempla [47, 53, 77]. Uważa się, że zwiększenie siły wywieranej przez dolny suwak prasy (np. w przypadku prasy PXW-100) zazwyczaj eliminuje to ograniczenie. Innym istotnym zjawiskiem, związanym pośrednio ze wspomnianym parametrem jest to, że przy zbyt małym nacisku zmniejszana jest prędkość suwaka – tj. dostosowywana do takiej wartości, aby pokonać opory odkształcania wypraski. Jednak należy pamiętać, że zwiększenie siły (na suwaku prasy) przyczynia się do zaistnienia dwóch zjawisk, które z punktu widzenia omawianego ograniczenia, są przeciwstawne. Zatem, poprzez zmianę siły uzyskuje się:

- zmniejszenie powierzchni kontaktu stempla z wypraską – w efekcie następuje koncentracja nacisku na małym obszarze, co zwiększa intensywność miejscowego odkształcenia materiału;
- wydłużenie czasu procesu prasowania – powoduje to zwiększenie ilości „obtoczeń” stempla po powierzchni wypraski.

Przyczyną łuszczenia może być również nieprawidłowe położenie środka ruchu kulistego stempla [47]. Punkt ten powinien znajdować się bezpośrednio na powierzchni górnej wypraski.

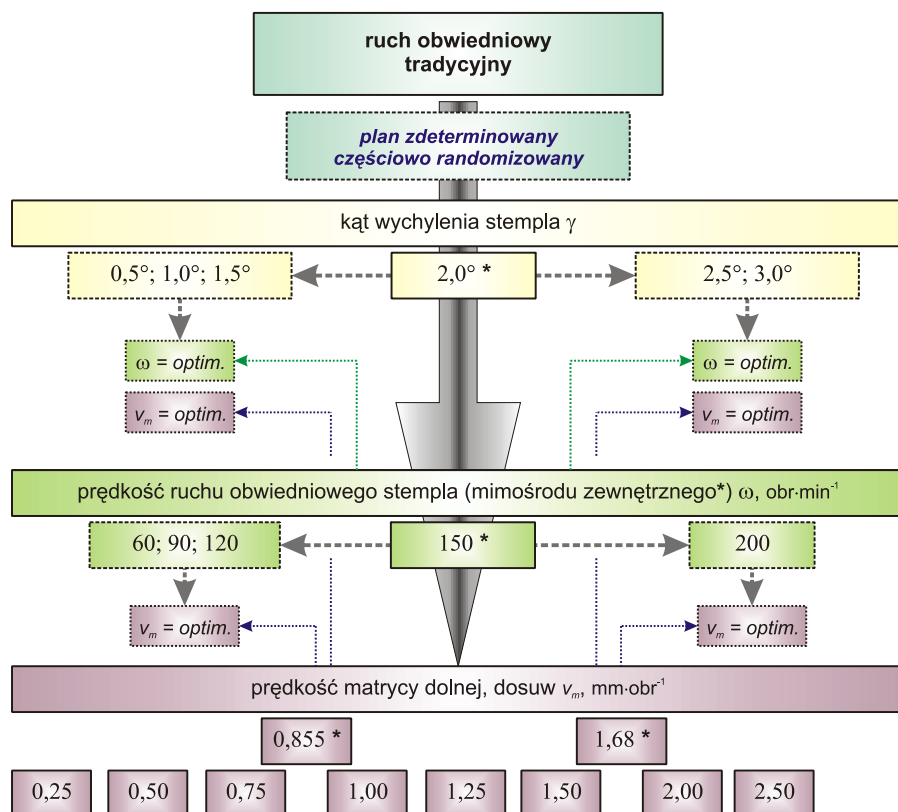
5. PARAMETRY SIŁOWE W PRASOWANIU OBWIEDNIOWYM

Wybrane zagadnienia dotyczące parametrów siłowych w prasowaniu obwiedniowym omówiono już w rozdziale 2, w formie przeglądu literatury specjalistycznej. Poruszona tematyka dotyczyła jedynie procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego, a uzyskane wyniki teoretyczne uzyskano stosując analizę, bazując przeważnie na mało dokładnych metodach inżynierskich.

Dla procesów prasowania obwiedniowego podstawowymi parametrami siłowymi są:

- siła kształtowania wypraski F_z (rys. 2.5);
- praca W wykonana przez siłę kształtowania F_z na drodze, jaką pokonuje matryca dolna – parametr ten decyduje o energochłonności procesu prasowania obwiedniowego;
- nacisk jednostkowy q_n , panujący na powierzchni styku stempla z wypraską.

W bieżącym rozdziale zostaną przedstawione wyniki badań własnych, które wyjaśniają aspekty prasowania obwiedniowego w kontekście wyżej wymienionych parametrów siłowych. Wyniki te dotyczą procesu prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch obwiedniowy, zarówno tradycyjny jak i o schemacie złożonym. Badania teoretyczne wykonano w oparciu o analizę numeryczną z użyciem modelu MES (opisanym w rozdziale 3), natomiast weryfikację doświadczalną przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych na prasie PXW-100A. Badania te mają charakter kompleksowy i zostały wykonane na podstawie przyjętego planu symulacji, którego istotę przedstawia schemat pokazany na rys. 5.1. Dotyczy on procesu, w którym stempel wykonuje zarówno ruch obwiedniowy tradycyjny (wtedy plan wygląda tak jak na rysunku 5.1), jak i inny, bardziej złożony – w takim przypadku schemat z rys. 5.1 jest zredukowany do jednego lub dwóch poziomów (np. pomija się poziom kąta wychylenia γ). Warto podkreślić, że plan ten jest w rzeczywistości modyfikacją typowego planu zdefiniowanego selekcyjnego oraz optymalizacyjnego sekwencyjnego. Oznacza to, że badania numeryczne, wykonane w oparciu o taki schemat, są etapowe. Na kolejnych poziomach obliczeń przyjmuje się stałe (najczęściej optymalne) wartości parametrów sterujących. Zaznaczone gwiazdką dwie wartości parametru sterującego na ostatnim poziomie (rys. 5.1 – prędkość matrycy) są uważane za podstawowe (bazowe) i są powiązane bezpośrednio z prasą PXW-100A. Również i dla pozostałych parametrów sterujących można wskazać takie warto-



Rys. 5.1. Plan badań teoretyczno, na podstawie których uzyskano między innymi wyniki dotyczące parametrów siłowych dla procesu prasowania obwiedniowego; gdzie „*” oznacza wartości podstawowe dotyczące prasy z serii PXW

ści. Dla kąta γ jest to wartość 2°, natomiast dla prędkości ω – wartość 150 obr·min⁻¹. Na ich podstawie określono obszar analizy.

5.1. Siła kształtowania. Analiza zagadnienia

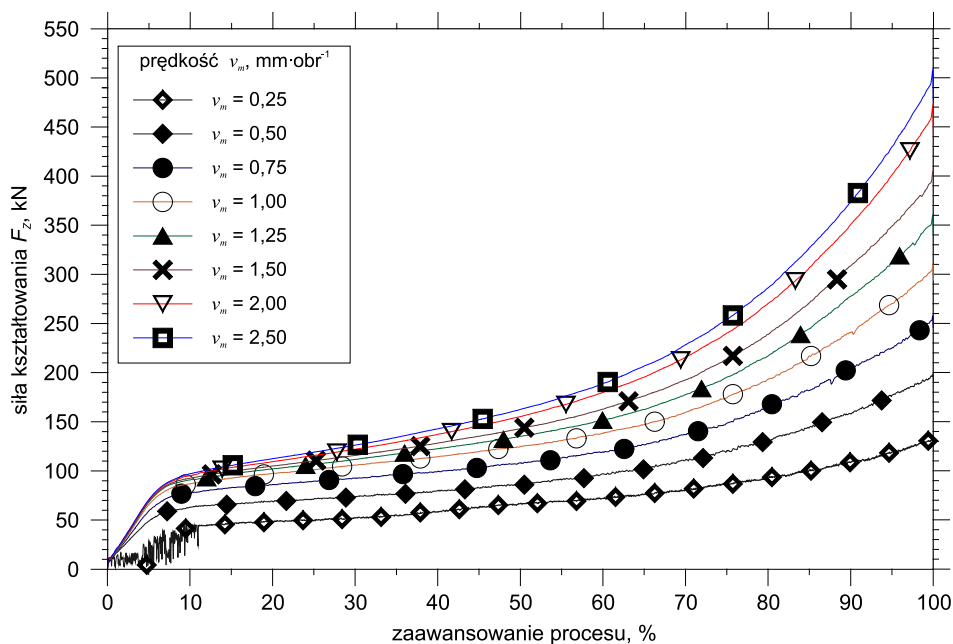
Zgodnie z rys. 2.5, podstawową siłą kształtowania jest siła F_z , która jest efektem przede wszystkim ruchu roboczego matrycy dolnej. Pozostałe składowe obciążenia (tj. siła obwodowa F_θ oraz siła promieniowa F_r) można traktować jako obciążenie wynikające z ruchu obwiedniowego. Przyjmuje się, że siły te decydują jedynie o wartości oporu (momentu) skręcającego, jaki musi zostać pokonany przez narzędzie górne (stempel).

Podczas projektowania procesu prasowania obwiedniowego, warunkiem koniecznym i dostatecznym jest oszacowanie jedynie siły F_z . Jej wartość jest wymagana do poprawnego ustawienia ciśnienia w układzie hydraulicznym, który zasila suwak prasy – na nim mocuje się narzędzia dolne.

5.1.1. Ruch obwiedniowy tradycyjny

Symulację MES procesu prasowania obwiedniowego próbki cylindrycznej wykonano wykorzystując model numeryczny opisany w rozdziale 3. Przyjęto, że wypraska jest wykonana ze stopu aluminium AlMgSi, a jej wymiary początkowe $d_0 \times h_0$ wynoszą $\varnothing 20 \times 34$ mm – zgodnie z rys. 3.1. Proces realizowano do momentu, gdy grubość powstałego kołnierza wynosiła $g = 5$ mm. W obliczeniach pominięto fazę kalibracji wypraski, stempel wykonywał ruch obwiedniowy według schematu „po okręgu”. Podawana w opisach prędkość tego ruchu (jako ω) jest prędkością mimośrodową zewnętrznego układu napędowego (rozdział 3.6).

Na rys. 5.2 pokazano wpływ zmiany względnej prędkości matrycy dolnej v_m (w odniesieniu do jednostkowego obrotu precesyjnego stempla) na przebieg siły

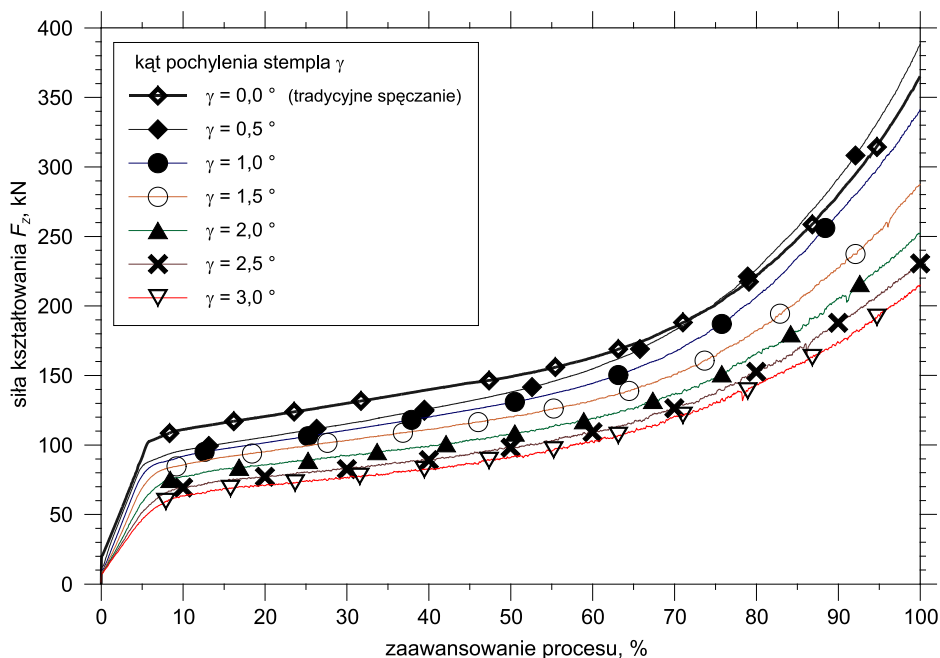


Rys. 5.2. Wpływ zmiany względnej prędkości matrycy dolnej v_m na przebieg siły kształtowania F_z w prasowaniu obwiedniowym tradycyjnym, gdy stempel jest pochylony o kąt $\gamma = 2^\circ$ oraz wykonuje ruch obwiedniowy z prędkością $\omega = 150$ obr·min⁻¹

kształtowania F_z . Wyniki te uzyskano zakładając, że ruch obwiedniowy stempla jest stały i wynosi $\omega = 150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$, a kąt pochylenia $\gamma = 2^\circ$. Zatem wartości te są typowe dla prasy PXW-100A.

Na podstawie wykresu siły kształtowania (rys. 5.2) stwierdza się, że zmiana względnej prędkości matrycy dolnej ma znaczący wpływ na zachowanie się siły F_z . Wyróżniono dwa przedziały wartości względnej prędkości v_m , przy których proces prasowania obwiedniowego (badanego stopu aluminium AlMgSi) charakteryzuje się różnym poziomem czułości na zmianę v_m . Dla pierwszego przedziału, tj. gdy prędkość v_m jest mniejsza od $1 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$, już niewielka zmiana prędkości v_m , powoduje stosunkowo dużą zmianę wartości siły. Przykładowa zmiana v_m na poziomie $0,20 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ powoduje, że siła kształtowania zmienia się nawet o 20%. Natomiast podczas prasowania obwiedniowego z prędkością v_m większą od $1 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$, zmiana siły F_z wywołana zmianą wartości v_m jest zdecydowanie mniejsza i nie przekracza 10%.

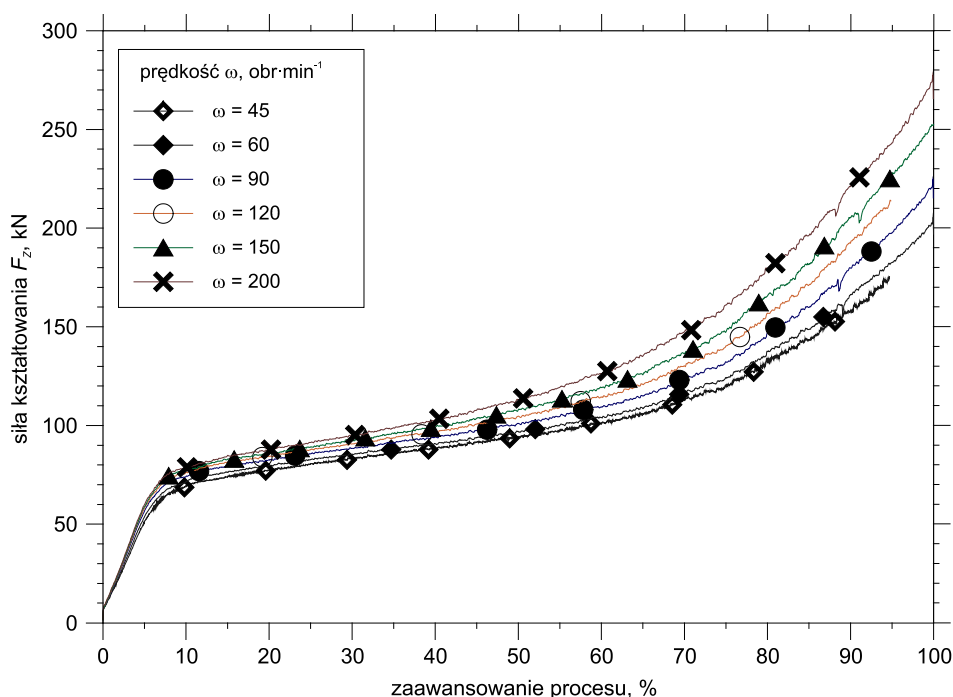
Na kolejnym rysunku 5.3 pokazano wykres wpływu zmiany kąta pochylenia stempla γ na siłę kształtowania F_z , gdy proces prasowania obwiedniowego jest



Rys. 5.3. Wpływ zmiany kąta pochylenia stempla γ na przebieg siły kształtowania F_z w prasowaniu obwiedniowym tradycyjnym przy prędkości stempla $\omega = 150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$ oraz względnej prędkości matrycy dolnej $v_m = 0,75 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$

realizowany przy prędkości ruchu obwiedniowego stempla $\omega = 150 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$ oraz względnej prędkości matrycy dolnej $v_m = 0,75 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$. Przy czym, proces kształtowania realizowany przy kącie $\gamma = 0^\circ$ jest tożsamy z tradycyjnym spęczaniem próbki walcowej za pomocą kowadeł płaskich. Na podstawie wyników obliczeń stwierdza się, że zwiększenie kąta γ wpływa znacząco na obniżenie siły F_z . W stosunku do trakcyjnego spęczania, prasowanie obwiedniowe z kątem $\gamma = 1^\circ$ powoduje zmniejszenie siły kształtowania o ok. 12%. W przypadku prasowania obwiedniowego z kątem $\gamma = 2^\circ$, siła F_z jest mniejsza o ok. 27%, natomiast zwiększenie kąta pochylenia stempla do wartości 3° powoduje, że siła ta jest mniejsza prawie o połowę. Stwierdza się również, że istotne zmiany warunków kształtowania wypraski są obserwowane, gdy prasowanie obwiedniowe przebiega przy kącie γ w przedziale wartości $0,5^\circ \div 2,5^\circ$.

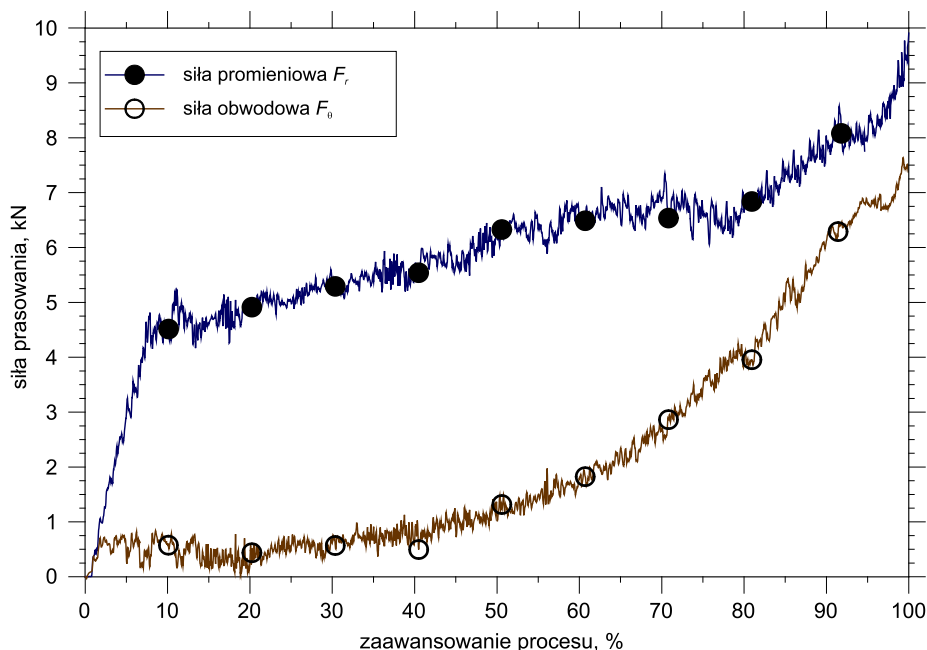
Na kolejnym rys. 5.4 przedstawiono wpływ zmiany prędkości ruchu obwiedniowego stempla na przebieg siły F_z . Wykres ten uzyskano dla przypadku, gdy



Rys. 5.4. Wpływ zmiany prędkości ruchu obwiedniowego stempla ω na przebieg siły kształtowania F_z w prasowaniu obwiedniowym tradycyjnym realizowanym z kątem pochylenia stempla $\gamma = 2^\circ$ oraz przy względnej prędkości matrycy dolnej $v_m = 0,75 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$

proces prasowania przebiega ze względną prędkością matrycy dolnej $v_m = 0,75$ mm·obr⁻¹ oraz przy kącie pochylenia stempla $\gamma = 2^\circ$. Uzyskane wyniki obliczeń wykazują, że czułość procesu prasowania obwiedniowego na zmianę prędkości ω jest niewielka. W porównaniu z pozostałymi parametrami sterującymi (tj. prędkością v_m oraz kątem γ), zmiana prędkości ω nie wpływa znacząco na zmianę siły kształtowania. Stąd wynika podstawowy wniosek, że sterowanie siłą kształtowania F_z powinno opierać się w głównej mierze na zmianie względnej prędkości narzędzi dolnych v_m .

Natomiast na rys. 5.5 umieszczono obliczony MES typowy przebieg składowej obwodowej F_θ oraz promieniowej F_r siły, jaka oddziałuje na narzędzie górne podczas prasowania obwiedniowego tradycyjnego, przy ustalonych wartościach parametrów sterujących – tj. kącie $\gamma = 2^\circ$, prędkości $\omega = 150$ obr·min⁻¹ oraz względnej prędkości $v_m = 0,75$ mm·obr⁻¹. Z przedstawionych wykresów wynika, że omawiane siły F_θ i F_r są wielokrotnie mniejsze niż główna siła kształtująca F_z (nawet dwudziestokrotnie). Siła obwodowa F_θ początkowo



Rys. 5.5. Typowy przebieg siły promieniowej i obwodowej oddziałującej na wypraskę wykonaną ze stopu AlMgSi podczas prasowania obwiedniowego tradycyjnego z kątem pochylenia stempla $\gamma = 2^\circ$, przy prędkości $\omega = 150$ obr·min⁻¹ oraz względnej prędkości $v_m = 0,75$ mm·obr⁻¹

przyjmuje bardzo małą wartość i przez pewien czas trwania procesu pozostaje w zasadzie niezmienna. Jednak wzrost średnicy kształtowanej wypraski powoduje, że w końcu przyrost wartości tej siły przyjmuje charakter wykładniczy. Taki przebieg siły F_0 świadczy, że istnieje pewien związek tego parametru z polem powierzchni styku stempel-wypraska.

Z kolei przebieg siły promieniowej różni się od przebiegu siły obwodowej. Ponadto siła F_r jest znacznie większa od siły F_0 prawie przez cały czas trwania procesu. Już na samym początku procesu kształtowania wypraski, siła ta przyjmuje pewną wartość, która nieustannie wzrasta w sposób liniowy. Prędkość wzrostu tej siły jest z reguły mniejsza niż szybkość zmiany siły obwodowej. W końcowej fazie procesu prasowania obwiedniowego, wartości tych dwóch składowych siły zazwyczaj wyrównują się. Przypuszcza się, że wartość siły F_r jest powiązana z tarciem powstałym w wyniku promieniowego płynięcia materiału wzdłuż powierzchni kontaktu stempla z wypraską.

5.1.2. Ruch obwiedniowy złożony

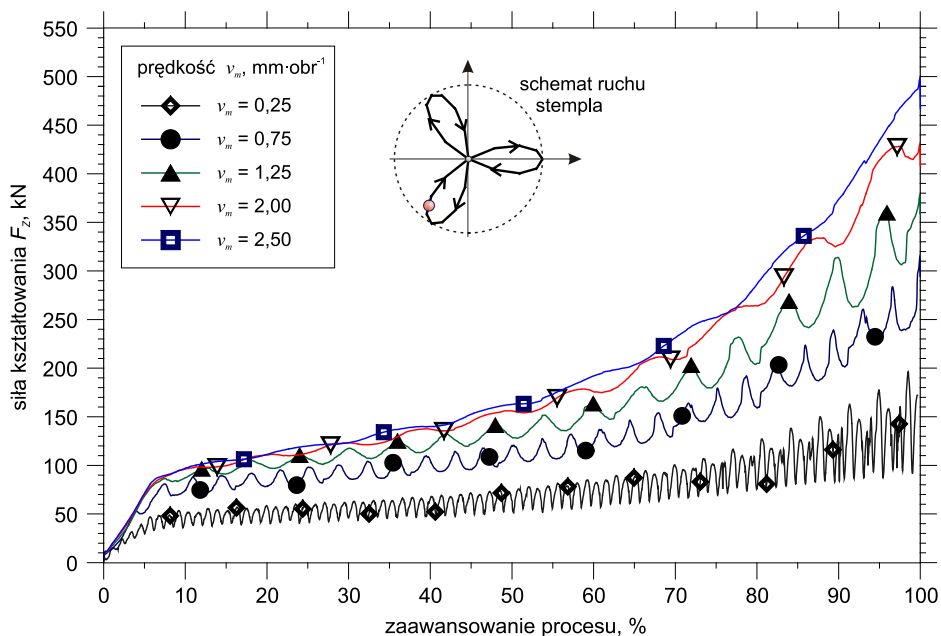
Rozpatrzmy dwa warianty prasowania obwiedniowego wypraski walcowej wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy złożony. W pierwszym przypadku przyjęto, że narzędzie górne waha się zgodnie ze schematem tzw. „po rozecie 3-listej”, który szczegółowo scharakteryzowano w rozdziale 1.3.3. Natomiast drugi przypadek dotyczy procesu, w którym stempel wykonuje ruch zgodny ze schematem tzw. „po spirali 1-stopnia”, opisanym w rozdziale 1.3.4. Prędkość ruchu obwiedniowego narzędzia górnego tak dobrano, aby jeden pełny cykl wahający pokrywał się z czasem trwania jednego obrotu precesyjnego stempla będącego w ruchu obwiedniowym tradycyjnym. Nawiązując do ruchu (T) zdefiniowanego w tabeli 3.6, który jest możliwy do uzyskania na prasie PXW-100A, przyjmuje się, że czas trwania jednego cyklu wynosi $t = 0,4$ sekundy. Zatem zakładając pewne hipotetyczne przełożenie i , jakie można byłoby zastosować np. w prasie PXW (np. poprzez zmianę kół zębatych z_6 oraz z_5), uzyskuje się pewne wartości parametrów modelujących (ω_{zew} , a), które zestawiono w tabeli 5.1.

Typowy przebieg siły kształtowania F_z uzyskany podczas prasowania obwiedniowego wypraski cylindrycznej według dwóch wyżej opisanych schematów, pokazano na dwóch rysunkach 5.6 oraz 5.7 – odpowiednio dla przypadku prasowania według schematu „po rozecie 3-listej” (wariant I) oraz „rozecie 1-stopnia” (wariant II). Jednocześnie na wykresach tych przedstawiono wpływ zmiany względnej prędkości v_m narzędzia dolnego na charakter siły prasowania. Prędkość dosuwu narzędzia v_m odnosi się do jednego obrotu mimośrodowo zewnętrznego (ω_{zew}), a po uwzględnieniu przyjętych założeń – do jednego pełnego cyklu wahanía stempla.

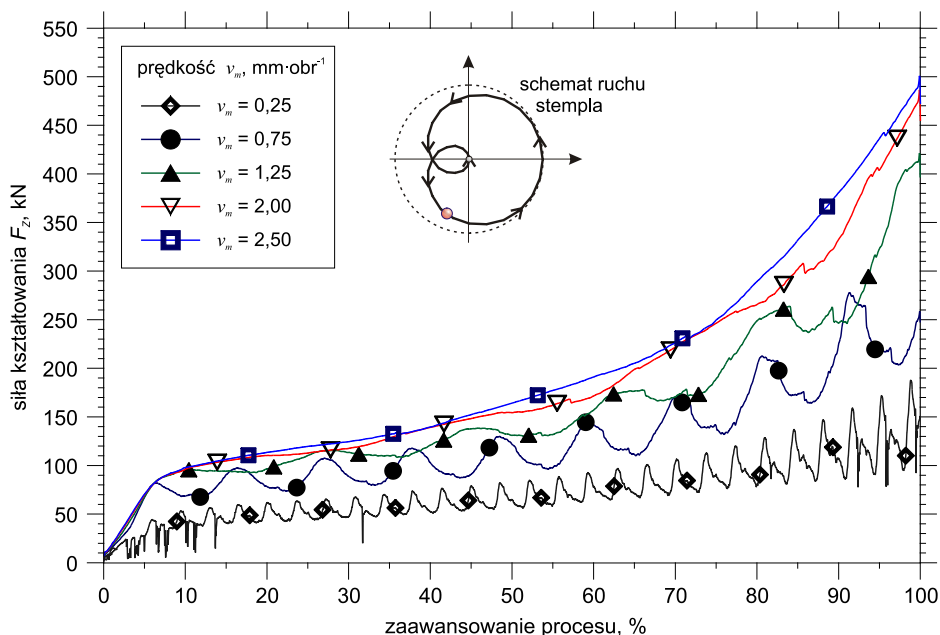
Tabela 5.1.

Dwa rodzaje ruchu obwiedniowego stempla oraz parametry charakterystyczne, które są używane do budowy modelu numerycznego (ω_{zew} , a)

schemat ruchu obwiedniowego	hipotetyczne przełożenie dla prasy PXW (rys. 3.19b)	prędkości kątowe mimośrodów w prasie PXW [rad·s ⁻¹]	parametr a
Wariant I „po rozecie 3-listnej” (rys. 1.8a)	$i_2 = \frac{z_2}{z_6} = \frac{32}{16} = 2,0$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{weW} = -31,41592$	-2,0
Wariant II „po spirali 1-stopnia” (rys. 1.10a)	$i_1 = \frac{z_2}{z_3} \cdot \frac{z_3}{z_5} = \frac{32}{16} = 2,0$	$\omega_{zew} = 15,70796$ $\omega_{weW} = 31,41592$	2,0



Rys. 5.6. Wpływ zmiany względnej prędkości matrycy dolnej v_m na przebieg siły kształtowania F_z w prasowaniu obwiedniowym, gdy stempel wykonuje ruch wahający według wariantu I („po rozecie 3-listnej”); opis w tekście



Rys. 5.7. Wpływ zmiany względnej prędkości matrycy dolnej v_m na przebieg siły kształtowania F_z w prasowaniu obwiedniowym, gdy stempel wykonuje ruch wahający według wariantu II („po spirali 1-stopnia”); opis w tekście

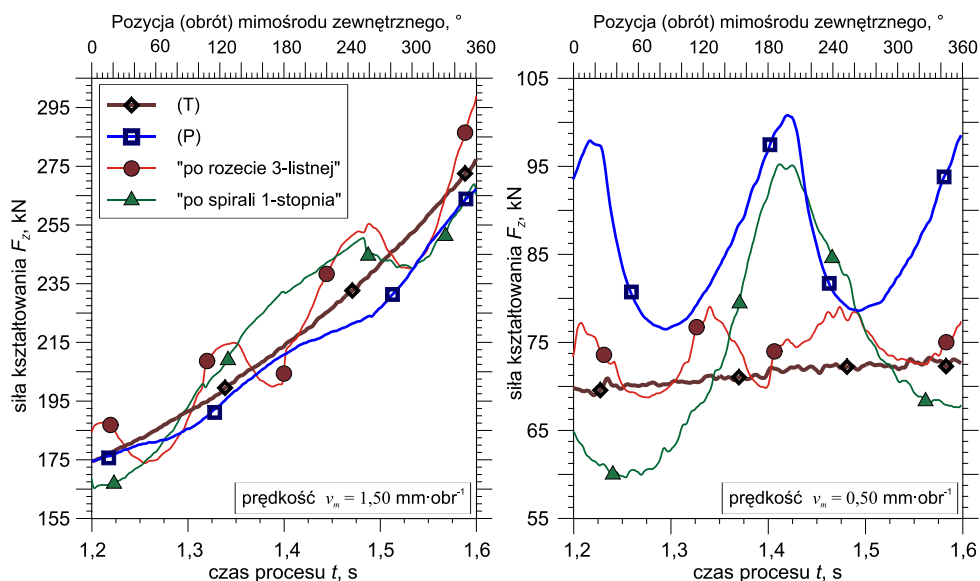
Podstawową cechą przebiegu siły F_z podczas kształtowania wypraski, gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy złożony, jest jej oscylacyjny charakter. W przypadku procesu realizowanego według wariantu I, gdy prędkość względna narzędzia dolnego v_m jest mniejsza od $1 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ (rys. 5.6), oscylacja siły kształtowania jest bardzo wyraźna. Początkowo obserwuje się amplitudę siły F_z na poziomie $20 \div 25 \text{ MPa}$. W miarę postępu procesu, wartość amplitudy wzrasta i osiąga wartość przekraczającą 60 MPa . Zatem odnosząc się do chwilowej wartości średniej siły kształtowania F_z , wielkość amplitudy siły wynosi średnio $30 \div 46\%$. Natomiast podczas prasowania obwiedniowego ze względną prędkością v_m większą od $2 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$, charakter zmiany siły kształtowania F_z upodabnia się do przebiegu zaobserwowanego podczas prasowania obwiedniowego tradycyjnego (T). Bardzo podobne wnioski można sformułować odnośnie procesu prasowania obwiedniowego prowadzonego według wariantu II. Jedyną obserwowalną różnicą jest to, że cykliczność zmiany chwilowej wartości siły

F_z jest 2,5-krotnie mniejsza niż podczas kształtowania wypraski zgodnie z wariantem I.

Jednocześnie należy zwrócić uwagę na fakt, że intensyfikacja cykliczności zmiany wartości siły F_z , która jest związana ze zmianą względnej prędkości dosuwu narzędzi dolnych, wywołuje również zwiększenie cyklicznego charakteru obciążenia narzędzi. Pod względem eksploatacyjnym, zaobserwowany charakter siły F_z w prasowaniu obwiedniowym złożonym jest postrzegany niekorzystnie [23, 67, 71, 76].

Na kolejnym rys. 5.8 zestawiono szczegółowe porównanie zmiany siły kształtowania F_z w obrębie wybranego czasu trwania procesu, co odpowiada jednemu cyklowi wahania stempla. Porównanie obrazuje wpływ zmiany względnej prędkości v_m dosuwu matrycy dolnej oraz sposobu wykonywania ruchu obwiedniowego przez stempel na przebieg siły F_z .

Zaobserwowano, że podczas kształtowania wypraski wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy względna prędkość v_m dosuwu narzędzi dolnych jest stosunkowo duża (tj. $v_m = 1,5 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ – dla prasy typu PXW bezwzględna prędkość $v_m = 3,75 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$), przyrost siły kształtowania F_z jest znaczny w rozpatrywanym



Rys. 5.8. Porównanie przebiegu siły F_z , obliczonej w czwartym cyklu obrotu mimośrodowego oraz wpływ zmiany sposobu ruchu obwiedniowego stempla i prędkości względnej v_m dosuwu matrycy dolnej; opis w tekście

czasie trwania procesu (wzrost o ok. 55%). Zmiana sposobu ruchu obwiedniowego nie wpływa istotnie na charakter przebiegu siły kształtowania wypraski. Dla przypadków, w których narzędzie górne wykonuje ruch zgodny ze schematem (T) i (P), siła F_z wzrasta monotonicznie nie wykazując przy tym żadnych oscylacji. Przy tych warunkach prasowania obwiedniowego chwilowe wartości siły F_z dla przypadku (P) są pomijalnie mniejsze, niż dla schematu (T). Ale już w przypadku prasowania realizowanego w warunkach zgodnych z wariantem I lub II (tabela 5.1), obserwuje się niewielkie oscylacyjne zmiany siły F_z , przy czym amplituda siły kształtowania wypraski nie przekracza poziomu 14%, w stosunku do średniej wartości chwilowej. Ponadto zauważono, że gdy stempel wykonuje ruch obwiedniowy zgodny ze schematem „po spirali”, siła F_z przez większy czas cyklu wzrasta, po czym następuje gwałtowny spadek jej wartości. Po tej zmianie, następuje kolejny, powtarzalny etap ponownego wzrostu wartości siły F_z . Zjawisko to zostanie szczegółowo omówione w dalsze części rozdziału.

Obniżenie względnej prędkości v_m matrycy dolnej do wartości $0,5 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ (tj. dla prasy typu PXW jest to bezwzględna prędkość $v_m = 1,25 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$) powoduje, że zmiana rodzaju ruchu obwiedniowego stempla odgrywa bardzo ważną rolę na charakter przebiegu siły kształtowania F_z . Zgodnie z rys. 5.8, największa amplituda siły kształtowania jest obserwowana dla przypadku prasowania obwiedniowego, gdy stempel wykonuje ruch zgodny ze schematem (P) lub wariantem II („po spirali 1-stopnia”).

Zaobserwowany charakter przebiegu siły F_z przyczynia się to tego, że przy takich warunkach kształtowania wypraski (tj. przy stosunkowo małej prędkości v_m) następuje wyraźne zwiększenie (lub zmniejszenie) energochłonności procesu na skutek zmiany rodzaju ruchu obwiedniowego stempla. Według obliczeń, tak duża względna oscylacja siły F_z , jaką zaobserwowano (rys. 5.8) gdy stempel waha się ruchem złożonym, powoduje wzrost całkowitej energochłonności procesu nawet o 5% w stosunku do kształtowania, w którym narzędzie górne wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny (T). Natomiast w przypadku ruchu stempla według schematu (P), dodatkowo zaobserwowano wzrost średniej chwilowej wartości siły F_z , co powodowało przyrost energochłonności procesu o 22%.

Podczas prasowania obwiedniowego zgodnego z wariantem I („po rozecie 3-listnej”), zaobserwowano również wyraźny charakter oscylacyjny przebiegu siły, ale w tym przypadku zmiana ruchu stempla z obwiedniowego tradycyjnego spowodowała przyrost energochłonności nie większy niż 3,5%. Dla porównania, podczas prasowania obwiedniowego wypraski z dostatecznie dużą prędkości v_m (co najmniej $1,5 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$), zmiana sposobu ruchu stempla powoduje przyrost (lub spadek) energochłonności procesu na poziomie do 0,6%.

5.1.3. Siła kształtowania w warunkach prasowania na prasie PXW-100A

Symulację numeryczną procesu prasowania obwiedniowego na prasie PXW-100A wykonano przy założeniu, że wypraska walcowa (rys. 3.1) o początkowej wysokości $h_0 = 34$ mm jest spęczana ze stałą prędkością v_m dosuwu matrycy dolnej. Kształtowanie wypraski jest realizowane do momentu, w którym narzędzie dolne pokona zadaną drogę wynoszącą $\Delta h = 16,25$ mm. W analizie celowo pomija się fazę kalibracji powierzchni czołowej kołnierza.

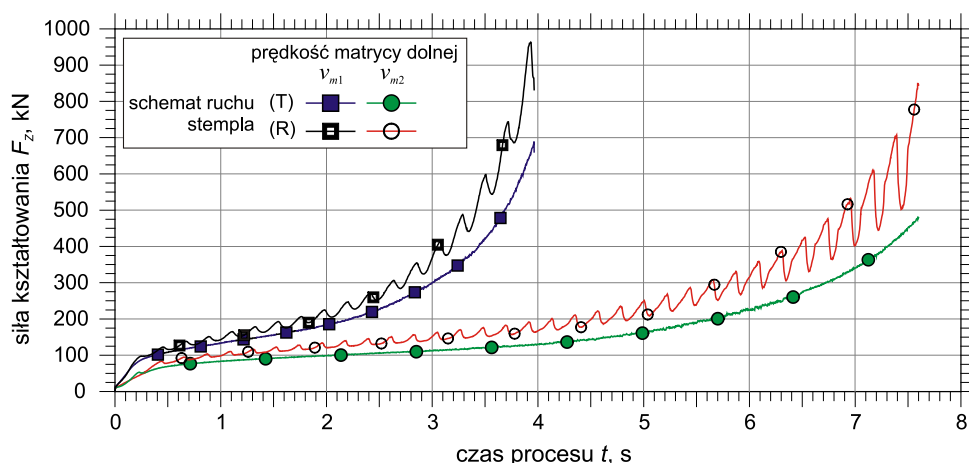
Dodatkowym założeniem jest to, że w analizie numerycznej rozpatruje się trzy warianty prasowania obwiedniowego wypraski, które różnią się prędkością matrycy dolnej. W pierwszym wariancie zakłada się, że bezwzględna prędkość tego narzędzia wynosi $v_{m1} = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, co odpowiada w przybliżeniu maksymalnej wartości możliwej do uzyskania na prasie PXW-100A. Drugi wariant analizy dotyczy sytuacji, w której czas procesu kształtowania równy jest czasowi trwania jednego pełnego cyklu wahania stempla według schematu „po krzywej wielolistnej” (R). Zgodnie z rys. 3.20, czas ten wynosi 7,6 s, co w efekcie ustala prędkość matrycy dolnej $v_{m2} = 2,1382 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

Wartość trzeciej prędkości dla matrycy dolnej jest tak dobrana, aby była ona mniejsza od wartości maksymalnej v_{m1} oraz jednocześnie determinowała właściwy czas procesu prasowania obwiedniowego. Czas ten wynika z wielokrotności pełnego cyklu wahania stempla według schematu „po spirali” (S). Pamiętając, że droga narzędzia dolnego wynosi $\Delta h = 16,25$ mm, czas procesu prasowania z prędkością v_{m3} powinien wynosić 4,8 s. Zgodnie z rys. 3.22, odpowiada to dwóm pełnym cyklom ruchu obwiedniowego stempla zgodnie ze schematem (S). Stąd wynika, że trzeci wariant procesu prasowania obwiedniowego powinien być realizowany przy prędkości $v_{m3} = 3,3854 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

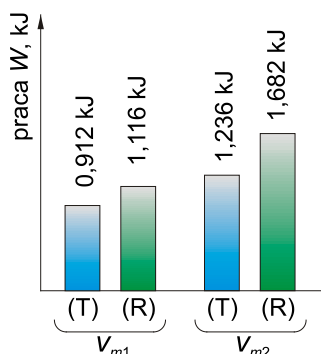
Celem analizy numerycznej procesu prasowania obwiedniowego, realizowanego według opisanych trzech wariantów, jest wykazanie wpływu zmiany rodzaju ruchu stempla na parametry siłowe. W dalszej części tego rozdziału zostaną przedstawione wyniki własne, które były częściowo publikowane np. w opracowaniu [60].

Zmiana ruchu obwiedniowego tradycyjnego (T) stempla na schemat (R)

Na rysunku 5.9 przedstawiono porównanie przebiegów siły kształtowania F_z , które obliczono dla czterech przypadków prasowania obwiedniowego na prasie PXW-100A. Stwierdza się, że zamiana schematu tradycyjnego ruchu obwiedniowego stempla (T) na schemat ruchu złożonego (R) powoduje wyraźny wzrost wartości chwilowej siły F_z . Zmianie ulega również charakter przebiegu siły F_z – podobnie jak w przypadku ruchu „po rozecie 3-listnej”, przebieg ma postać oscylacyjną. Natomiast zmiana prędkości v_m dosuwu narzędzia dolnego powoduje jedynie zmianę wartości siły kształtowania F_z . Można uznać, że



Rys. 5.9. Porównanie przebiegu siły kształtowania F_z w procesie prasowania obwiedniowego na prasie PXW-100A próbki walcowej wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy: prędkość matrycy dolnej wynosi $v_{m1} = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ lub $v_{m2} = 2,1382 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny (T) lub według schematu „po krzywej wielolistnej” (R)



Rys. 5.10. Praca W wykonana przez narzędzie dolne w prasowaniu obwiedniowym na prasie PXW-100A; gdzie: (T), (R) – rodzaj ruchu obwiedniowego, $v_{m1} = 4,2 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, $v_{m2} = 2,1382 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$

w całym zakresie prędkości v_m , które są możliwe do uzyskania na prasie PXW-100A podczas wahania stempla zgodnie ze schematem (R), oscylacyjny charakter siły kształtowania F_z jest zachowany, a okres i amplituda w bardzo znikomym stopniu zależą od prędkości v_m .

Bazując na uzyskanym wykresie siły kształtowania (rys. 5.9) oszacowano energochłonność procesu prasowania obwiedniowego, realizowanego na prasie PXW-100A. W tym celu obliczono pracę W , jaką wykonuje matryca dolna, a porównanie uzyskanych wartości pracy (dla poszczególnych wariantów kształtowania) zestawiono na kolejnym rys. 5.10.

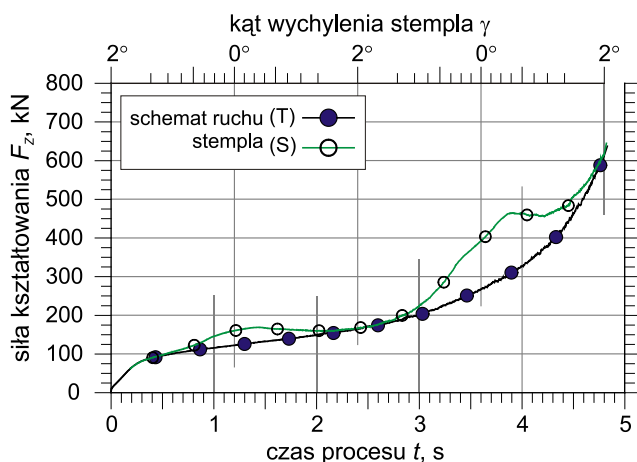
Porównując wyniki stwierdza się, że zmiana rodzaju ruchu wahającego stempla ze schematu (T) na schemat (R), powoduje zwiększenie pracy W o ponad 20%.

Gdy dodatkowo prędkość matrycy dolnej zmniejszy się do wartości v_{m2} (tj. prawie o połowę), to zmiana rodzaju ruchu stempla (w sposób analogiczny jak w przypadku omówionym poprzednio) spowoduje wzrost pracy W nawet o ponad 35%. Należy również zaznaczyć, że już samo zmniejszenie prędkości matrycy dolnej, np. z wartości v_{m1} do v_{m2} (bez zmiany sposobu ruchu obwiedniowego), powoduje zmianę wartości pracy. Dla wariantu prasowania obwiedniowego (T), taka zmiana prędkości v_m zwiększa pracę W średnio o 50%. Powodem takiej zmiany wartości pracy jest przede wszystkim wydłużenie czasu trwania procesu kształtowania wypraski.

Reasumując, zmniejszenie prędkości narzędzia dolnego v_m powoduje zwiększenie pracy W i niekorzystne wydłużenie czasu trwania procesu kształtowania wypraski t . Korzystnym efektem takiej zmiany jest uzyskanie wyraźnego zmniejszenia siły prasowania F_z oraz zmniejszenia wymaganej mocy urządzeń zasilających napęd narzędzi dolnych [22, 23].

Zmiana ruchu obwiedniowego tradycyjnego (T) stempla na schemat (S)

Analizę numeryczną procesu prasowania obwiedniowego wypraski, gdy stempel wykonuje ruch według schematu (T) lub (S), wykonano przyjmując, że matryca dolna porusza się z prędkością v_{m1} lub v_{m3} . Dla tego drugiego wariantu prędkości narzędzia (tj. wynoszącej v_{m3}), porównanie przebiegu siły kształtowania F_z pokazano na rys. 5.11. Dodatkowo, do wykresu dołączono oś wartości



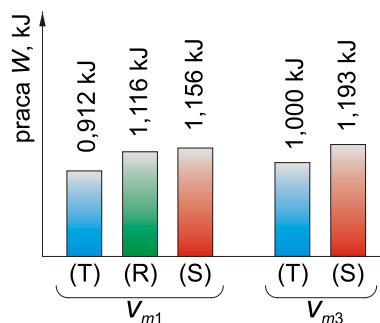
Rys. 5.11. Porównanie przebiegu siły kształtowania F_z w procesie prasowania obwiedniowego na prasie PXW-100A próbki walcowej wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy: prędkość matrycy dolnej wynosi $v_{m3} = 3,3854 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, a stempel wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny (T) lub według schematu „po spirali” (S)

kąta wychylenia stempla γ . Na podstawie analizy charakteru ruchu stempla, gdy wykonuje on wahania zgodne ze schematem (S), można przyjąć następujące interpretacje:

- największa wartość kąta $\gamma = 2^\circ$ odpowiada momentowi maksymalnego wychylenia narzędzia górnego – proces kształtowania chwilowo sprowadza się do prasowania według schematu (T);
- gdy kąt γ przyjmuje wartość 0° , proces prasowania obwiedniowego chwilowo jest zwykłym spęczaniem za pomocą kowadła o powierzchni stożkowej.

Tak przyjęta interpretacja ruchu obwiedniowego (S) umożliwia lepsze wytłumaczenie charakteru przebiegu siły kształtowania F_z , który pokazano na wspomnianym rys. 5.11. Generalnie stwierdza się, że zamiana rodzaju ruchu stempla ze schematu (T) na schemat (S) powoduje zwiększenie siły kształtowania F_z tylko przy pewnym zakresie wartości kąta γ . Zaobserwowano, że zmniejszanie się wartości kąta γ wywołuje intensyfikację wzrostu siły F_z . Natomiast gdy kąt γ wzrasta, w zasadzie nie obserwuje się wyraźnej zmiany wartości siły kształtowania. Cechą charakterystyczną ruchu wahającego stempla zgodnego ze schematem (S) jest to, że prędkość zmiany wartości kąta γ w otoczeniu 2° jest mniejsza, niż w otoczeniu wartości 0° . Powoduje to, że w momencie maksymalnego wychylenia narzędzia górnego charakter zmiany siły F_z jest taki sam jak w przypadku prasowania według schematu (T) – zatem potwierdza to słuszość przyjętej wcześniej interpretacji ruchu obwiedniowego typu (S).

Uzupełnieniem oceny ruchu obwiedniowego typu (S) jest analiza energochłonności procesu kształtowania wypraski. Zgodnie z rys. 5.12, w przypadku prasowania obwiedniowego, gdy stempel wykonuje ruch zgodny ze schematem (S), praca W wykonana przez narzędzia dolne jest największa z pośród wszystkich rozpatrywanych wariantów. W porównaniu z prasowaniem obwiedniowym tradycyjnym (T), zamiana rodzaju ruchu stempla na schemat (S) powoduje, że praca W wzrasta średnio o 23%. Dodatkowo zaobserwowano, iż obniżenie prędkości dosuwu narzędzia dolnego do poziomu v_{m3} oraz zmiana charakteru ruchu stempla powoduje, że przyrost pracy W jest mniejszy.



Rys. 5.12. Praca W wykonana przez narzędzie dolne w prasowaniu obwiedniowym na prasie PXW-100A; gdzie: (T), (R), (S) – rodzaj ruchu obwiedniowego, $v_{m1} = 4,2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, $v_{m3} = 3,3854 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

5.2. Nacisk jednostkowy na powierzchni styku stempla z wypraską

Zagadnienie powierzchni styku stempel-wypraska dla procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego poruszono już w podrozdziałach 2.1 oraz 2.5.1. Przykładowo, na rys. 2.5 pokazano schematycznie kształt typowej powierzchni styku. Podano, że pole tej powierzchni – oznaczane literą S – jest zawsze mniejsze niż całkowite pole S_c powierzchni czołowej wypraski od strony stempla. Dla ilościowego określenia względnej wielkości powierzchni styku wprowadzono specjalny wskaźnik λ , którego definicja wyrażona jest wzorem (2.25).

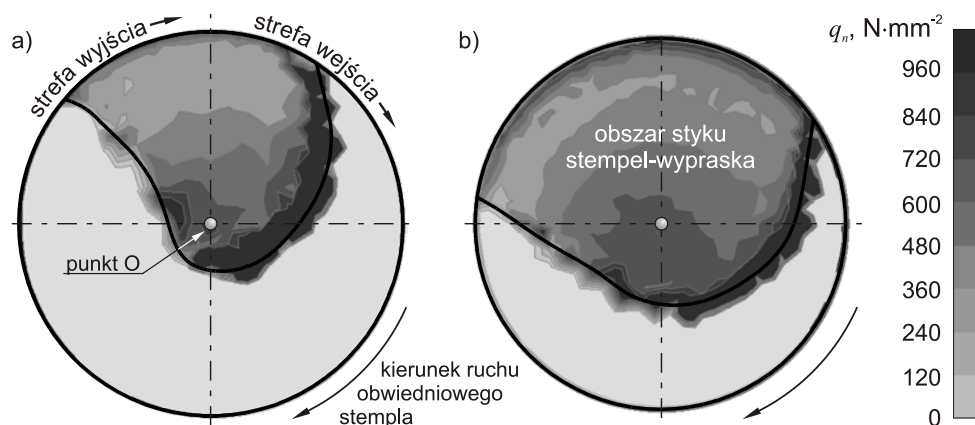
Ponieważ obecny stan wiedzy na temat powierzchni kontaktu stempla z wypraską oraz nacisku jednostkowego na tej powierzchni jest niedostateczny (rozdział 2), wykonano szereg analiz numerycznych mających na celu uzupełnienie tej wiedzy. Uzyskane wyniki badań własnych stanowią treść dalszej części niniejszego rozdziału.

Przedstawione informacje dotyczą procesu prasowania obwiedniowego wypraski, wykonanej ze stopu AlMgSi, której początkowa średnica wynosiła $d_0 = 20$ mm. Symulację MES przeprowadzono przyjmując, że proces kształtowania wypraski jest realizowany na prasie PXW-100A.

5.2.1. Prasowanie obwiedniowe tradycyjne według schematu (T)

Typowy kształt powierzchni styku stempel-wypraska wraz z rozkładem nacisku jednostkowego q_n , jaki powstaje podczas kształtowania przy dwóch różnych prędkościach dosuwu matrycy dolnej, pokazano na rys. 5.13. Analiza numeryczna wykazała, że wielkość powierzchni styku zależy w bardzo dużym stopniu od prędkości v_m . Przykładowo, zwiększenie prędkości dosuwu narzędzia dwukrotnie (tj. z prędkości v_{m2} do v_{m1} – wartości zdefiniowane w rozdziale 5.1.3) powoduje, że wskaźnik powierzchni styku λ zwiększa się o 57%, osiągając wartość ok. 0,63. Obliczenia numeryczne wykazały, że prasowanie obwiedniowe tradycyjne powinno być realizowane ze względną prędkością narzędzi dolnych $v_m \leq 2,2 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ (tj. $v_m \leq 5,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ w warunkach pracy prasy PXW-100A). Osiągnięcie tej granicznej prędkości v_m powoduje, że wskaźnik λ osiąga maksymalną wartość równą jeden – tzn. powierzchnia styku S jest równa całkowitej powierzchni S_c . W takich warunkach prasowanie obwiedniowe wypraski jest nieuzasadnione, ponieważ nie osiąga się kluczowego celu procesu – tj. obniżenia siły kształtowania w stosunku do spęczniania tradycyjnego.

Podobny efekt zmiany wielkości styku stempel-wypraska jest uzyskiwany poprzez zwiększenie wartości kąta γ pochylenia stempla. Również dla tego parametru procesu można wskazać pewne graniczne warunki realizacji prasowania obwiedniowego. Zgodnie z uzyskanymi wynikami analizy numerycznej stwierdza się, że proces prasowania obwiedniowego tradycyjnego nie należy realizo-



Rys. 5.13. Rozkład nacisku jednostkowego q_n oraz kształt powierzchni styku stempel-wypraska podczas procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego (T) wypraski wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_{m2} = 2,1382 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ (a) lub $v_{m1} = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ (b), zaawansowanie procesu wynosi 61%

wać przy kącie pochylenia stempla γ mniejszym od $0,5^\circ$. W takich warunkach, wskaźnik powierzchni styku λ osiąga wartość maksymalną, przy czym jest to niezależnie od względnej prędkości v_m ,

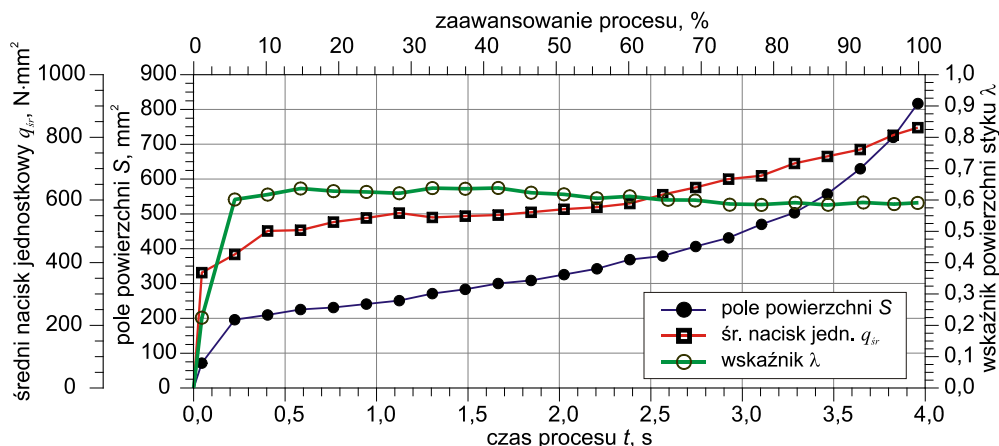
Powróćmy do zagadnienia nacisku jednostkowego q_n występującego na powierzchni styku stempel-wypraska. Zgodnie z rys. 5.13 zauważa się, że w strefie wejścia narzędzia w obszar kontaktu z materiałem, nacisk jednostkowy q_n osiąga wyjątkowo dużą wartość, przekraczającą poziom $975 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-2}$, gdy na zdecydowanej większości powierzchni styku nacisk q_n nie przekracza $340 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-2}$. Strefa, w której występują maksymalne naciski tworzy charakterystyczny wąski obszar przebiegający wzdłuż linii granicznej styku stempel-wypraska. Zjawisko to jest tłumaczone tym, że w obszarze maksymalnego nacisku następuje intensywne zgniatanie materiału – co jest efektem tzw. „wejścia” stempla w kontakt z wypraską. Natomiast nacisk jednostkowy, występujący na pozostałym obszarze powierzchni kontaktu stempla z materiałem, jest wywoływany tylko poprzez ciągły ruch dosuwowy narzędzia dolnego.

Zauważono również, że w otoczeniu punktu oznaczonego literą O (rys. 5.13) nacisk jednostkowy utrzymuje się na stosunkowo dużym poziomie, nie mniejszym niż 50% nacisku maksymalnego. Punkt ten (oraz jego najbliższe otoczenie) jest jedynym miejscem, gdzie narzędzie górne styka się z wypraską przez cały czas trwania procesu. Przy czym, wielkość obszaru otaczającego ten punkt

zależy głównie od prędkości v_m . Analiza numeryczna wykazała, że wzrost tej prędkości powoduje powiększanie obszaru otaczającego wspomniany punkt O.

Przykładowy przebieg zmiany wybranych parametrów, które są bezpośrednio powiązane z powierzchnią kontaktu stempla z wypraską podczas prasowania obwiedniowego tradycyjnego przy prędkości matrycy dolnej $v_{m1} = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, zamieszczono w formie wykresu na rys. 5.14. Pokazane zależności (pole powierzchni S , średni nacisk jednostkowy q_{sr} oraz wskaźnik powierzchni styku λ) są wyrażone w funkcji czasu procesu t oraz zaawansowania procesu kształtowania w ujęciu procentowym. Rysunek ten dotyczy przypadku prasowania obwiedniowego, dla którego kształt powierzchni styku pokazano na rys. 5.13b.

Obliczony przebieg zmiany pola powierzchni kontaktu stempla z wypraską można podzielić na trzy etapy. Najpierw następuje szybki wzrost wartości pola S . Jest to faza, w której narzędzie górne „wglębia się” w płaską, czołową powierzchnię materiału wsadowego. Następnie, przyrost wartości pola S jest równomierny i powolny – zmiana tego parametru ma charakter liniowy. Po osiągnięciu ok. 80% zaawansowania procesu kształtowania, rozpoczyna się ostatni etap zmiany wartości pola S . Następuje nieznaczna, stopniowa intensyfikacja przyrostu pola styku stempel-wypraska, co tłumaczy się dominacją płynięcia materiału w strefie powstającego kołnierza. Jego grubość znacząco maleje, co w efekcie powoduje przyspieszenie wzrostu średnicy kołnierza. Zjawisko to bezpośrednio wpływa na wielkości pola S .

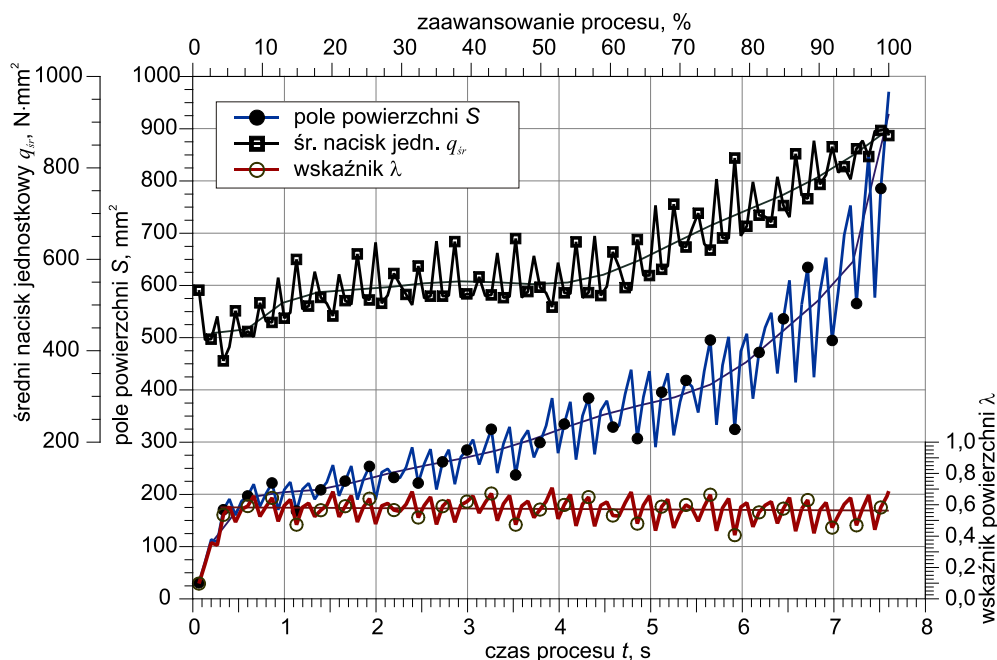


Rys. 5.14. Zmiana wartości trzech charakterystycznych parametrów powiązanych z powierzchnią styku stempel-wypraska podczas procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego (T) wypraski cylindrycznej z kołnierzem, gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_{m1} = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$

Natomiast analizując zmianę wskaźnika powierzchni styku λ stwierdza się, że jego wartość utrzymuje się na pewnym, ustalonym poziomie. Odchylenia wartości λ od pewnej średniej można uznać za pomijalne. Stąd wniosek, że kształt i względna wielkość powierzchni styku stempel-wypraska w prasowaniu obwiedniowym tradycyjnym zależy tylko od kąta γ wychylenia stempla oraz (w większym stopniu) względnej prędkości v_m dosuwu narzędzia dolnego.

5.2.2. Prasowanie obwiedniowe według schematu (R)

Symulację procesu prasowania obwiedniowego planetarnego, w którym narzędzie górne wykonuje ruch zgodny ze schematem (R), wykonano przyjmując, że matryca dolna przemieszcza się ze stałą prędkością $v_m = 2,14 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. Na rys. 5.15 przedstawiono uzyskane wyniki obliczeń, w formie przebiegu zmiany wybranych parametrów opisujących powierzchnię styku stempla z wypraską. Parametrami tymi są: pole powierzchni S , średni nacisk jednostkowy q_{sr} oraz wskaźnik pola styku λ . Na rysunku tym dodatkowo dołączono linie trendu



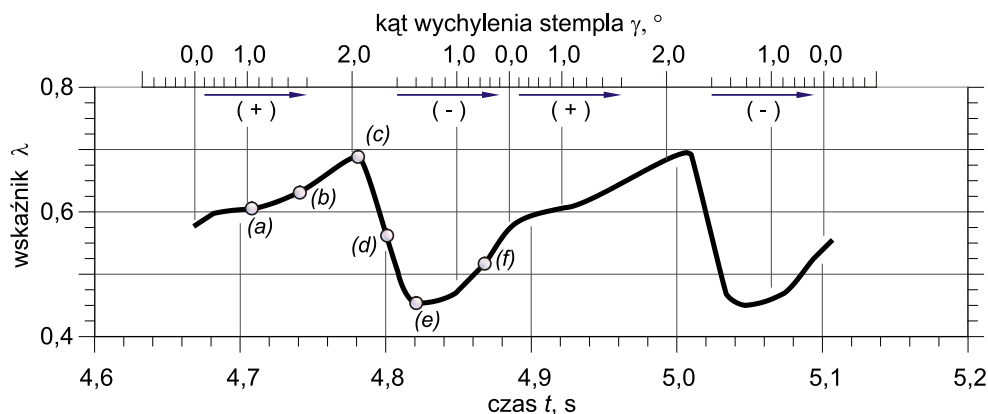
Rys. 5.15. Zmiana wartości trzech charakterystycznych parametrów powiązanych z powierzchnią styku stempel-wypraska podczas procesu prasowania obwiedniowego planetarnego zgodnie ze schematem (R), gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_{m1} = 2,14 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$

zmiany danego parametru. Uzyskano je poprzez aproksymację. Przyjmuje się, że linie te reprezentują chwilowe wartości średnie dla danego parametru.

Cechą charakterystyczną przebiegów (wyrażonych w funkcji czasu procesu) badanych parametrów jest ich oscylacyjny charakter, który wynika z ciągłej zmiany kąta wychylenia stempla (patrz: podrozdział 1.3.3). Zaobserwowana amplituda zmian tych parametrów wynosi ok. 30÷40% chwilowej wartości średniej.

Analizując trend zmiany dla średniego nacisku jednostkowego q_{sr} oraz pola powierzchni S stwierdza się, że parametry te zachowują się w podobny sposób jak w przypadku prasowania obwiedniowego tradycyjnego. Natomiast średnia wartość wskaźnika powierzchni styku λ (rys. 5.15) jest w zasadzie stała przez cały czas trwania procesu prasowania obwiedniowego, przy czym również i ten parametr odznacza się tym, że jego wartość zmienia się w sposób oscylacyjny. Taki charakter zmiany wskaźnika λ jest ściśle powiązany z kątem γ wahania stempla. Wykazano to na kolejnym rysunku 5.16, na którym pokazano zmiany wartości wskaźnika λ w wybranym fragmencie czasu procesu kształtowania. Jak wynika z tego wykresu, charakter tego przebiegu jest okresowy. Na podstawie analizy związków pomiędzy wskaźnikiem λ a kątem wahania γ stwierdza się, że:

- w zakresie wartości kąta γ wynoszącym $2,0^\circ \div 1,6^\circ$ (przyjmując, że wartość tego kąta maleje) obserwuje się gwałtowne zmniejszenie wskaźnika λ od wartości maksymalnej do minimalnej – zjawisko to jest spowodowane zmianą kierunku wychylania się narzędzia górnego;



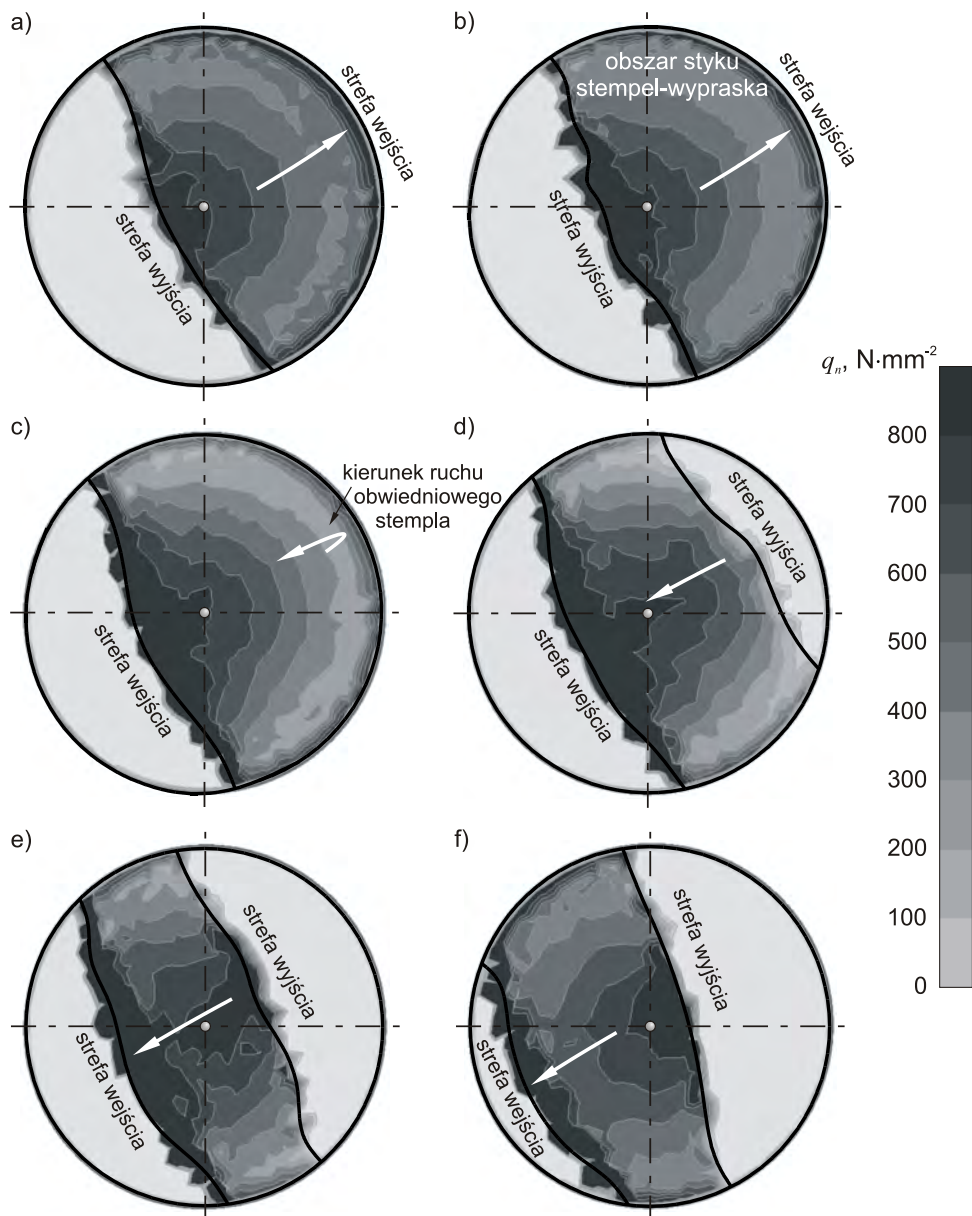
Rys. 5.16. Fragment wykresu z rys. 5.15 przedstawiający związek wskaźnika powierzchni styku λ z kątem wychylenia stempla γ dla procesu prasowania obwiedniowego planetarnego zgodnie ze schematem (R), gdzie: punkty (a-f) reprezentują wybrane momenty procesu (między innymi dla kolejnego rys. 5.17)

- zakres wartości kąta γ od $1,6^\circ$ do $1,4^\circ$ (wartość γ nadal maleje) jest zakresem, w którym wskaźnik λ nie zmienia się – jest to faza przejściowa, po której rozpoczyna się etap wzrostu wartości λ ;
- wzrost wartości wskaźnika λ składa się z dwóch faz – pierwsza faza charakteryzuje się stosunkowo szybkim wzrostem wartości λ , natomiast etap drugi cechuje się wolnym, monotonnym przyrostem wskaźnika λ ; faza pierwsza to okres zmniejszania kąta γ z wartości ok. $1,4^\circ$ do $0,0^\circ$; druga faza obejmuje czas wzrostu kąta γ od $0,0^\circ$ do $2,0^\circ$ – przy czym, przez cały czas trwania wyróżnionych trzech faz (tj. przejściowej, pierwszej i drugiej) przyrostu wartości wskaźnika λ , nie występuje gwałtowna zmiana kierunku wychylania się stempla.

Uzupełnieniem informacji przedstawionych na rys. 5.16 jest kształt powierzchni styku stempla z wypraską, wraz z obliczonym rozkładem nacisku jednostkowego q_n , który pokazano na kolejnym rys. 5.17. Poszczególne przypadki (oznaczone literami a÷f) reprezentują odpowiednie momenty kształtowania wypraski, które zdefiniowano na poprzednim rys. 5.16. Dodatkowo na rys. 5.17, za pomocą strzałek pokazano umowny kierunek i zwrot ruchu wahającego wykonywanego przez narzędzie w danej chwili. Natomiast strzałka dołączona do rys. 5.17c informuje, że w danym momencie następuje zmiana kierunku ruchu stempla, a kąt pochylenia tego narzędzia wynosi ok. 2° (porównaj z rys. 5.16).

Pierwsze trzy rysunki (5.17a÷c) reprezentują momenty procesu prasowania obwiedniowego, w których kąt wychylecia narzędzia γ wzrasta od wartości ok. $1,0^\circ$ do wartości maksymalnej wynoszącej $2,0^\circ$. Zaobserwowano, że koncentracja nacisku jednostkowego q_n jest zlokalizowana głównie w otoczeniu punktu środkowego (tj. środka ruchu kulistego oznaczanego literą O, który zawsze znajduje się na powierzchni materiału). W tym przypadku obszar koncentracji nacisku jednostkowego rozciąga się również na całą linię, która wyraża granicę dla strefy wyjścia z obszaru styku stempel-wypraska.

Kolejne rysunki (rys. 5.17d÷f) przedstawiają przypadki, w których kąt γ maleje od wartości maksymalnej (tj. $2,0^\circ$) do wartości zerowej. Powierzchnia styku stempel-wypraska przyjmuje postać stosunkowo wąskiego paska, którego szerokość (liczona wzdłuż kierunku ruchu obwiedniowego) jest zdeterminowana przez względną prędkość v_m dosuwu narzędzia dolnego (gdy prędkość $v_m > 2 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$, szerokość tego obszaru jest bliska średnicy wypraski). W analizowanych momentach procesu, wyróżnia się dwie (w przybliżeniu równoległe) linie graniczne, które określają strefę wejścia i wyjścia do (z) obszaru styku stempel-wypraska. Zauważono, że po stronie strefy wyjścia koncentracja jednostkowego nacisku q_n występuje tylko w sytuacji, gdy linia graniczna znajduje



Rys. 5.17. Rozkład nacisku jednostkowego q_n oraz kształt powierzchni styku stempla z wypraską, podczas procesu prasowania obwiedniowego planetarnego (R) wypraski wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_m = 2,14 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, a ÷ f – momenty kształtowania, zdefiniowane przez punkty naniesione na rysunek 5.16

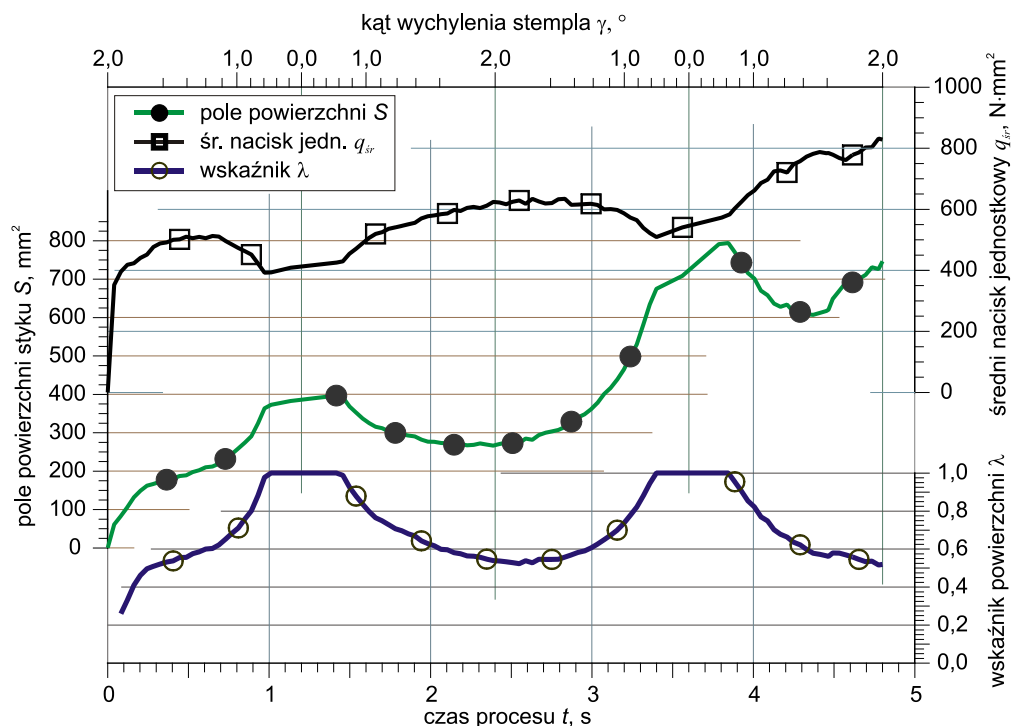
się w otoczeniu punktu środkowego. Natomiast po stronie strefy wejścia, zawsze występuje koncentracja nacisku q_n , którego wartość znacząco przekracza średni nacisk jednostkowy q_{sr} (podany na rys. 5.15). Zjawisko koncentracji nacisku jednostkowego q_n w rozpatrywanej strefie jest efektem nie tylko ciągłego dosuwu wypraski poprzez narzędzie dolne, ale również zwiększonej intensyfikacji zgniotu materiału wywołanego przez narzędzie „wchodzące” w kontakt z wypraską.

Końcowym wnioskiem badań zagadnienia związanego z powierzchnią styku stempel-wypraska w procesie prasowania obwiedniowego według schematu (R), jest stwierdzenie, że gwałtowna zmiana kierunku wychylania narzędzia górnego powoduje wyraźne zmniejszenie względnego pola powierzchni kontaktu stempla z materiałem. Jeżeli kierunek wychylania stempla jest niezmienny, to wraz ze zmianą kąta γ obserwuje się przyrost względnej wielkości pola powierzchni styku. Etap takiej zmiany wskaźnika λ jest dwufazowy. Gdy kąt γ maleje do zera, prędkość przyrostu wartości λ jest stosunkowo duża. Natomiast po osiągnięciu przez kąt γ wartości zero i gdy następuje jego przyrost (ale bez zmiany kierunku ruchu narzędzia), prędkość zmiany wartości wskaźnika λ jest już stosunkowo mała. Wniosek ten można uogólnić na wszystkie przypadki prasowania obwiedniowego planetarnego, w których ruch stempla jest zgodny ze schematem tzw. „po rozecie” (lub „krzywej wielolistnej”).

5.2.3. Prasowanie obwiedniowe według schematu (S)

Symulację procesu prasowania obwiedniowego spiralnego, w którym stempel wykonuje ruch według schematu (S), wykonano zakładając, że matryca dolna przemieszcza się ze stałą prędkością $v_m = 3,38 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$. Uzasadnienie wyboru takiej wartości v_m zawarte jest we wcześniejszym podrozdziale 5.1.3. Na rys. 5.18 przedstawiono uzyskane dla tego przypadku wyniki obliczeń, w formie przebiegu zmiany charakterystycznych parametrów opisujących powierzchnię styku stempla z wypraską.

Przebieg zmiany rozpatrywanych trzech parametrów (rys. 5.18) nie jest monotoniczny, a kształt wykresów opisujących te zmiany zależy ściśle od chwilowego pochylenia stempla – tj. od kąta γ . Na przykładzie pola powierzchni styku S , można wskazać następujące przedziały cyklu zmiany wartości tego parametru. Wraz ze zmniejszaniem się kąta γ , od wartości maksymalnej (wynoszącej $2,0^\circ$) do wartości $0,6^\circ$, pole powierzchni S powiększa się w sposób wykładniczy. Następnie, charakter zmiany pola S przekształca się na liniowy, a lokalne maksimum osiągane jest przy wartości kąta $\gamma = 0,6^\circ$ – ale tylko wtedy, gdy kąt wychylenia stempla jest już w fazie wzrostu. Po osiągnięciu lokalnego ekstremum przez pole S , wartość tego parametru gwałtownie maleje – również w sposób wykładniczy. Zmiana ta jest spowodowana postępującym przyrostem wartości



Rys. 5.18. Zmiana wartości trzech charakterystycznych parametrów powiązanych z powierzchnią styku stempel-wyrpaska podczas procesu prasowania obwiedniowego spiralnego zgodnie ze schematem (S), gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_m = 3,38 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

kąta γ . W momencie zbliżania się do maksymalnego wychylenia stempla, pole S osiąga lokalne minimum. Jednocześnie zauważa się, że w momencie rozpoczęcia fazy przyrostu wartości pola powierzchni styku stempel-wyrpaska, następuje łagodna zmiana monotoniczności wykresu opisującego przebieg tej wartości.

Analiza przebiegu zmiany kolejnego parametru – tj. wskaźnika powierzchni styku λ , pozwala stwierdzić, że jego wartość jest funkcją tylko kąta pochylenia stempla γ . Wskaźnik λ osiąga maksimum (wynoszące 1,0) w przedziale wartości kąta γ wynoszącym $0,0^\circ \pm 0,6^\circ$. Natomiast wartość minimalna tego parametru (tj. 0,52) jest uzyskiwana, gdy kąt pochylenia stempla wynosi ok. $2,0^\circ \div 1,8^\circ$ – przy czym pochylenie γ znajduje się w fazie zmniejszania wartości.

Również sposób zmiany średniego nacisku jednostkowego q_{sr} jest uzależniony od kąta wychylenia stempla γ . W tym przypadku obserwuje się, że ogólny

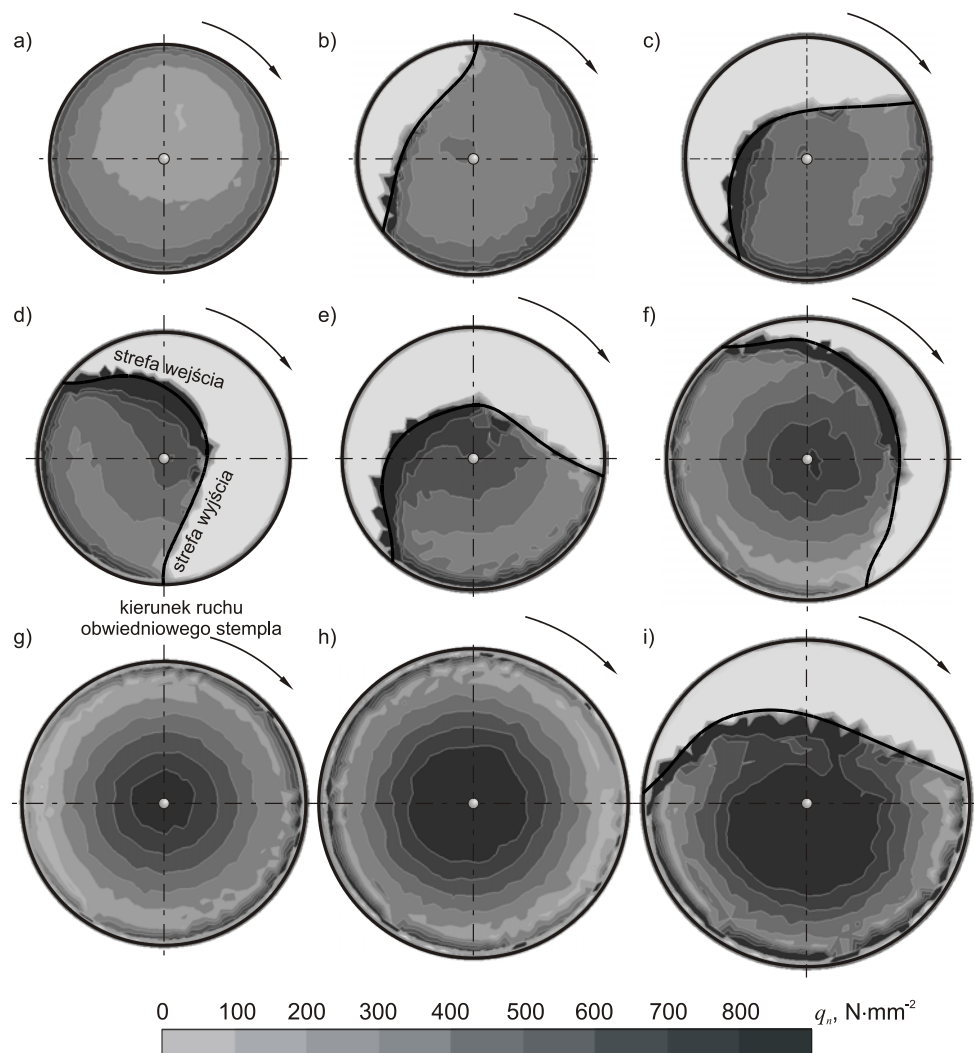
trend zmiany tego parametru jest monotoniczny rosnący. Jednak można wskazać pewne, niewielkie etapy, w którym wartość q_{sr} chwilowo maleje wraz z postępem procesu kształtowania wypraski, pomimo, że wartości pozostałych parametrów (tj. pola S i wskaźnika λ) nadal wzrastają. Zjawisko to jest obserwowane, gdy wychylenie stempla maleje, a kąt γ przyjmuje wartość z przedziału $1,2^\circ \div 0,6^\circ$.

Uzupełnieniem podanych informacji na temat zagadnienia kontaktu stempla z wypraską, dla omawianego procesu prasowania obwiedniowego, są wyniki obliczeń w postaci wyznaczonego kształtu powierzchni styku stempla z wypraską, wraz z uzyskanym rozkładem nacisku jednostkowego q_n . Wyniki te, dla wybranych charakterystycznych momentów procesu prasowania obwiedniowego, pokazano na kolejnym rys. 5.19. Porównując te wyniki z danymi pokazanymi na poprzednim rys. 5.13 (gdy stempel wykonywał ruch obwiedniowy tradycyjny), stwierdza się, że istnieje pewne podobieństwo pomiędzy tymi dwoma rodzajami ruchu obwiedniowego. Jednak podobieństwo te występuje tylko w szczególnych momentach – przede wszystkim gdy kąt γ jest dostatecznie duży.

Zwracając uwagę na rozkład nacisku jednostkowego q_n pokazanego na rys. 5.19g oraz 5.19h – tj. dla przypadku, gdy kąt γ jest stosunkowo mały – stwierdza się, że na powierzchni styku powstaje wyraźna koncentracja nacisków w centralnej części wypraski. Jest to typowy rozkład, jaki jest obserwowany również podczas tradycyjnego spęczania kowadłami płaskimi [11, 24, 43]. W pozostałych przypadkach procesu, tj. gdy kąt $\gamma > 0,6^\circ$ oraz wskaźnik $\lambda < 1$, wyraźna koncentracja nacisku jednostkowego q_n jest zlokalizowana również w strefie wejścia do obszaru styku stempla z wypraską. Powód powstania takiego rozkładu nacisku jest taki sam, jak w przypadku prasowania obwiedniowego zgodnego z innymi, wcześniej omówionymi schematami.

Reasumując i uogólniając rezultaty analizy wyników, przedstawionych na rysunkach 5.18 i 5.19, stwierdza się, że:

- gdy stempel wykonuje ruch wahający tzw. „po spirali” oraz chwilowy kąt jego pochylenia γ przekracza wartość $0,6^\circ$, to proces prasowania obwiedniowego (przy takich warunkach) jest podobny do procesu, w którym zastosowano ruch narzędzia zgodny ze schematem tzw. „po okręgu” o ściśle określonej wartości kąta γ ;
- w przypadku, gdy wartości kąta γ są mniejsze od $0,5^\circ$, charakter prasowania obwiedniowego spiralnego jest podobny do procesu prostego spęczania narzędziem o stożkowej powierzchni czołowej;
- charakter parametrów oraz warunki realizacji procesu prasowania obwiedniowego są silnie zdeterminowane od wartości kąta γ oraz względnej prędkości v_m dosuwu narzędzi dolnych.



Rys. 5.19. Rozkład nacisku jednostkowego q_n oraz kształt powierzchni styku stempla z wypraską podczas procesu prasowania obwiedniowego spiralnego (S) wypraski wykonanej ze stopu AlMgSi, gdy prędkość matrycy dolnej wynosi $v_m = 3,38 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; kolejne fazy procesu kształtowania: a) $t = 1,34 \text{ s}$, $\gamma = 0,35^\circ \uparrow$; b) $t = 1,62 \text{ s}$, $\gamma = 1,04^\circ \uparrow$; c) $t = 2,02 \text{ s}$, $\gamma = 1,76^\circ \uparrow$; d) $t = 2,51 \text{ s}$, $\gamma = 1,98^\circ \downarrow$; e) $t = 2,79 \text{ s}$, $\gamma = 1,74^\circ \downarrow$; f) $t = 3,24 \text{ s}$, $\gamma = 0,91^\circ \downarrow$; g) $t = 3,40 \text{ s}$, $\gamma = 0,52^\circ \downarrow$; h) $t = 3,80 \text{ s}$, $\gamma = 0,53^\circ \uparrow$; i) $t = 4,09 \text{ s}$, $\gamma = 1,19^\circ \uparrow$; gdzie symbole $\uparrow \downarrow$ oznaczają odpowiednio etap zwiększania lub zmniejszania wartości kąta γ

5.2.4. Prasowanie obwiedniowe według schematu (P)

Proces prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch wahający zgodny ze schematem (P), wykazuje pewne podobieństwo do procesu, który scharakteryzowano w podrozdziale 5.2.2. Takie parametry jak: kształt powierzchni styku stempel-wypraska, rozkład nacisku jednostkowego q_n oraz przebieg zmiany wskaźnika λ zachowują się w zasadzie w identyczny sposób, jak to przedstawiono dla przypadku prasowania obwiedniowego planetarnego.

Dlatego w ramach tego podrozdziału autor ograniczy się do podania wniosku ostatecznego, który sformułowano na drodze analizy porównawczej uzyskanych wyników badań teoretycznych. Mianowicie stwierdza się, że pod względem parametrów siłowych oraz kształtu i wielkości powierzchni kontaktu stempla z wypraską, procesy prasowania obwiedniowego zgodnie ze schematem (P) oraz (R) są w bardzo dużym stopniu podobne. Jediną różnicą jest to, że w wyprasce kształtowanej przy schemacie (P), w wyniku ukierunkowania promienistego płynięcia materiału powstaje kołnierz o charakterystycznym nieregularnym kształcie – rys. 3.32 oraz rys. 3.34. Ta cecha sprawia, że kształtowanie w tym schemacie jest polecane dla wyprasek o osi wydłużonej.

6. ANALIZA STANU NAPRĘŻENIA I PŁYNIĘCIA MATERIAŁU

Zagadnienia dotyczące zarówno naprężenia i odkształcenia panującego w wyprase, jak i również plastycznego płynięcia materiału podczas prasowania obwiedniowego, omówiono już w rozdziale 2 w ramach przeglądu literatury specjalistycznej. Dla przykładu można wskazać, że wyniki opublikowane przez G. Liua [28÷30] lub H.K. Oha [39, 40] uzyskane zostały na drodze analizy, w której przyjęto szereg uproszeń. Z uwagi na postęp technologii komputerowej, obecne możliwości realizacji bardzo dokładnych analiz numerycznych są zdecydowanie większe, niż jeszcze kilkanaście lat temu. Dlatego też zdecydowano, że wspomniane zagadnienia teorii prasowania obwiedniowego zostaną zweryfikowane i uzupełnione w ramach badań własnych. Ponadto warto nadmienić, że wyniki zawarte w pracach [28÷30, 39, 40] dotyczą tylko procesu prasowania obwiedniowego, w którym narzędzie górne wykonuje ruch obwiedniowy tradycyjny lub ruch uproszczony, często nazywany rotacyjnym [68]. Uproszczenie ruchu polega na tym, że narzędzie wykonuje tylko obrót precesyjny wokół głównej osi, a obrót własny (wokół osi narzędzia) jest pomijany. Dodatkowo, autorzy wspomnianych publikacji niejednokrotnie przyjmowali takie wartości dla parametrów procesu, które znacząco odbiegają od powszechnie stosowanych w maszynach przemysłowych.

Przedstawione w dalszej części rozdziału wyniki badań własnych dotyczą procesu prasowania obwiedniowego, który jest realizowany na prasie PXW-100A. Zakłada się, że wypraska walcowa, wykonana ze stopu AlMgSi oraz posiadająca wymiary początkowe $d_0 = 20$ mm i $h_0 = 34$ mm, jest kształtowana ze stałą prędkością dosuwu matrycy dolnej $v_m = 4,1$ mm·s⁻¹ (rys. 3.1). Narzędzie górne wykonuje ruch obwiedniowy według schematu (T) lub schematu (R) – zgodnie z definicją podaną w tabeli 3.6. Ponadto zbudowany model numeryczny procesu jest zgodny z wcześniejszym opisem, umieszczonym w rozdziale 3.6.

Ponadto na podstawie wyników własnych, przedstawionych w poprzednim rozdziale, autor zakłada, że w pewnych zakresach procesy prasowania realizowane według schematu (T) oraz schematu (S) są do siebie podobne. Pozwala to uogólnić rezultaty badań, które uzyskano dla jednego przypadku kształtowania na przypadek drugi. Podobne założenie przyjęto dla procesów realizowanych zgodnie ze schematem (R) i (P).

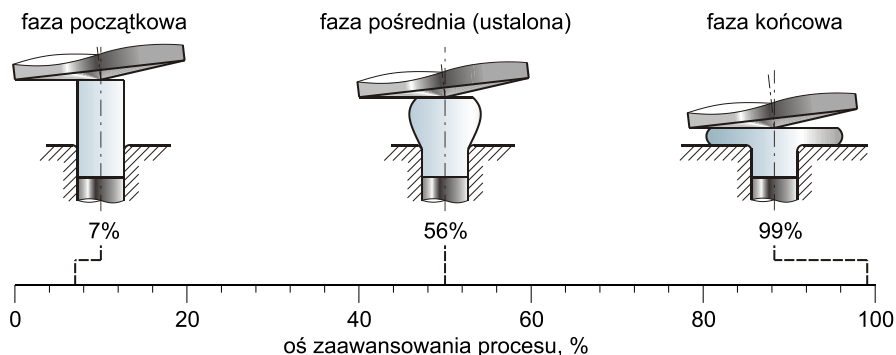
6.1. Prasowanie obwiedniowe tradycyjne

Stan naprężenia oraz charakter płynięcia materiału (na podstawie analizy prędkości odkształcenia), dla wypraski prasowanej obwiedniowo zgodnie ze schematem (T), opisano dla trzech charakterystycznych faz procesu prasowania. Zgodnie z rys. 6.1 są to:

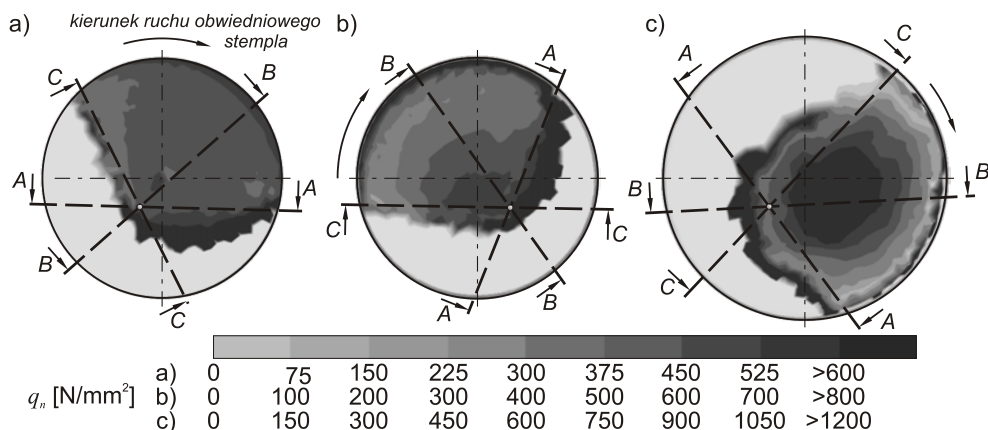
- faza początkowa, w której wsad jest w niewielkim stopniu odkształcony, a jego kształt jest nadal walcowy;
- faza pośrednia (ustalona) – wsad jest spęczany równomiernie na całej swobodnej części wystającej z matrycy dolnej;
- faza końcowa, w której realizowane jest kształtowanie kołnierza poprzez redukcję jego grubości.

Dla każdej z podanych faz kształtowania wypraski, wyznaczono rozkłady parametrów charakterystycznych dla stanu naprężenia oraz prędkości odkształcenia. Rozkłady te przedstawiono na trzech typowych przekrojach osiowych. Zgodnie z rys. 6.2 (na którym zdefiniowano lokalizację tych przekrojów) są to przekroje A-A, B-B oraz C-C. Reprezentują one odpowiednio tzw. strefę wejścia, strefę środkową oraz strefę wyjścia. Strefy te umownie określają sposób realizacji kontaktu stempla z wypraską – zagadnienie to omówiono już szczegółowo w rozdziale 5.2.

Na wspomnianym rysunku 6.2 pokazano również rozkład nacisku jednostkowego q_n występującego na powierzchni styku stempel-wypraska. Posłużył on między innymi do poprawnego wybrania lokalizacji wspomnianych przekrojów osiowych. Ponadto informacje o nacisku wywieranym przez narzędzie na wypraskę zostaną częściowo wykorzystane podczas omawiania zagadnienia stanu naprężenia oraz sposobu płynięcia materiału.



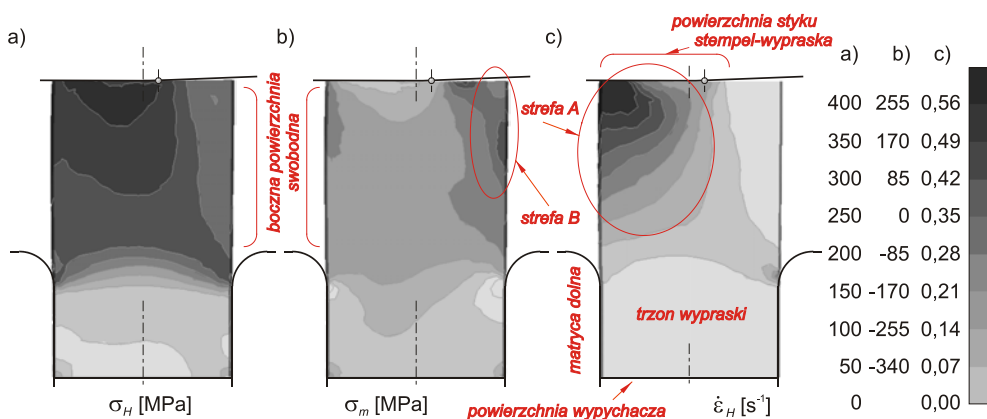
Rys. 6.1. Trzy charakterystyczne fazy procesu prasowania obwiedniowego tradycyjnego stanowiące momenty kształtowania wypraski, dla których przedstawiono wyniki badań własnych; opis w tekście



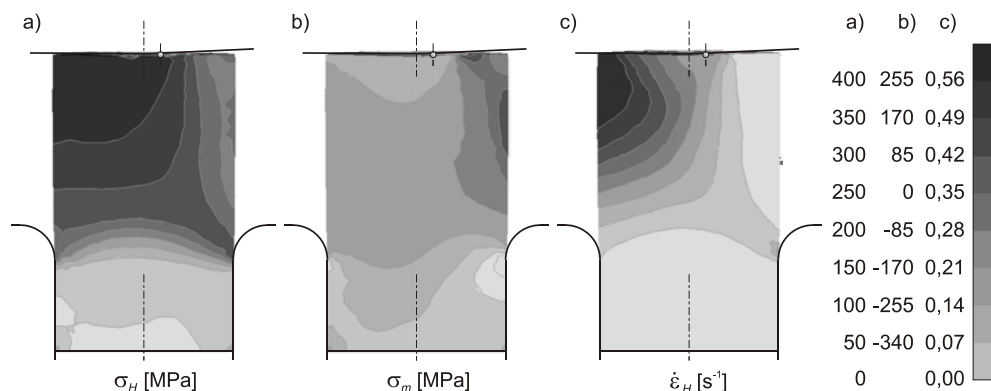
Rys. 6.2. Widok powierzchni czołowej wypraski (od strony stempla) oraz rozkład nacisku jednostkowego q_n wraz z definicją przekrojów osiowych A-A, B-B i C-C; zaawansowanie procesu prasowania obwiedniowego wynosi 7% (a), 56% (b), 99% (c); opis w tekście

6.1.1. Faza początkowa

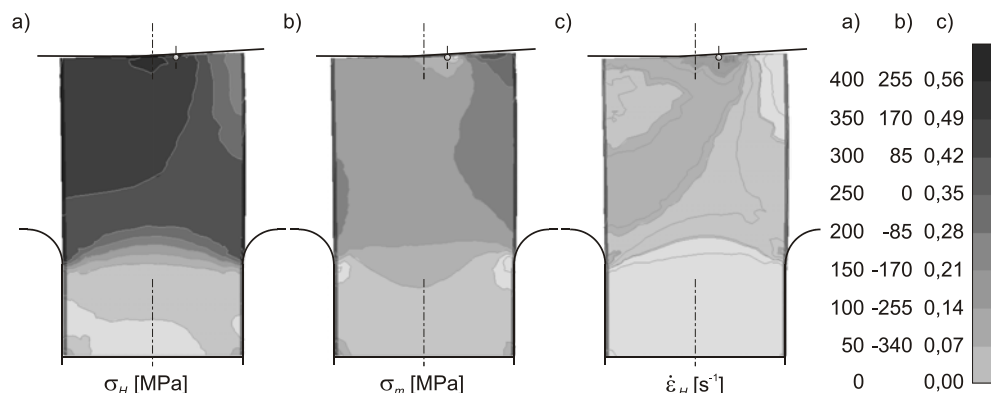
Na kolejnych rysunkach 6.3÷6.5 przedstawiono rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m oraz intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, obliczony kolejno w trzech przekrojach osiowych wypraski. Lokalizacja tych przekrojów została podana na rys. 6.2a.



Rys. 6.3. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju A-A; faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)



Rys. 6.4. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju B-B; faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)

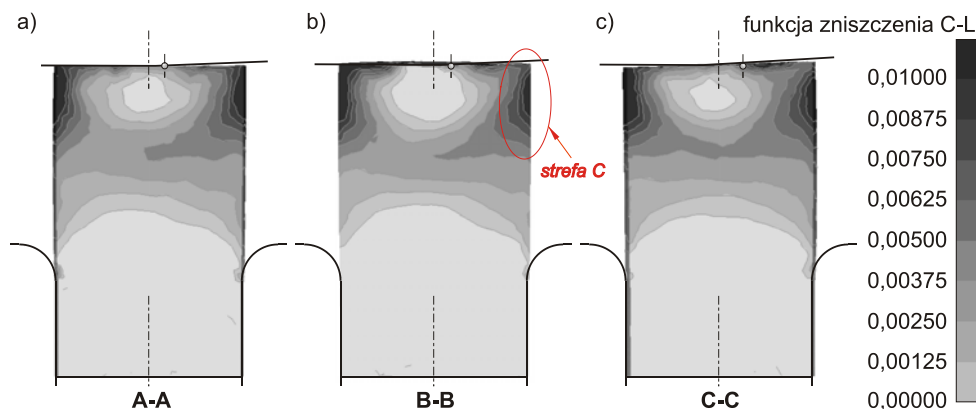


Rys. 6.5. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju C-C; faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)

Analiza wyników wykazała, że najbardziej wyciężony obszar materiału znajduje się pomiędzy powierzchnią styku stempel-wypraską a trzonem wypraski, który jest osadzony w matrycy dolnej. Na rys. 6.3 obszar ten zaznaczono jako strefę A. Największe wartości naprężenia σ_H w tej strefie są osiągane zawsze w miejscu, tuż przy powierzchni roboczej narzędzia górnego. Czynnikiem decydującym o poziomie wyciężenia materiału oraz wielkości obszaru największych naprężeń σ_H jest bezpośrednie oddziaływanie powierzchni roboczej stempla na wypraskę. Zaobserwowano również, że charakter rozkładu intensywności prę-

kości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ jest bardzo podobny do uzyskanego rozkładu intensywności naprężenia. Wyjątkiem jest przekrój C-C (rys. 6.5c), który reprezentuje strefę wyjścia z kontaktu stempel-wypraska. W tym przekroju intensywność płynięcia materiału jest bardziej jednorodna i praktycznie nie występuje wyraźna miejscowa koncentracja $\dot{\epsilon}_H$.

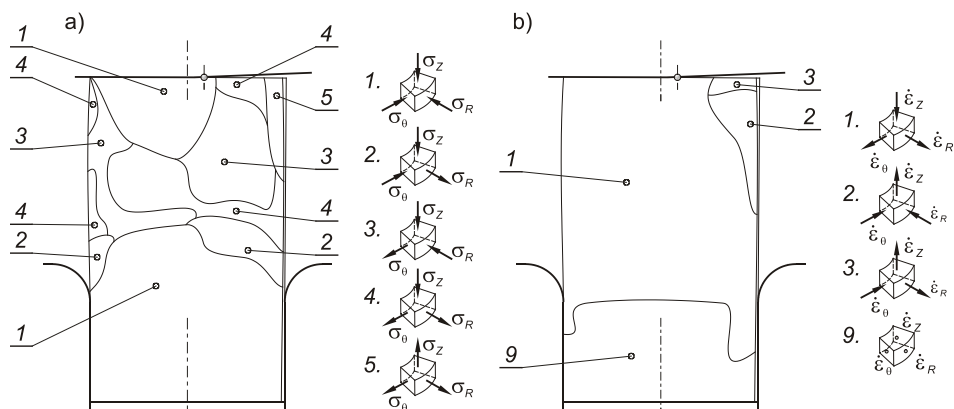
Natomiast analizując rozkład naprężenia średniego σ_m (wyznaczonego w rozpatrywanych przekrojach osiowych wypraski) stwierdza się, że zawsze istnieje pewien, niewielki obszar materiału, gdzie σ_m osiąga wartości większe od zera. Obszar ten jest zlokalizowany tuż przy powierzchni swobodnej wsadu (strefa B na rys. 6.3b). Powodem wystąpienia tak niekorzystnego naprężenia w podanej strefie wypraski jest brak bezpośredniego oddziaływania narzędzi na materiał. Uzupełnieniem informacji dotyczących naprężenia średniego może być obliczony rozkład funkcji zniszczenia (3.4), który pokazano na rys. 6.6. Na jego podstawie można sądzić, że już od samego początku procesu prasowania obwiedniowego istnieje taka strefa materiału (oznaczona literą C na rys. 6.6b), w której zarówno naprężenie σ_m , jaki i wartość funkcji zniszczenia są niekorzystne. Uwzględniając rys. 4.13, strefa C pokrywa się z miejscem pojawienia się potencjalnych pęknięć w wyprasce.



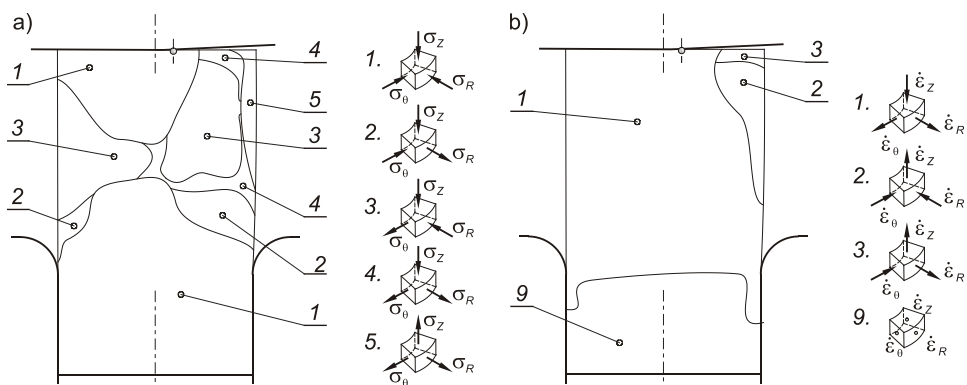
Rys. 6.6. Rozkład funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama (3.4) w charakterystycznych przekrojach osiowych wypraski podczas początkowej fazy prasowania obwiedniowego

Na kolejnych rysunkach 6.7÷6.9 przedstawiono schematycznie stany naprężenia i prędkości odkształcenia, jakie powstają w wyprasce w początkowej fazie prasowania. Stany te są wyrażone za pomocą składowych naprężeń normalnych (prędkości odkształceń liniowych), przyjmując walcowy układ współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$. Określając charakter poszczególnych składowych założono, że mogą

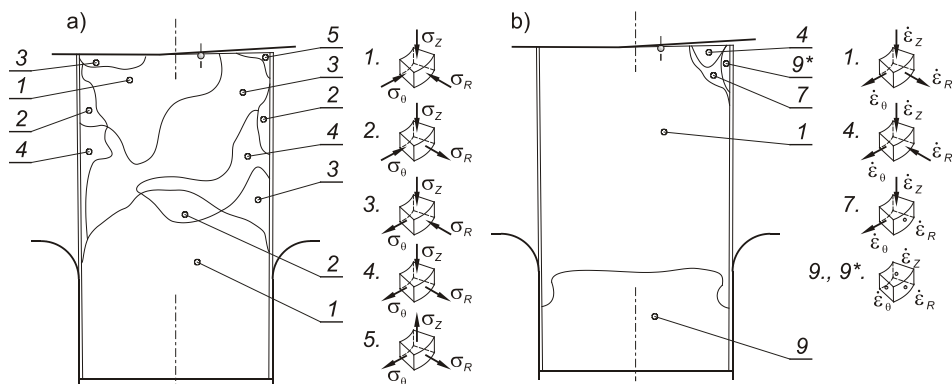
one być albo rozciągające, ściskające lub równe zero. Zerowa wartość składowej oznacza, że nie występuje ona, a stan naprężenia (prędkości odkształcenia) sprowadza się do nietrójosowego. Na rysunkach tych, schematy badanych parametrów przedstawiono umownie za pomocą sześcianu, na którego ściankach zaznaczono składowe w sposób umowny. Strzałka skierowana do ścianki sześcianu oznacza, że dana składowa posiada charakter ściskający, strzałka zwrócona od ścianki – składowa ma charakter rozciągający. Natomiast brak



Rys. 6.7. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój A-A, faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)



Rys. 6.8. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój B-B, faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)



Rys. 6.9. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój C-C, faza początkowa prasowania obwiedniowego (7%)

strzałki (punkt na ściance) jest równoważny z tym, że w danym kierunku ma wartość równą zero (lub pomijalnie małą). W przypadku analizy stanu prędkości odkształcenia, jeżeli dana składowa przyjmuje wartość zero, to taką sytuację interpretuje się w ten sposób, że w danym kierunku materiał w ogóle nie płynie plastycznie.

Na podstawie pokazanych wyników stwierdza się, że charakter naprężenia (panujący w wyprasce) jest bardzo złożony – można wskazać co najmniej pięć różnych obszarów. W największej strefie, oznaczonej cyfrą (1), materiał jest wszechstronnie ściskany, co jest pożądane. Obszar o takim stanie naprężenia znajduje się przede wszystkim w trzonie wypraski, który jest otoczony powierzchniami narzędzi dolnych. Pozostała część materiału, która charakteryzuje się takim samym stanem, znajduje się w bliskim sąsiedztwie z powierzchnią roboczą stempla. To spostrzeżenie jest zgodne z obecnym stanem wiedzy [28, 39, 54], że bezpośrednie oddziaływanie narzędzi na wypraskę powoduje wytworzenie się stref (w pobliżu styku narzędzie-wypraska) o korzystnym stanie naprężenia.

Najbardziej niekorzystnym obszarem materiału jest strefa (5), znajdująca się tuż przy bocznej powierzchni swobodnej wyrobu. W strefie tej stan naprężenia jest wszechstronnie rozciągający. Natomiast w pozostałych obszarach materiału, naprężenie obwodowe σ_θ (i/lub promieniowe σ_R) ma charakter rozciągający, a naprężenie osiowe σ_Z jest zawsze ściskające.

Szczegółowa analiza charakteru naprężenia występującego w spęczanej części wypraski (pomijając trzon umiejscowiony w matrycy dolnej) wykazała, że w przekroju A-A (rys. 6.7a – tzw. strefa wejścia) dominują dwa stany – wszech-

stronne ściskanie oraz stan, w którym jedno ze składowych naprężenia (obwodowe σ_θ lub promieniowe σ_R) ma charakter rozciągający, przy czym pozostałe składowe to naprężenia ściskające. W przekroju środkowym wypraski (tj. B-B – rys. 6.8a) oprócz stanu naprężenia wszechstronnie ściskającego dominuje również stan, w którym tylko naprężenie obwodowe σ_θ ma charakter rozciągający. Natomiast w przekroju C-C (rys. 6.9a – tzw. strefa wyjścia) stan naprężenia jest w dużym stopniu podobny do stanu naprężenia, jaki zaobserwowano w przekroju A-A. Różnicą jest to, że obszar naprężeń wszechstronnie rozciągających (5) jest mocno ograniczony, a w strefie przylegającej do bocznej powierzchni swobodnej wypraski, dominuje stan oznaczony jako (2). Jest to stan, w którym tylko naprężenie promieniowe σ_R ma charakter rozciągający.

Analizując dodatkowo płynięcie materiału oraz intensywność jego odkształcania (na podstawie charakteru prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$) stwierdza się, że materiał znajdujący się w matrycy dolnej – obszar oznaczony jako (9) – nie doznaje w zasadzie żadnych widocznych odkształceń plastycznych. Pozostała część wypraski znajduje się w stanie plastycznym, a charakter odkształceń materiału (w poszczególnych strefach wypraski) jest zależny od tego, czy na daną strefę oddziałuje stempel w sposób bezpośredni. Zauważa się, że materiał zlokalizowany w bliskim sąsiedztwie do swobodnych powierzchni wypraski charakteryzuje się bardzo złożonym schematem płynięcia. W przekroju A-A (rys. 6.7b) oraz B-B (rys. 6.8b) stan prędkości odkształcenia charakteryzuje się tym, że przy bocznej powierzchni swobodnej wypraski, materiał w kierunku osiowym jest rozciągany, a w kierunkach promieniowym i obwodowym – jest ściskany. Oznacza to, że w otoczeniu tej strefy wysokość wypraski ma tendencję do zwiększania się kosztem zmniejszenia przekroju poprzecznego. Przy czołowej powierzchni swobodnej wypraski, zmienia się charakter odkształcenia promieniowego – wypraska w tym kierunku powiększa swoją średnicę. W przekroju C-C (rys. 6.9b) przy bocznej powierzchni swobodnej wypraski pojawia się obszar sztywny (9*), który determinuje zachowanie się materiału w swoim otoczeniu. Materiał przylegający do czołowej powierzchni wypraski – strefa (4) – jest rozciągany w kierunku obwodowym, a w pozostałych dwóch kierunkach jest ściskany. Wypraska w tym obszarze ma tendencję do zwiększania swojego obwodu, ale kosztem zmniejszenia wysokości oraz średnicy. Kolejna strefa (7), otaczająca dwa wcześniej wspomniane obszary, jest przejściową pomiędzy obszarem (1) a obszarami (4) i (9*). Strefa ta charakteryzuje się tym, że składowa prędkości odkształcenia w kierunku promieniowym jest równa zero.

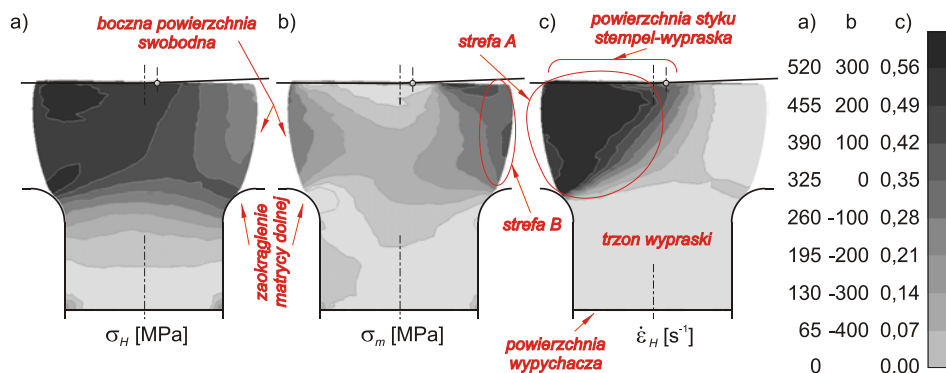
Reasumując wykonaną analizę dla początkowej fazy procesu prasowania obwiedniowego wypraski stwierdza się, że:

- nacisk górnego narzędzia na wypraskę powoduje, że w materiale przylegającym do powierzchni styku stempel-wypraska stan naprężenia i stan prędkości odkształcenia są w stosunkowo dużym stopniu równomierne;

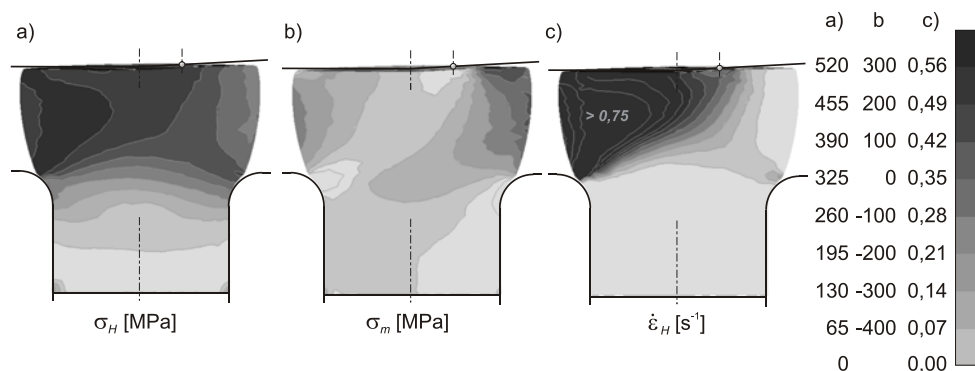
- występują obszary materiału o niekorzystnym stanie naprężenia, które znajdują się w pobliżu powierzchni swobodnej wypraski;
- materiał w otoczeniu swobodnej powierzchni czołowej wypraski (tj. poza stykiem stempla z materiałem) charakteryzuje się stanem naprężenia i prędkości odkształcenia, który odznacza się wyjątkowo niekorzystnym schematem;
- największe wyteżenie materiału oraz największa intensywność jego płynięcia występuje w obszarze, który znajduje się bezpośrednio przy powierzchni kontaktu stempel-wypraska, przy czym w tzw. strefie wejścia intensyfikacja odkształcenia jest znacząca i determinuje zachowanie się materiału w najbliższym otoczeniu.

6.1.2. Faza ustalona

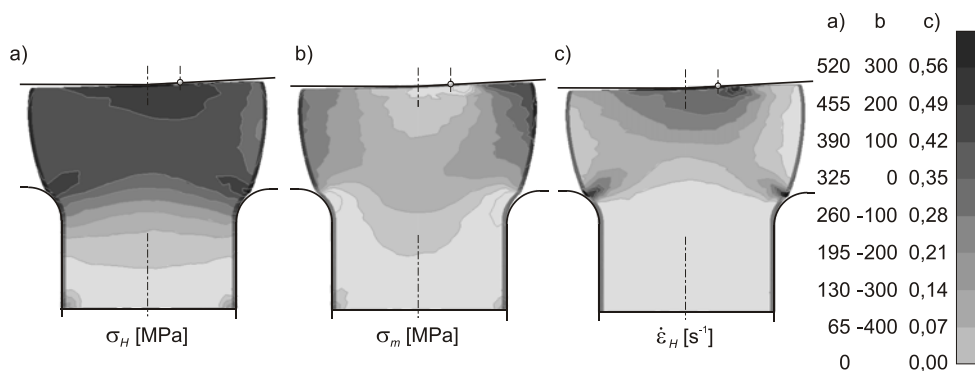
Na rysunkach 6.10÷6.12 przedstawiono obliczony rozkłady intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m oraz intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, które występują w trzech charakterystycznych przekrojach osiowych wypraski. Na ich podstawie stwierdzono, że w trakcie ustalonej fazy procesu, intensywność naprężenia σ_H osiąga największe wartości w obszarze materiału, który znajduje się bezpośrednio pomiędzy powierzchnią styku stempel-wypraska, a trzonem wypraski – strefa A (rys. 6.10). Zjawisko to jest szczególnie widoczne w przekrojach A-A (rys. 6.10a) i B-B (rys. 6.11a). Powoduje ono, że w podanym obszarze wypraski, materiał jest silnie umacniany. Rozpatrując dodatkowo wyznaczony rozkład naprężenia średniego σ_m (rys. 6.10b, rys. 6.11b) stwierdza się, że również na tym etapie kształtowania istnieje w wyprasce strefa (oznaczona literą B na rys. na rys. 6.10), gdzie wartość σ_m jest dodatnia. Ponad-



Rys. 6.10. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju A-A; faza ustalona prasowania obwiedniowego (56%)



Rys. 6.11. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju B-B; faza ustalona prasowania obwiedniowego (56%)



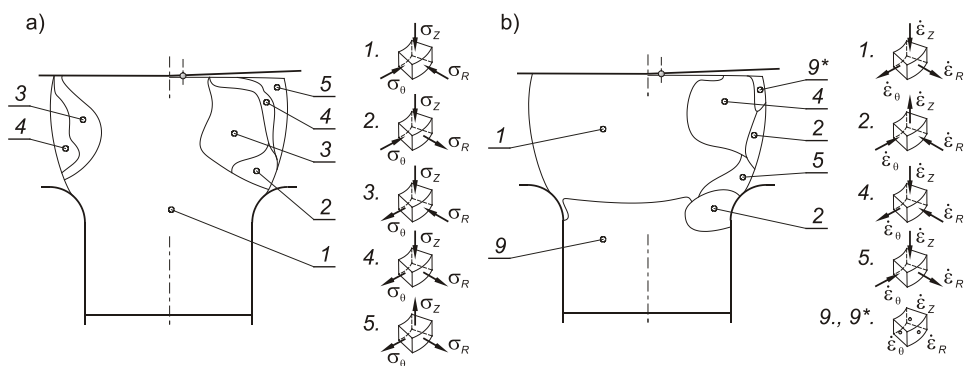
Rys. 6.12. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju C-C; faza ustalona prasowania obwiedniowego (56%)

to, w tej strefie intensywność naprężenia σ_H jest stosunkowo duża i przekracza wartość 300 MPa. Biorąc pod uwagę lokalizację tej strefy względem miejsc występowania kontaktu wypraski z narzędziami, stwierdza się ponownie, że miejscowe oddziaływanie stempla na kształtowany materiał sprzyja powstawaniu pewnych obszarów (np. na rys. 6.10b – strefa B), w których naprężenie ma charakter niekorzystny.

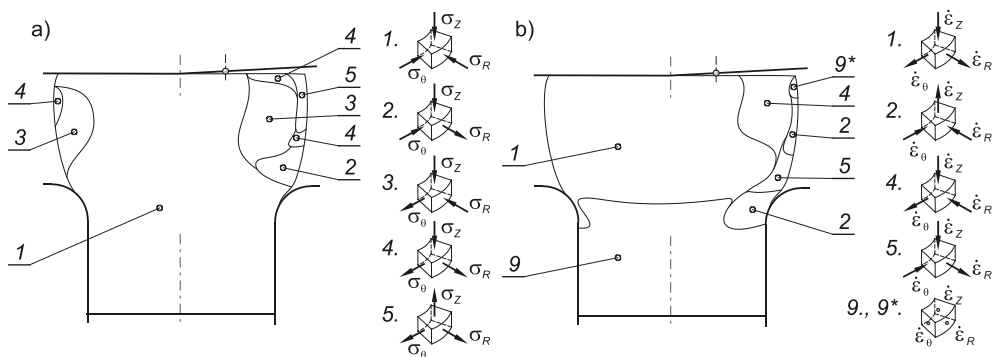
Zgodnie z rozkładem intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, który pokazano na rys. 6.10c i rys. 6.11c, materiał płynie plastycznie tylko w obszarze znajdującym się pomiędzy powierzchnią styku stempel-wypraska, a zaokrągłe-

niem matrycy dolnej. Taki schemat odkształcenia w zasadzie obejmuje tylko strefę wejścia (przekrój A-A) i strefę środkową (przekrój B-B) kontaktu z narzędziem górnym. Natomiast już w przekroju C-C (rys. 3.12c), który reprezentuje strefę wyjścia, charakter rozkładu badanych parametrów jest bardzo podobny do rozkładu jaki uzyskuje się podczas tradycyjnego spęczania.

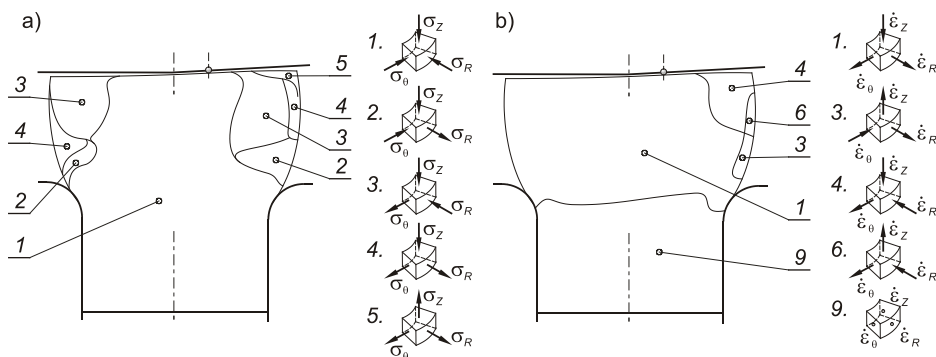
Na kolejnych rysunkach 6.13÷6.15 przedstawiono schematycznie stan naprężenia (oraz prędkości odkształcenia), jaki panuje w wypraskie podczas rozpatrywanej fazy kształtowania. Stwierdzono, że w centralnym obszarze wypraski panuje stan naprężenia wszechstronnie ściskający. Natomiast w sąsiedztwie powierzchni swobodnych panuje stan naprężenia, gdzie przynajmniej jedna



Rys. 6.13. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój A-A, faza ustalona prasowania obwodniowego (56%)



Rys. 6.14. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój B-B, faza ustalona prasowania obwodniowego (56%)



Rys. 6.15. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój C-C, faza ustalona prasowania obwiedniowego (56%)

składowa ma wartość dodatnią. Przy czym stan naprężenia w tych obszarach odznacza się dużym stopniem niejednorodności. Kolejny raz potwierdza się, że na schemat naprężeń powstający w wypraskie duży wpływ ma wielkość i lokalizacja powierzchni styku stempla z materiałem. Nacisk narzędzia górnego na materiał powoduje, że naprężenie osiowe σ_z zawsze ma charakter ściskający. Jednak istnieje pewna strefa – oznaczona jako (5) – w której wszystkie składowe naprężenia są dodatnie. Obszar ten znajduje się na granicy swobodnej powierzchni czołowej i bocznej wypraski. Okazuje się, że jest to strefa materiału będąca poza bezpośrednim wpływem powierzchni roboczej stempla.

Natomiast analizując rozkład prędkości odkształcenia (rys. 6.13÷6.15) stwierdza się, że trzon wypraski osadzony w matrycy dolnej – obszar (9) – nadal nie doznaje odkształceń plastycznych. Znaczna pozostała część materiału wypraski, oznaczona jako strefa (1), zmniejsza swoją wysokość oraz powiększa przekrój poprzeczny. Z kolei obszar materiału zlokalizowany przy bocznej powierzchni swobodnej wypraski (prawa część przekroju), cechuje się złożonym charakterem płynięcia. Interesującym spostrzeżeniem jest wykrycie istnienia pewnego obszaru sztywnego (9*), który jest zlokalizowany na granicy górnej i bocznej powierzchni swobodnej wyrobu – przekroju A-A (rys. 6.13b) oraz B-B (rys. 6.14b). Wielokrotnie już wcześniej zwracano uwagę na tą strefę materiału, z uwagi na występujący w niej niekorzystny stan badanych parametrów. Dla przypomnienia – jest to miejsce, w którym najczęściej pojawiają się pęknięcia podczas prasowania [64].

Intensywne płynięcie materiału obserwuje się również w otoczeniu promieni zaokrąglenia matrycy dolnej. W miejscu tym występują dwie strefy oznaczone

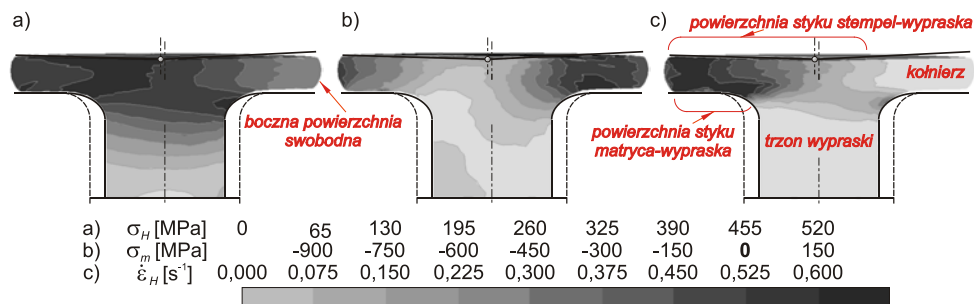
jako (2) i (5), które odgrywają znaczącą rolę w przekrojach A-A (rys. 6.13b) oraz B-B (rys. 6.14b). Układ prędkości odkształcenia powoduje, że materiał w tym miejscu doznaje płynięcia głównie w kierunku promieniowym, powodując miejscowe zwiększenie średnicy wypraski. Ponadto przypuszcza się, że proporcje wartości pomiędzy składowymi prędkości odkształcenia w tych strefach, mają wpływ na ewentualne powstawanie zaprasowań.

Reasumując, na podstawie wykonanych obliczeń numerycznych sformułowano następujące wnioski (dotyczące rozpatrywanej fazy procesu):

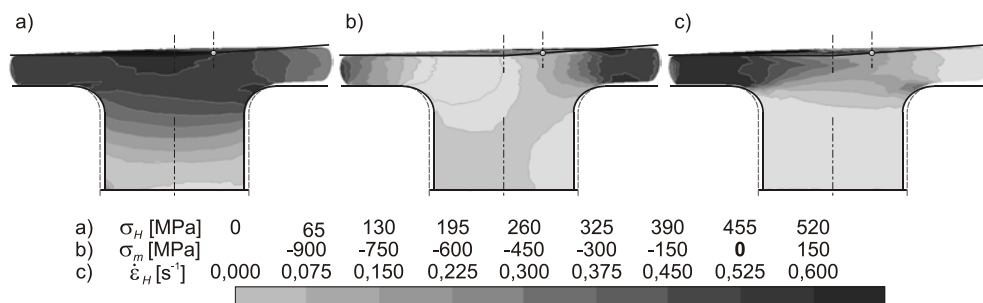
- obszary wypraski, które najintensywniej odkształcają się, charakteryzują się korzystnym stanem naprężenia;
- dominuje schemat płynięcia metalu powodujący zwiększenie przekroju poprzecznego wypraski kosztem zmniejszenia wysokości wypraski;
- materiał znajdujący się tuż przy swobodnej powierzchni wypraski, ale będący poza bezpośrednim wpływem nacisku stempla, charakteryzuje się złożonym i mało korzystnym stanem naprężenia i odkształcenia – jednak ze względu na małą intensywność naprężenia σ_H i intensywność prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, w tym obszarze miejscowe zmiany wymiarów wypraski są bardzo małe;
- nierównomierny rozkład badanych parametrów oraz złożony schemat stanu naprężenia i odkształcenia może doprowadzić do przybierania przez wypraskę wadliwego kształtu, która jest postrzegana jako ograniczenie proces prasowania (rozdział 4.1).

6.1.3. Faza końcowa

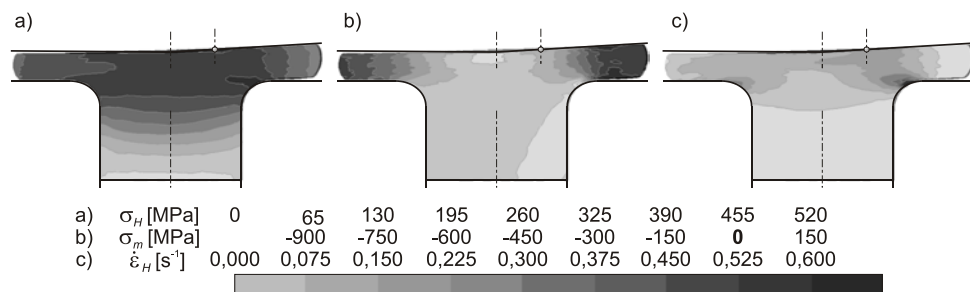
Na kolejnych rysunkach 6.16÷6.18 przedstawiono rozkłady intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m oraz intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, które wyznaczono w trzech charakterystycznych przekrojach osiowych



Rys. 6.16. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju A-A; faza końcowa prasowania obwiedniowego (99%)



Rys. 6.17. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju B-B; faza końcowa prasowania obwiedniowego (99%)



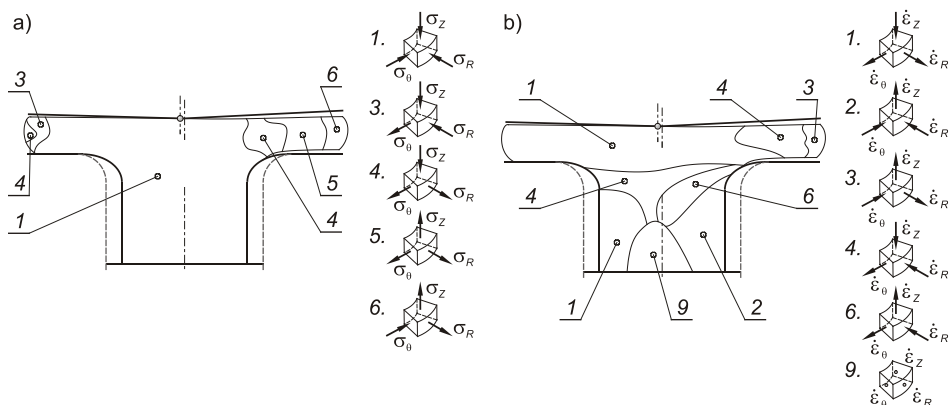
Rys. 6.18. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju C-C; faza końcowa prasowania obwiedniowego (99%)

wypraski. Obliczony rozkład naprężenia σ_H odznacza się dużą niejednorodnością w całej objętości wypraski. Zgodnie z pokazanymi rysunkami, w końcowym etapie prasowania obwiedniowego, intensywność naprężenia osiąga znaczne wartości nawet w trzonie wypraski. Jednak strefą o największym wyężeniu jest kołnierz wypraski – szczególnie ta jego część, która znajduje się bezpośrednio pomiędzy powierzchniami styku narzędzi z materiałem.

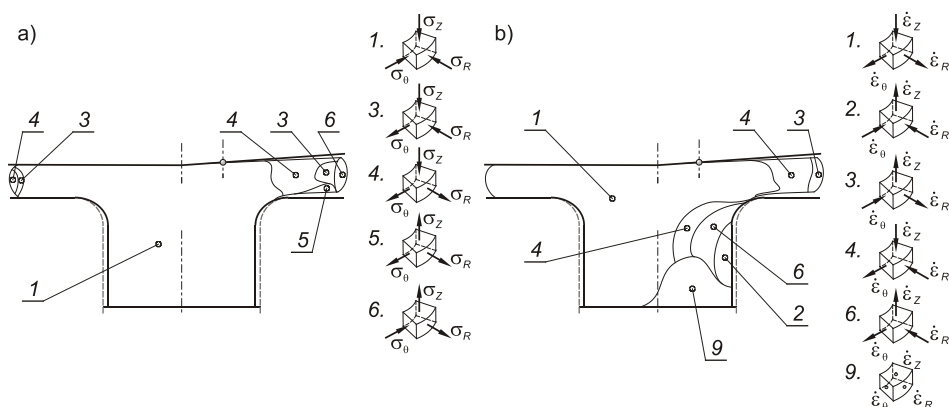
Zauważono, że prawie we wszystkich analizowanych przekrojach osiowych wypraski dominują naprężenia średnie σ_m o wartości ujemnej – obszar o takim naprężeniu stanowi aż 80% całej objętości wypraski. Zauważono również, że ta część kołnierza wypraski, która nie podlega spęczaniu w danej chwili, traci kontakt również z powierzchnią matrycy dolnej – efektem takiego zjawiska jest to, że w tej strefie materiału naprężenie średnie σ_m przyjmuje wartości dodatnie.

Ponadto, analiza rozkładu prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ wykazała, że płynięcie plastyczne materiału występuje tylko w tym fragmencie kołnierza, na który oddziałują narzędzia w danym momencie (rys. 6.16c).

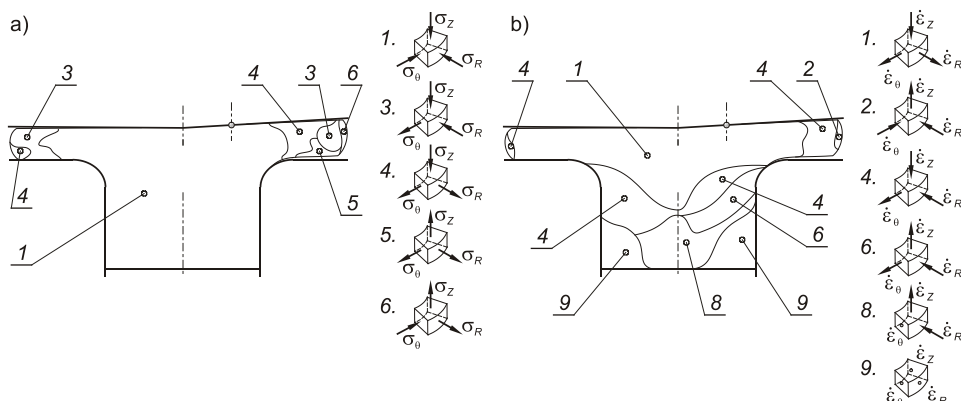
Na rysunkach 6.19÷6.21 dodatkowo przedstawiono schematycznie stan naprężenia i prędkości odkształcenia, który powstaje w wyprasce podczas ostatniej fazy prasowania obwiedniowego. Jak wynika z tych schematów, prawie w całej



Rys. 6.19. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych {R, θ, Z}; przekrój A-A, faza końcowa prasowania obwiedniowego (99%)



Rys. 6.20. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych {R, θ, Z}; przekrój B-B, faza końcowa prasowania obwiedniowego (99%)



Rys. 6.21. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój C-C, faza ustalona prasowania obwiedniowego (99%)

objętości materiału występuje wszechstronne ściskanie. Wyjątkiem jest jedynie niewielki obszar znajdujący się w pobliżu swobodnej powierzchni kołnierza. W tej strefie wyróżnia się kilka różnych schematów naprężenia, w których przynajmniej jedna składowa ma wartość dodatnią. Zatem można wykazać, że stan naprężenia występujący w kołnierzu ściśle zależy od lokalizacji i wielkości powierzchni styku stempla z wypraską. Zwiększenie swobodnej powierzchni wypraski generalnie powoduje powiększenie obszaru materiału, w którym stan naprężenia jest mało korzystny i wykazuje niejednorodność.

Również stan prędkości odkształcenia materiału odznacza się dużym stopniem niejednorodności w całej objętości wypraski (w rozpatrywanej fazie prasowania obwiedniowego). Największych odkształceń doznaje ta strefa kołnierza, która znajduje się również pomiędzy powierzchniami styku narzędzi z materiałem. Schemat płynięcia materiału jest bardziej złożony niż w poprzedzających fazach kształtowania wypraski. Charakteryzuje się on tym, że grubość kołnierza maleje (tj. w kierunku osiowym prędkość odkształcenia ma wartość ujemną), a jego przekrój poprzeczny wzrasta w sposób równomierny w obu kierunkach (tj. prędkości odkształcenia obwodowego i promieniowego mają wartość dodatnią).

W porównaniu z początkową i ustaloną fazą prasowania obwiedniowego, w fazie końcowej pozostała objętość materiału (tj. po za kołnierzem) doznaje odkształceń, ale tylko w niewielkim stopniu (zgodnie z rozkładem pokazanym np. na rys. 6.16c). W trzonie wypraski wyróżnia się kilka stref materiału, w których naprzemiennie dominują odkształcenia ściskające, albo w kierunku obwodowym lub w kierunku promieniowym. Natomiast obszar sztywny (9) jest bar-

dzo ograniczony i znajduje się tuż przy powierzchni wypychacza. Stąd wynika wniosek, że przy kształtowaniu wyrobów o kształcie sworznia z kołnierzem, w których powstający kołnierz posiada stosunkowo małą grubość, materiał płynie plastycznie w całej objętości.

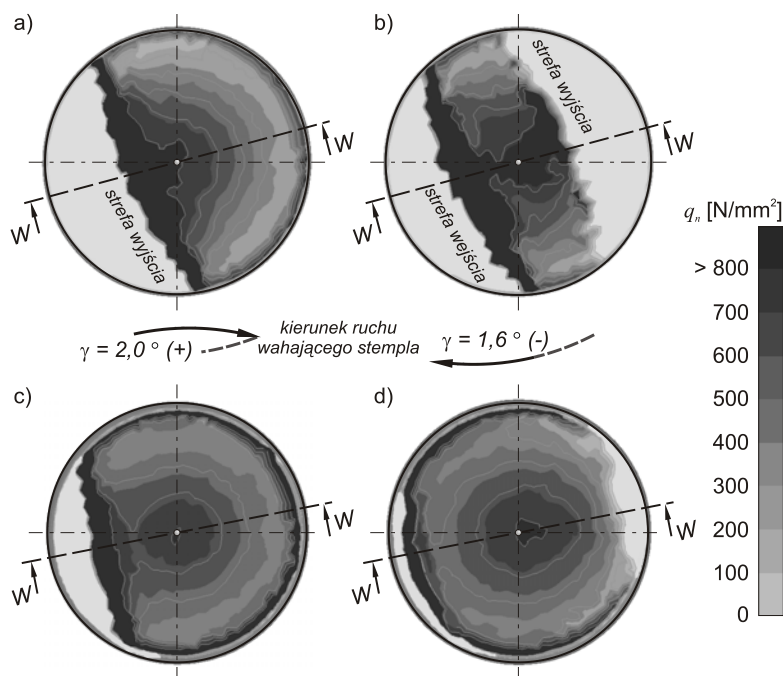
6.2. Prasowanie obwiedniowe planetarne

Poniżej przedstawione zostaną wyniki analizy stanu naprężenia oraz sposób płynięcia materiału dla wypraski, która jest kształtowana przez narzędzie wykonujące ruch wahający. Taki typ ruchu można uzyskać między innymi w procesie prasowania obwiedniowego (planetarnego), w którym stempel waha się zgodnie ze schematem (R) – dla przypomnienia, jest to ruch tzw. „po krzywej wielolistnej”, a warunki kształtowania wypraski są możliwe do uzyskania na prasie z serii PXW.

W rozdziale 5.2 wykazano, że jedną z cech prasowania obwiedniowego planetarnego jest charakterystyczny (okresowy) przebieg zmiany wartości wskaźnika λ , wyrażającego względną wielkość pola styku stempel-wypraska. Przebieg taki pokazano między innymi na rys. 5.16, w oparciu o który podjęto decyzję o wyborze dwóch reprezentatywnych przypadków procesu prasowania. Pierwszy przypadek dotyczy momentu kształtowania, gdy wskaźnik λ osiąga wartość maksymalną, natomiast drugi przypadek – minimalną. Na wspomnianym rysunku 5.16, przypadki kształtowania wypraski definiują punkty (c) oraz (e). Przy czym, oba rozpatrywane przypadki dotyczą fazy ustalonej procesu prasowania.

Rozkłady badanych parametrów wyznaczono dla przekroju osiowego wypraski, który jest równoległy do chwilowego kierunku ruchu wahającego stempla. Orientację tego przekroju, w stosunku do zarysu powierzchni styku stempel-wypraska oraz rozkładu nacisku jednostkowego q_n (panującego na tej powierzchni), pokazano na rys. 6.22. Dodatkowo, na rysunku tym przedstawiono schematycznie ruch narzędzia, opisując jednocześnie jego pozycję poprzez podanie wartości kąta wychylenia γ . Przy wartości tego kąta umieszczono również symbole „(+)” lub „(-)”, które oznaczają, że w danej fazie kształtowania wartość γ odpowiednio wzrasta lub maleje.

Wiedząc, że wielkość powierzchni styku stempel-wypraska zależy od względnej prędkości dosuwu narzędzia dolnego, postanowiono również przedstawić wpływ zmiany prędkości na rozkłady naprężenia i prędkości odkształcenia. Zatem przyjęto, że narzędzia dolne (matryca wraz z wypychaczem) poruszają się z prędkością stałą, wynoszącą $v_m = 2,14 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ lub $v_m = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$. Należy jednocześnie podkreślić, że bezpośrednim efektem zmiany prędkości v_m jest zmiana pola powierzchni styku S . Natomiast powstała różnica pomiędzy badanymi rozkładami będzie tylko efektem pośrednim.

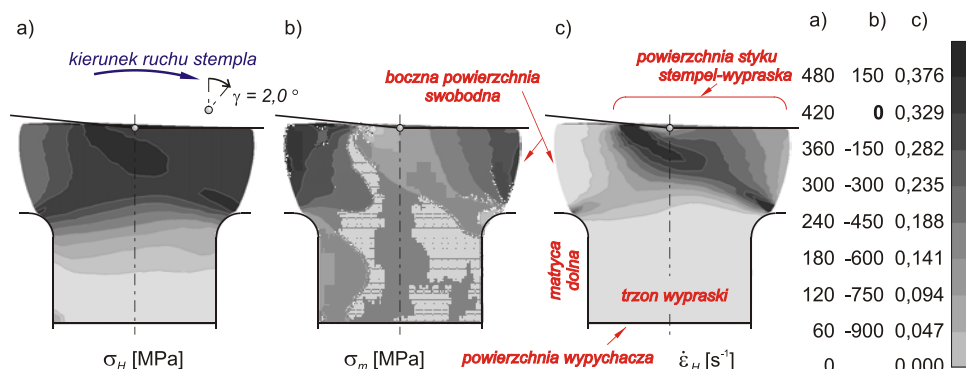


Rys. 6.22. Widok powierzchni czołowej wypraski od strony stempla oraz rozkład nacisku jednostkowego q_n wraz z definicją przekroju osiowego W-W, gdy zaawansowanie procesu i prędkość narzędzia v_m wynosi odpowiednio: a) 62,9%, $v_m = 2,14 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$; b) 63,4%, $v_m = 2,14 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$; c) 60,2%, $v_m = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$; d) 61,3%, $v_m = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$; opis w tekście

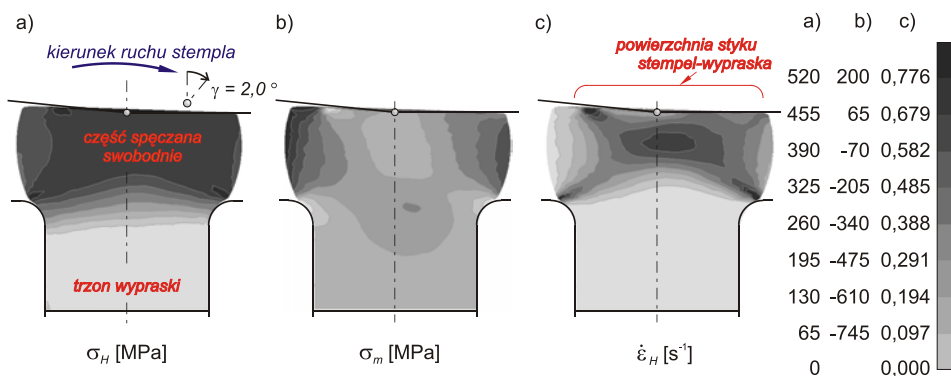
6.2.1. Faza kształtowania, gdy wskaźnik λ osiąga maksimum

Rozkłady intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m oraz intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, które wyznaczono w przekroju charakterystycznym wypraski kształtowanej przy dwóch różnych prędkościach v_m dosuwu narzędzia dolnego, przedstawiono na rys. 6.23 oraz rys. 6.24. Na rysunkach tych pokazano również (w sposób schematyczny) chwilowe położenie stempla w danym momencie – tj. poprzez podanie kierunku ruchu wahającego oraz aktualnej wartości kąta γ .

Analiza porównawcza uzyskanych rozkładów badanych parametrów wykazała, że głównym efektem zwiększenia prędkości v_m jest wzrost maksymalnych naprężeń oraz zwiększenie stopnia jednorodności ich rozkładów w spęczanej części wypraski. Wykazano również, że zmiana charakterystyki parametrów



Rys. 6.23. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju osiowym wypraski; faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest największy; zaawansowanie procesu 62,9%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 2,14 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$



Rys. 6.24. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju osiowym wypraski; faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest największy; zaawansowanie procesu 60,1%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

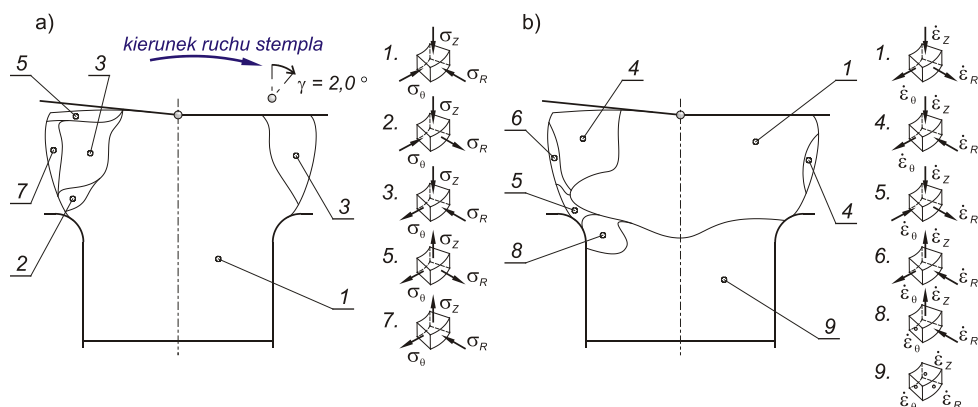
naprężeniowych i odkształceniowych w materiale jest ściśle związana z wielkością powierzchni styku stempel-wypraska.

Zaobserwowano, że dodatnie wartości naprężenia średniego σ_m występują tylko w tych obszarach spęczanej części wypraski, które znajdują się w sąsiedztwie z powierzchnią swobodną. Natomiast pozostała część materiału cechuje się

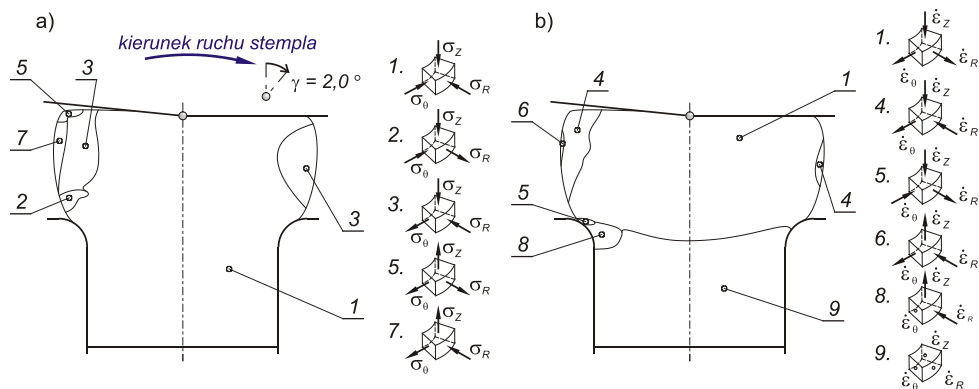
korzystnym stanem naprężenia – tj. naprężenie średnie przyjmuje wartości ujemne. Przy czym największych odkształceń doznaje ten obszar materiału, na który narzędzie górne oddziałuje w sposób bezpośredni. Wzrost prędkości v_m do wartości powyżej $4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ powoduje, że wskaźnik λ osiąga wartość bliską jedności. Oznacza to, że jeżeli powierzchnia styku stempel-wypraska jest dostatecznie duża, to rozkłady naprężeń i prędkości naprężeń są bardzo podobne do rozkładów, jakie są obserwowane przy tradycyjnym spęczaniu [11, 42].

Na kolejnych rysunkach 6.25 i 6.26 pokazano schematy stanu naprężenia i prędkości odkształcenia, jakie zaobserwowano podczas kształtowania wypraski. Analiza tych schematów wykazała, że w prawie całej objętości materiału występuje korzystny stan naprężenia odznaczający się wszechstronnym ściskaniem. Jedynie obszary znajdujące się przy powierzchni swobodnej wypraski charakteryzują się mniej korzystnym schematem naprężenia. Zauważono również, że istnieje pewna strefa, oznaczona jako (5) na rys. 6.25a, w której panuje wszechstronne rozciąganie. Strefa ta jest zlokalizowana tuż przy swobodnej górnej powierzchni wypraski. Natomiast już, na rys. 6.26a, obszar ten jest znikomy, a powodem jego ograniczenia jest zwiększenie powierzchni styku stempla z wypraską.

Zgodnie z obliczonym schematem prędkości odkształcenia stwierdza się, że w spęczanej części wypraski dominuje pożądany sposób płynięcia materiału – obszar oznaczony jako (1) na rysunkach 6.25b i 6.26b. W tym miejscu następuje zmiana przekroju poprzecznego wypraski kosztem zmniejszenia jej wysokości.



Rys. 6.25. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b), przyjmując walcowy układ współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój osiowy, faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest największy; zaawansowanie procesu 62,9%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 2,14 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$



Rys. 6.26. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b), przyjmując walcowy układ współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój osiowy, faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest największy; zaawansowanie procesu 60,2%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Natomiast trzon wypraski – oznaczony jako (9) – jest obszarem sztywnym. Wyniki te są bardzo podobne do rezultatów, jakie uzyskano analizując proces prasowania obwiedniowego.

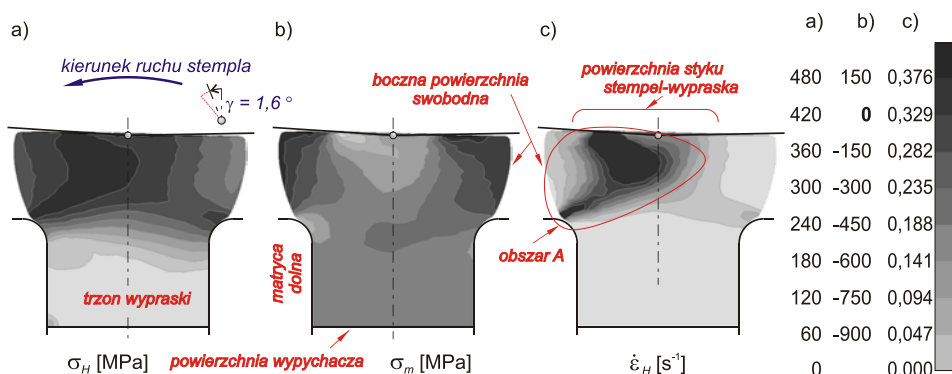
Ostatecznie można stwierdzić, że cechą charakterystyczną procesu prasowania obwiedniowego jest to, że w otoczeniu wszystkich powierzchni swobodnych wypraski pojawiają się obszary materiału, w których schemat odkształcenia wpływa negatywnie na stabilność kształtowania. Po prawej stronie osi wypraski (rys. 6.25b), gdzie wpływ nacisku stempla na materiał jest znaczący, charakter odkształcenia promieniowego może prowadzić do zahamowania zwiększania się średnicy wypraski. Po drugiej stronie osi wypraski, oprócz obszaru oznaczonego jako (4), pojawiają się dodatkowo dwie strefy (6) oraz (5) tuż przy powierzchni swobodnej wypraski, które charakteryzują się niekorzystnym sposobem płynięcia materiału. Efektem zwiększenia prędkości v_m jest ograniczenie występowania wspomnianych niekorzystnych stref materiału. Zatem z wykonanych obserwacji wynika, że występowanie tych stref jest przyczyną pojawiania się zjawiska, nazywanego utratą stateczności kształtu wypraski (rozdział 4.1).

6.2.2. Faza kształtowania, gdy wskaźnik λ osiąga minimum

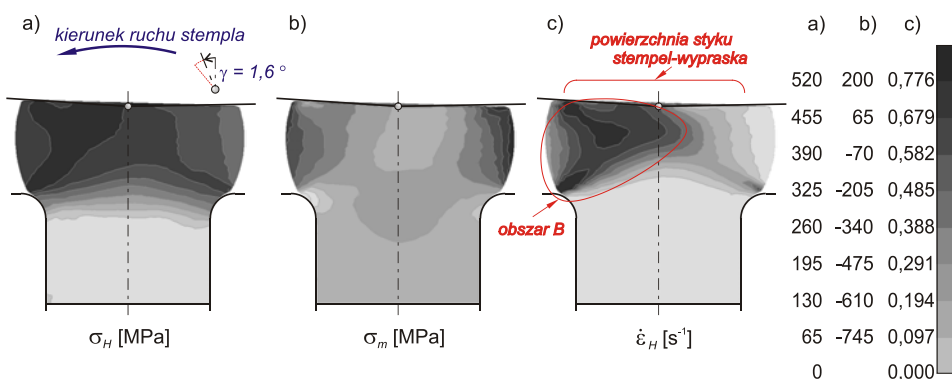
Na rys. 6.27 i rys. 6.28 pokazano rozkłady intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m oraz intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$, które wyznaczono w przekroju osiowym wypraski kształtowanej przy wskaźniku λ

osiągającym minimalną wartość przy ustalonej prędkości v_m dosuwu narzędzi dolnych. W rozpatrywanym przypadku, wpływ prędkości v_m na wielkość powierzchni styku stempel-wyraska jest bardzo wyraźny.

Analiza uzyskanych rozkładów σ_H , σ_m oraz $\dot{\epsilon}_H$ dla rozpatrywanej fazy procesu kolejny raz wykazuje, że zmniejszenie powierzchni kontaktu stempla z wyraską powoduje niekorzystną, miejscową koncentrację największych war-



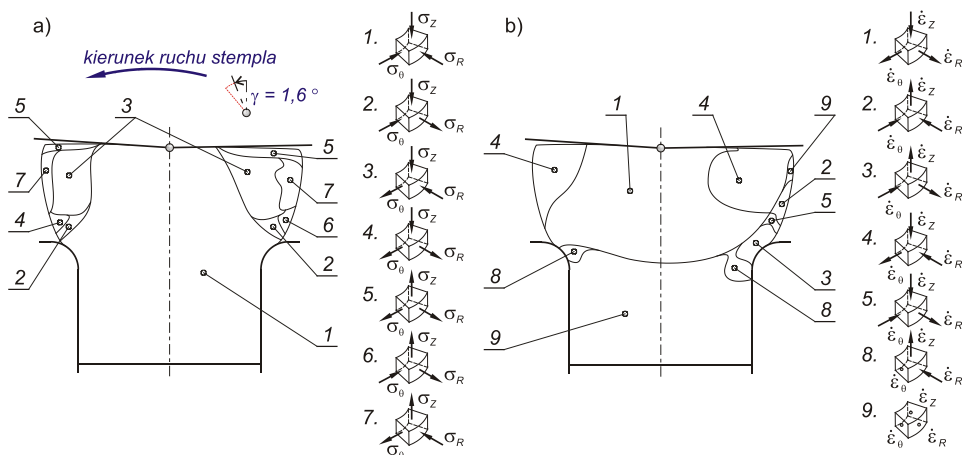
Rys. 6.27. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju osiowym wyraski; faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest najmniejszy; zaawansowanie procesu 63,4%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 2,14 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$



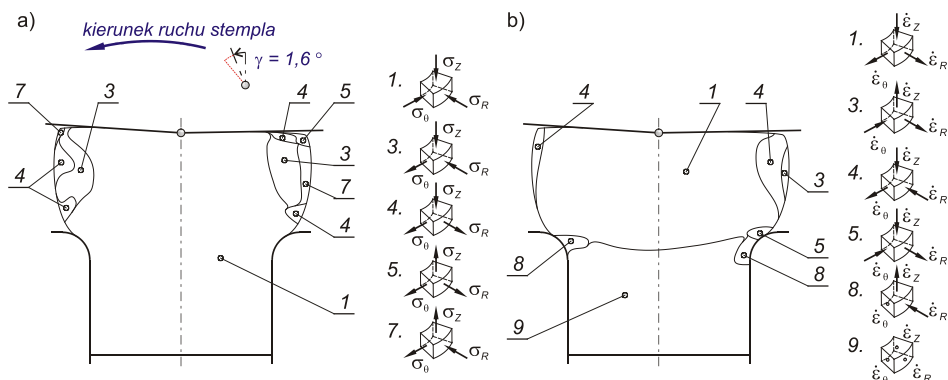
Rys. 6.28. Rozkład intensywności naprężenia σ_H , naprężenia średniego σ_m i intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_H$ w przekroju osiowym wyraski; faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest najmniejszy; zaawansowanie procesu 61,3%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 4,1 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

tości poszczególnych parametrów. Lokalizację stref, w których zaobserwowano to zjawisko, zaznaczono jako obszar A (rys. 6.27) oraz obszar B (rys. 6.28). Niemniej jednak, ogólny charakter rozkładu tych parametrów jest podobny jak w przypadku prasowania obwiedniowego, gdy wskaźnik λ osiąga wartość maksymalną. Zauważono również, że największe wartości prędkości odkształcenia są rejestrowane w miejscach wypraski, które znajdują się zawsze w pobliżu strefy wejściowej do obszaru styku narzędzia górnego z materiałem. Jest to związane z tym, że w tych miejscach płynięcie materiału jest najbardziej intensywne.

Natomiast schematy naprężenia i prędkości odkształcenia dla rozpatrywanej fazy kształtowania wypraski pokazano na kolejnych rysunkach 6.29 i 6.30. Wnioski wynikające z analizy tych rysunków są bardzo podobne jak w przypadku omówionym w poprzednim podrozdziale – tj. w większości objętości wypraski występuje korzystny stan naprężenia, który charakteryzuje się wszechstronnym ściskaniem. Natomiast w pobliżu powierzchni swobodnych występują strefy materiału, w których schemat naprężenia jest mniej korzystny. W odróżnieniu od wyników pokazanych na rys. 6.25 i rys. 6.26, podczas prasowania obwiedniowego planetarnego przy minimalnym wskaźniku λ ogólny schemat naprężeń (we wspomnianych strefach przypowierzchniowych) odznacza się wyjątkowo dużą niejednorodnością. Jest to szczególnie widoczne, gdy powierzchnia styku stempel-wypraska jest bardzo mała, tj. $\lambda < 0,6$.



Rys. 6.29. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój osiowy, faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest najmniejszy; zaawansowanie procesu 63,4%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 2,14 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$



Rys. 6.30. Charakter naprężeń normalnych (a) i prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ (b) w walcowym układzie współrzędnych $\{R, \theta, Z\}$; przekrój osiowy, faza prasowania obwiedniowego gdy wskaźnik λ jest najmniejszy; zaawansowanie procesu 61,3%, prędkość narzędzia dolnego $v_m = 4,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$

Analizując schemat płynięcia materiału spostrzega się silne znaczenie wielkości powierzchni styku narzędzia górnego z wypraską. Pomimo, że podczas omawianego procesu prasowania sposób odkształcania materiału jest poprawny w większości objętości wypraski, to jednak w wyniku zbyt małej wartości wskaźnika λ pojawiają się strefy niepożądane. Przykładem takiej strefy może być obszar sztywny, oznaczony jako (9) na rys. 6.29b, który występuje w górnej części wypraski, tuż przy powierzchni swobodnej.

Reasumując przedstawione wyniki, dotyczące parametrów naprężeniowych i odkształceniowych, można sformułować wniosek, że proces prasowania obwiedniowego powinien być realizowany przy parametrach, które zapewniają uzyskanie możliwie największego wskaźnika powierzchni styku λ . Dzięki temu, w kształtowanej wyprasce powstanie najmniej niekorzystny stan naprężenia i sposób płynięcia materiału. Podstawowym parametrem technologicznym, który umożliwia spełnienie podanego warunku, jest względna prędkość dosuwu matrycy dolnej.

Ponadto zauważono, że występowanie pewnych ograniczeń (tj. wad kształtu wypraski) wynika z ogólnego charakteru badanych parametrów. Występowanie pewnych stref niekorzystnego stanu naprężenia i prędkości odkształcenia, które decydują o wspomnianych ograniczeniach, jest w zasadzie nieuniknione w przypadku procesu prasowania obwiedniowego. Jednak istnieje możliwość osłabienia wpływu tych stref.

LITERATURA

1. Balawender T., Stachowicz F.: Tangential forces on the die-workpiece contact surface during rotary forging. *Applied Mechanics and Engineering* Vol. 4 No. 3 (1999) pp. 495-507
2. Berkowski L. i inni: Wpływ temperatury kształtowania na właściwości cienkościennych tarcz prasowanych obwiedniowo. *Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji* Vol. 20 Nr 1 (2000) s. 163-171
3. Bowden F.P., Tabor D.: *Tarcie i smarowanie*. Warszawa: Wyd. PWN 1962
4. Canta T. et al.: Some aspects of energy distribution in rotary forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* Vols. 80-81 (1998) pp. 195-198
5. Choi. S. et al.: Upper-bound analysis of the rotary forging of cylindrical billet. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 67 (1997) pp. 78-82
6. Erbel S. i inni: *Technologia Obróbki Plastycznej. Laboratorium*. Warszawa: Oficyna Wyd. Pol. Warszawskiej 2003
7. Garczyński Z.: Kształtowanie odkuwek metodą prasowania obwiedniowego. *Obróbka Plastyczna Metali* tom IX nr 3 (1998) s. 31-36
8. Garczyński Z.: Warianty prasowania obwiedniowego odkuwek dokładnych. Możliwości technologiczne. *Obróbka Plastyczna Metali* tom XI nr 2 (2000) s. 18-22
9. Garczyński Z., Gulczyński R.: Prasowanie obwiedniowe odkuwek o złożonym kształcie z otworem w trzpieniu. *Obróbka Plastyczna Metali* tom XII nr 2 (2001) s. 43-47
10. Garczyński Z., Ziółkiewicz S.: Badania procesu dokładnego kształtowania na zimno podczas prasowania obwiedniowego z przetwarzaniem otworu w wyprasce. *Obróbka Plastyczna Metali* tom XIII nr 2 (2002) s. 51-60
11. Gontarz. A., Weroński W.: *Kucie stopów aluminium. Aspekty technologiczne i teoretyczne procesu*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2001
12. Guangchun W., Guoqun Z.: A three-dimensional rigid-plastic FEM analysis of rotary forging deformation of a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 95 (1999) pp.112-115

13. Guangchun W. et al.: Methods of dealing with some problems in analyzing rotary forging with the FEM and initial application to a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 71 (1997) pp. 299-304
14. Guangchun W. et al.: A photo-plastic experimental study on deformation of rotary forging a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 169 (2005) pp.108-114
15. Hayama M.: Theoretical analysis of rotary forging of cylindrical rod. *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* Vol. 24 (1983) pp. 386-393
16. Hawkyard J.B. et al.: Pressure distribution measurements in rotary forging. *Journal of Mechanical Engineering Science* Vol. 19 (1977) pp. 135-142
17. Han X., Hua L.: 3D FE modeling of cold rotary forging of a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 209 (2009) pp. 5353–5362
18. Han X., Hua L.: Effect of size of the cylindrical workpiece on the cold rotary-forging process. *Materials and Design* Vol. 30 (2009) pp.2802-2812
19. Han X., Hua L.: Comparison between cold rotary forging and conventional forging. *Journal of Mechanical Science and Technology* Vol. 23 (2009) pp. 2668-2678
20. Hu Y.: The research on the cold orbital forming technology of the start contrate gear profile. *Materials Science and Technology* No. 2 (1993) pp. 43-46
21. Hua L., Han X.: 3D FE modeling simulation of cold rotary forging of a cylinder workpiece. *Materials and Design* Vol. 30 (2009) pp. 2133-2142
22. INOP-Z/144-10-79: *Prasowanie obwiedniowe. Prasy specjalne typu PXW*. Poznań: Instytut Obróbki Plastycznej 1979
23. INOP-Z/140-10-79: *Prasowanie obwiedniowe. Zasada działania i zakres możliwości*. Poznań: Instytut Obróbki Plastycznej 1979
24. Jacniacka E., Weroński W.S.: *Zagadnienia teoretyczno-eksperymentalne procesu prasowania ze skręcaniem*. Lublin: Wyd. LTN 2002
25. Kalinowska-Ozgowicz E., et al.: Orbital forging of an oxygen cylinder web. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 64 (1997) pp. 215-222
26. Kragelski I.V.: *Trenie i iznos*. Moskva: Mašgiz 1962
27. Lee Y.S. et al: A study on the process to control the cavity and the thickness distribution of superplastically formed parts. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 112 (2001) pp. 114-120
28. Liu G., et al.: Numerical analysis on rotary forming mechanism of a flange. *Journal of Materials Science & Technology* Vol. 17 (2001) pp. 129-130
29. Liu G. et al.: Applications of numerical simulation to the analysis of bulk-forming processes – case studies. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 150 (2004) pp. 56-61

30. Liu G., Yaun S.: Explanation of the mushroom effect in the rotary forging of cylinder. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 151 (2004) pp. 178-182
31. Łunarski J., Stachowicz F.: *Prasowanie radialne w procesach kształtowania i łączenia małych elementów*. Rzeszów: Wydawnicza Oficyna Politechniki Rzeszowskiej 1999
32. Massey H.F.: Rotary forging machine. *British Patent Specification* No. 319065, London 1929
33. Marciniak Z.: Cold Forming of Wedge-Shaped Workpieces. *Proc. 1st Intl. Conf. on Rot. Metalworking Processes*, London U.K (1979) pp. 137-146
34. Marciniak, Z.: Rotary Upsetting of Flanges in Warm Forging Temperature Range. *Proc. 3rd Intl. Conf. on Rot. Metalworking Processes*, Kyoto Japan (1984) pp. 23-30
35. Moon H.K., et al.: An approximate efficient finite element approach to simulating a rotary forming process and its application to wheel – Bering assembly. *Finite Elements in Analysis and Design* Vol. 44 (2007) pp.17-23
36. Nagiel W.: Kształtowanie wahającą matrycą – przegląd stanu, perspektywy. *Mechanik* nr 6 (1984) s.312-314
37. Niezgodziński T.: *Mechanika ogólna*. Warszawa: Wydawnictwo Naukowe PWN 2008
38. Nowak J. et al.: Recent development in orbital forging technology. *International Journal of Material Form* (2008) Suppl. 1, pp. 387-390
39. Oh H.K., Choi S.: A study on center thinning in the rotary forming of circular plate. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 66 (1997) pp. 101-106
40. Oh H.K., Choi S.: Ductile fracture in the central region of a circular plate in rotary forging. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 68 (1997), pp.23-26
41. Oudin J., et al.: Force, torque and plastic flow analysis in rotary upsetting of ring shaped billets. *International Journal of Mechanical Science* Vol. 27 (1985) pp.761–780
42. Pater Z., Samolyk G.: *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali*. Lublin: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej 2011
43. Pei X.H., Zhou D.C., Wang Z.R.: A study of the rotary forging. *Proc. 2nd Internat. Conf. Rotary Metalworking Processes*, Stratfordupon-Avon UK (1982) pp. 91-100
44. Pei X.H., Zhou D.C., Wang Z.R.: Same basic problems of the rotary forging and its practical applications. *Proc. 2nd Internat. Conf. Rotary Metalworking Processes*, Stratfordupon-Avon UK (1982) pp. 81-90
45. Plasomat: *Prasa z wahającą matrycą typ PXW 100AAb. Dokumentacja technologiczno-rozruchowa*. Warszawa: Plasomat 1975

46. Plasomat: *Prasa z wahającą matrycą typ PXW 100AAb. Instrukcja technologiczna*. Warszawa: Plasomat 1975
47. Plewiński A.: Technologische Möglichkeiten des Abwälzpressens auf einer polnischen Presse PXW. *Umforttechnik* 19 (1985) pp. 204-210
48. PN-EN 573-1:2006. Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie. Część 1: System oznaczeń
49. PN-EN 573-2:1997. Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie.
50. PN-EN 573-3:2010. Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie. Część 3: Skład chemiczny.
51. PN-EN 2070-7:1999. Lotnictwo i kosmonautyka. Wyroby przerobione plastycznie z aluminium i stopów aluminium. Specyfikacja techniczna.
52. Richert J., Skaza P.: Warunki kinematyczne kształtowania obwiedniowego wyrobów czołowo uzębionych. *Obróbka Plastyczna Metali* tom VII nr 4 (1995) s. 43-51
53. Samołyk G.: Prasowanie na zimno. Analiza stanu zagadnienia. W: *Aspekty teoretyczne i badawcze prac zrealizowanych w KKMiTOP w 2008 r.* Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2009, s. 37-54
54. Samołyk G.: The alternative methods of a rotary forging. *International Scientific Conference “Progressive Technologies and Materials”*, Rzeszów-Bezmiechowa 2009, pp. 83-84
55. Samołyk G.: Analiza numeryczna kształtowania stopu AZ31 sposobem prasowania obwiedniowego na ciepło. *Hutnik. Wiadomości hutnicze* Nr 8 (2009) s. 653-656
56. Samołyk G.: Prędkość posuwu w prasowaniu obwiedniowym wyprasek pierścieniowych. *Rudy i Metale Nieżelazne* Nr 11 (2009) s. 806-808
57. Samołyk G.: Model płynięcia stopu Al z serii 6000 odkształcanego na zimno. *Rudy i Metale Nieżelazne* Nr 6 (2010) s. 326-329
58. Samołyk G.: Powierzchnia kontaktu wypraska-stempel podczas prasowania obwiedniowego stopu AlMgSi. *Rudy i Metale Nieżelazne* Nr 6 (2010) s. 372-376
59. Samołyk G.: Analiza płynięcia metalu podczas prasowania obwiedniowego wyrobu typu tarcza. *Hutnik. Wiadomości Hutnicze* Nr 1 (2011) s. 109-112
60. Samołyk G.: Wpływ zmiany rodzaju ruchu wahającego stempla na wybrane parametry siłowe prasowania obwiedniowego wypraski. *Mechanika. Zeszyt naukowy* nr 238. Warszawa: OWPW 2011, s. 31-36
61. Samołyk G.: Wpływ ruchu i prędkości narzędzi na płynięcie metalu w prasowaniu obwiedniowym. *Rudy i Metale Nieżelazne* Nr 11 (2011) s. 714-718

62. Samołyk G., Bartnicki J.: Wpływ wartości kąta pochylenia stempla na wybrane parametry w prasowaniu obwiedniowym. *Rudy i Metale Nieżelazne* Nr 12 (2009) s. 866-869
63. Samołyk G., Bartnicki J., Gontarz A.: Fracture Model for FEM Modelling of Cold Metal Forging. *Steel Research International* Vol. 81 (2010) No 9, pp. 302-305
64. Samołyk G., Tomczak J. Bartnicki J.: Cold forming of AlCu4MgSi alloy by orbital forging. *Archives of Metallurgy and Materials* Vol. 57 (2012), pp. 205-209
65. Samołyk G., Pater Z., Bartnicki J.: Wpływ zmiany rodzaju ruchu narzędzi na wybrane parametry w prasowaniu obwiedniowym. *Mechanika. Zeszyt naukowy* nr 226. Warszawa: OWPW 2009, s. 91-96
66. SAPA Group: *Katalog techniczny. Stopy aluminium*, SAPA Aluminium Sp. z o.o., 2009 [dostęp listopad 2009]. Dostępny w Word Wide Web: <http://www.sapagroupe.com/companies/SapaAluminiumPL/Documents/>
67. Shue J.J., Yu C.H.: The die failure prediction and prevention of the orbital forging process. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 201 (2008) pp. 9-13
68. Shivpuri R.: Past Developments and Future Trends in the Rotary or Orbital Forging Process. *Journal of Material Shaping Technology* No. 6 (1988) pp. 55-71
69. SPAIS: *Katalog – Czujniki i przetworniki ciśnienia*, SPAIS Sp. z o.o., Gdańsk 2010 [dostęp grudzień 2010]. Dostępny w Word Wide Web: <http://www.spais.pl/PT/>
70. Strandring P.M., et al.: Plastic deformation produced during indentation phase of rotary forging. *Met. Technol.* Vol. 7 no. 3 (1980) pp. 159-166
71. Szyndler R. i inni: Zalety i wady procesu prasowania obwiedniowego. *Obróbka Plastyczna Metali* tom XV nr 3 (2004) s. 47-55
72. Tabal Sp. z o.o.: *Stopy aluminium używane do produkcji profili*, 2010 [dostęp luty 2010]. Dostępny w Word Wide Web: <http://hurtownia.tabal.pl/stopy-aluminium/>
73. Tozawa Y., et al.: Improved three-dimensional analysis for strip rolling. *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* Vol. 23 (1982) pp. 1181-1187
74. Yuan S. et al.: The precision forging of pin parts by cold-drawing and rotary-forging. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 86 (1999) pp. 252-256
75. Zhang C., Xu B.: research on orbital cold forging for the wedge cam of automobile fuel injection pump. *Poroc. of SPIE* Vol. 6040 (2005) 60400S, pp. 1-5

76. Zhang M.: Calculating force and energy during rotating forging. 3rd *International Conference RoMP, Bedford 1988, Unaited Kingdom. IFS Conferences Ltd.* Vol. 6, No. 1 (1988) pp. 55-71
77. Zhou D., et al.: Defects caused in forming process of rotary forged parts and their preventive methods. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 32 (1992) pp. 471-479
78. Ziółkiewicz S., Garczyński Z.: Prasowanie obwiedniowe. *Obróbka Plastyczna Metali* tom XIX nr 3 (2008) s. 55-66
79. Ziółkiewicz S., Olszewski M.: Weryfikacja doświadczalna wzorów na siłę spęczania przy prasowaniu obwiedniowym na zimno. *Obróbka Plastyczna Metali* nr 5 (1992) s. 35-39

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- A – punkt na osi symetrii stempla,
- C_{CL} – stała materiałowa dla kryterium pęknięcia,
- E – moduł sprężystości wzdłużnej (Younga),
- F – siła kształtowania,
- O – środek ruchu kulistego stempla
- S – pole powierzchni,
- T – temperatura, siła tarcia,
- V – objętość,
- W_p – praca odkształcenia plastycznego,
- $\dot{W}$ – moc,
- b, h, d – wymiary geometryczne materiału (wypraski),
- k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu,
- m – czynnik tarcia, wykładnik w krzywej umocnienia,
- q – naciski powierzchniowe,
- q_n – jednostkowy nacisk powierzchniowy,
- q_{st}, q_{sr} – średni nacisk powierzchniowy,
- t – czas,
- $\{x, y, z\}$ – nieruchomy kartezjański układ współrzędnych,
- $\{x', y', z'\}$ – ruchomy kartezjański układ współrzędnych,
- $\{r, \theta, z\}$ – nieruchomy walcowy układ współrzędnych zgodny z kierunkami: promieniowym, obwodowym i osiowym,
- $\{R, \theta, Z\}$ – kierunki naprężenia i prędkości odkształcenia: promieniowy, obwodowy i osiowy,

- (P) – identyfikator ruchu wahającego (tzw. „po prostej”) wykonywanego przez stempel na prasie PXW
- (R) – identyfikator ruchu obwiedniowego planetarnego (tzw. „po krzywej wielolistnej”) wykonywanego przez stempel na prasie PXW
- (S) – identyfikator ruchu obwiedniowego spiralnego wykonywanego przez stempel na prasie z serii PXW
- (T) – identyfikator ruchu obwiedniowego (tzw. „po okręgu”) wykonywanego przez stempel na prasie z serii PXW

- α – kąt obrotu własnego,
- β – kąt precesji,
- ε – odkształcenie względne,
- $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia,
- γ – kąt nutacji, kąt pochylenia stempla,
- φ – odkształcenie rzeczywiste (logarytmiczne),
- λ – wskaźnik powierzchni kontaktu stempel-wypraska,
- μ – współczynnik tarcia,
- ν – liczba Poissona,
- ρ – gęstość materiału,
- σ – naprężenie,
- σ_p – granica plastyczności materiału,
- σ_H – intensywność naprężenia (naprężenie huberowskie),
- σ_m – naprężenie średnie,
- τ – naprężenie styczne,
- ω – prędkość kątowa,
- $\omega_1, \omega_2, \omega_3$ – prędkość kątowa obrotu własnego, precesji, nutacji,

STRESZCZENIE

Monografia dotyczy wybranych aspektów teoretycznych procesu prasowania obwiedniowego wyprasek (odkuwek) walcowych, które wykonane są z wybranych stopów aluminium. Przyjęto, że proces ten jest realizowany na prasie przemysłowej z serii PXW w warunkach kształtowania na zimno. Przedstawione wyniki uzyskano realizując projekt badawczy nr N N508 439036, który był finansowany ze środków na naukę w latach 2009-2012. Celem przewodnim opracowania jest przedstawienie w formie zwartej usystematyzowanej i uzupełnionej wiedzy na temat kształtowania wyprasek (odkuwek) na zimno sposobem prasowania obwiedniowego. Treść książki podzielono na sześć części. W dwóch pierwszych rozdziałach zawarto wprowadzenie do zagadnień prasowania obwiedniowego, przybliżono definicje związane z procesem oraz przedstawiono krótki przegląd dotychczasowego stanu wiedzy na temat teorii prasowania obwiedniowego. W rozdziale trzecim przedstawiono metodykę modelowania numerycznego procesu prasowania obwiedniowego, z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES). Rozdział ten uzupełniono o weryfikację doświadczalną, która potwierdziła poprawność modelowania procesu. Kolejny rozdział poświęcono na przybliżenie zagadnień stabilności procesu prasowania obwiedniowego oraz podanie warunków powstawania ważniejszych ograniczeń kształtowania wyprasek. Zagadnienia te wzbogacono o liczne przykłady uzyskane w ramach badań teoretyczno-doświadczalnych. Ostatnie dwa rozdziały dotyczą analizy numerycznej (stosując opracowany model MES) wybranych parametrów siłowych, naprężeniowych oraz odkształceniowych procesu prasowania obwiedniowego, który jest realizowany w warunkach kształtowania na prasie z serii PXW. W badaniach tych pokazano znaczenie ruchu obwiedniowego narzędzia oraz prędkości przesuwu wsadu na warunki przebiegu procesu prasowania obwiedniowego.

SUMMARY

The present selected theoretical aspects of the orbital forging process of cylindrical workpieces, which are made from aluminium alloys. It is assumed that orbital forging is performed on the PXW press in conditions of cold forming. The presented results were obtained in the research, which was financed by funds from the Polish Ministry of Science and Higher Education over years 2009-2012, as an own project No. N N508 439036. Main purpose of the monograph is to present the knowledge about an orbital forging process in complete form. Content of the book is divided into six chapters. In the first two chapters, the introduction to an orbital forging, process definitions and short overview of a knowledge current state were been presented. The third chapter presents the author's method of a numerical modelling of an orbital forging process by using FEM (finite elements method). The experimental verification of obtained theoretical results has been presented in this chapter, too. In the next chapter, aspects of the forming process stability and its limitation have been discussed. These problems are supplemented by numerous examples, which were obtained in theoretical and experimental research. Last two chapters cover the numerical analyses of the load parameters, stress state, rate strain state and plastic flow of material during the orbital forming on the PXW press. In this part of research, author has focused attention on the significance of upper die rocking motion and bottom die movement velocity on the process conditions.

