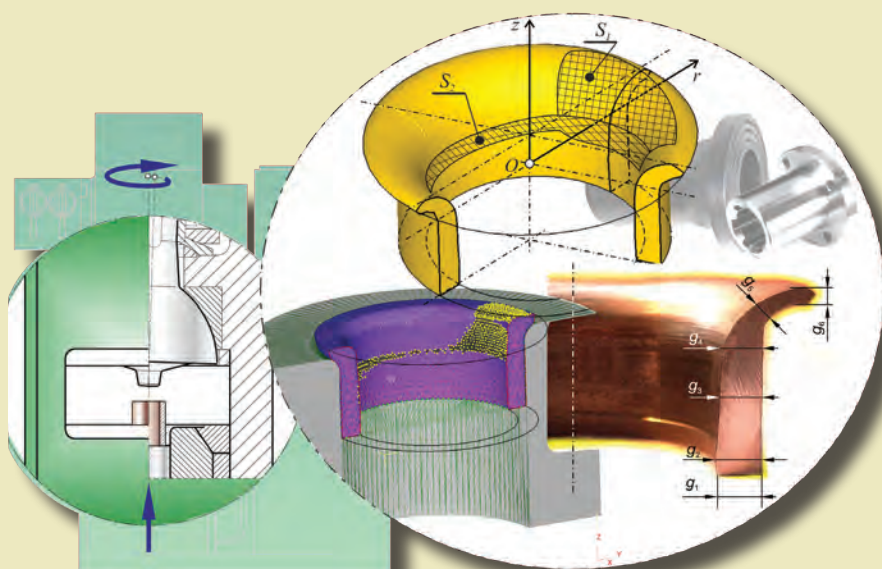




*Grzegorz Samołyk*

# Studium procesu prasowania obwiedniowego tulei kołnierzowych



MONOGRAFIE

Studium procesu  
prasowania obwiedniowego  
tulei kołnierzowych

# Monografie – Politechnika Lubelska



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

Grzegorz Samołyk

# Studium procesu prasowania obwiedniowego tulei kołnierzowych



Politechnika Lubelska  
Lublin 2016

Recenzent:

prof. dr hab. inż. Andrij Milenin, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków

Redakcja i skład: Grzegorz Samołyk

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2016

ISBN: 978-83-7947-184-3

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](http://www.biblioteka.pollub.pl)

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

[www.agencjatop.pl](http://www.agencjatop.pl)

---

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL [www.bc.pollub.pl](http://www.bc.pollub.pl)

Nakład: 100 egz.

## SPIS TREŚCI

<b>Od Autora</b> .....	7
<b>1. Wprowadzenie</b> .....	9
1.1. Charakterystyka prasowania obwiedniowego .....	9
1.2. Kierunki rozwoju prasowania obwiedniowego .....	16
1.3. Cel, teza i plan pracy .....	26
<b>2. Metody numeryczne w analizie technologii</b> .....	29
2.1. Modelowanie numeryczne .....	29
2.2. Metoda elementów skończonych .....	35
2.2.1. Charakterystyka MES .....	35
2.2.2. Sformułowanie MES .....	38
2.3. Podsumowanie .....	44
<b>3. Zjawisko pęknięcia materiału</b> .....	45
3.1. Wprowadzenie .....	45
3.2. Kryteria oceny utraty spójności materiału .....	55
3.3. Określenie warunków pęknięcia dla potrzeb modelowania procesów prasowania obwiedniowego .....	65
3.3.1. Zjawisko pęknięcia materiału podczas prasowania obwiedniowego .....	65
3.3.2. Badania analityczno-doświadczalne .....	66
3.3.3. Strategia postępowania w ocenie wyników analizy procesów prasowania obwiedniowego .....	82
<b>4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym</b> .....	85
4.1. Charakterystyka metody .....	86
4.2. Wytyczne projektowania zarysu roboczego stempla .....	90

4.3.	Model MES wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym .....	92
4.3.1.	Model geometryczny .....	93
4.3.2.	Model morfologiczny .....	94
4.3.3.	Model materiałowy .....	97
4.3.4.	Modelowanie kontaktu narzędzia z odkuwką .....	98
4.3.5.	Modelowanie zjawiska pęknięcia materiału .....	104
4.3.6.	Modelowanie kinematyki matrycy wahającej .....	105
4.4.	Weryfikacja doświadczalna .....	110
4.4.1.	Stanowisko badawcze .....	110
4.4.2.	Porównanie siły kształtowania .....	112
4.4.3.	Porównanie geometrii odkuwki .....	115
4.4.4.	Podsumowanie .....	117
<b>5.</b>	<b>Badania numeryczne .....</b>	<b>119</b>
5.1.	Charakterystyka ogólna wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym .....	119
5.1.1.	Płynięcie materiału w wywijanym i zginiatym kołnierzu ..	121
5.1.2.	Zagadnienie pęknięcia materiału .....	124
5.2.	Wpływ schematu ruchu wahającego stempla na przebieg procesu .....	129
5.2.1.	Parametry siłowe .....	129
5.2.2.	Geometria kołnierza .....	137
5.2.3.	Ruch wahający typu (P) .....	142
5.3.	Wpływ parametrów geometrycznych narzędzi na warunki realizacji procesu .....	150
5.3.1.	Kształtowanie odkuwki poprzez wywijanie kołnierza .....	152
5.3.2.	Kształtowanie odkuwki poprzez spęczanie kołnierza .....	155
5.4.	Analiza obciążenia stempla podczas prasowania obwiedniowego .....	162
5.4.1.	Naciski jednostkowe .....	163
5.4.2.	Naprężenie średnie .....	165
5.4.3.	Naprężenie zredukowane .....	170
5.5.	Podsumowanie i wnioski .....	171
	<b>Literatura .....</b>	<b>173</b>
	<b>Wykaz ważniejszych oznaczeń .....</b>	<b>181</b>
	<b>Streszczenie .....</b>	<b>183</b>
	<b>Abstract .....</b>	<b>185</b>

## OD AUTORA

Prasowanie obwiedniowe jest jedną z niewielu technologii obróbki plastycznej, która umożliwia kształtowanie objętościowe odkuwek (wyprasek) w sposób przyrostowy, głównie na zimno. Takie warunki obróbki plastycznej są postrzegane jako zaleta, przekładająca się w dobrą jakość wyrobu finalnego w zakresie dokładności wymiarowej, jakości powierzchni oraz wskaźników własności mechanicznych. Niestety, kształtowanie na zimno posiada również ograniczenia, będące dużym wyzwaniem dla technologów. Jak wiadomo, występujące umocnienie materiału obniża dopuszczalny stopień odkształcenia oraz powoduje wzrost siły kształtowania. Jednak w przypadku prasowania obwiedniowego siła kształtowania nie stanowi w zasadzie większego problemu, gdyż podstawową ideą tej technologii jest obniżenie jej wartości poprzez wprowadzenie ruchu wahającego narzędzia oraz uzyskanie warunków kształtowania przyrostowego (z ang. *incremental forming*).

Technologia prasowania obwiedniowego jest znana od prawie stu lat, jednak jej rozwój nastąpił dopiero od połowy XX wieku. Prowadzone od tego okresu prace miały charakter wdrożeniowy i bazowały głównie na badaniach doświadczalnych. Stosowany aparat analizy teoretycznej był mocno uproszczony i dotyczył prostych, elementarnych przypadków. Podstawowym tego powodem była złożona kinematyka narzędzia, gdyż znamioną cechą procesu jest ruch wahający stempla, zaliczany do ruchu kulistego. Nawet rozpowszechnienie metod numerycznych (np. metody elementów skończonych), wraz z pojawianiem się coraz bardziej zaawansowanych programów komputerowych, nie przyczyniło się do znaczącego rozszerzenia zakresu analiz teoretycznych. Nadal podstawowym ograniczeniem było brak opracowanych metod implementacji złożonych przypadków ruchu narzędzia wahającego.

Zatem, opracowanie metody numerycznego modelowania dowolnego schematu ruchu wahającego narzędzia było pierwszym, podstawowym zadaniem autora. Zadanie to zostało osiągnięte, a opracowana metoda jest na tyle skuteczna, że obecnie umożliwia analizowanie wszystkich możliwych przypadków prasowania obwiedniowego, jakie można realizować z wykorzystaniem dostępnych maszyn technologicznych. Dzięki temu, autor mógł rozpocząć obszerne badania teoretyczno-doświadczalne, które pozwoliły rozszerzyć obecny stan wiedzy na temat omawianej technologii oraz opracować nowy sposób prasowania obwiedniowego, wykorzystując między innymi modelowanie numeryczne.



Efekty wieloletniej pracy badawczej autora nad technologią prasowania obwiedniowego zostały opublikowane w licznych artykułach oraz trzech monografiach, przy czym jedną z nich jest niniejsze opracowanie. Monografie [61, 62] zawierają opis wyników badań klasycznego procesu prasowania obwiedniowego, w którym kształtuje się wyroby pełne, o kształcie typowym dla tej technologii. Natomiast w obecnie prezentowanej książce zamieszczono wyniki prac badawczych, które poświęcone są rozszerzeniu możliwości technologicznych prasowania obwiedniowego, zwłaszcza na grupę wyrobów drażonych typu tulei kołnierзовych. Jednocześnie, monografia podsumowuje wyniki pracy naukowej autora (wcześniej publikowane w czasopismach krajowych oraz o zasięgu światowym) oraz przedstawia jego najważniejsze osiągnięcia (jako opracowanie oryginalne). Monografia nie tylko jest poświęcona prasowaniu obwiedniowemu, ale również przedstawia zagadnienia dotyczące modelowania numerycznego oraz zjawiska pęknięcia materiału i jego przewidywania. Chciałbym podkreślić, że wspomniane zagadnienia są ściśle powiązane z działalnością naukowo-badawczą autora oraz są uzupełnione o własne sformułowania – głównie pod kątem ich wykorzystania w badaniach dotyczących technologii i teorii prasowania obwiedniowego.

W tym miejscu chciałbym serdecznie podziękować wszystkim osobom, które współpracowały ze mną w trakcie mojej dotychczasowej pracy naukowej, a w szczególności pracownikom Politechniki Lubelskiej. Osobne podziękowanie kieruję pod adresem recenzenta, Pana prof. dr hab. inż. Andrija Milenina, którego wskazówki oraz cenne uwagi nadały ostateczny kształt monografii.

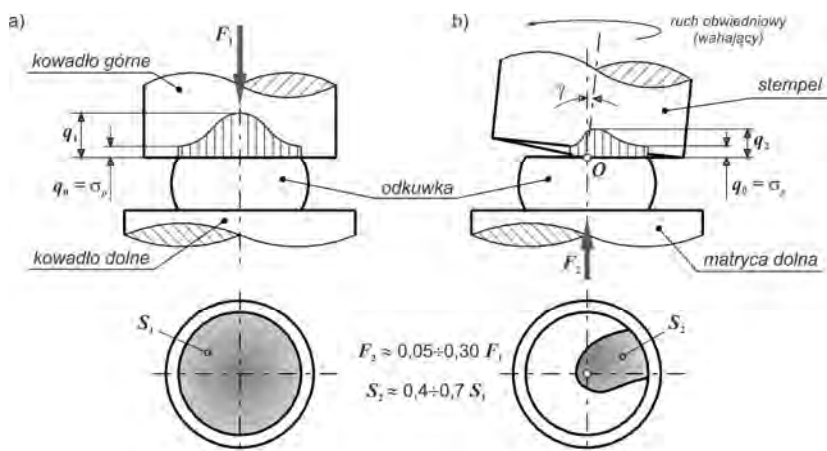
Autor

# 1. WPROWADZENIE

## 1.1. Charakterystyka prasowania obwiedniowego

Prasowanie obwiedniowe jest metodą kształtowania przedmiotów na zimno (względnie przy podwyższonej temperaturze), która jest zaliczana do technologii odkształcania przyrostowego – z ang. „*incremental forming technology*” [12, 13]. Omawiana metoda charakteryzuje się tym, że jedno z narzędzi wykonuje ściśle określony schemat ruchu kulistego, który nazywa się obwiedniowym, a niekiedy również ruchem wahającym. Pozostałe narzędzia – najczęściej są to matryca dolna oraz wypychacz – wykonują ruch postępowy, co powoduje dosunięcie (dociśnięcie) kształtowanego materiału do matrycy wahającej, która jest nazywana również stemplem.

Ideę procesu prasowania obwiedniowego pokazano obrazowo na rys. 1.1, na którym dodatkowo przedstawiono (dla porównania) istotę konwencjonalnego spęczania (kucia). Efektem pochylenia stempla o kąt  $\gamma$  oraz wprowadzenia go w ruch obwiedniowy jest zmniejszenie chwilowej powierzchni styku  $S_2$  narzędzia z odkuwką, która jest zazwyczaj o połowę mniejsza od powierzchni  $S_1$ .



**Rys. 1.1.** Schemat konwencjonalnego spęczania odkuwki (a) oraz prasowania obwiedniowego (b); przedstawiono również typowy kształt powierzchni styku  $S$  narzędzie-odkuwka, siłę kształtowania  $F$  oraz rozkład nacisków jednostkowych  $q$  [22, 61, 65]

Dokładny kształt oraz wielkości powierzchni  $S_2$  w zależności od parametrów procesu prasowania omówiono w pracy własnej [61]. Zmniejszenie powierzchni kontaktu przyczynia się bezpośrednio na obniżenie maksymalnych nacisków jednostkowych  $q_2$  w stosunku do nacisków  $q_1$ , co w efekcie przekłada się na zmniejszenie siły kształtowania  $F_2$ . W zależności od warunków prasowania obwiedniowego, siła kształtowania  $F_2$  może być nawet 15-krotnie mniejsza od siły  $F_1$ . Dzięki temu, proces prasowania obwiedniowego może być z powodzeniem realizowany w warunkach kształtowania na zimno.

Kolejną zaletą procesu prasowania obwiedniowego jest możliwość kształtowania odkuwek płaskich, np. typu tarcz oraz odkuwek posiadających części typu kołnierzy [22, 61, 62, 65, 70, 83]. Przykładową fotografię przedstawiającą asortyment części kształtowanych za pomocą omawianej technologii pokazano na rys. 1.2. Oprócz wspomnianych typów odkuwek są to również części typu kół zębatach, zębatek, tarcz sprzęgieł, płaskich krzywek, dźwignenek, a nawet drobne odkewki typu krzyżaków.

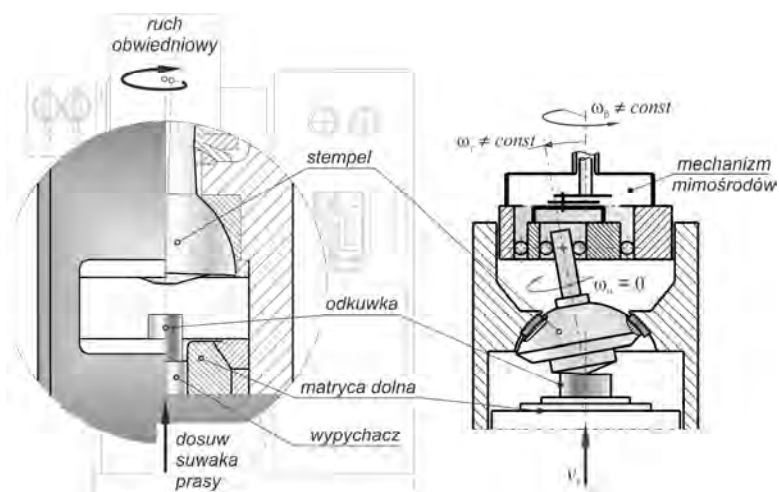
W przypadku realizacji prasowania obwiedniowego na zimno, dokładność odkuwek wykonanych ze stali osiągnięta się na poziomie  $0,05 \pm 0,15$  mm, a chro-



**Rys. 1.2.** Asortyment odkuwek kształtowanych na zimno za pomocą technologii prasowania obwiedniowego [65, 70]

powatość powierzchni  $Ra = 0,15 \div 1,15 \text{ } \mu\text{m}$ . Natomiast podczas kształtowania na ciepło, dokładność odkuwki jest mniejsza i wynosi  $0,1 \div 0,2 \text{ mm}$ , a chropowatość  $Ra = 1,25 \div 10 \text{ } \mu\text{m}$  [74]. Obecnie nie realizuje się technologii prasowania obwiedniowego w warunkach kształtowania na gorąco. Jednak według autora jest to możliwe, szczególnie zalecane w przypadku materiałów trudno odkształcalnych, takich jak stopy tytanu, stopy magnezu oraz niektóre stopy aluminium. Podstawowym warunkiem powodzenia prasowania obwiedniowego na gorąco jest możliwość uzyskania bardzo dużych prędkości narzędzi, zarówno dla ruchu obwiedniowego jak i dla postępowego. Celem nadrzędnym jest ograniczenie czasu kontaktu odkuwki z powierzchnią narzędzia do dopuszczalnego minimum. Niestety, obecnie czas kształtowania np. na zimno typowych odkuwek wynosi nawet 10 sekund. Jest to czas niedopuszczalny dla obróbki plastycznej na gorąco.

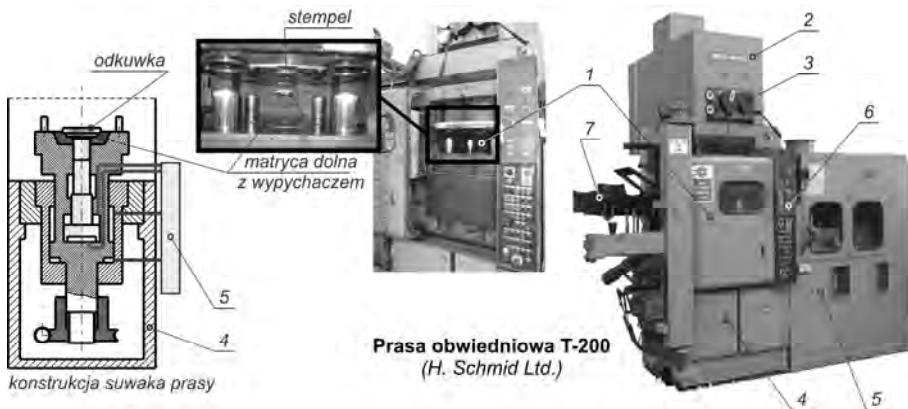
Proces prasowania obwiedniowego odkuwek jest realizowany na specjalnych prasach o napędzie mechaniczno-hydraulicznym. Typowym układem takiej maszyny jest prasa z serii PXW (polskiej konstrukcji i produkcji), którą schematycznie pokazano na rys. 1.3. Stempel jest mocowany w obsadzie wykonującej jeden z czterech typów ruchu wahającego (obwiedniowego) za pomocą specjalnej przekładni mechanicznej. Rozwiązanie techniczne bazuje na konstrukcji opracowanej przez Marciniaka [36, 62] – jest to mechanizm składający się z dwóch mimośrodków. Szczegóły tej konstrukcji, wraz z klasyfikacją oraz pełną historią rozwoju maszyn stosowanych do kształtowania obwiedniowego opisano w pracy własnej [62].



Rys. 1.3. Schemat maszyny używanej do realizacji prasowania obwiedniowego – prasa z serii PXW wraz z mechanizmem mimośrodkowym opracowanym przez Z. Marciniaka [61, 62]

Pozostałe narzędzia (w postaci matrycy dolnej oraz wypychacza – rys. 1.3) są mocowane w suwaku dolnym o napędzie hydraulicznym. Zazwyczaj, wewnątrz tego suwaka znajduje się dodatkowy suwak, służący do napędu wypychacza. Materiał wsadowy jest umieszczany w matrycy dolnej lub na wypychaczu, który w przypadku procesu prasowania obwiedniowego pełni również rolę narzędzia kształtującego. Po uruchomieniu prasy, narzędzia dolne dosuwają wsad do stempla, który w tym samym czasie wykonuje ruch obwiedniowy. Produktem finalnym jest odkuwka, która czasami jest również nazywana wypraską [15, 56, 61, 62].

W warunkach przemysłowych stosowane są również prasy obwiedniowe produkcji szwajcarskiej (prasy serii T) oraz produkcji japońskiej (prasy serii MCOF). Obie te maszyny posiadają napęd stempla oparty na konstrukcji zaproponowanej przez Berneta [76] – w rzeczywistości jest to zmodyfikowana konstrukcja Marcjanika. Na rys. 1.4 przedstawiono fotografię prasy typu T-200, która została wytworzona przez firmę „H.Schmid Ltd.” [81]. Jest to prasa przystosowana do produkcji masowej odkuwek na zimno.



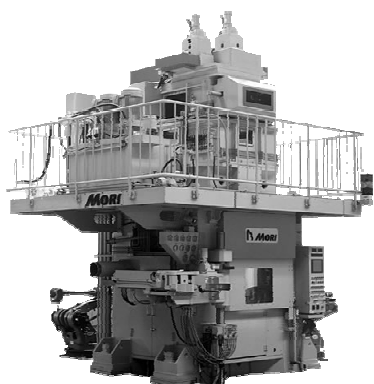
**Rys. 1.4.** Fotografia prasy obwiedniowej T-200 wraz z schematem konstrukcji suwaka [61, 82], gdzie: 1 – przestrzeń robocza, 2 – przekładnia napędu ruchu wahającego, 3 – dźwignie służące do ustawienia typu ruchu wahającego, 4 – komora na suwak prasy, 5 – układ zasilający i sterujący, 6 – interfejs sterowniczy prasy, 7 – mechanizmy automatyzujące podawanie wsadu i odbiór odkuwki

Obecnie, unowocześnione prasy z serii T są wytwarzane tylko przez firmę „Feintool International Holding AG, Ltd.” [7, 82]. Przykładowa fotografia, przedstawiająca prasę T-300 produkowaną już przez tę firmę, została umieszczona na rys. 1.5. Obecnie najbardziej rozpowszechnioną prasą w krajach Europy Zachodniej jest prasa T-200, o maksymalnym nacisku 2000 kN. Jej wydaj-



Rys. 1.5. Fotografia nowoczesnych pras obwiedniowych z serii T [7, 9]; w nawiasach podano producenta

ność wynosi od 4 do 15 odkuwek na minutę. Dla porównania, na prasach polskiej konstrukcji PXW-100 oraz PXW-200, można kształtować odkuwki na zimno z wydajnością na poziomie 4÷7 szt./min. Jednak najważniejszą przewagą pras z serii T nad prasami PXW jest stosunkowo duża prędkość narzędzi. Nominalna prędkość wahań stempla  $\omega = 340 \text{ min}^{-1}$  (dla prasy PXW-100 jest o ok. połowę mniejsza i wynosi tylko  $\omega = 150 \text{ min}^{-1}$ ), natomiast maksymalna prędkość robocza suwaka  $v_z = 26 \text{ mm/s}$  (dla prasy PXW-100,  $v_z$  wynosi zaledwie 4,1 mm/s). Szczegółowe dane na temat pras z serii PXW oraz T zamieszczono w pracy własnej [62].



Rys. 1.6. Fotografia prasy obwiedniowej MCOF-650 [48]

Godną polecenia prasą obwiedniową jest również prasa z serii MCOF, która jest wytwarzana przez japońską firmę „Mori Iron Works Co.”. Przykładową fotografię przedstawiającą hydrauliczną prasę obwiedniową MCOF-650, zamieszczono na rys. 1.6. Możliwości technologiczne pras z serii MCOF (z uwzględnieniem możliwych schematów wahań stempla) są w zasadzie takie same jak dla poprzednio

omówionych typów pras obwiedniowych. Szczegółowe dane maszyn z serii MCOF zestawiono w tabeli 1.1.

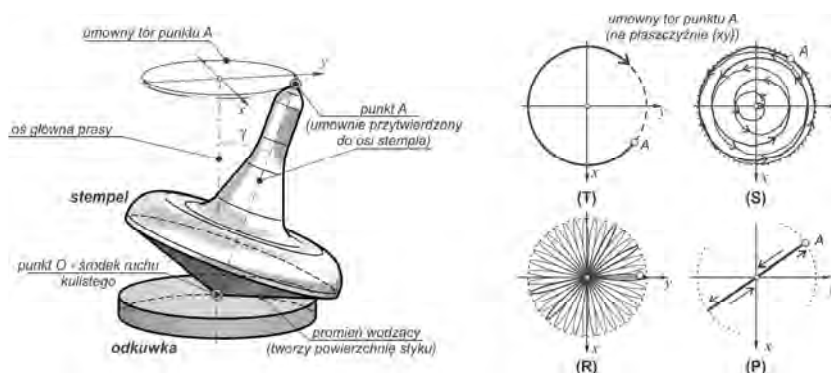
**Tabela 1.1.**

Podstawowe parametry hydraulicznych pras obwiedniowych typu MCOF [48]

	MCOF-250	MCOF-400	MCOF-650
Max. siła kształtująca, kN	2500	4000	6500
Max. nacisk wypychacza, kN	300	700	1300
Robocza prędkość suwaka, mm/s	3÷30	3÷25	3÷25
Prędkość wahań stempla, min <sup>-1</sup>	320	300	280
Największa średnica odkuwki stalowej, mm	160	210	240
Całkowita moc, kW	89	220	265

Omówione prasy obwiedniowe zapewniają realizację procesu kształtowania odkuwki przy jednym z czterech możliwych schematów wahań stempla, a wybór rodzaju ruchu narzędzia jest podyktowany wymaganiami technologicznymi. Ruch stempla można przedstawić w sposób graficzny (rys. 1.7) za pomocą umownego toru punktu A, wykreślonego na płaszczyźnie  $\{xy\}$ , która jest prostopadła do osi głównej prasy. Punkt A jest utwierdzony na osi narzędzia. Do tej osi również należy drugi ważny punkt, który oznaczono literą O. Jest to stały punkt będący środkiem ruchu wahającego, przy czym należy pamiętać, że ruch obwiedniowy (wahający) narzędzia jest szczególnym przypadkiem ruchu kulistego. Reasumując, wyróżnia się następujące cztery rodzaje ruchu stempla [8, 62, 67]:

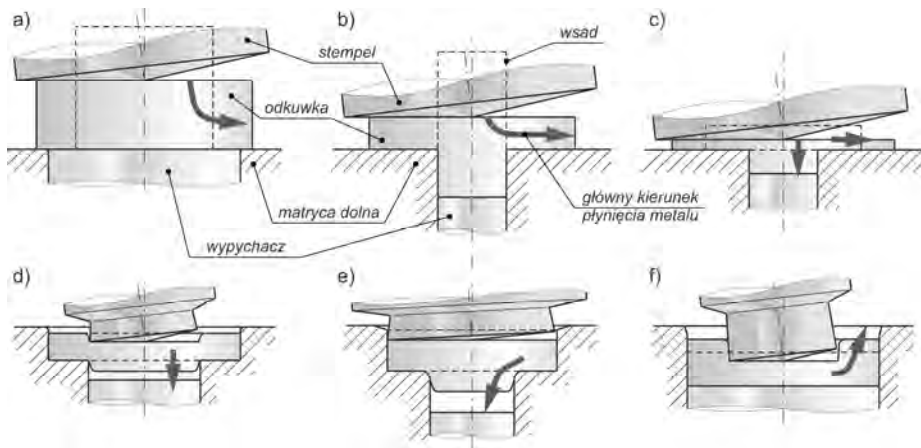
- ruch obwiedniowy (precesyjny) przy stałym kącie wychylenia stempla ( $\gamma \leq 2^\circ$ ), który jest nazywany ruchem według schematu „po okręgu” i oznaczany przez autora symbolem (T);



**Rys. 1.7.** Schematy ruchu obwiedniowego (wahającego) stempla [62, 67]; opis w tekście

- ruch wahający (precesyjno-nutacyjny) według schematu „po spirali” (S);
- ruch wahający (precesyjno-nutacyjny) zgodny ze schematem „po krzywej wielolistnej” – oznaczany symbolem (R);
- ruch wahający (nutacyjny) tylko w jednej płaszczyźnie według schematu „po prostej” (P).

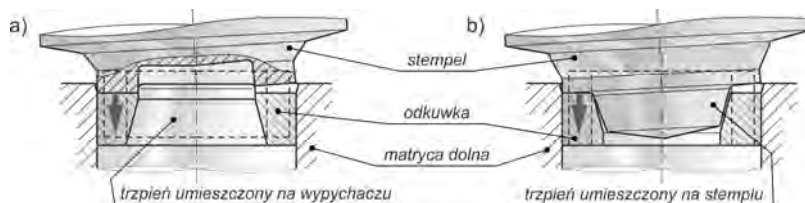
Proces prasowania obwiedniowego, podobnie jak większość procesów obróbki plastycznej, można podzielić na operacje. Są one traktowane jako zasadnicze metody kształtowania odkuwki, które różnią się od siebie sposobem płynięcia materiału. Na rys. 1.8 pokazano schematycznie metody kształtowania odkuwek cylindrycznych (pełnych) – są to odpowiednio: spęczanie swobodne (a), prasowanie kołnierza (b), prasowanie obrzeża (c), przesadzanie (d), wyciskanie współbieżne (e) oraz wyciskanie przeciwbieżne. Bardzo ważna jest przy tym rola wypychacza w poszczególnych metodach kształtowania odkuwki. Szczegółowa charakterystyka wszystkich wyszczególnionych metod prasowania obwiedniowego jest zamieszczona w monografii własnej [61].



Rys. 1.8. Zasadnicze metody prasowania obwiedniowego odkuwek pełnych [61]

Wyróżnić można również sposoby kształtowania wyrobów drażonych (rys. 1.9). W porównaniu z technologią prasowania obwiedniowego odkuwek pełnych, technologia kształtowania odkuwek drażonych jest poznana w znacznie mniejszym stopniu. Klasycznym rozwiązaniem metody kształtowania pierścienia (odkuwki drażonej) jest sposób pokazany na rys. 1.9a. Znamioną cechą tej metody jest umieszczenie trzpienia na powierzchni czołowej wypychacza. Natomiast na rys. 1.9b pokazano metodę autorską, która odróżnia się tym, że trzpień jest umieszczony na stemple. W obu przypadkach rolę trzpienia jest





Rys. 1.9. Metody prasowania obwiedniowego odkuwek drażonych [61]

uksztalowanie wewnętrznej powierzchni odkuwki. Również w obu przypadkach materiał wsadowy jest umieszczany wewnątrz matrycy dolnej. Natomiast do zalet metody autorskiej zalicza się większe możliwości technologiczne procesu prasowania obwiedniowego.

## 1.2. Kierunki rozwoju prasowania obwiedniowego

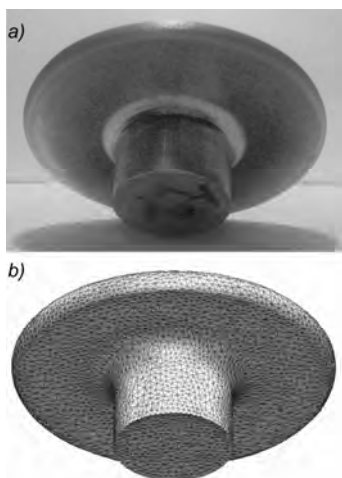
Prasowanie obwiedniowe jest technologią obróbki plastycznej stosunkowo młodą (w porównaniu np. z kuciem czy walcowaniem). Pionierami tej technologii są Slick oraz Massey [62], którzy w latach dwudziestych XX wieku opracowali pierwsze maszyny służące do realizacji prasowania obwiedniowego (zakuwania) końcówek prętów. Były to maszyny, w których stempel wykonywał tylko ruch precesyjny, a kąt jego pochylenia był niezmienny. Pierwszy, znaczący rozwój technologii prasowania obwiedniowego nastąpił w drugiej połowie ubiegłego wieku. W tym czasie Marciniak opracował innowacyjny mechanizm mimośrodowy [40], pozwalający uzyskać dowolny schemat ruchu wahającego stempla. Dzięki tej konstrukcji można było budować nowoczesne prasy obwiedniowe precesyjno-nutacyjne. Był to wyraźny impuls, zarówno do rozwoju technologii, jak i do zwiększenia jej popularności w zakładach produkcyjnych na całym świecie. W tym okresie opracowano wiele nowych maszyn [62] oraz różne sposoby napędzania stempla. Niestety, technologia prasowania obwiedniowa nadal pozostawała mniej popularna niż konwencjonalne metody kucia. Jednym z powodów była stosunkowo uboga wiedza teoretyczna i technologiczna o tej technologii. Innym powodem jest wąski zakres asortymentu odkuwek, które można produkować na prasach obwiedniowych przy zadawalającym poziomie opłacalności.

Lata dziewięćdziesiąte XX wieku to początek kolejnego okresu, w którym dużą rolę w projektowaniu technologii zaczynają odgrywać metody obliczeń komputerowo wspomaganymi. Rozwój komputerów oraz metody elementów skończonych (MES) pozwolił na zwiększenie intensywności oraz zakresu prowadzonych prac badawczych. Efektem tego jest pojawienie się dużej ilości pu-

blikacji naukowych i popularno-naukowych w przeciągu ostatnich dwudziestu lat. Natomiast od ośmiu lat, wkład w rozwój technologii prasowania obwiedniowego ma również autor. Jednym z wielu osiągnięć własnych jest opracowanie modelu numerycznego (dla potrzeb modelowania MES) dowolnego ruchu wahającego stempla, co niewątpliwie przyczynia się do rozszerzenia zakresu prowadzenia prac badawczych.

Znaczące wyniki prac badawczych autora zamieszczono w dwóch monografiach, zatytułowanych „Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego” [61] oraz „Wybrane zagadnienia technologii i teorii prasowania obwiedniowego” [62]. Są to obszerne publikacje, poświęcone prasowaniu obwiedniowemu odkuwek pełnych, w tym również odkuwek typu stożkowych kół zębatach. Monografie te są jednocześnie pierwszymi w Polsce książkami, w których zamieszczono w sposób zwarty podstawowe informacje oraz najnowsze wyniki prac badawczych na temat omawianego procesu technologicznego.

Kolejnym krokiem mającym na celu dalszy rozwój technologii prasowania obwiedniowego z udziałem autora jest podjęcie wyzwania zwiększenia obszaru zastosowania tej technologii. Według autora, jednym z możliwych kierunków jest opracowanie metod prasowania obwiedniowego wyrobów drążonych. Badania prowadzone przez autora w tym zakresie bazują na już sprawdzonym schemacie, tj. wykonaniu kompleksowej analizy numerycznej oraz weryfikacji doświadczalnej wybranych, reprezentatywnych przypadków.



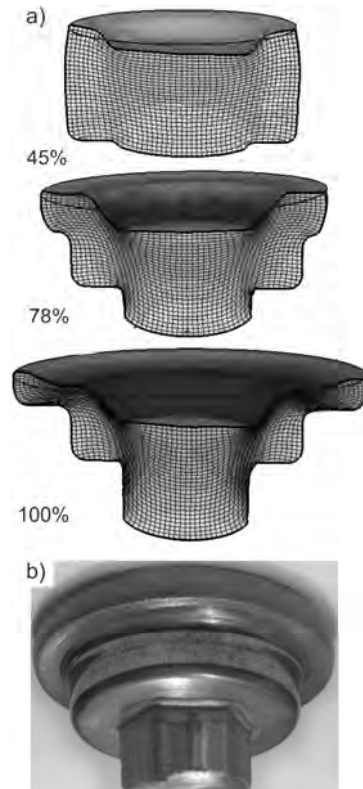
**Rys. 1.10.** Kształt wypraski rzeczywistej (a) i obliczonej za pomocą MES (b) [61, 65]

Przykłady prasowania obwiedniowego realizowanego na prasie obwiedniowej z serii PXW, dla których wykonane badania stanowią podstawę do walidacji modelu numerycznego opracowanego przez autora, to:

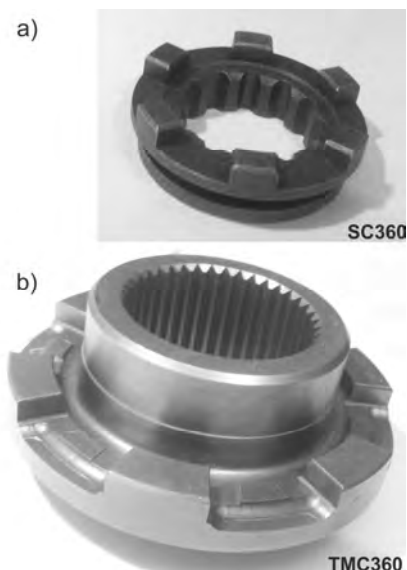
- spęczanie próbki walcowej (rys. 1.10), jako najprostszy przykład metody prasowania kołnierza – wyniki badań opublikowano m.in. w pracach [61, 65, 68, 78], w których przedstawiono podstawowe zagadnienia dotyczące omawianego procesu, natomiast opisana w nich weryfikacja doświadczalna w pełni potwierdziła poprawność założeń modelowych dla modelu MES;
- wykonanie odkuwki tarczy ze sworzniem sześciokątnym (rys. 1.11), jako przykład połączenia kilku zasadni-

czych metod prasowania obwiedniowego – badania teoretyczno-doświadczalne opisano obszernie w publikacji [69]; wykorzystując techniki polioptymalizacyjne wskazano najkorzystniejsze warunki kształtowania odkuwki, a próby doświadczalne w pełni potwierdziły zgodność jakościową i ilościową obliczeń z pomiarami; próby doświadczalne stanowią również źródło informacji o warunkach zachowania spójności materiału podczas prasowania obwiedniowego; ponadto, omawiany przykład pokazuje, że właściwym kierunkiem rozwoju technologii prasowania obwiedniowego jest dążenie do kształtowania odkuwki według zasady minimalizacji wartości odkształceń i jednoczesnego zwiększania dominacji płynięcia materiału zgodnego ze schematem, jaki występuje w procesach przesadzania;

- wywijanie kołnierza z jednoczesnym prasowaniem, zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 1.9b – wstępne wyniki badań [66] wskazały, że jest to metoda posiadająca potencjał, dlatego autor zdecydował, że kompleksowe badania nad tym procesem będą tematem przewodnim niniejszej monografii;
- wykonanie odkuwki koła stożkowego, z częściowo ukształtowanym otworem centralnym, jako przykład praktycznego zastosowania technologii prasowania obwiedniowego w produkcji masowej – wyniki badań dotyczące tego przypadku zostały obszernie opisane w monografii [62] oraz publikacji [67]; warto w tym miejscu podkreślić, że również na przykładzie odkuwki o tak złożonym kształcie uzyskano zadawalającą zgodność obliczeń (na podstawie modelu numerycznego opracowanego przez autora) z rezultatami prób doświadczalnych.



**Rys. 1.11.** Fazy kształtowania odkuwki uzyskane w MES (a) oraz końcowy kształt otrzymany w próbie doświadczalnej (b) [69]



**Rys. 1.12.** Fotografia przedstawiająca dwie części maszyn, na podstawie których opracowano technologię prasowania obwiedniowego ich odkuwek

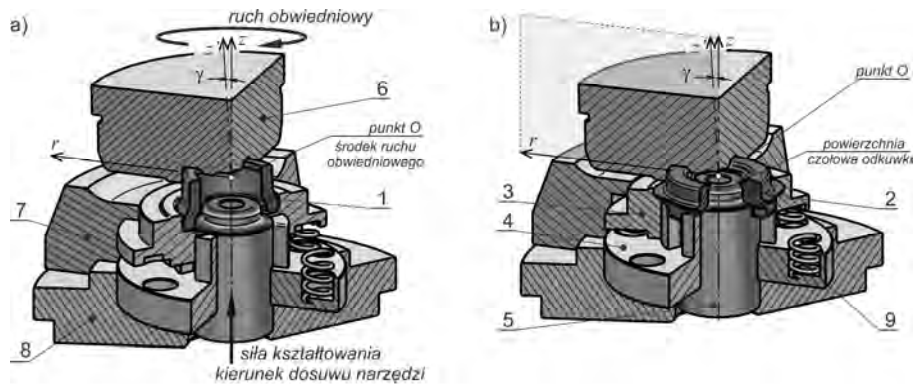
Z kolei najciekawsze prace badawcze autora (bazujące na analizie numerycznej), w zakresie zwiększenia obszaru zastosowania technologii prasowania obwiedniowego, dotyczą wytwarzania wyrobów drążonych o złożonym kształcie, przy czym proces bazuje na klasycznym schemacie, pokazanym na rys. 1.9a. Rozważano możliwość wykonania dwóch odkuwek, tj.:

- sprzęgła kłowego typu SC360 (rys. 1.12a), o wymiarach gabarytowych  $\varnothing 56 \text{ mm} \times \varnothing 30 \text{ mm} \times 17 \text{ mm}$ ;
- piasty typu TMC360 (rys. 1.12b) o wymiarach gabarytowych  $\varnothing 116 \text{ mm} \times \varnothing 54 \text{ mm} \times 46 \text{ mm}$ , przy czym piasta posiada również tarczę o grubości 9 mm oraz występy kłowe, których wysokość wynosi 6 mm.

Na podstawie części SC360 opracowano proces prasowania obwiedniowego z użyciem narzędzi posiadających wkładkę dociskową. Istotą tego rozwiązania

jest ciągle wywieranie nacisku na materiał, który jest wyciskany do występów kłowych. Efektem jest zmiana stanu naprężenia w najbardziej newralgicznych strefach odkuwki na bardziej korzystny, ze względu na zachowanie spójności materiału. Ponadto, zaprojektowane dwie niewielkie wypływki (wewnętrzna i zewnętrzna), które w istotnym zakresie zwiększają stopień wypełnienia wykroju roboczego.

Schemat ideowy omawianego procesu prasowania obwiedniowego przedstawiono na rys. 1.13. Materiałem wsadowym jest przedkuwka uzyskana z miejscowo rozpeczęzonej tulei lub z pręta kutego na kuźniarce. Przedkuwkę umieszcza się w zestawie narzędzi i w jednej operacji prasowania obwiedniowego uzyskuje się odkuwkę części gotowej. Sposób kształtowania oraz zaproponowane narzędzia zostały zgłoszone jako wynalazek [81]. Natomiast wstępne wyniki obliczeń numerycznych opublikowano w publikacjach [70, 71]. W dotychczas wykonanych analizach numerycznych rozważano wiele wariantów wykonania odkuwki technologią prasowania obwiedniowego. Również rozważano możliwość wykonania odkuwki z różnych gatunków materiału, w tym ze stopów nieżelaznych, np. stosowanych w przemyśle lotniczym. We wszystkich przypadkach zakłada-

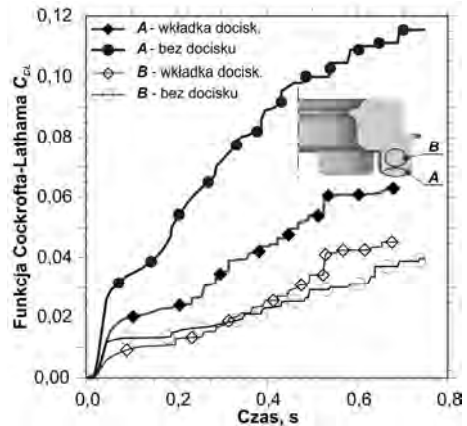


**Rys. 1.13.** Schemat procesu prasowania obwiedniowego, w konfiguracji początkowej (a) i końcowej (b), z użyciem narzędzi z wkładką dociskową [71, 81], gdzie: 1 – przedkuwka, 2 – odkuwka, 3 – ruchoma wkładka dociskowa, 4 – wkładka wewnętrzna z występami kształtującymi (osadzona w podstawie 8), 5 – wyrzutnik z trzpieniem kształtującym, 6 – matryca górna (wahająca), 7 – pierścień matrycy dolnej, 8 – podstawa matrycy dolnej, 9 – sprężyna dociskowa,  $\gamma$  – kąt pochylenia matrycy 6

no, że proces jest realizowany przy użyciu wydajnych pras obwiedniowych, np. PXW-200 oraz z serii T.

Wykonane badania numeryczne opisanego procesu pozwoliły sformułować następujące wnioski [71]:

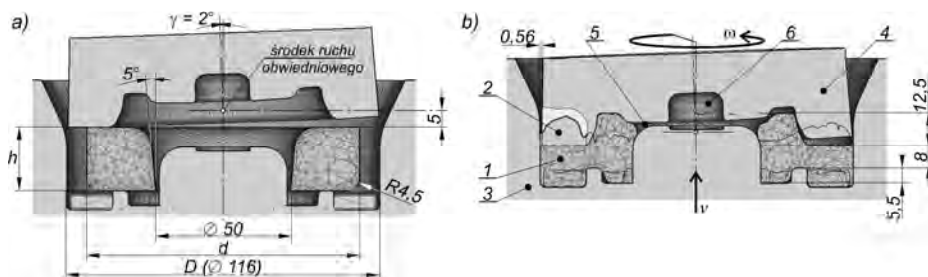
- zastosowanie ruchomej wkładki dociskowej pozwala w sposób znaczący zmienić charakter stanu naprężenia materiału w obszarze kształtowanych występów kłowych, przy czym nie powoduje to zmian przebiegu i wartości głównej siły kształtowania jaką musi zapewnić prasa obwiedniowa;
- obniżenie wartości naprężenia średniego  $\sigma_m$  w newralgicznych strefach występów kłowych, w wyniku dodatkowego ciągłego nacisku powierzchni czynnej wkładki, powoduje zmniejszenie funkcji zniszczenia Cockrofta-Lathama  $C_{CL}$  o połowę (rys. 1.14 – odkuwka wykonana ze stopu Mg4AlZn0,5Mn na prasie PXW-200 [71]).



**Rys. 1.14.** Zmiana średniej wartości funkcji zniszczenia  $C_{CL}$  wg znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama w dwóch strefach występu kłowego [71]

Bardziej obszerne badania numeryczne dotyczą możliwości technologicznych wykonania odkuwki zaprojektowanej w oparciu o część TMC360 (rys. 1.12b). Z uwagi na znaczne wymiary gabarytowe oraz bardzo złożoną geometrię tej części, wykonanie odkuwki w jednej operacji za pomocą prasowania obwiedniowego jest bardzo trudnym zadaniem. Dlatego też, pierwszym etapem badań było określenie najkorzystniejszej postaci przedkuwki.

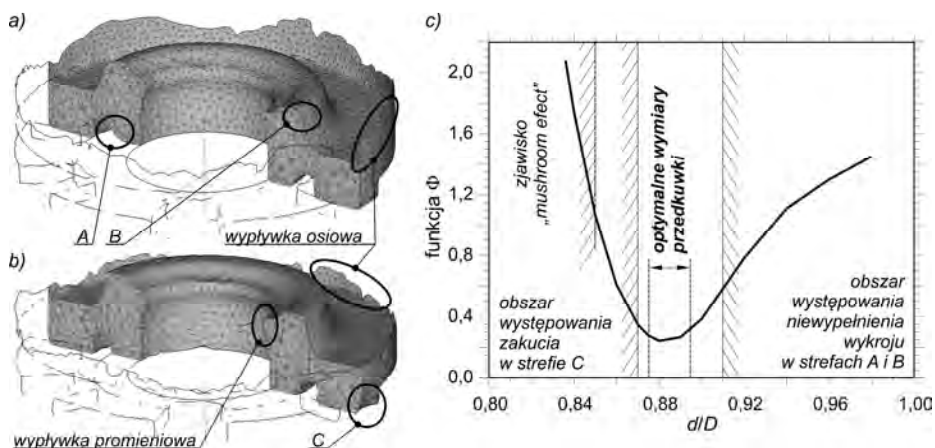
Wybrane wyniki badań numerycznych w zakresie projektowania przedkuwki zamieszczono w pracy [74]. Dotyczą one procesu, który jest realizowany zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 1.15. W tym przypadku odkuwka ma kształt tylko tarczy i jest wykonana ze stopu AlMgSi, a proces jest realizowany na prasie w PXW-200 w warunkach kształtowania na zimno. Podobną analizę numeryczną wykonano również dla wsadu wykonanego dla stali 19MnCr5 (kształtowanie na półgorąco) oraz stopu Ti6Al4V (kształtowanie na gorąco).



**Rys. 1.15.** Schemat procesu prasowania obwiedniowego odkuwki tarczy; a) konfiguracja początkowa wraz z kształtem i wymiarami przedkuwki, b) konfiguracja końcowa [74], gdzie: 1 – odkuwka, 2 – wypływka osiowa, 3 – narzędzia dolne (matryca i trzpień), 4 – matryca górna, 5 – wypływka promieniowa, 6 – magazynek

Celem omawianych badań była optymalizacja wymiarów materiału wsadowego. Wykonano ją w oparciu o kryterium minimalizacji funkcji celu  $\Phi$ , w której uwzględniono trzy istotne parametry: objętość wypływki osiowej, czas trwania procesu oraz wielkości wypływki promieniowej. Ważniejsze wyniki (dla stopu AlMgSi) przedstawiono na 1.16. Na ich podstawie sformułowano następujące wnioski [74]:

- obszar dopuszczalnych wymiarów przedkuwki (tj. średnicy  $d$ , wysokości  $h$  oraz stosunku  $d/D$  – zgodnie z rys. 1.15) jest ograniczony przez dwie podstawowe wady odkuwki, tj: odgórnie przez niewypełnienie wykroju roboczego (gdy  $d/D > 0,915$ ) oraz oddolnie poprzez występowanie zakuć (gdy  $d/D < 0,870$ ), przy czym zakres optymalnych wymiarów przedkuwki ( $h$  i  $d$ ), z uwzględnieniem dodatkowo stosunku  $d/D$  jest stosunkowo wąski;

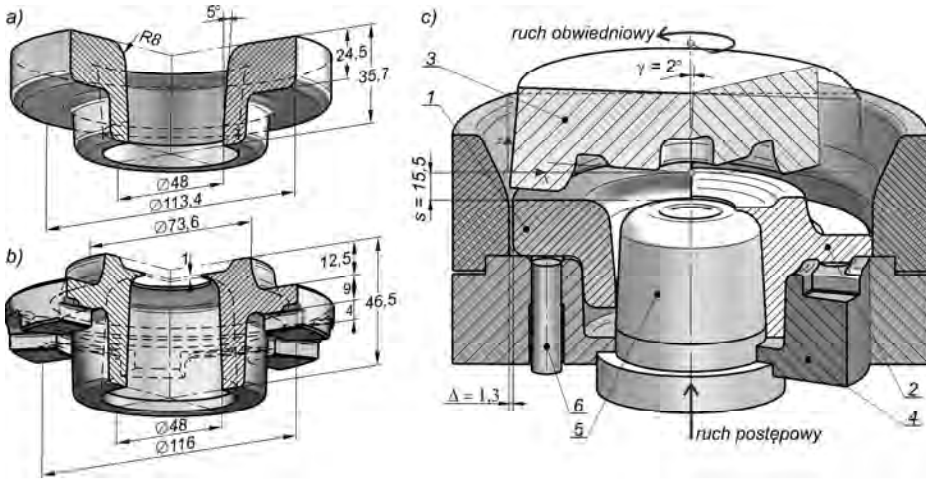


**Rys. 1.16.** Kształt i charakterystyczne strefy odkuwki uzyskanej w procesie prasowania obwiedniowego (wg schematu z rys. 1.16) z przedkuwki wykonanej ze stopu AlMgSi, dla której  $d/D = 0,974$  (a) i  $d/D = 0,841$  (b) wykonanej ze stopu AlMgSi oraz przebieg funkcji celu  $\Phi$  (c) wraz obszarami występowania podstawowych ograniczeń procesu [74]

- przyczyną pojawienia się zakuć w obszarze występów kłowych (strefa C – rys. 1.16b) są: promieniowy charakter płynięcia materiału oraz występowanie zjawiska tzw. „mushroom efekt” (zjawisko to jest opisane np. w [26, 27, 61]), przy czym wystąpienie tego zjawiska podczas prasowania obwiedniowego rozpatrywanej odkuwki obserwuje się tylko w tych przypadkach, gdy wartość stosunku  $h/d$  jest odpowiednio duża.

Kolejne badania obejmowały odkuwkę, która w pełni odzwierciedlała kształt części TMC360. Szczególną uwagę zwrócono na możliwość uzyskania zarysu tarczy z występami jak najbardziej zbliżonego do finalnego. Ogólny schemat zaprojektowanego procesu prasowania obwiedniowego odkuwki pokazano na rys. 1.17. W analizie przyjęto, że odkuwka jest wykonana ze stali 19MnCr5, a proces jest realizowany w warunkach kształtowania na półgorąco z użyciem prasy PXW-200. Odpowiednio dobrany kształt przedkuwki pozwala na uzyskanie wyrobu tylko w jednym zabiegu. Ważniejsze wyniki badań zamieszczono w publikacjach [75, 76]. Natomiast w kolejnych pracach [72, 73] pokazano wyniki analizy kształtowania odkuwki wykonanej ze stopu tytanu Ti6Al4V. Wstępne obliczenia wykazały, że proces prasowania obwiedniowego odkuwki ze stopów tytanu wymaga użycia prasy obwiedniowej o znacznie większym nacisku oraz większej prędkości narzędzi, np. prasy MCOF 400 lub MCOF 630.

Autor chciałby również zwrócić uwagę czytelnika na wynikami z dotychczas wykonanych i opublikowanych prac badawczych, które dostarczają informacje



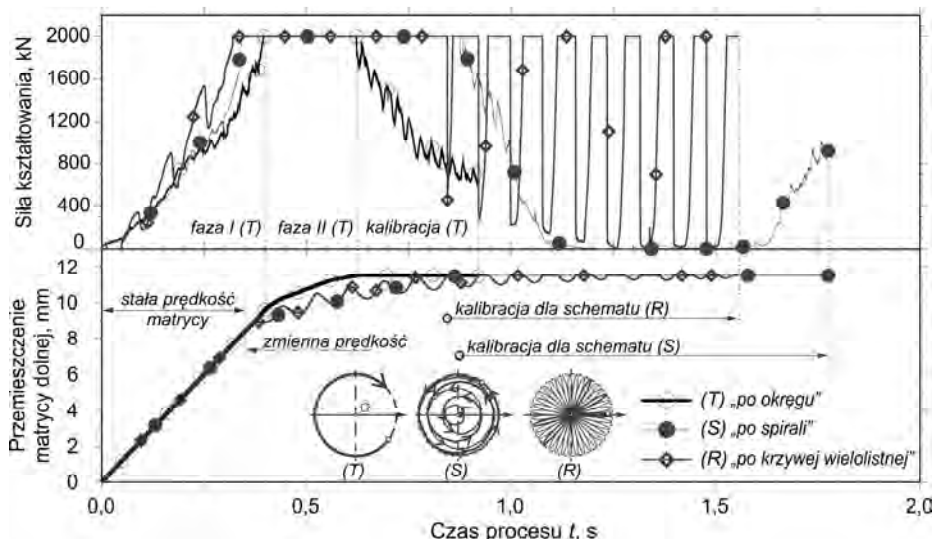
**Rys. 1.17.** Schemat procesu prasowania obwiedniowego odkuwki w jednym zabiegu [73, 75], gdzie: 1 – przedkrywka, 2 – odkuwka, 3 – matryca górna, 4 – matryca dolna, 5 – trzpień (osadzony w matrycy dolnej), 6 – wypychacz; a) przedkrywka, b) odkuwka, c) konstrukcja narzędzi

na temat wpływu rodzaju ruchu wahającego matrycy na przebieg procesu kształtowania przedmiotowej odkuwki [74], rozkładu temperatury w odkuwce [72, 73] oraz rozkładu naprężeń w obciążonych narzędziach [75].

Efektom zmiany typu ruchu wahającego matrycy górnej jest zmiana czasu trwania procesu prasowania obwiedniowego. Na podstawie uzyskanych wyników obliczeń (pokazanych na rys. 1.18) stwierdzono, że głównym powodem wydłużenia tego czasu jest charakter przemieszczania się matrycy dolnej w trakcie realizacji etapu drugiego oraz trzeciego. Podczas kształtowania odkuwki według schematu (R) w momencie, gdy należy spełnić warunek, aby siła kształtowania była stała, obserwuje się cykliczne, chwilowe „cofanie się” matrycy dolnej. Zjawisko to wynika z częstej zmiany wychylenia matrycy górnej (tj. zmiany kąta  $\gamma$ ), co w efekcie powoduje zmianę wielkości chwilowej powierzchni kontaktu narzędzia z materiałem. Kiedy wartość kąta  $\gamma$  wzrasta, matryca dolna musi „podać się”, aby wspomniana powierzchnia kontaktu nie przekroczyła wartości krytycznej. Oczywiście, w przypadku tradycyjnych procesów kucia matrycowego, taka sytuacja doprowadziłaby do zakleszczenia narzędzi. Natomiast w przypadku prasowania obwiedniowego może dojść do przeciążenia matrycy górnej, co może skutkować jej uszkodzeniem (pęknięciem) [72, 73, 75].

W przypadku rozpatrywanej odkuwki okazało się również, że bardziej bezpiecznym i przewidywalnym schematem prasowania obwiedniowego jest schemat typu (T) lub (S). Jednak podczas wahań matrycy zgodnie ze schematem

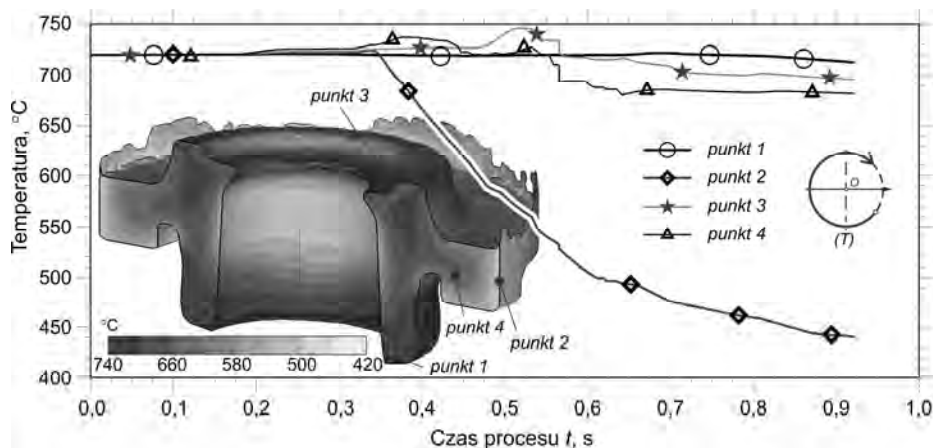




**Rys. 1.18.** Porównanie zmian siły kształtowania oraz prędkości matrycy dolnej w zależności od schematu ruchu wahającego matrycy górnej (podział na fazy kształtowania); prasowanie obwiedniowe na półgorąco odkuwki wykowanej ze stali 19MnCr5 wg schematu z rys. 1.17 [75]

„po spirali” uzyskuje się największy, z możliwych czasów trwania procesu. Głównym tego powodem jest zachowanie się procesu w etapie kalibracji (rys. 1.18). Gdy kąt  $\gamma$  zmniejsza się, to obserwuje się spadek siły do poziomu równego zero. W zakresie kąta  $\gamma \approx 0^\circ$ , matryca górna praktycznie nie wykonuje żadnego ruchu wahającego, co w przypadku fazy kalibracji objawia się brakiem odkształcania powierzchni odkuwki. Dopiero w momencie, gdy wartość kąt  $\gamma$  zaczyna wzrastać (na rys. 1.18 obserwuje się w tym czasie gwałtowny wzrost siły), odkształcanie powierzchni odkuwki jest kontynuowane.

Na kolejnym rys. 1.19 przedstawiono przykładowy rozkład temperatury w odkuwce wykonanej ze stali 19MnCr5, zaobserwowany tuż po zakończeniu procesu prasowania obwiedniowego, zgodnie ze schematem wahań matrycy typu (T). Największy spadek temperatury w odkuwce następuje zawsze w strefach kontaktu materiału z narzędziami dolnymi (tj. matrycą oraz trzpieniem). Przykładowo, w wyszczególnionym punkcie 2 zaobserwowano intensywny spadek temperatury dopiero od chwili ukonstytuowania się bocznej powierzchni kontaktu pomiędzy tarczą a matrycą dolną. Z kolei w punktach 1 oraz 3 nie zaobserwowano znaczącego obniżenia temperatury. Powodem jest to, że powierzchnia materiału w pobliżu punktu 1 przez dłuższy czas jest swobodna. Natomiast w otoczeniu punktu 3 materiał znajduje się w bezpośrednim sąsiedztwie matrycy górnej, której ruch wahający powoduje tylko chwilową,



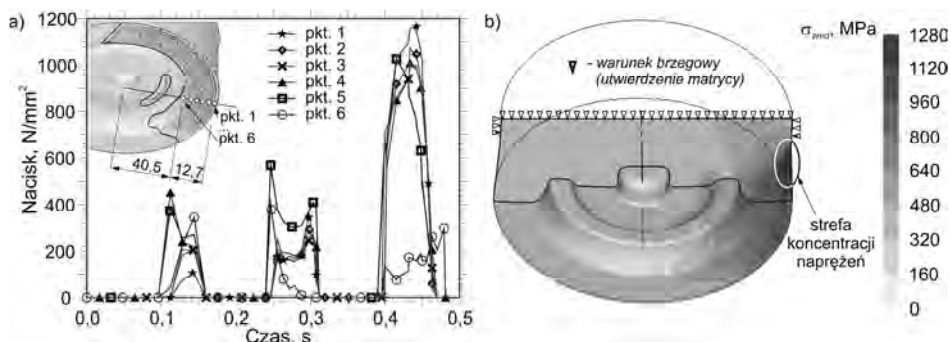
**Rys. 1.19.** Rozkład temperatury w odkuwce prasowanej obwiedniowo wg schematu wahań matrycy „po okręgu” oraz historia zmiany temperatury w wybranych punktach odkuwki; prasowanie obwiedniowe na półgorąco odkuwki wykowanej ze stali 19MnCr5 wg schematu z rys. 1.18 [75]

cyklicznie powstającą powierzchnię kontaktu. Początkowy wzrost temperatury w tym punkcie jest efektem tarcia pomiędzy narzędziem a materiałem, które jest dodatkowym źródłem ciepła. Jeszcze innym czynnikiem, który przyczynia się do początkowego wzrostu temperatury (punkty 3 i 4) jest zamiana pracy odkształcenia plastycznego na ciepło. Niestety, ważnym problemem prasowania obwiedniowego jest długotrwałe przekazywanie ciepła do powierzchni narzędzi, gdzie kluczową rolę odgrywa ostatni etap prasowania obwiedniowego, w którym powierzchnia kontaktu materiału z narzędziami jest największa. Minimalizacja przekazywania ciepła jest możliwa dzięki zapewnieniu dostatecznie dużej prędkości narzędzi i dużego nacisku prasy – takie warunki mogą obecnie zapewnić jedynie nowoczesne maszyny, np. prasy z serii T lub MCOF [72, 73, 75].

Analiza charakteru obciążenia narzędzi (w procesie prasowania odkuwki według schematu z rys. 1.17), pozwoliła sformułować następujące wnioski końcowe [75]:

- narzędzie wykonujące ruch obwiedniowy (rys. 1.17c, poz. 3) jest w największym stopniu obciążone, a charakter tego obciążenia jest zmienny z wyraźną, miejscową koncentracją naprężeń (przykładowe wyniki obliczeń dla tego narzędzia zamieszczono na rys. 1.20);
- trzpień (rys. 1.17c, poz. 5), który odpowiada za ukształtowanie otworów centralnych w drażonych odkuwkach prasowanych obwiedniowo jest narzędziem, które jest narażone na zmienne obciążenie o charakterze zginającym;

- matryca dolna (rys. 1.17c, poz. 4), w porównaniu z pozostałymi narzędziami stosowanymi w prasowaniu obwiedniowym, jest najmniej niekorzystnie obciążonym narzędziem podczas realizacji procesu kształtowania odkuwki, przy czym stosowanie w matrycy dolnej złożonych geometrycznie wykrojów kształtujących tylko w stosunkowo niewielkim stopniu wpływa na pogorszenie warunków jej eksploatacji.



**Rys. 1.20.** Historia zmiany nacisków jednostkowych (a) na powierzchni matrycy wykonującej ruch wahający oraz rozkład naprężenia zredukowanego  $\sigma_{red}$  wyznaczony w momencie największego obciążenia; prasowanie obwiedniowe na półgorąco odkuwki wykowanej ze stali 19MnCr5 wg schematu z rys. 1.18 [75]

### 1.3. Cel, teza i plan pracy

Celem badawczym pracy naukowej realizowanej przez autora jest zbadanie nowego schematu (procesu) prasowania obwiedniowego wyrobów drążonych, zwłaszcza typu tulei kołnierzowych, przy założeniu, że proces ten jest realizowany w warunkach odkształceń na zimno. Uzyskane wyniki badań mogą posłużyć w realizacji dalszych pracach badawczo-rozwojowych, w oparciu których będzie istniała możliwość wdrożenia procesu kształtowania określonej grupy odkuwek drążonych klasy tuleja, w szczególności posiadających cienkie kołnierze, kształtowe kołnierze lub/i występy kłowe – jako wyrobów finalnych lub półwyrobów. Przykładem takich wyrobów mogą być części stosowane powszechnie w sprzęgłach rozłącznych lub elementy wykorzystywane w armaturze przemysłowej, np. w połączeniach kołnierzowych.

Realizację postawionego celu oparto na wieloetapowym planie badawczym, w skład którego wchodzi zarówno obszerne analizy numeryczne, jak i badania doświadczalne, które z kolei mają na celu przede wszystkim walidację założeń modelowych. Zdecydowana większość rozważań rozpatrywanych w pracy jest oparta na modelowaniu numerycznym, co wynika przede wszystkim z dwóch

powodów. Po pierwsze, regulacja wartości podstawowych parametrów technologicznych w dostępnych maszynach (pras obwiedniowych) jest mocno ograniczona, po drugie – istnieje uzasadniona potrzeba opracowania obszernej wiedzy teoretycznej, wykraczającej poza ramy wyznaczone przez obecnie stosowane zakresy wartości parametrów technologicznych.

Uwzględniając przedstawiony cel badawczy, wyniki wcześniejszych prac badawczych własnych [61, 62, 66, 67, 69, 78] oraz dotychczasową wiedzę z zakresu modelowania numerycznego [1, 5, 13, 19, 21, 29, 33, 88, 98] sformułowano następującą tezę podstawową pracy:

**Wyposażenie matrycy wahającej w trzpień kształtujący pozwala rozszerzyć możliwości technologiczne procesu prasowania obwiedniowego w zakresie kształtowania odkuwek drążonych typu tulei kolnierzykowych.**

Realizacja postawionego celu badawczego, biorąc pod uwagę sformułowaną tezę, wymaga wykonania następujących etapów pracy:

- opracowanie modelu numerycznego procesu prasowania obwiedniowego, bazującego na metodzie elementów skończonych oraz przyjęcie stosownych założeń modelowych;
- uzyskanie niezbędnych danych dla opracowanego modelu numerycznego (tj. danych materiałowych, warunków kontaktowych oraz opisujących warunki pęknięcia) na podstawie badań laboratoryjnych;
- walidacja założeń modelowych, przyjętych w zaproponowanym modelu numerycznym procesie prasowania obwiedniowego, w warunkach doświadczalnych, ale możliwie najbardziej zbliżonych do warunków przemysłowych (w tym celu użyto przemysłowej prasy PXW-100A wyposażonej w aparaturę pomiarową oraz uwzględniono dotychczasowe wyniki badań autora, publikowane we wcześniejszych opracowaniach);
- wykonanie kompleksowej analizy numerycznej z wykorzystaniem zweryfikowanego doświadczalnie modelu;
- konsolidacja uzyskanych wyników obliczeń oraz prób doświadczalnych.

Należy podkreślić, że w niniejszym opracowaniu sformułowano również kilka tez pomocniczych, które przytoczono w poszczególnych rozdziałach (zazwyczaj jako wnioski końcowe). Stanowią one uzupełnienie tezy podstawowej lub dostarczają dowodu na jej prawdziwość.



## 2. METODY NUMERYCZNE W ANALIZIE TECHNOLOGII

Istotnym zagadnieniem, mocno wpisanym w dziedzinę nauk technicznych, zarówno na poziomie prac naukowych, jak i projektowania technologii, jest **modelowanie**. Według najprostszej definicji modelowanie to ściśle określona metoda budowy **modelu**. Oczywiście, powstaje zasadnicze pytanie: w jakim celu buduje się model? Po pierwsze, model (fizyczny, matematyczny, numeryczny itd.) jest budowany po to, aby zastąpić nim obiekt rzeczywisty. Po drugie – wykonywanie jakiegokolwiek analizy (np. w ramach modelowania numerycznego) na modelu jest zdecydowanie wygodniejsze i tańsze, niż badanie obiektu rzeczywistego.

Modelowanie to zespół czynności takich jak budowa modelu i jego późniejsza analiza, gdzie podstawowym celem jest uzyskanie odpowiedzi na pytanie: jakie jest optymalne rozwiązanie danego problemu ze względu na przyjęte kryterium? Ponadto, niezaprzeczalną zaletą modelowania jest możliwość uzyskania za pośrednictwem modelu szerokiego spektrum informacji o badanym obiekcie, co jest istotne z punktu widzenia prowadzenia kompleksowych badań naukowych.

W dalszej części rozdziału zostaną przybliżone wybrane zagadnienia modelowania numerycznego oraz metody elementów skończonych (MES). Są to zagadnienia, którymi autor w szerokim zakresie zajmuje się w swojej pracy dydaktyczno-naukowej, głównie w kontekście narzędzia do rozwiązywania problemów inżynierskich. Należy również podkreślić, że zagadnienie modelowania numerycznego zostało opracowane przez autora na bazie wieloletniego doświadczenia zawodowego. Rozdział jest zakończony podsumowaniem, które uzupełnia założenia pracy badawczej.

### 2.1. Modelowanie numeryczne

#### Charakterystyka modelu numerycznego

Model, który jest stosowany w modelowaniu numerycznym, odzwierciedla cechy funkcyjne obiektu rzeczywistego ściśle według określonego celu modelowania. Odzwierciedlenie to musi być zarazem dostatecznie dobre, ale również wykonane w sposób wystarczająco prosty. Model numeryczny jest zatem układem reprezentującym obiekt na określonym poziomie abstrakcji i wykazującym następujące cechy:

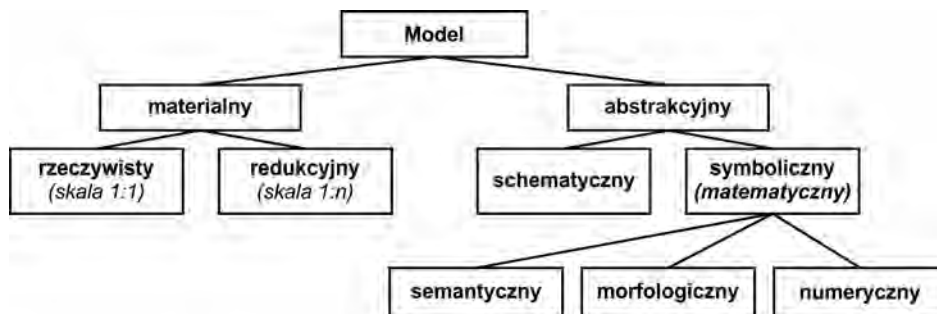
- odzwierciedla lub odtwarza obiekt rzeczywisty w określony sposób;
- można go wyobrazić lub zrealizować (wirtualnie lub materialnie), przy czym należy zachować określone skale odwzorowania;
- jest zdolny do zastąpienia obiektu rzeczywistego;
- jest przygotowany do wykonania na nim analizy;
- jest zdolny do dostarczenia nowych informacji o obiekcie rzeczywistym, przy czym należy bezwzględnie pamiętać, że uzyskane wyniki analizy numerycznej wymagają weryfikacji eksperymentalnej. Jednak w porównaniu z pełnymi testami wykonywanymi bezpośrednio na obiekcie rzeczywistym (np. zamiast modelowania numerycznego), taka weryfikacja jest łatwiejsza do wykonania i mniej kosztowna, ponieważ może obejmować jedynie wybrane reprezentatywne przypadki.

Model numeryczny może być budowany na różnym poziomie szczegółowości. Podwyższenie tego poziomu z reguły wpływa pozytywnie na dokładność rozwiązania podczas analizy modelu, jednak również ma skutek negatywny. Na przykład powoduje wzrost czasochłonności obliczeń, co jest wynikiem wzrostu stopnia trudności modelowania, zwiększenia ilości równań opisujących model oraz stosowania bardziej złożonego aparatu matematycznego. Zatem, podczas budowy modelu numerycznego należy kierować się trzema podstawowymi zaleceniami, które mówią, że model nie może być:

- zbyt uproszczony, ponieważ wykonana analiza na takim modelu dostarczy wyniki mocno odbiegające od rzeczywistych;
- zbyt rozbudowany, gdyż trudno będzie wykonać analizę na takim modelu (np. brak zasobów komputera, brak odpowiedniej metody, zbyt duży czas analizy itd.), a jeśli nawet uda się wykonać analizę, to koszty modelowania mogą się okazać niewspółmierne do efektu końcowego;
- wierną kopią obiektu rzeczywistego – w takim przypadku modelowanie traci sens.

Modele można podzielić na dwie zasadnicze grupy. Do pierwszej grupy zalicza się modele fizyczne, które są używane w modelowaniu fizycznym, natomiast do grupy drugiej należą modele abstrakcyjne, które z kolei są stosowane m.in. w modelowaniu numerycznym. Zaproponowana przez autora klasyfikacja modeli została przedstawiona w formie diagramu na rys. 2.1. Podział uwzględnia przeznaczenie modeli oraz sposób sformułowania.

Model abstrakcyjny jest modelem, który jest wyrażony za pomocą określonych pojęć, właściwych dla danej dziedziny. Przykładowo, **punkt materialny** może zostać wyrażony za pomocą wartości skalarnej mającej interpretację masy oraz za pomocą współrzędnych w przyjętym układzie odniesienia. Z kolei **ciało sztywne** można opisać za pomocą środka ciężkości masy oraz macierzy reprezentującej rozkład tej masy. Natomiast **ciało odkształcalne** można wyrazić dodatkowo za pomocą macierzy sztywności. Model abstrakcyjny, w zależności od



Rys. 2.1. Podział modelu na grupy oraz typy – opis w tekście

sposobu sformułowania opisu dzieli się na model symboliczny (matematyczny) oraz model schematyczny.

Generalnie, model matematyczny powstaje na drodze tzw. modelowania abstrakcyjnego, którym jest procesem dwuetapowym. Najpierw jest tworzony **model nominalny**, poprzez wydzielenie cech istotnych z obiektu rzeczywistego. Na tym etapie formułuje się cel modelowania, ponieważ opis modelu musi zostać ukierunkowany na uzyskanie określonych, wybranych wyników późniejszej analizy (obliczeń z użyciem modelu matematycznego). Celowo należy pominąć te cechy obiektu, które są nieistotne. Opis modelu nominalnego przyjmuje postać zbioru parametrów i zależności pomiędzy tymi parametrami. W przypadku dziedzin nauk technicznych, model nominalny jest opisany za pomocą parametrów fizycznych, np. gęstości, objętości, prędkości, sił, modułu sprężystości itd. W takim przypadku mówi się, że jest to model nominalny fizyczny. Proces budowy modelu nominalnego fizycznego jest nazywany w skrócie modelowaniem. Polega on na wykonaniu następujących grup czynności:

- wydzielenie obiektu rzeczywistego z jego otoczenia;
- ustalenie struktury obiektu rzeczywistego;
- analiza czynników zewnętrznych (np. zakłócających) na zachowanie się obiektu;
- budowy opisu (modelu nominalnego), przy czym podczas modelowania ukierunkowanego na metodę elementów skończonych opis na tym etapie jest ciągły, a dopiero później zostanie poddany dyskretyzacji;
- zebranie niezbędnych informacji dla przyjętego opisu. Często są to wartości np. parametrów, które uzyskuje się poprzez badania eksperymentalne (testy lub próby technologiczne), krytyczną analizę podobnych modeli (np. opracowanych przez innych), studiowanie dotychczasowej wiedzy na temat obiektu rzeczywistego, wykorzystanie własnego doświadczenia itp.



Kolejnym etapem modelowania jest budowa modelu właściwego – czyli **modelu matematycznego**, w oparciu o model nominalny. Zgodnie z rys. 2.1, model matematyczny można podzielić na trzy grupy, mianowicie na model semantyczny, morfologiczny lub numeryczny. Generalnie, proces budowy modelu matematycznego można podzielić na następujące grupy czynności:

- ustalenie zbiorów zmiennych stanu (np. przemieszczeń, pola naprężeń, pola temperatur itd.);
- ustalenie zbioru parametrów (np. wymiarów);
- budowy zależności matematycznych (np. równań, nierówności, macierzy itd.), korzystając jednocześnie z praw danej dziedziny nauki (np. prawo sprężystości, stowarzyszonego płynięcia, zachowania energii, tarcia itd.).

**Model numeryczny** jest szczególnym, bardzo ważnym typem modelu matematycznego, który pełni rolę obliczeniową. Model tego typu powstaje zawsze na podstawie modelu nominalnego fizycznego. Cechą charakterystyczną modelu numerycznego (czyli: obliczeniowego) jest to, że najważniejszą rolę pełnią jego wielkości liczbowe. Są to zmienne oraz parametry, które są uporządkowane w układy równań. Stąd wynika, że poprawność zbudowania modelu numerycznego w istotny sposób wpływa na dokładność uzyskania wyniku obliczeń. Zagadnienie to schematycznie przedstawiono na rys. 2.2 i omówiono w drugiej części podrozdziału.

Inną odmianą modelu matematycznego jest **model morfologiczny**, dla którego istotna jest struktura części składowych modelu oraz relacje zachodzące



Rys. 2.2. Etapy budowy modelu numerycznego oraz wyniki i rozwiązania uzyskiwane na poszczególnych poziomach modelowania

między tymi częściami składowymi, w szczególności sposób w jaki łączą się te części składowe ze sobą. Typowym modelem morfologicznym jest baza danych, przy czym najbardziej efektywną bazą jest tzw. obiektowa baza danych, ponieważ posiada ona wbudowane algorytmy działania na jej zawartości. Przykładem takiego modelu może być baza struktury modelu MES stworzona przez użytkownika w preprocesorze aplikacji. Typowy model morfologiczny MES składa się z cech, które określają m.in. postać geometryczną modelu, opis materiału, związki pomiędzy obiektami modelu MES, warunki kontaktowe, warunki brzegowe, sposób obciążenia, model dyskretny (tj. siatkę elementów, współrzędne węzłów itp.) oraz warunki wykonania symulacji itd. Na podstawie takiej bazy jest generowany właściwy model numeryczny, który jest następnie wykorzystywany przez solver w obliczeniach MES.

Ostatnim typem modelu matematycznego jest **model semantyczny**. Jest to abstrakcyjny typ modelu, dla którego istotne są pojęcia oraz wnioskowanie, czyli ustalanie związków logicznych pomiędzy pojęciami. Proces wnioskowania jest realizowany według jednego z trzech schematów, mianowicie jako:

- analiza semantyczna (np. translacja);
- rozpoznawanie cech (np. klasyfikacja obiektów i przypisanie ich do określonego zbioru);
- heurystyka, gdzie reguły wnioskowania nie opierają się na ścisłej rachunkowej analizie obiektów składowych tworzących model, ale bazują na różnych cechach obiektu i są zapisane w specjalnych bazach wiedzy.

Typowym przykładem modelu semantycznego jest system ekspertowy, który może być z powodzeniem stosowany np. do projektowania procesów technologicznych.

Reasumując, tendencją rozwoju modelowania numerycznego w zakresie technologii obróbki plastycznej metali jest połączenie ze sobą dwóch typów modeli matematycznych, tj.:

- modelu numerycznego, który jest stosowany do zapisu matematycznego elementarnych części składowych modelowanego obiektu oraz ich sposobu zachowania się – a w efekcie, do wykonania analizy numerycznej (tj. obliczeń), co sprawia, że model ten jest najważniejszym ogniwem modelowania numerycznego;
- modelu morfologicznego, który służy do zbudowania struktury elementarnych obiektów składających się na model główny. Model ten pełni rolę pomocniczą, a w jego budowie może być wyjątkowo pomocna technika wizualnego modelowania UML (*Unified Modeling Language*), która jest omówiona między innymi w pracy własnej [60].

### **Dokładność modelowania**

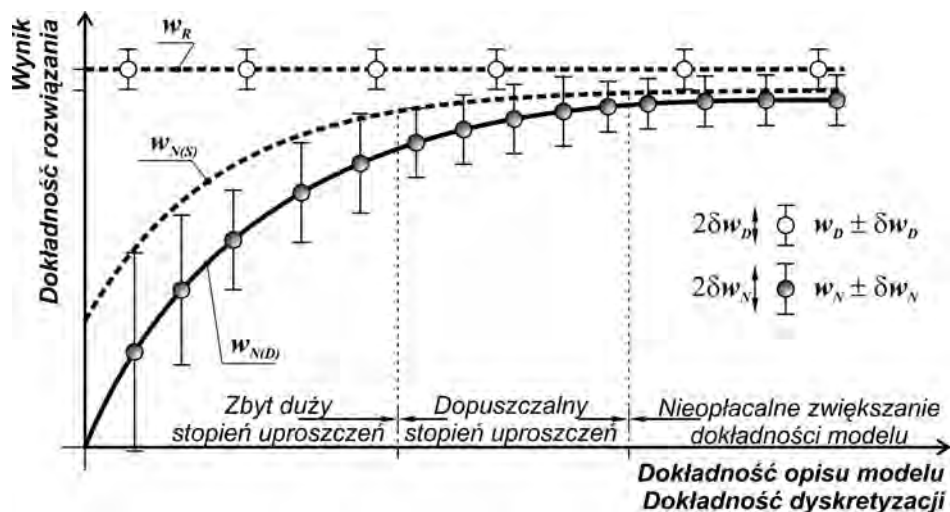
Modelowanie zawsze bazuje na założeniach upraszczających, które determinują dokładność uzyskania wyniku obliczeń. Powróćmy do rys. 2.2, na którym pokazano schematycznie diagram procesu budowy modelu numerycznego wraz wynikami (rozwiązaniami), które charakteryzują dany poziom modelowania. Zakłada się, że obiekt rzeczywisty posiada wynik rzeczywisty  $w_R$ . Możemy go uzyskać poprzez pomiary wykonane w ramach badań eksperymentalnych, stosując określoną metodę badawczą. Uzyskujemy wtedy pewien wynik doświadczalny  $w_D$ , ale z dokładnością wyrażoną przez wariancję  $\delta w_D$ . W ogólnym ujęciu wynik  $w_D$  zawsze będzie różnił się od wyniku rzeczywistego  $w_R$ .

Rozpatrzmy teraz proces modelowania. Sformułowany model nominalny posiada pewne rozwiązanie ściśle  $w_{N(S)}$ , które różni się od wyniku rzeczywistego  $w_R$ . W kolejnym etapie uzyskuje się model numeryczny, który z kolei jest charakteryzowany przez rozwiązanie dokładne  $w_{N(D)}$ . Różnice pomiędzy rozwiązaniem ścisłym a dokładnym zależą m.in. od dokładności dyskretyzacji. Celem modelowania jest uzyskanie wyniku numerycznego  $w_N$ , co jest możliwe dzięki wykonaniu obliczeń wybraną metodą obliczeniową, np. MES, metodą energetyczną, metodą ocen granicznych itp. Wynik numeryczny  $w_N$  jest zawsze obarczony pewnym błędem numerycznym, który można wyrazić za pomocą wariancji  $\delta w_N$ .

Uzupełnieniem zagadnienia dokładności modelowania jest schematyczny wykres pokazany na kolejnym rys. 2.3, który obrazuje różnicę pomiędzy wynikami rzeczywistym, a numerycznym. Przedstawia on również wpływ wybranych czynników na poziom różnicy pomiędzy wynikami.

Generalnie, dokładność rozwiązania zależy od dokładności opisu modelu oraz sposobu jego dyskretyzacji. Analiza zagadnienia modelowania numerycznego pozwala wykazać, że zmniejszenie stopnia uproszczenia modelu, zastosowanie poprawnego jego opisu oraz zwiększenie stopnia dyskretyzacji zawsze powoduje zwiększenie dokładności wyniku numerycznego oraz zbliżenie go do wyniku rzeczywistego. Niestety, istnieje pewna granica, której przekroczenie powoduje lawinowy wzrost kosztów modelowania bez widocznej poprawy dokładności rozwiązania numerycznego – rozwiązanie numeryczne  $w_N$  zbliża się asymptotycznie do pewnego poziomu, maksymalnie zbliżonego do wyniku rzeczywistego  $w_R$ .

Obecnie uważa się, że metoda elementów skończonych (MES) jest najbardziej dokładną metodą modelowania numerycznego, która pozwala najbardziej zbliżyć wynik numeryczny do wyniku rzeczywistego. Na podstawie analizy literatury specjalistycznej oraz własnych weryfikacji doświadczalnych, różnica pomiędzy wynikiem numerycznym, a wynikiem doświadczalnym (reprezentującym wynik rzeczywisty) w obszarze procesów obróbki plastycznej metali nie przekracza 7%.



Rys. 2.3. Schematyczna zależność pomiędzy dokładnością rozwiązania, a dokładnością modelowania numerycznego – opis w tekście

## 2.2. Metoda elementów skończonych

### 2.2.1. Charakterystyka MES

Metoda elementów skończonych (MES) jest powszechnie stosowanym numerycznym (matematycznym) narzędziem obliczeń inżynierskich, zarówno do projektowania technologii maszyn, jak i również do zaawansowanych, kompleksowych badań naukowych. Pierwsze użycie MES przez inżynierów nastąpiło jeszcze w latach czterdziestych ubiegłego wieku. Jednak zauważalny rozwój tej metody obserwuje się dopiero w przeciągu ostatnich trzydziestu lat i nie bez powodu jest to związane z rozwojem techniki komputerowej. Mianowicie, na przełomie lat siedemdziesiątych i osiemdziesiątych minionego wieku pojawiły się na rynku komputery czwartej generacji, które bazowały budową i działaniem na wydajnych układach scalonych. Pojawienie się komputerów klasy PC (z ang. *Personal Computer*) był dodatkowym, pozytywnym czynnikiem napędowym, który wspólnie z rozwojem języków programowania wysokiego poziomu przyczynił się istotnie do rozpowszechnienia i rozszerzenia zastosowania metody elementów skończonych [54, 60, 98].

Początkowo obliczenia inżynierskie wykonywane za pomocą MES dotyczyły obiektów o bardzo prostej geometrii (jednowymiarowe modele 1D) oraz własności materiałowych wyrażonych jako stałe, tj. niezależne od innych parame-

trów. Modele te opisywano tylko liniowymi równaniami różniczkowymi z zakresu mechaniki klasycznej lub wytrzymałości materiałów. Oczywiście, takie pionierskie rozwiązania MES nie wymagały użycia zaawansowanych technik komputerowych oraz stanowiły wówczas bardziej ciekawostkę, niż ważne narzędzie analiz naukowo-inżynierskich. Powstające w tym okresie prace naukowe, które dotyczyły MES, były skupione głównie na prezentowaniu nowych (na ówczesne czasy) propozycji sformułowania problemów przy użyciu równań metody elementów skończonych.

Począwszy od lat sześćdziesiątych XX wieku, MES zaczęto adoptować do zagadnień nieliniowych. Jednak nadal ograniczano się do prostych geometrycznych obiektów, które przedstawiono jako modele 1D, względnie jako 2D (tzw. płaskie). Pierwsze próby analizy modeli przestrzennych (3D) pojawiły się dopiero w latach osiemdziesiątych ubiegłego wieku, gdy zaczęto na szeroką skalę wykorzystywać nowoczesne technologie informatyczne [10, 43, 54, 55, 97]. W przypadku procesów plastycznego płynięcia metali, pierwsze prace naukowe pojawiły się na przełomie lat 60 i 70 ubiegłego wieku. Były to artykuły autorstwa m.in.: Marcela, Kinga, Johnsona oraz Kobayashiego, w których przedstawiono sformułowanie MES dla modelu sprężysto-plastycznego lub sprężysto-viscoplastycznego, dla analizy dotyczącej prostych przypadków spęczania, wyciskania, walcowania itp. Metoda elementów skończonych dla takiego modelu bazowała na równaniach Lagrange’a, a opis tensorów naprężenia i odkształcenia bazował na teorii Prandtl’a-Reussa. Następnie w latach siedemdziesiątych XX wieku Lee i Kobayashi zaproponowali nowe sformułowanie MES dla modelu sztywno-plastycznego, które nazwano ogólną metodą macierzową. Równanie równowagi miało postać wielomianu Eulera i było zbudowane na bazie funkcjonału mocy dla zakresu odkształceń plastycznych (celowo pomijano odkształcenia sprężyste). Niestety, opis tensorów naprężenia i odkształcenia (np. zgodnie z teorią plastycznego płynięcia Saint Venanta-Levy’ego-Misses’a [54]) wymaga wprowadzenia dodatkowych równań i zmiennych. Ponadto, aby spełnić zasadę nieściśliwości materiału, do równania równowagi należało wprowadzić dodatkowy człon, np. zawierający mnożnik Lagrange’a [23, 87, 43, 44]. W porównaniu z modelem sprężysto-plastycznym, czas obliczeń problemów sztywno-plastycznych za pomocą MES jest większy [43].

Bardzo duży wkład w rozwój i popularyzację MES w środowisku inżynierskim wniósł Zienkiewicz [97, 98], profesor Uniwersytetu Walijskiego w Swansea. Warto wspomnieć, że był on inżynierem i matematykiem pochodzenia polskiego. Innymi naukowcami, którzy również w istotny sposób przyczynili się do rozwoju tej metody są Gallagher [10] oraz wspomniani wcześniej Lee [32] i Kobayashi [29, 32]. Spośród polskiego środowiska naukowego, w szczególności w obszarze obróbki plastycznej metali, należy wyodrębnić kilku naukowców – w szczególności Szmeltera [86], Pietrzyka [55] i Milenina [43, 44]. Autorzy ci

metodę elementów skończonych nie tylko stosowali jako narzędzie do analizy procesów technologicznych plastycznego kształtowania metali, ale również opracowali własne, nowe rozwiązania i sposoby modelowania.

Ze względu na różnorodność zadań inżynierskich można wyróżnić wiele odmiennych implementacji metody elementów skończonych. Jedną z popularnych klasyfikacji [43, 54, 61] przewiduje podział MES w oparciu o zalecany obszar zastosowania tej metody. Podział ten jest związany z tym, że dla różnych klas problemów inżynierskich (nie tylko z zakresu obróbki plastycznej) stosuje się w praktyce zarówno odmienne równania MES (włącznie z algorytmami ich rozwiązania), jak i również różniące się między sobą ogólne zasady modelowania (np. budowy modelu geometrycznego, materiałowego, ruchu obiektów oraz modele warunków kontaktowych, doboru klasy elementów skończonych, definiowania warunków brzegowych itd.).

Metoda elementów skończonych nie może być postrzegana jako uniwersalne narzędzie zaimplementowane do postaci programu komputerowego. Dlatego też istniejące programy komercyjne są zawsze dedykowane do rozwiązywania tylko określonych grup problemów inżynierskich. Dlatego też, w obszarze obróbki plastycznej najbardziej popularne programy komercyjne można pogrupować na podstawie ich użyteczności w symulacji wybranych rodzajów procesów. Przykładowo, dla procesów obróbki plastycznej takich jak:

- kucie matrycowe, prasowanie i wyciskanie – stosuje się z powodzeniem QForm, DEFORM-3D, FORGE NxT, SuperForm oraz Simufact.Forming;
- walcowanie oraz procesy, w których narzędzia wykonują ruch obrotowy – najczęściej używa się Simufact.Forming, SuperForm, DEFORM-2D/3D;
- kształtowanie blach (wytlaczanie, przetłaczanie, wyoblanie itp.) – stosuje się Simufact.Forming, Auto-Form, Optus.

Wymienione programy charakteryzują się tym, że obliczenia są wykonywane w oparciu o schemat analizy quasi-statycznej typu *implicit* [54, 61]. Osobną grupą są aplikacje, które bazują na analizie dynamicznej, szczególnie w oparciu o algorytm typu *explicit*. Do tej grupy można zaliczyć m.in.:

- Abaqus/Explicit;
- Dynaform (w tej aplikacji serwerem jest program LS-Dyna);
- PAM-Stamp, PAM-Form, PAM-Tube;
- Stampack.

Przytoczone aplikacje są stosowane w obróbce plastycznej metali głównie do analizy procesów kształtowania blach, w tym: wytłaczania wytłoczek o kształcie złożonym i z zastosowaniem progów ciągowych, wywijanie obrzeża, kształtowanie wysokim ciśnieniem wewnętrznym (tzw. hydroforming), rozpęcznie rur, wyciąganie, gięcie blach oraz łączenie blach przez nacisk (tzw. klinowanie – z *ang. clinching*), a nawet wybuchowe kształtowanie blach.

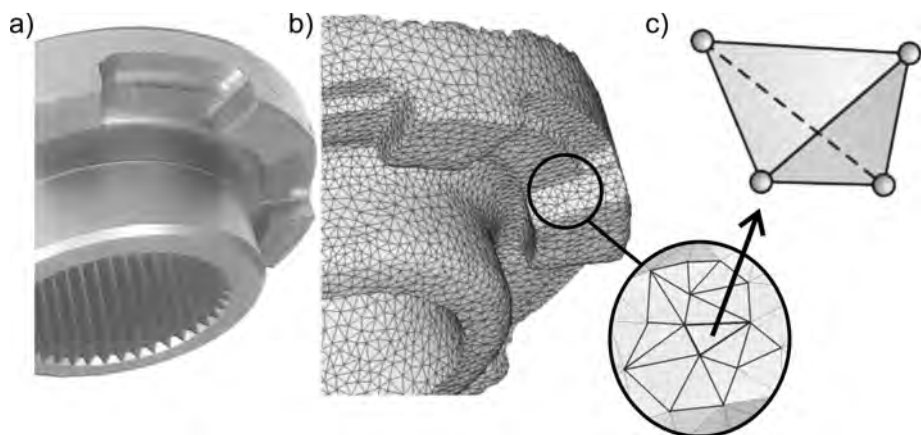
Przegląd prac naukowych pozwala stwierdzić, że wielu naukowców do symulacji procesów plastycznego kształtowania brył próbuje zastosować programy, które są przeznaczone przede wszystkim dla analizy zagadnień *stricte* dynamicznych (np. Abaqus/Explicit). Przykładem mogą być prace Han'a i Hua [19, 24] (dotyczące prasowania obwiedniowego), Li [34] oraz Mamalis [39] (dotyczące kucia kół zębatach), Jang [25] (dotyczące kucia na kowarkach), Rudkins [58] (na temat walcowania wzdłużnego) oraz Zhang'a [96] (na temat kucia na zimno). Zakres badań teoretycznych z użyciem tego typu oprogramowania komercyjnego jest bardzo zawężony. Jednym z powodów jest nie umieszczenie algorytmu przebudowy zniekształconej siatki elementów skończonych (tzw. *remeshingu*) w standardowym kodzie programu. W analizie plastycznego płynięcia materiału, jaki występuje w procesach obróbki plastycznej brył, gdzie dodatkowo zmienia się geometria wyrobu w stosunku do materiału wyjściowego, stosowanie obliczeń bez wspomnianego algorytmu jest nie wskazane. Stąd krytyczna ocena autora niektórych prac naukowych (szczególnie wykonanych przez Han'a i Hua [19-22, 24]), w których wykorzystano do symulacji procesu prasowania obwiedniowego standardowe, komercyjne oprogramowanie Abaqus/Explicit, nie wyposażone w algorytm *remeshingu*.

Reasumując, można wykazać, że istnieje wiele aplikacji, lecz ich praktyczne zastosowanie jest w zasadzie ukierunkowane na określoną grupę procesów. Niewłaściwe zastosowanie MES (np. w pracach [19, 24]) powoduje, że uzyskane wyniki modelowania będą w znaczącym zakresie odbiegały od rezultatów rzeczywistych. Dobrym przykładem jest porównanie wyników procesu prasowania obwiedniowego uzyskiwanych w symulacji metodą quasi-statyczną (np. Deform, Simufact.Forming) oraz metodą dynamiczną *explicit* (Abaqus) – na podstawie przeglądu literatury specjalistycznej.

### **2.2.2. Sformułowanie MES**

Istotą MES w obszarze modelowania procesów obróbki plastycznej metali jest zamiana obiektów rzeczywistych (odkuwki, narzędzi) na modele dyskretne, których geometria jest odzwierciedlona poprzez pewną ilość elementów, połączonych ze sobą węzłami (rys. 2.4). Elementy te reprezentują objętość i postać modelu, natomiast węzły służą do przechowania informacji o modelu, takich jak: pole przemieszczeń, odkształceń, naprężeń, temperatury itd., własności fizycznych modelowanego obiektu oraz relacji zachodzących pomiędzy sąsiadującymi elementami.

W symulacji procesów obróbki plastycznej wykorzystuje się metodę elementów skończonych typu *implicit*, zaadaptowaną do analizy quasi-statycznej. W ujęciu ogólnym, analiza tego rodzaju polega na numerycznym całkowaniu niejawnym liniowych (lub częściej quasi-liniowych) równań równowagi. Równania te, które nazywa się ogólnie równaniami MES, są budowane w oparciu



**Rys. 2.4.** Istota geometrycznego modelu MES, gdzie: a) obiekt rzeczywisty – piasta z kołnierzem, b) model numeryczny odkuwki piasty podzielony na elementy skończone, c) schematycznie pokazany tetragonalny element skończony, czterowzłowy, który został myślowo wyodrębniony z siatki elementów połączonych ze sobą za pomocą węzłów

o reprezentację przemieszczeniową, ewentualnie naprężeniową lub hybrydową, a ich bazą są funkcjonały reprezentujące określone prawa płynięcia materiału, zachowania energii itp. Rozwiązanie funkcjonałów pozwala uzyskać rozkłady (pola) parametrów charakterystycznych w objętości modelowanego materiału i na jego powierzchni.

Budowa równań MES dla analizy procesów obróbki plastycznej odbywa się w sposób podobny jak w klasycznym MES dla analizy statycznej (tj. w zakresie tylko sprężystych odkształceń modelowanego materiału). Jednak w przypadku analizy procesów obróbki plastycznej istnieją dwie ważne różnice. Po pierwsze, w rozwiązaniu quasi-statycznym celem jest obliczenie pola naprężeń, pola odkształceń i pola przemieszczeń modelowanego materiału w zakresie sprężysto-plastycznym lub sztywno-plastycznym, a historia odkształcenia musi zostać zapamiętana. Natomiast drugą różnicą jest to, że jeżeli przyjmuje się stan plastyczny modelowanego materiału, to zależność pomiędzy danymi a niewiadomymi staje się nieliniowa, a odkształcenia materiału osiągają znaczące wartości, wielokrotnie większe od odkształceń sprężystych. Co więcej, wartości danych również zależą od wyniku obliczeń. To wszystko sprawia, że równań równowagi MES nie można rozwiązać sposobem tzw. „wprost”. Równania te są rozwiązywane metodami iteracyjnymi, z wykorzystaniem odpowiednich algorytmów numerycznych. Ponadto, proces plastycznego odkształcania materiału musi zostać podzielony na szereg sekwencji, gdzie każda z osobna wymaga zbudowania równania MES. Ilość sekwencji zależy od historii odkształcenia



i kinematyki ruchu narzędzi. Przykładowo, analiza procesów prasowania obwiedniowego, gdzie ruch narzędzi jest bardzo złożony, wymaga znacznie większej ilości sekwencji niż w przypadku klasycznych procesów spęczania i kucia.

Innym zagadnieniem procesów obróbki plastycznej jest temperatura. Wyróżnia się analizę MES w oparciu o **model mechaniczny**, przyjmując izotermiczne warunki, oraz analizę bazującą na **modelu termo-mechanicznym**. Obliczenia MES bez uwzględnienia wpływu zjawisk cieplnych na warunki płynięcia materiału jest ogólnie zalecana dla przypadków procesów obróbki plastycznej, w których prędkości odkształcenia są stosunkowo małe, czułość materiału na zmianę temperatury jest niewielka oraz proces jest realizowany na zimno. Jednak wiele wniosków przedstawionych w pracach naukowych [35, 38, 46, 62], w tym również autora (np. [67, 69, 78]) wskazuje, że przyjęcie modelu termo-mechanicznego również podczas kształtowania na zimno jest w pełni uzasadnione. Przykładowo, podczas prasowania obwiedniowego na zimno, zamiana energii odkształcenia na energię cieplną powoduje, że ogólny bilans cieplny w kształtowanym materiale (tj. wymiana ciepła z otoczeniem, generowanie ciepła odkształcenia) powoduje istotny miejscowy wzrost temperatury w materiale i tym samym przyczynia się do zmiany, nie tylko wartości granicy plastyczności, ale również schematu płynięcia metalu. Stąd wynika, że celem obliczeń MES powinno być również wyznaczenie rozkładu temperatury w objętości kształtowanego materiału.

### **Model sprężysto-plastyczny**

Model sprężysto-plastyczny dla analizy MES jest budowany na podstawie przyrostowego prawa płynięcia sprężysto-plastycznego Prandtla-Reussa [57]. Zakłada się, że całkowity przyrost odkształceń  $d\varepsilon$  jest sumą przyrostu odkształcenia sprężystego  $d\varepsilon^e$ , który spełnia uogólnione prawo sprężystości Hooke’a opisane równaniem macierzowym (2.1) oraz odkształcenia plastycznego  $d\varepsilon^p$ , które z kolei spełnia stowarzyszone prawo płynięcia w postaci równania (2.2). Obydwie te składowe są jednakowo istotne i wyraża się je w zapisie macierzowym jako:

$$d\varepsilon^e = D^{-1}d\sigma, \quad (2.1)$$

gdzie:  $D$  jest macierzą sprężystości wyrażoną funkcją  $f(E, \nu)$ ,  $d\sigma$  – macierz kolumnowa przyrostów naprężenia, oraz

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial F(\sigma, \kappa)}{\partial \sigma}, \quad (2.2)$$

gdzie:  $d\lambda$  – współczynniki proporcjonalności,  $F(\sigma, \kappa)$  – powierzchnia plastyczności, najczęściej zgodna z warunkiem plastyczności Hubera-Missesa.

Do opisu i wyznaczenia pola odkształceń w materiale sprężysto-plastycznym stosuje się różniczkowe równanie równości pracy odkształcenia oraz pracy wy-

konanej przez siły (zewnętrzne, pochodzące od obciążenia narzędziami, oraz wewnętrzne, np. siły masowe), które sprowadza się do bilansu pracy odkształcenia:

$$\int_V \sigma \delta \varepsilon dV = \int_S P \delta u dS + \int_V F \delta u dV, \quad (2.3)$$

gdzie:  $\sigma$ ,  $\varepsilon$  – naprężenie i odkształcenie Cauchy’ego;  $P$  – siła powierzchniowa,  $F$  – siła masowa;  $\delta u$  – przemieszczenie wirtualne;  $V$ ,  $S$  – objętość i powierzchnia modelowanego obiektu. Powyższe równanie (2.3), które ma postać nieliniową, rozwiązuje się **metodą wariacyjno-różniczkową**, bazującą na minimalizacji funkcjonałów. W celu uzyskania ostatecznej, liniowej postaci algebraicznej równania MES stosuje się metodę Newtona-Raphsona. Takie równanie jest stosowane m.in. w programie komercyjnym Deform-3D (użytym przez autora w badaniach naukowych przedstawionych w niniejszej monografii).

### Model sztywno-plastyczny

W przypadku celowego nieuwzględniania odkształceń sprężystych podczas analizy MES, zaleca się przejść z teorii odkształceniowej na teorię plastycznego płynięcia. Wymusza to zamianę przemieszczeń i odkształceń występujących w równaniach równowagi na odpowiednie prędkości.

Punktem wyjścia do opisu i wyznaczenia pola prędkości odkształceń w materiale sztywno-plastycznym jest równanie różniczkowe w postaci ogólnej [38, 43, 87]:

$$\Phi = \int_V \sigma_i \dot{\varepsilon}_i dV - \int_S P v dS + \int_V p \dot{\varepsilon}_V dV = 0, \quad (2.4)$$

gdzie:  $\sigma_i$  – intensywność naprężenia,  $\dot{\varepsilon}_i$  – intensywność prędkości odkształcenia,  $\dot{\varepsilon}_V$  – intensywność prędkości odkształcenia objętościowego,  $P$  – siły powierzchniowe (często siła ta jest sprowadzana do roli siły tarcia na powierzchni kontaktu materiału z narzędziami),  $v$  – prędkość sił powierzchniowych,  $p$  – ciśnienie hydrostatyczne.

Następnie równanie (2.4) zaburza się oraz wprowadza się warunek stałej objętości. W efekcie uzyskuje się równanie równowagi w zapisie wariacyjnym:

$$\int_V \sigma_i \delta \dot{\varepsilon}_i dV - \int_S P \delta v dS + \alpha \int_V \dot{\varepsilon}_V \delta \dot{\varepsilon}_V dV = 0, \quad (2.5)$$

gdzie:  $\alpha$  – współczynnik kary (z ang. *penalty*) odpowiadający za warunek stałej objętości i dobierany w sposób empiryczny, co uważane jest za wadę [43]. Równanie (2.5) również jest wykorzystywane w programie Deform-3D.

Model sztywno-plastyczny uwzględnia prawo plastycznego płynięcia Saint Venanta-Levy’ego-Misessa oraz warunek plastyczności Hubera-Misessa.

Pomiędzy prędkością odkształcenia i prędkościami przemieszczeń materiału jest zachowany warunek w postaci ogólnej równania Couchy’ego:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right). \quad (2.6)$$

Równanie (2.5) jest równaniem nieliniowym, a jego rozwiązanie wymaga metod iteracyjnych. Można zastosować zarówno metodę wariacyjną jak i macierzową, ponieważ z punktu energetycznego te dwie metody w tym przypadku są równoważne. Model sztywno-plastyczny w porównaniu z modelem sprężysto-plastycznym niestety nie jest efektywniejszy i wymaga użycia większych zasobów komputera. Istnieją przypadki, w których zaleca się stosować model sprężysto-plastyczny, pomimo małych wartości odkształceń sprężystych w stosunku do plastycznych – mianowicie gdy [87]:

- należy uwzględniać (wyznaczyć) naprężenia szczytkowe oraz zjawisko sprężynowania materiału;
- tarcie występujące pomiędzy narzędziem, a strefą sprężystą materiału ma istotny wpływ na przebieg procesu;
- obszar plastycznego płynięcia materiału jest otoczony strefami sprężystymi, a na granicy tych stref obserwuje się istotne zmiany stanu naprężenia.

### **Reprezentacja przemieszczeniowa**

Podstawą sformułowania reprezentacji przemieszczeniowej dla elementu skończonego jest funkcjonal całkowitej energii lub mocy w odniesieniu do jednego elementu. W funkcjonale tym występuje tylko jedna zmienna funkcyjna – wektor przemieszczeń (lub prędkości), będący jednocześnie funkcją niezależnych współrzędnych węzłowych, tzw. współrzędnych znormalizowanych. Zmienna funkcyjna spełnia warunki ciągłości w obszarze modelowym i warunki geometryczne na brzegu tego obszaru. Zatem, rozwiązanie tego funkcjonala pozwala wyznaczyć wektor przemieszczeń węzłów przy samoistnym spełnieniu równowagi sił w obszarze modelowanego obiektu i statycznych warunków brzegowych.

Równanie równowagi dla elementu skończonego, będące jednocześnie podstawowym opisem jego reprezentacji przemieszczeniowej wynosi:

$$kq = Q \quad (2.7)$$

gdzie:  $k$  – macierz sztywności, zgodna z przyjętymi niezerowymi parametrami węzłowymi w macierzy jednostkowej  $q$ ,  $Q$  – macierz będąca zbiorem sił węzłowych. Równanie (2.7) ma postać układu równań algebraicznych względem przemieszczeniowych parametrów węzłowych  $q$ . Jest również nazywany równaniem sztywności, które charakteryzuje się nieliniowością.

Rozwiązanie równań równowagi podczas analizy quasi-stycznej wymaga zastosowania szeregu algorytmów o naturze iteracyjnej. Są to algorytmy dotyczące zarówno linearyzacji równań nieliniowych jak i również algorytmy służące do ich rozwiązania. W ogólnym ujęciu, do rozwiązania zagadnień MES z zakresu obróbki plastycznej przyjmuje się najczęściej następujące założenia:

- ośrodek ciągły zamieniony na dyskretny pozostaje w stanie równowagi;
- składowe wektorów sił węzłowych  $Q$  pozostają niezmiennie w trakcie przemieszczania się węzłów na elementarnym odcinku, zgodnym z wektorem przemieszczeń  $q$ ;
- praca (lub moc) na elementarnym przemieszczeniu nie zależy od drogi;
- na elementarnym przemieszczeniu węzłów, wszystkie zależności opisujące ośrodek są liniowe;
- stan naprężenia zastępuje się siłami uogólnionymi, które są przyłożone do węzłów;
- przemieszczenia węzłów charakteryzują przemieszczenia całego elementu skończonego.

### Wyznaczanie rozkładu temperatury

Celem analizy MES modelu termo-mechanicznego jest wyznaczenie rozkładu temperatury w modelowanym obszarze. Punktem wyjścia jest zasada zachowania energii oraz równanie równowagi energii cieplnej. Przyjmuje się, że prędkość przyrostu energii cieplnej i mechanicznej dostarczanej (lub odbieranej) do obszaru modelowanego musi zostać zbilansowana z prędkością przyrostu energii cieplnej gromadzonej w obiekcie [38, 43]. Równanie równowagi energii cieplnej przyjmuje postać:

$$\sum_i k_i \frac{\partial^2 T}{\partial u_i^2} + \dot{q} = \rho c_p \dot{T}, \quad (2.8)$$

gdzie:  $k$  – przewodność cieplna na granicy dwóch ośrodków (np. na granicy materiału odkształcanego a narzędziem),  $\dot{q}$  – intensywność generowania ciepła jako efekt zmiany energii odkształcenia na energię cieplną,  $\rho$  – ciężar właściwy ośrodka,  $c_p$  – ciepło właściwe ośrodka. Intensywność generowania ciepła  $\dot{q}$  jest wyznaczana na podstawie zależności:

$$\dot{q} = \eta \int \sigma(\dot{\epsilon}) d\dot{\epsilon}, \quad (2.9)$$

gdzie:  $\eta$  – współczynnik określający jaka część pracy odkształcenia plastycznego (przyjmując model viscoplastyczny) jest zamieniana na energię cieplną. W praktyce wartość tego współczynnika jest przyjmowana w przedziale od 0,85 do 0,95.

Wyznaczenie pola temperatury w analizowanym obiekcie jest realizowane w podobny sposób jak wyznaczenie pola przemieszczeń w analizie mechanicz-

nej. W tym celu buduje się równanie funkcjonałów, które jest następnie zamieniane na równanie algebraiczne i poddane linearyzacji. Zatem, postać wariacyjna równania równowagi energii cieplnej zapisuje się jako

$$\int_V k \frac{\partial}{\partial u} \left( \frac{\partial T}{\partial u} \delta T \right) dV + \int_V \rho c_p \dot{T} \delta T dV - \int_V \eta \sigma(\dot{\epsilon}) \dot{\epsilon} \delta T dV - \int_S q_f \delta T dS = 0, \quad (2.10)$$

gdzie:  $q_f$  – reprezentuje strumień ciepła normalny do granicy powierzchni  $S$ . Zawiera on składową ciepła tarcia oraz składową ciepła traconego (tj. oddawanego do otoczenia lub narzędzia).

### **2.3. Podsumowanie**

Przegląd literatury specjalistycznej, pod kątem modelowania numerycznego pozwala stwierdzić, że na przestrzeni ostatnich lat wzrasta udział MES, jako numerycznego narzędzia wspomagającego w badaniach naukowych. Wielokrotnie jest stosowana metodyka badawcza, która bazuje na obszernej, wieloparametrowej i kompleksowej analizie numerycznej obiektu badanego oraz na jednostkowej weryfikacji doświadczalnej w warunkach laboratoryjnych lub przemysłowych. Celem doświadczeń w takich badaniach jest zawsze walidacja założeń modelowych. Takie postępowanie, szczególnie w obszarze obróbki plastycznej metali, jest uzasadnione względami ekonomicznymi. Ponadto, MES pozwala uzyskać często wyniki, których nigdy nie uzyska się (nie zmierzy się) w warunkach rzeczywistych, np. rozkład temperatury wewnątrz modelowanego obiektu. Oczywiście zgodność założeń modelowych w model MES z obiektem rzeczywistym jest kluczowym warunkiem na uznanie tej metody modelowania za narzędzie, które można używać w badaniach naukowych. Uzyskanie takiej zgodności jest możliwe, gdy dla badacza MES nie jest tylko tzw. „czarną skrzynką”, a przyjmowanie założeń modelowych jest „wspomagane” znajomością istoty tej metody.

Reasumując, w oparciu o przedstawione wcześniej zagadnienia modelowania oraz obecnie obserwowany trend stosowania metody elementów skończonych do obliczeń inżynierskich przez naukowców, autor założył, że kompleksowe badania naukowe zostaną zrealizowane w oparciu o model numeryczny bazujący na rozwiązaniu MES, w warunkach sprężysto-plastycznych i z uwzględnieniem zjawisk cieplnych. Zdecydowano również, że modelowanie zostanie wykonane przy użyciu oprogramowania komercyjnego. Poprawność założeń modelowych zostanie sprawdzona w oparciu o weryfikację doświadczalną wybranego, reprezentatywnego przypadku. Takie założenia są podyktowane przede wszystkim cechami procesu prasowania obwiedniowego oraz konstrukcją i możliwościami prasy obwiedniowej.

## 3. ZJAWISKO PĘKANIA MATERIAŁU

### 3.1. Wprowadzenie

Ważnym i zarazem niepożądanym zjawiskiem, które może wystąpić w trakcie wytwarzania oraz późniejszej eksploatacji części maszyn, jest pękanie materiału. Jest to zjawisko złożone, a jego opis matematyczny jest trudny. Istnieje wiele hipotez utraty spójności materiału, które w różnym stopniu przybliżenia pozwalają na przewidywanie momentu pojawienia się pęknięć w materiale. Wiele hipotez bazuje na ocenie stanu naprężenia panującego w materiale oraz na ocenie wykonanej pracy przez obciążenie. Niestety, żadna ze znanych hipotez nie jest uniwersalna, nawet w obrębie danej grupy materiałów, np. hipotezy opracowane dla stali nie sprawdzają się w przypadku stopów magnezu (na podstawie własnych doświadczeń). Ponadto, hipotezy te są obarczone szeregiem różnych założeń upraszczających.

Zjawisko pękania oraz hipotezy utraty spójności materiałów inżynierskich są opisane w wielu pracach naukowych, np. [1, 3, 33, 37, 45, 59, 91]. Natomiast w niniejszym rozdziale autor uwypukla zjawisko utraty spójności w kontekście procesów plastycznego kształtowania metali (w szczególności prasowania obwiedniowego) oraz modelowania numerycznego tych procesów.

Na wstępie należy zaznaczyć, że ze względu na charakter oraz przyczyny wystąpienia zjawiska utraty spójności, wyróżnia się następujące cztery rodzaje pękania [1, 54, 91], tj.:

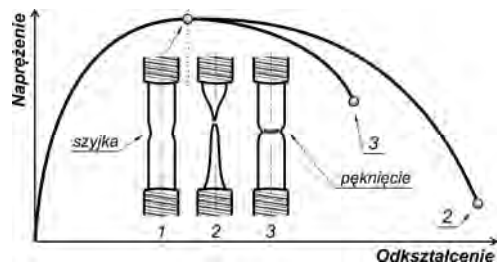
- kruche, bez udziału lub (ewentualnie z niewielkim i miejscowym) udziałem odkształceń plastycznych (w otoczeniu szczelin – tzw. na poziomie mikro), które następuje przed osiągnięciem granicy plastyczności; zjawisko to następuje nagle; w aspekcie obróbki plastycznej w większym stopniu dotyczy warunków eksploatacji narzędzi kuźniczych, niż warunków plastycznego kształtowania odkuwki;
- wiązkie (plastyczne), które jest poprzedzone znaczącymi odkształceniami plastycznymi na poziomie makro; ten sposób pękania obserwuje się podczas kształtowania odkuwek;
- zmęczeniowe, w wyniku zmęczenia nisko- lub wysokocyklowego; ten rodzaj pękania występuje w narzędziach cyklicznie obciążanych – w przypadku technologii prasowania obwiedniowego, pękanie zmęczeniowe narzędzi jest dość powszechne;
- w następstwie pełzania.

W aspekcie procesów obróbki plastycznej metali, zjawisko utraty spójności materiału w istotny sposób ogranicza możliwości technologiczne, w szczególności, gdy materiał jest kształtowany na zimno (a takie warunki najczęściej występują podczas prasowania obwiedniowego). Wystąpienie tego zjawiska zależy od wielu czynników, przy czym najważniejszym czynnikiem (który można i należy kontrolować) jest stan naprężenia. Z uwagi na budowę krystaliczną metali oraz występujące defekty tej budowy, zjawisko utraty spójności kształtowanej odkuwki ma charakter pęknięcia wiązkiego i sprowadza się do trzech zasadniczych stadiów, tj.: pojawienia się zarodków pęknięć (w postaci szczelin lub pustek, z czynnym udziałem defektów budowy krystalicznej), rozwoju i łączenia się zarodków pęknięć oraz ostatecznego rozdzielania materiału na dwie lub więcej części. Stan naprężenia o charakterze rozciągającym jest niekorzystny, ponieważ zawsze powoduje intensyfikację rozwoju szczelin.

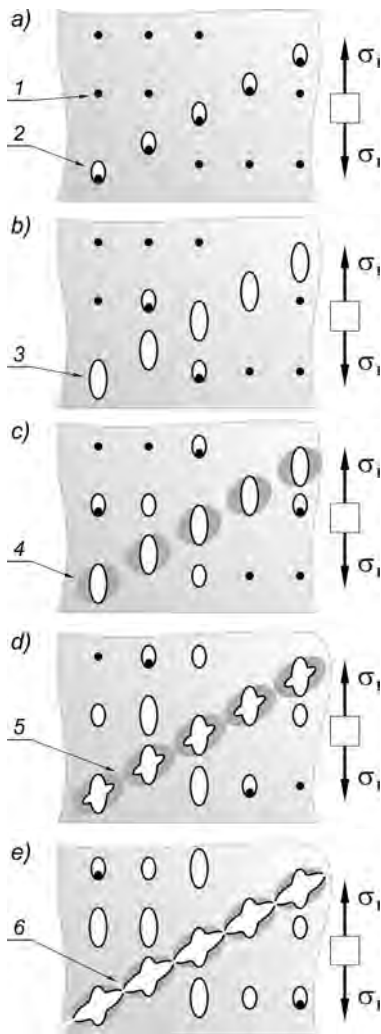
W dalszej części opracowania zostaną omówione mikromechanizmy pęknięcia wiązkiego stopów metali, w szczególności przewężenie (wraz z modelami zarodkowania szczelin oraz propagacją pęknięcia), ale również łupanie.

### **Przewężenie**

Pęknięcie materiału na drodze mikromechanizmu przewężania dotyczy przede wszystkim metali plastycznych. Zarodkiem pęknięcia jest zawsze pewny punkt niestateczny, w którym dochodzi do znacznej redukcji przekroju poprzecznego materiału (zdolnego do przeniesienia obciążenia) oraz zachodzi wyhamowanie (zablokowanie) dalszego umacniania się materiału przez gniot. Dla metali technicznie czystych oraz jednofazowych stopów bez żadnych wydzielen (rys. 3.1, szczegół 2), punktem niestatecznym jest miejsce przewężenia przekroju poprzecznego (np. utworzenie tzw. „szyjki” w próbce o przekroju kołowym poddanej jednoosiowemu rozciąganiu). Natomiast dla stopów wielofazowych (rys. 3.1, szczegół 3), w których występują wydzielenia jednej z faz (wiązkowej lub kruchej) w osnowie drugiej (wiązkowej) fazy, powstaje większa ilość punktów niestatecznych – zawsze w otoczeniu tych wydzielen pojawiają się pustki, które następnie rozrastają się, a w ostateczności łączą się. Pęknięcia postają przy mniejszym odkształceniu niż dla metali czystych, a gdy osnowa jest plastyczna,



**Rys. 3.1.** Schematyczne przedstawienie momentu i sposobu pęknięcia metali technicznie czystych (2) oraz stopów metali (3), gdzie faza rozpoczęcia tworzenia się przewężenia oznaczona jest cyfrą 1



Rys. 3.2. Schemat pęknięcia wiązkiego stopu wielofazowego według mikromechanizmu przewężenia; opis w tekście

proces łączenia się pustek przebiega gwałtownie na drodze miejscowego przewężenia (zmniejszanie przekroju zdolnego do przeniesienia obciążenia). Schemat takiego mikromechanizmu pęknięcia przedstawiono na kolejnym rys. 3.2.

Potencjalnym miejscem zarodków szczelin są wtrącenia 1 lub wydzielenia drugiej fazy w postaci małych cząstek w otoczeniu osnowy fazy podstawowej (rys. 3.2a). Pod wpływem rozciągającego stanu naprężenia w otoczeniu tych cząstek pojawiają się szczeliny 2, które następnie rozrastają się. W pewnym momencie następuje koncentracja naprężeń oraz lokalizacja odkształceń plastycznych 4 w otoczeniu szczelin 3. W tym samym czasie dochodzi do zmniejszania przekroju poprzecznego 5, które ostatecznie prowadzi do pęknięcia 6. Sposób pęknięcia zależy jest od stanu naprężenia. Jeżeli linia pęknięcia jest zawarta w płaszczyźnie największych naprężeń stycznych  $\tau_{max}$  (tak jak to jest pokazane na rys. 3.2e), to mówimy o przelomie poślizgowym. Natomiast jeżeli linia pęknięcia jest prostopadła do kierunku naprężenia rozciągającego  $\sigma_1$ , to powstaje przelom rozdzielnicy. Wtedy mikromechanizm rozwoju szczelin oraz utrata spójności materiału ma charakter bardzo podobny do pęknięcia kruchego.

Pojawienie się szczelin w odkształcanym materiale można przewidzieć na podstawie jednej z kilku hipotez. Według modelu Argona (hipoteza *continuum* [1]) za pojawienie się szczelin (mikropustek)

jest odpowiedzialne naprężenie zarodkowania nieciągłości  $\sigma_c$ , które osiąga wartość odpowiadającą dekohezji. Naprężenie  $\sigma_c$  jest sumą naprężenia



średniego  $\sigma_m$  i intensywności naprężenia  $\sigma_i$  (tj. drugiego niezmiennika tensora naprężeń), tj:

$$\sigma_c = \sigma_m + \sigma_i, \quad (3.1)$$

oraz odnosi się do powierzchni granicznej pomiędzy dwoma fazami, ale przy założeniu, że cząstka drugiej fazy ma postać cylindryczną. Badania doświadczalne potwierdzają słuszność tej hipotezy. Obserwuje się, że dodatnie wartości  $\sigma_m$  sprzyjają zarodkowaniu mikropustek, a wzrost tego naprężenia powoduje zmniejszenie odkształceń pękania. Oznacza to, że trójosiowy stan naprężenia o charakterze rozciągającym sprzyja utracie spójności materiału.

Druga hipoteza zarodkowania mikropustek oparta jest na modelu Goodsa-Browna [1]. Zakłada się, że naprężenie zarodkowania  $\sigma_c$  jest równe największemu naprężeniu głównemu  $\sigma_1$  powiększonemu o pewną dodatkową wartość  $\Delta\sigma_d$  wynikającą z występowania dyslokacji w bliskim sąsiedztwie cząstki drugiej fazy, tj:

$$\sigma_c = \sigma_1 + \Delta\sigma_d. \quad (3.2)$$

Przyrost naprężenia  $\Delta\sigma_d$  wynosi w przybliżeniu:

$$\Delta\sigma_d = (0,75 \div 1,78)G\sqrt{\frac{\varepsilon_1 b}{r}}, \quad (3.3)$$

gdzie:  $G$  – moduł sprężystości postaciowej osnowy,  $\varepsilon_1$  – największe odkształcenie główne,  $b$  – wartość wektora Burgersa,  $r$  – promień cząstki drugiej fazy.

Powyższe dwa modele zarodkowania szczelin zakładają, że cząstka drugiej fazy jest dostatecznie mała. Natomiast w przypadku, gdy tą cząstką jest większe wydzielenie fazy międzymetalicznej (np. cementytu w stali węglowej lub fazy  $\beta$  w stopie AlMgSi), mikromechanizm rozrostu szczelin powiązany jest z pękaniem kruchym tej cząstki. Wtedy, hipoteza zarodkowania pęknięć oparta jest na teorii kruchego pękania Griffitha, którą omówiono m.in. w pracy własnej [54].

Kolejne dwa ważne modele stanowią hipotezy opisujące zachowania się mikroszczelin, tj. ich rozrostu oraz wzajemnego łączenia się, które prowadzi do utraty spójności materiału. Model Rice'a-Traceya dotyczy pojedynczej mikroszczeliny, która ma kształt sferyczny i jest otoczona nieskończonym materiałem. Materiał ten odkształca się z określoną prędkością odkształcenia pod wpływem stanu naprężenia. W wyniku odkształceń, mikroszczelina zmienia swój rozmiar (promień  $R$ ) oraz może zmieniać kształt, ale tylko na eliptyczny – wtedy rozmiar mikroszczeliny jest określony trzema składowymi promienia  $R$ , zgodnie z kierunkami głównymi. Według omawianej hipotezy rozrostu mikroszczeliny, prędkość zmiany jej wielkości może zostać wyrażona równaniem [1]:

$$\dot{R}_i = \left[ (1 + a_1)\dot{\varepsilon}_i + a_2\sqrt{\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}_i\dot{\varepsilon}_j} \right] R_0, \quad (3.4)$$

gdzie:  $a_1, a_2$  – stałe materiałowe;  $i, j$  – kierunki główne (1, 2, 3);  $R_0$  – wartość promienia mikroszczeliny przed rozrostem,  $\dot{\varepsilon}_i$  – składowa prędkości odkształcenia wywołująca rozrost mikroszczeliny.

Przyjmując, że materiał jest sztywnoplastyczny lub umacnia się liniowo oraz obowiązuje zasada stałej objętości, ogólne równie (3.4) można zastąpić quasi-empiryczną zależnością [1]:

$$\ln\left(\frac{\bar{R}}{R_0}\right) = 0,283 \int_0^{\varepsilon_i} \exp\left(\frac{1,5\sigma_m}{\sigma_i}\right) d\varepsilon_i, \quad (3.5)$$

gdzie:  $\bar{R}$  – średnia arytmetyczna średnicy mikroszczeliny w trzech głównych kierunkach – tj.:  $\frac{1}{3}(R_1 + R_2 + R_3)$ ,  $\varepsilon_i$  – odkształcenie zastępcze,  $\sigma_i$  – intensywność naprężenia,  $\sigma_m$  – naprężenie hydrostatyczne. Należy zaznaczyć, że stosunek  $\frac{\sigma_m}{\sigma_i}$  jest ważnym wskaźnikiem (z ang. *triaxiality stress*) opisującym stan naprężenia w aspekcie pękania materiału. Oznacza się go za pomocą symbolu  $\eta$ .

Mankamentem modelu Rice'a-Traceya jest założenie, że hipoteza rozrostu mikroszczeliny dotyczy tylko jednej pustki, przez co nie uwzględnia się interakcji pomiędzy wieloma pustkami. Moment utraty spójności materiału określa się na podstawie osiągnięcia wartości krytycznej przez promień  $R$ . Natomiast model Gursona-Tvergaarda [1, 50, 51, 59] dotyczy materiałów tzw. porowatych – tzn. takich, w których istnieje wiele mikroszczelin rozmieszczonych stochastycznie, pomiędzy którymi zachodzą określone interakcje. Hipoteza rozrostu mikroszczelin według modelu Gursona-Tvergaarda jest zbudowana na założeniu, że materiał jest ciągły i jednorodny. Rozrost mikroszczelin w strefie pękania jest wyrażony opisem dyskretnym. Opis ten uwzględnia ogólny wpływ zjawiska pękania na globalne zachowanie się materiału podczas jego plastycznego płynięcia. W odróżnieniu od modelu Rice'a-Traceya, opis Gursona-Tvergaarda zawiera również kryterium utraty spójności materiału. Przyjmuje się, że pęknięcie materiału jest efektem wystąpienia niestabilności plastyczności [6], która doprowadza do powstania pasma lokalizacji odkształceń. Niestabilność plastyczności o wiele łatwiej zamodelować za pomocą opisu Gursona-Tvergaarda, ponieważ uwzględnia on wpływ naprężenia hydrostatycznego  $\sigma_m$  na zjawisko osłabienia materiału (tj. zmniejszenia naprężenia uplastyczniającego w wyniku odkształcania materiału). Niestety, dyskretny opis mikroszczelin uniemożliwia szczegółowe zamodelowanie zjawiska przewężenia materiału osnowy pomiędzy pustkami.

Model Gursona-Tvergaarda jest najczęściej przedstawiany za pomocą funkcji prędkości wzrostu mikropustek, tj. [1, 50, 51]:

$$\dot{f} = (1 - f)\dot{\varepsilon}_{kk} + \Lambda\dot{\varepsilon}_i, \quad (3.6)$$

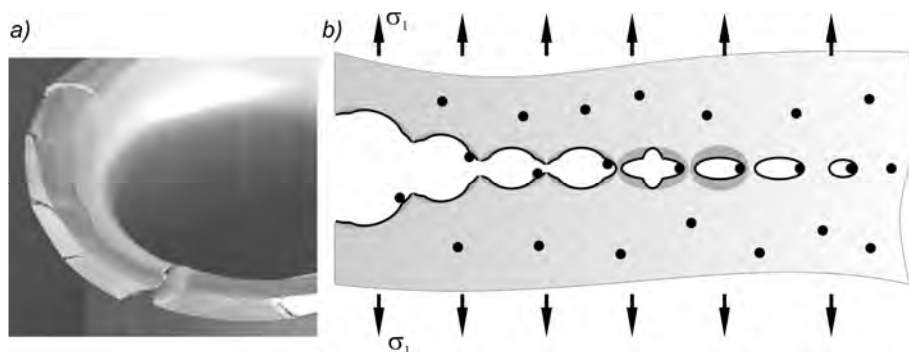
gdzie pierwszy człon reprezentuje prędkość wzrostu już istniejących mikroszczelin, natomiast człon drugi wyraża ilościowy udział nowo powstających pustek w efekcie postępujących odkształceń plastycznych osnowy. Współczynnik skalujący  $\Lambda$ , który odnosi się do prędkości intensywności odkształcenia plastycznego osnowy, wynosi [1]:

$$\Lambda = \frac{f_0}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[ -0,5 \left( \frac{\varepsilon_i - \varepsilon_m}{s_N} \right)^2 \right], \quad (3.7)$$

gdzie:  $f_0$  – udział objętościowy nowo powstających mikroszczelin,  $s_N$  – odchylenie standardowe,  $\varepsilon_i$  oraz  $\varepsilon_m$  – intensywność odkształcenia i odkształcenie średnie osnowy. Zależność (3.6) dość często wykazuje niezgodność z modelami zarodkowania mikroszczelin. Powodem tego jest brak uwzględnienia we wzorze naprężenia średniego  $\sigma_m$ . Dlatego bardzo ważne jest właściwe określenie początkowej wartości  $f_0$ , którą ustala się na drodze badań doświadczalnych. Osiągnięcie przez parametr  $f$  wartości krytycznej jest jednoznaczne z utratą spójności materiału (ostateczne pęknięcie materiału). Przykładowo dla stali węglowej, wartość krytyczna wynosi  $f_c = 0,15 \div 0,20$  [1, 59].

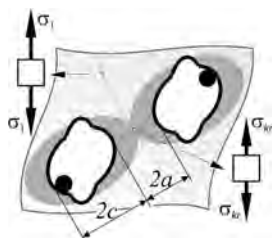
Przykład pęknięcia materiału podczas wykonywania odkuwki drażonej (stop AlMgSi) technologią prasowania obwiedniowego na zimno pokazano na rys. 3.3a. Pęknięcia pojawiły się na kołnierzu, podczas jego wywijania. Panujące w tej strefie rozciągające naprężenia obwodowe w znaczącym stopniu przyczyniają się do tego zjawiska, choć lokalizacja powierzchni pęknięcia wskazuje, że w tym przypadku powstaje złom poślizgowy.

Uogólniany schemat propagacji pęknięcia materiału przedstawiono na rys. 3.3b. Przyjęto, że schemat odnosi się do przypadku z rys. 3.3a i przedstawia płaszczyznę (przekrój) zawierającą naprężenia odwodowe  $\sigma_1$ , które traktuje się jako dominujące. Jak już wiadomo [1, 59] wzrost pustek i ich łączenie ściśle powiązane jest z hydrostatycznym stanem naprężenia ( $\sigma_m$ ) i odkształceniami plastycznymi materiału osnowy. Zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 3.3.b, proces pęknięcia zachodzi stopniowo, a w tym samym czasie obserwuje się wszystkie stadia, tj. zarodkowanie w otoczeniu cząstek drugiej fazy, rozrost pustek, lokalne przewężenie materiału pomiędzy sąsiednimi pustkami (pod wpływem największych naprężeń stycznych), łączenie się sąsiednich pustek oraz miejscowa utrata spójności materiału. Następnie dwie powstałe powierzchnie pęknięć oddalają się od siebie, ale już pod wpływem naprężeń obwiedniowych. Stąd wynika, że proces propagacji pęknięcia jest zjawiskiem złożonym. Podczas pęknięcia zawsze swój udział (jednoczesny lub etapowy) mają największe naprężenia główne  $\sigma_1$ , największe naprężenia styczne  $\tau_{max}$  oraz zjawisko miejscowego przewężenia materiału osnowy pomiędzy mikroszczelinami.



Rys. 3.3. Przykład pęknięcia kołnierza odkuwki drążonej prasowanej obwiedniowo na zimno (a) oraz ogólny model propagacji pęknięcia (b); opis w tekście

Stosunkowo prosty model obciążenia przekroju, przewężanego pomiędzy dwoma sąsiednimi mikroszczelinami, zaproponował Thomson [1]. Według tego modelu, pokazanego schematycznie na rys. 3.4, utrata spójności materiału następuje, gdy w przekroju pomiędzy pustkami naprężenie osiągnie wartość krytyczną  $\sigma_{kr}$ , tj.:



Rys. 3.4. Naprężenie krytyczne  $\sigma_{kr}$  w miejscu przewężenia pomiędzy dwoma sąsiednimi szczelinami

$$\sigma_{kr} = \sigma_1 \frac{a+b}{a} \quad (3.8)$$

Jednocześnie, dopóki jest spełniony warunek:

$$\sigma_{kr} \frac{a}{a+b} > \sigma_1, \quad (3.9)$$

materiał zachowuje swoją spójność. Oznaczenia w powyższych zależnościach przyjęto zgodnie z rys. 3.4, przy czym, model ten zakłada płaski stan odkształcenia.

### Łupanie

Mikromechanizm pęknięcia metali nazywany łupaniem jest definiowany jako nagle propagacja pęknięcia ziarna (kryształu) wzdłuż określonej płaszczyzny krystalograficznej. Preferowaną płaszczyzną jest płaszczyzna o najmniejszej gęstości upakowania atomów, gdyż wtedy zrywanie wiązań pomiędzy atomami wymaga najmniej energii (tj. występuje mniejsza ilość wiązań, a atomy są bardziej od siebie oddalone) [1, 59]. Biorąc pod uwagę mechanizm odkształceń poprzez poślizg można stwierdzić, że łupanie jest przeciwstawnym mikromechanizmem

do poślizgu. Generalnie, ten mikromechanizm pękania jest zaliczany do kruche-  
go. Ale w przypadku metali, łupanie może również być poprzedzone odkształ-  
ceniami plastycznymi (często rozległymi) oraz propagacją pękania właściwego  
dla metali wiązki. Mechanizm łupania (zamiast przewężenia) jest najbardziej  
prawdopodobny w przypadku, gdy swobodny proces plastycznego płynięcia  
metalów jest zablokowany. Przykładem są stopy magnezu, które z uwagi na hek-  
sagonalną budowę krystaliczną dość łatwo ulegają pękaniu poprzez łupanie,  
nawet w trakcie plastycznego kształtowania na gorąco [5]. Dla przypomnienia,  
łupanie to mikromechanizm, który występuje przede wszystkim przy niskich  
temperaturach [1, 59]. Dlatego każdy metal wiązki, przy odpowiednim schłod-  
zeniu pęka na drodze łupania, a nie przewężenia [1].

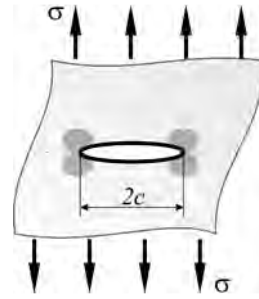
Podczas łupania, kierunek postępującego pękania ciągle jest zmieniany.  
Dzieje się to za każdym razem, gdy jest przekraczana granica ziaren. Wynika to  
z poszukiwania najbardziej preferowanej orien-  
tacji płaszczyzny pękania. Oprócz warunku doty-  
czącego gęstości upakowania atomami, musi  
również zostać spełniony warunek, aby płasz-  
czyzna ta była prostopadła do największego na-  
prężenia głównego. W szczególnych przypad-  
kach łupanie może przebiegać wzdłuż granicy  
ziaren.

Matematyczny opis mikromechanizmu łupa-  
nia (pękania kruche) bazuje na wynikach ba-  
dań Griffitha [1, 2, 89]. Zgodnie z jego obserwa-  
cjami pęknięcie kruche materiału następuje,  
gdy przy określonym naprężeniu o wartości krytycz-  
nej  $\sigma_{kr}$ , szczelina (rys. 3.5) osiągnie szerokość  
o wartości krytycznej  $c_{kr}$ . Wykazał on jednocze-  
śnie, że iloczyn  $\sigma_{kr} \sqrt{c_{kr}}$  jest wartością stałą.

Rozwiązując równanie różniczkowe, przedsta-  
wiający zmianę potencjału energetycznego w obciążonym materiale względem  
zmiany szerokości szczeliny  $c$ , uzyskuje się zależność wyrażającą wartość na-  
prężenia krytycznego:

$$\sigma_{kr} = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi c}}, \quad (3.10)$$

gdzie  $2\gamma_s$  jest energią powierzchniową potrzebną do powstania dwóch nowych  
płaszczyzn jako efekt nagłego pęknięcia na wierzchołku szczeliny o szerokości  
 $c$ , ale przy założeniu materiału idealnie sprężystego. Jednak w przypadku metali  
należy bezwzględnie przyjąć model sprężysto-plastyczny, gdyż w otoczeniu  
wierzchołków szczeliny zawsze pojawiają się odkształcenia plastyczne. Zatem,



**Rys. 3.5.** Fragment obciążonego materiału, w którym szczelina o szerokości  $2c$  jest zarodkiem pęknięcia kruche (opis w tekście)

dla metali naprężenie krytyczne wyznacza się ze zmodyfikowanej zależności Irwina-Orowana [89]:

$$\sigma_{kr} = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi c}}, \quad (3.11)$$

gdzie  $E$  jest modułem Younga, natomiast  $\gamma_p$  jest jednostkową pracą odkształcenia plastycznego w odniesieniu do powstałej powierzchni pęknięcia. Niektórzy badacze proponują pomijać wartość energii sprężystej  $\gamma_s$ , gdyż odkształcenia plastyczne są o wiele większe, niż odkształcenia sprężyste (tj.  $\gamma_p \approx 10^3 \gamma_s$ ).

Irwin [1, 2] dodatkowo wprowadził pojęcie prędkości uwalniania energii  $G$  w trakcie łupania (czyli nowej powierzchni materiału). Wartość tej energii pozostaje w ścisłej relacji z energią powierzchniową  $2\gamma$ . Uważa się, że pęknięcie kruche pojawi się w momencie, gdy do materiału zostanie dostarczona tzw. efektywna energia powierzchniowa, która jest większa od energii  $2\gamma$  z racji pojawiania się odkształceń plastycznych na wierzchołkach szczeliny (na rys. 3.5 ten fakt przedstawiono schematycznie zaciemnionymi strefami). Zatem, pęknięcie powstanie gdy parametr  $G$  osiągnie wartość równą krytycznej prędkości uwalniania energii  $G_c$ , którą nazywa się również wiązkością.

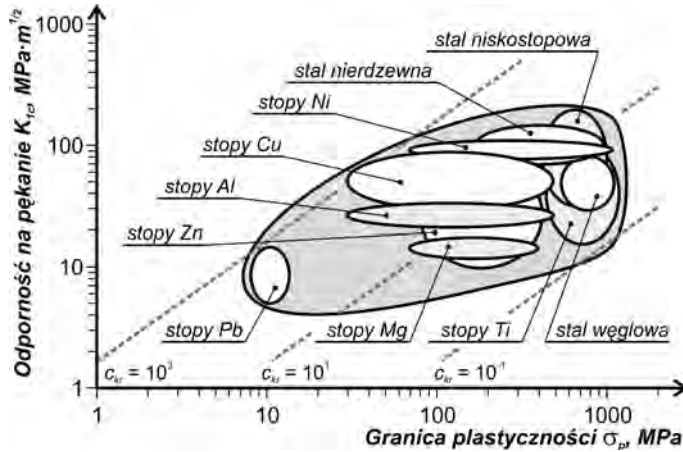
Reasumując, w obciążonym materiale nastąpi łupanie, gdy w otoczeniu szczeliny pojawi się naprężenie o wartości krytycznej, wynoszącej:

$$\sigma_{kr} = \frac{K_{1c}}{\sqrt{\pi c}}, \quad (3.12)$$

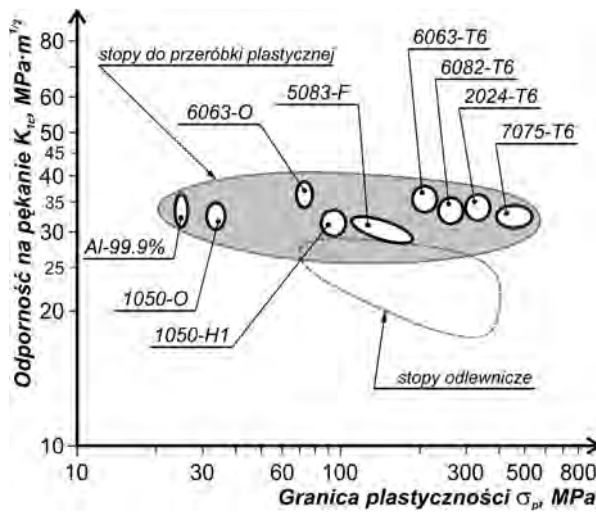
gdzie  $K_{1c}$  jest odpornością materiału na pęknięcie kruche, a jego wartość pozostaje w następującej relacji do wiązkości  $G_c$  [1, 2, 89]:

$$K_{1c} = \sqrt{EG_c}. \quad (3.13)$$

Odporność na pęknięcie jest własnością materiału. Zależności  $K_{1c}$ , w odniesieniu do granicy plastyczności dla większości stopów metali technicznych, przedstawiono na rys. 3.6 oraz rys. 3.7. Na pierwszym wykresie dodatkowo przedstawiono linią przerywaną wartość szerokości krytycznej  $c_{kr}$ , przy której następuje pęknięcie. Jak widać, ten parametr ma różną wartość. Przyjmuje się, że im większa wartość  $c_{kr}$ , tym bardziej dany stop jest wiązki – tzn. jest bardziej podatny na pęknięcie wiązki niż pęknięcie kruche. Z reguły podwyższenie granicy plastyczności (wytrzymałości) stopu w efekcie umocnienia (przez zgmiot lub wydzieleniowo – rys. 3.7) zawsze powoduje zwiększenie podatności materiału na wystąpienie pęknięcia kruchego. Jest to istotne, zarówno w przypadku przygotowania wsadu do przeróbki plastycznej, jaki i doboru właściwego materiału na narzędzia.



Rys. 3.6. Wykres zależności pomiędzy odpornością na pękanie  $K_{Ic}$ , a granicą plastyczności  $\sigma_p$  dla wybranych stopów metali technicznych (na podstawie [2]) oraz krytyczna szerokość pęknięcia  $c_{kr}$  (wartość podana w milimetrach)



Rys. 3.7. Wykres zależności pomiędzy odpornością na pękanie  $K_{Ic}$ , a granicą plastyczności  $\sigma_p$  dla wybranych stopów aluminium (na podstawie [2])

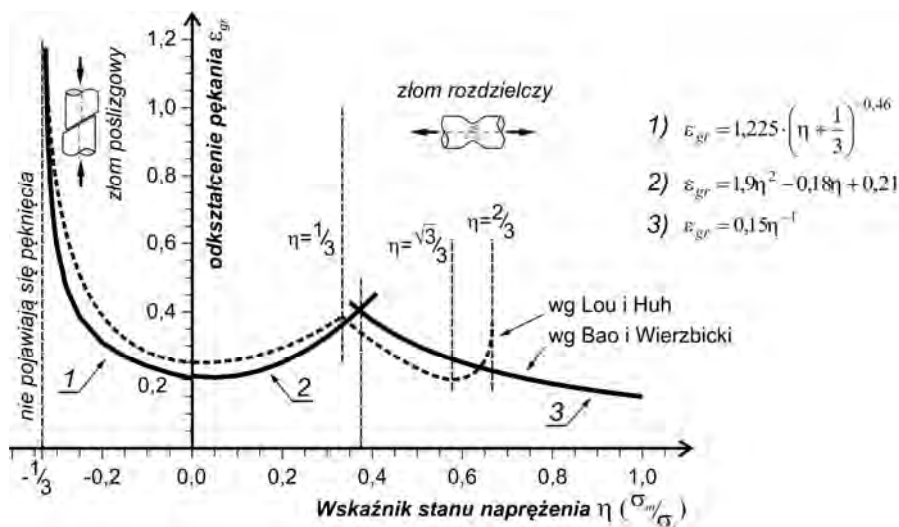
### 3.2. Kryteria oceny utraty spójności materiału

Modelowanie numeryczne procesów obróbki plastycznej oparte na metodzie elementów skończonych jest obecnie powszechne, zarówno do celów projektowych, jak i również badawczych. Jak wiadomo, model MES odkuwki buduje się przy założeniu, że materiał jest jednorodny i ciągły. Ponadto, dyskretyzacja (tj. podział na elementy skończone) ma niewiele wspólnego z rzeczywistą mikrostrukturą materiału odkuwki. To powoduje, że modelowanie rzeczywistego mikromechanizmu pęknięcia jest zadaniem wręcz niemożliwym, szczególnie w przypadkach analizy procesów kształtowania odkówek o złożonej geometrii, w której stan naprężenia i odkształcenia jest niejednorodny. Powstaje problem – w jaki sposób przeprowadzić ocenę zjawiska pęknięcia materiału w trakcie symulowania procesu obróbki plastycznej? W którym miejscu i w jaki sposób materiał ulegnie pęknięciu? Rozwiązanie tego problemu nie jest proste – świadczy o tym ogromna ilość publikacji poświęcona temu tematowi, np. [1, 2, 5, 37, 50, 59, 91]. W dalszej części rozdziału autor omówi istotę istniejących hipotez i metod stosowanych do oceny zjawiska pęknięcia metali w trakcie symulacji numerycznej procesu kształtowania plastycznego. Celem przeglądu jest opracowanie strategii postępowania podczas oceny wyników modelowania numerycznego procesów prasowania obwiedniowego.

#### Przegląd obecnego stanu wiedzy

Analiza zjawiska pęknięcia materiału w trakcie realizacji symulacji procesu plastycznego kształtowania bazuje na ocenie stanu naprężenia i historii odkształcenia. Do tego celu wykorzystuje się dwa podstawowe parametry. Pierwszym jest **wskaźnik stanu naprężenia**  $\eta$ , który wyraża się stosunkiem naprężenia średniego do intensywności naprężenia  $\sigma_m/\sigma_i$ . Natomiast drugim parametrem jest odkształcenie pęknięcia  $\varepsilon_{gr}$ . Według Wierzbickiego [3, 5, 91], intensywność odkształcenia  $\varepsilon_i$ , która reprezentuje historię procesu odkształcania odkuwki jest najlepszym parametrem do wyrażenia miary zbliżenia się materiału do stanu pęknięcia wiązkiego. Związek między tymi dwoma parametrami przedstawiono na rys. 3.8 w formie wykresu, który uzyskano dla przykładowego stopu aluminium w gatunku AW-2024 T3. Wykres ten sporządzono na podstawie badań wykonanych przez Bao i Wierzbickiego [3] oraz Lou i Huha [37]. Na podstawie takiego wykresu można określić typ złomu jaki powstanie w momencie pojawienia się pęknięcia. Przyjmuje się, że wartością graniczną jest wskaźnik  $\eta \approx 0,0 \div 0,4$ , który reprezentuje stan naprężenia z dominacją największego naprężenia głównego o charakterze rozciągającym. W tym obszarze granicznym obie formy złomu są jednakowo prawdopodobne. Za pomocą omawianego wykresu można również określić wpływ stanu naprężenia na zdolność materiału do osiągnięcia znacznych odkształceń, co jest niezmiernie istotne w przypadku obróbki plastycznej





Rys. 3.8. Wykres przedstawiający związek pomiędzy odkształceniem pęknięcia  $\varepsilon_{gr}$  a wskaźnikiem stanu naprężenia  $\eta$  – opis w tekście

na zimno. Najkorzystniejszą sytuacją jest stan naprężenia o charakterze wszechstronnego ściskania – wtedy uzyskuje się wskaźnik  $\eta$  o najmniejszej możliwej wartości. Niestety w przypadku procesu prasowania obwiedniowego jest bardzo trudno uzyskać takie warunki. Znacznie łatwiej jest uzyskać warunki odpowiadające wskaźnikowi o wartości  $\eta \approx 0,4$ , przy którym odkształcenie pęknięcia osiąga lokalne maksimum.

W praktyce ocena zachowania się materiału na podstawie numerycznej symulacji plastycznego kształtowania, w aspekcie jego utraty spójności sprowadza się do analizy wspomnianych charakterystycznych parametrów za pomocą specjalnej funkcji nazywanej **kryterium zniszczenia** (utrata spójności materiału – z ang. *damage criterion*). Z uwagi na specyficzne cechy modelowania numerycznego, parametry te muszą być wyrażone w skali makro i odnoszą się do zjawiska pęknięcia wiązkięgo w sposób pośredni.

Ze względu na stopień powiązania modeli teoretycznych z rzeczywistym zachowaniem materiału w trakcie utraty spójności, kryteria zniszczenia dzieli się na niestowarzyszone (nie powiązane) oraz stowarzyszone (powiązane).

Najliczniejszą grupą kryteriów, stosowanych powszechnie w większości komercyjnych programów symulacyjnych (np. MES) są **niestowarzyszone kryteria zniszczenia**. Do tej grupy zalicza się kryterium (w chronologicznej kolejności sformowania): Freudenthala, Cockrofta-Lathama, Brozza, Ayada,

Rice-Traceya, McClintocka, Oyana oraz Wierzbickiego. Cechą wspólną tych kryteriów jest pominięcie wpływu utraty spójności materiału na postać powierzchni plastyczności. Są one wyrażone w formie całki, która sumuje pewną wartość odkształcenia materiału obliczaną w trakcie symulacji na podstawie funkcji zniszczenia. Funkcja ta reprezentuje (w skali makro) wpływ stanu naprężenia na prędkość zjawisk doprowadzających materiał do utraty spójności. Osiągnięcie wartości krytycznej jest jednoznaczne z pojawieniem się pęknięcia, a dalszy wzrost wartości można traktować (w pewnym uproszczeniu) jako propagację pęknięcia. Zatem, kryterium zniszczenia przyjmuje postać ogólną:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} f(\sigma, \varepsilon) d\varepsilon \geq C, \quad (3.14)$$

gdzie:  $f(\sigma, \varepsilon)$  – funkcja zniszczenia (powiązana z prędkością pojawiania się szczelin i ich łączenia się),  $\sigma$  – naprężenie wpływające na pojawienie się pęknięcia materiału (najczęściej jest to największe naprężenie o charakterze rozciągającym lub naprężenie hydrostatyczne),  $\varepsilon$  – miara odkształcenia, najczęściej intensywność odkształcenia  $\varepsilon_i$ ,  $\varepsilon_{gr}$  – odkształcenie pęknięcia,  $C$  – wartość krytyczna funkcji zniszczenia, którą wyznacza się doświadczalnie. Kryterium (3.14) jest zależnością empiryczną (lub teoretyczno-empiryczną) i jest wyrażone w sposób prosty, poprzez małą liczbę parametrów łatwo określanych na podstawie prób doświadczalnych. Kryterium to może przyjmować następujące szczególne postacie [3, 5, 37, 45, 54, 90]:

- kryterium Freudenthala (oparte na pracy odkształcenia plastycznego)

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \sigma_i d\varepsilon_i \geq C_F, \quad (3.15)$$

- znormalizowane kryterium Cockrofta-Lathama (model początkowo oparty tylko na uwzględnianiu oddziaływania największego naprężenia o charakterze rozciągającym, dopiero w późniejszym okresie znormalizowano go, dodając wpływ intensywności naprężenia; podobne kryterium sformułował również Oh [54, 91])

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i \geq C_{CL}, \quad (3.16)$$

- kryterium Brozza

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{2}{3} \frac{\sigma_1}{(\sigma_1 - \sigma_i)} d\varepsilon_i \geq C_B, \quad (3.17)$$

- kryterium Ayada (model uwzględnia wpływ stanu naprężenia na rozrost szczelin, ale pomija wpływ na tworzenie się szczelin i ich łączenie)

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{\sigma_m}{\sigma_i} d\varepsilon_i \geq C_A, \quad (3.18)$$

- kryterium Rice-Teraceya (oparte na przestrzennym stanie naprężenia)

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_i}\right) d\varepsilon_i \geq C_{RT}, \quad (3.19)$$

- kryterium Johnsona-Cooka

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \left[ A_1 + A_2 \exp\left( A_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right) \right] d\varepsilon_i \geq C_{JC}, \quad (3.20)$$

- kryterium Oyana (model teoretyczno-empiryczny opracowany na podstawie teorii plastyczności materiałów porowatych oraz uwzględnia wzrost szczelin)

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \left( 1 - A \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right) d\varepsilon_i \geq C_O, \quad (3.21)$$

gdzie:  $\sigma_1$  – największe naprężenie główne,  $\sigma_i$  – intensywność naprężenia,  $\sigma_m$  – naprężenie średnie (hydrostatyczne),  $A$  – stała materiałowa. W przypadku kryterium Johnsona-Cooka stałe materiałowe  $A_1$ ,  $A_2$  i  $A_3$  są określane na podstawie prób rozciągania w wysokim wskaźniku  $\eta$  oraz niektórych rodzajów testów czystego ścinania [3, 91].

Do omawianej grupy kryteriów pęknięcia (niestowarzyszonych) niektórzy badacze zaliczają również kryterium Tresca, które przyjmuje postać wymiarową:

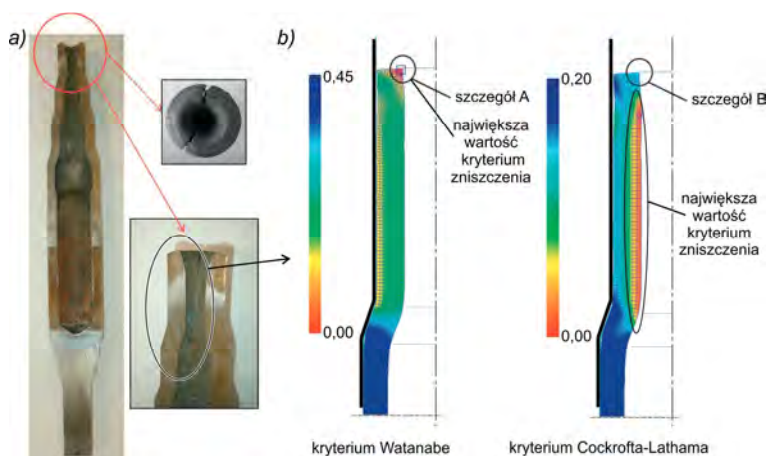
$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \geq C_T. \quad (3.22)$$

Kryterium to jest powszechnie używane w przypadku materiałów kruchych, gdyż w przypadku materiałów plastycznych jest traktowane jako kryterium plastyczności. Ale doświadczenia prowadzone w ostatnim dziesięcioleciu (między innymi pod kierunkiem Wierzbickiego [3, 91, 93]) wskazują, że w przypadku stopów metali technicznych, szczególnie zaliczanych do grupy trudno odkształcalnych, przewidywanie pęknięć na podstawie największych naprężeń stycznych wcale nie jest pozbawione sensu. Zgodność z wynikami doświadczalnymi uzyskano w bardzo szerokim zakresie wskaźnika stanu naprężenia, przy czym najlepszą zaobserwowano w przypadkach, w których występował płaski lub osiowo-symetryczny stan naprężenia. Z kolei wyniki badań Bulzaka i Tomczaka [5] wykazały, że w przypadku kształtowania stopu magnezu AZ31, kryterium bazujące na pomiarze naprężeń stycznych oraz odkształceń postaciowych (które *de facto* pozostają w ściślejszej relacji z naprężeniem stycznym) pozwala na precyzyjne określenie lokalizacji pęknięć w materiale. Wykazali oni, że kryterium Cockrofta-Lathama w rozpatrywanym przypadku nie sprawdziło się.

Problem braku zgodności kryterium Cockrofta-Lathama z wynikami doświadczalnymi przedstawił również Watanabe w swojej pracy [90], która dotyczyła analizy procesu kształtowania wielostopniowego wałka drażonego. Wykazał on, że podczas obciskania jednego ze stopni wałka, obliczony rozkład zniszczenia według funkcji (3.14) nie odpowiada rzeczywistym warunkom zachowania spójności materiału. Omawianą sytuację przedstawiono na rys. 3.9, na którym największą wartość funkcji Cockrofta-Lathama (C-L) wyznaczono na wewnętrznej powierzchni obciskanego stopnia, natomiast w miejscu pojawienia się pęknięć (szczegół B) wartość funkcji C-L jest bardzo mała. Po rozpoznaniu stanu naprężenia i odkształcenia w materiale, Watanabe [90] sformułował tezę, że zamiast największego naprężenia głównego należy brać pod uwagę składową naprężenia o największej wartości, przyjmując jednocześnie np. biegunowy układ odniesienia. W omawianym przypadku tą składową są naprężenia obwodowe  $\sigma_\theta$ . Natomiast zamiast intensywności odkształceń, należy rozpatrywać składową odkształcenia ekwiwalentną do składowej naprężenia – w tym przypadku jest to odkształcenie obwiedniowe  $\varepsilon_\theta$ . Nowe kryterium Watanabe zapisuje się w postaci [90]:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{\sigma_k}{\sigma_i} d\varepsilon_k \geq C_W, \quad (3.23)$$

gdzie:  $\sigma_k$ ,  $\varepsilon_k$  – wybrane składowe naprężenia i odkształcenia, które odgrywają istotną rolę na pęknięcie materiału. Przedstawiony rozkład tego kryterium (dla omawianego przypadku kształtowania drażonego wałka) pokazano na rys. 3.9



Rys. 3.9. Zjawisko pęknięcia materiału podczas kształtowania odkuwki poprzez obciskanie (a) wraz z obliczonymi rozkładami kryterium pęknięcia (b) [90]; opis w tekście

przyjmując, że rozpatruje się obwodowe składowe naprężenia i odkształcenia. Okazało się, że nowe kryterium pokrywa się z wynikami doświadczalnymi – szczegóół A na rys. 3.9.

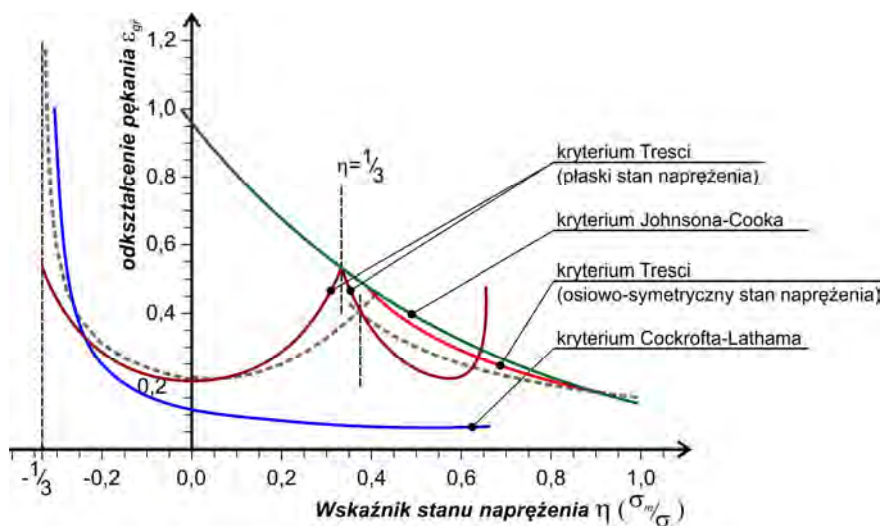
Warto wspomnieć, że prace w zakresie opracowania kryterium pęknięcia materiału są prowadzone również w Polsce. Znaczące wyniki uzyskali między innymi Grosman i Tkocz [14]. Zaproponowali oni własne kryterium, które bazuje na pomiarze odkształcenia zastępczego z uwzględnieniem wskaźnika stanu naprężenie  $\eta$ . Kryterium to zapisuje się w postaci:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{1}{\varepsilon_g(\eta)} d\varepsilon \leq 1, \quad (3.24)$$

gdzie funkcja  $\varepsilon_g(\eta)$  wyrażona jest jako:

$$\varepsilon_g(\eta) = \frac{a}{(\eta + 0,66)^b}. \quad (3.25)$$

Reasumując, dla wielu znanych kryteriów zniszczenia zakres ich zgodności z wynikami doświadczalnymi jest ograniczony. Porównanie wybranych kryteriów pokazano na rys. 3.10, który nawiązuje do wykresu umieszczonego na poprzednim rys. 3.8 – przy czym dotyczy on stopu aluminium AW-2024 T3 [3, 51, 91]. Zaobserwowano, że popularnie kryterium Cockrofta-Lathama wykazuje zgodność z obserwacjami doświadczalnymi tylko w przypadku niskich wartości wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$ , co odpowiada przypadkom obciążenia o charakterze ściskającym. Ale już w przypadkach czystego ścinania lub stanu napręże-



**Rys. 3.10.** Porównanie wybranych kryteriów zniszczenia w przestrzeni  $\varepsilon_{gr}$ - $\eta$  [3, 91]

nia jaki występuje w próbach rozciągania ta zgodność nie występuje. Zgodnie z tym wykresem można uznać, że alternatywą dla kryterium Cockrofta-Lathama w wybranych przypadkach może być kryterium Treski (co potwierdzają badania Bulzaka [5]). Natomiast inne porównywane kryterium (Johnsona-Cooka) wykazuje zgodność tylko w przypadkach, w których wskaźnik  $\eta$  przekracza wartość 0,4. Są to przypadki, w których dominują naprężenia o charakterze rozciągającym oraz powstaje złom rozdzielczy. Z kolei, umieszczając na wykresie  $\eta$ - $\varepsilon_{gr}$  funkcję (3.25) zawartą w kryterium Grosmana i Tkocza okazuje się, że jej przebieg będzie bardzo zbliżony do przebiegu kryterium Johnsona-Cooka. Ważną różnicą pomiędzy tymi dwoma kryteriami jest to, że funkcja (3.25) pozwala określić odkształcenie graniczne, gdy wskaźnik  $\eta$  ma wartość mniejszą od -0,33.

Drugą grupą kryteriów (mniej liczną), stosowanych do oceny utraty spójności materiału są **stowarzyszone kryteria zniszczenia**. Najbardziej popularne to kryteria (modele) Kachanova-Lemaitre'a, Gursona-Tvergaarda, Nashona-Gursona oraz Xue-Wierzbickiego. Ich cechą wspólną jest uwzględnienie akumulacji zniszczenia materiału (wyrażonego za pomocą funkcji charakterystycznej) w równaniach konstytutywnych. Pozwala to na wyznaczenie zmiany granicy plastyczności materiału (osłabienia), jako efekt propagacji pękania materiału. Niestety, zastosowanie tych kryteriów w komercyjnych programach typu MES nadal jest dużym problemem. Powodem jest między innymi brak standardowego powiązania modelu pękania z modelem materiałowym, który jest opisany krzywą umocnienia typu  $\sigma_p = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$  oraz duży stopień złożoności zagadnień modelowania pęknięć w materiale, który jest traktowany jako ciągły i jednorodny. Stworzenie takiego powiązania wymaga implementacji własnych procedur.

Przejdźmy do przedstawienia pierwszego stowarzyszonego kryterium zniszczenia – tj. modelu Kachanova-Lemaitre'a. W modelu tym zakłada się, że granica plastyczności  $\sigma_{p(K-L)}$  w dowolnym punkcie materiału jest mniejsza od granicy plastyczności  $\sigma_p$  wyznaczanej dla materiału niepodlegającego pękaniu, co można przedstawić za pomocą zależności:

$$\sigma_{p(K-L)} = \frac{1}{1-D} \sigma_p(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T), \quad (3.26)$$

gdzie  $D$  jest wskaźnikiem zniszczenia Kachanova-Lemaitre'a, który wyraża wpływ rozwoju pęknięć na osłabienie materiału. Jest to wielkość skalarna z zakresu  $D \in (0, 1)$ , a jej przyrost  $\Delta D$  jest proporcjonalny do wzrostu intensywności odkształcenia  $\Delta \varepsilon_i$  i wynosi:

$$\Delta D = \left[ \frac{D_c}{\varepsilon_g - \varepsilon_D} \left[ \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right)^2 \right] \cdot \varepsilon_i^{2n} \right] \Delta \varepsilon_i, \quad (3.27)$$

gdzie:  $D_c$ ,  $\varepsilon_g$ ,  $\varepsilon_D$  są stałymi materiałowymi wyznaczanymi na podstawie testów rozciągania zgodnie z zaleceniami Lemaitre’a [50, 51].

Kryterium zniszczenia według modelu Kachanova-Lemaitre’a jest przedstawiane jako równanie konstytutywne w postaci:

$$\left(\frac{\sigma_i}{1-D}\right)^2 - [\sigma_p(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)]^2 \leq 0, \quad (3.28)$$

które bazuje na drugim niezmienniku dewiatorowej części tensora naprężeń oraz uwzględnia izotropowy wzrost pęknięć w materiale. Kryterium pęknięcia również ukrywa w sobie potencjał rozrostu pęknięć oraz prędkość uwalniania energii odkształcenia pęknięcia. Bezpośrednim efektem równania (3.28) jest miejscowe osłabienie materiału.

Kolejne stowarzyszone kryterium zniszczenia jest zbudowane na bazie modelu Gursona-Tvergaarda, które sprowadza się do postaci równania konstytutywnego [1, 49, 51, 59]:

$$\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_p}\right)^2 + 1,25f \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2\sigma_p}\right) - (1 + 1,56f^3) \leq 0, \quad (3.29)$$

gdzie:  $\sigma_p$  – aktualna wartość granicy plastyczności osnowy,  $\sigma_i$  – intensywność naprężenia,  $\sigma_m$  – naprężenie hydrostatyczne,  $f$  – udział objętościowy pustek, który wyznacza się w oparciu o zależność (3.6). Równanie (3.29) zostało sformułowane w oparciu o analizę udziału objętościowego  $f$  sferycznych pustek w sferycznym obszarze osnowy, którą jest jednorodny materiał sztywno-plastyczny. Równanie to uwzględnia potencjał wzrostu mikropustek, natomiast w przypadku podstawienia do parametru  $f$  wartość zero, równie (3.29) staje się typowym równaniem powierzchni plastyczności Hubera-Missesesa dla materiału nieściśliwego.

Podstawowym problemem modelu Gursona-Tvergaarda jest niezgodność obliczeń z doświadczeniem, gdy w materiale panuje stan naprężenia o schemacie czystego ścinania oraz wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  przyjmuje niskie wartości. Problem ten został rozwiązany przez Nashona [49], który zmodyfikował model Gursona-Tvergaarda. Modyfikacja polegała na uwzględnieniu w równaniu konstytutywnym trzeciego niezmiennika dewiatorowej części tensora naprężenia. Dodatkowo do zależności (3.6) dodano addytywny człon, który pozwala na wyznaczenie prędkości wzrostu pęknięć w materiale, w którym dominują naprężenia ścinające przy jednoczesnej małej wartości wskaźnika  $\eta$ . Szczegółowy opis tej modyfikacji (kryterium zniszczenia Nahshona-Gursona), znajduje się np. w pracach [49, 51].

Ostatnie stowarzyszone kryterium zniszczenia, które warto przytoczyć, zostało opracowane stosunkowo niedawno przez Xue oraz Wierzbickiego [91, 93]. Kryterium to bazuje na modelu, w którym przyjmuje się, że pęknięcia w odkształcanym metalu mogą pojawić się w momencie, gdy intensywność odkształcenia plastycznego (zmodyfikowanego przez funkcję zależną od dwóch parametrów charakteryzujących stan naprężenia) osiągnie wartość graniczną. Kryterium zniszczenia zapisuje się w postaci [91]:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{d\varepsilon_i}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (3.30)$$

gdzie:  $\eta$  – wskaźnik stanu naprężenia,  $\xi$  – parametr zależny od trzeciego niezmiennika dewiatorowej części tensora naprężenia. Wartość parametru wyznaczyć można z poniższej zależności [50, 91]:

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{(\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m)}{\sigma_i^3}. \quad (3.31)$$

Zgodnie z badaniami Xue i Wierzbickiego, opublikowanymi np. w [91, 93], parametr  $\xi$  wyraża schemat stanu odkształcenia i naprężenia. W przypadku płaskiego stanu odkształcenia parametr  $\xi$  jest równy zero, natomiast dla osiowosymetrycznego stanu naprężenia  $\xi = 1$ . Bao i Wierzbicki [3, 91] wykazali, że postać funkcji  $F(\eta, \xi)$  może zostać określona na podstawie dwóch różnych testów, które pozostają w ścisłej relacji do skrajnych wartości parametru  $\xi$ . W ostateczności funkcja ta jest wyrażana w następujący sposób:

$$F(\eta, \xi) = C_1 e^{-C_2 \eta} - (C_1 e^{-C_2 \eta} - C_3 e^{-C_4 \eta}) \left(1 - \xi^{1/n}\right)^n, \quad (3.32)$$

gdzie:  $C_1, C_2, C_3, C_4$  – cztery niezależne stałe materiałowe;  $n$  – wykładnik wyrażający umocnienie materiału. Stałe  $C_1$  i  $C_2$  wyznacza się na podstawie próby rozciągania próbek o przekroju kołowym, w których przekrój w części centralnej jest zmniejszony w celu wymuszenia lokalizacji zerwania próbki. Natomiast stałe  $C_3$  i  $C_4$  wyznacza się z testów rozciągania pasków blachy o stałej szerokości i z dodatkową bruzdą w centralnej części (stan odkształcenia zbliżony do płaskiego) oraz o specjalnym kształcie, który zapewnia wystąpienie czystego ścinania w miejscu zerwania próbki. Szczegóły kalibracji kryterium zniszczenia Xue-Wierzbickiego opisano w pracy [91] na przykładzie stopu aluminium AW-2024 T3. Uzyskano następujące wartości stały:  $C_1 = 0,87$ ,  $C_2 = 1,77$ ,  $C_3 = 0,21$ ,  $C_4 = 0,01$ ,  $n = 0,153$ . Kryterium to pozwala określić graniczną wartość  $\varepsilon_{gr}$  pozostające w dużej zgodności z przebiegiem wykresu (w całym jego zakresie), który pokazano na rys. 3.8. Według literatury specjalistycznej [50, 51,



91], kryterium Xue i Wierzbickiego jest zaliczane do grupy drugiej. Natomiast według autora, jest to kryterium, które opisuje zachowanie materiału w sposób podobny jak dla grupy pierwszej – wskazuje na to postać równania (3.30). Z drugiej strony, po rozpoznaniu równania (3.32), rzeczywiście „ukryto” w nim związek pomiędzy stanem naprężenia, a zjawiskiem pęknięcia. Jednak związek ten nie jest jawnie wykorzystywany w trakcie symulacji procesu odkształcania materiału, przez co nie uzyskuje się bieżącej korekty równania powierzchni plastyczności.

### **Podsumowanie przeglądu**

Zdecydowana większość kryteriów oceny spójności materiału, które można użyć w trakcie numerycznego modelowania procesów plastycznego kształtowania, bazuje na równaniu ogólnym (3.14). Równanie to zbudowane jest na bazie funkcji zniszczenia i wyraża sumę obliczonej wartości po zmianie odkształcenia charakterystycznego. Według opinii autora, na szczególną uwagę zasługują dwa kryteria, tj. Cockrofta-Lathama (3.16) oraz Watanaba (3.23). Są one proste i łatwe, zarówno w implementacji do analizy procesu plastycznego kształtowania, jak i do opracowania na podstawie tylko jednej próby doświadczalnej. Wielu naukowców jednak uważa, że kryterium Cockrofta-Lathama nie we wszystkich przypadkach sprawdza się. Wykres, który przedstawiono na rys. 3.10, wyjaśnia jedną z wielu przyczyn występowania wspomnianych niezgodności. Według autora rozwiązaniem tego problemu nie jest opracowanie nowego kryterium, które stwarzałoby potencjalne komplikacje w jego skutecznym stosowaniu w analizie MES, ale wykorzystanie już istniejących kryteriów, przy czym najlepszym wyjściem jest dodatkowe zastosowanie heurystycznej analizy uzyskanych wyników. Zatem, propozycją autora jest powiązanie wybranego kryterium ze stanem naprężenia opisanym za pomocą wskaźnika  $\eta$  oraz największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ . Takie powiązanie może zostać wyrażone za pomocą następującego ogólnego wzoru:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} f(\sigma, \varepsilon) d\varepsilon \geq C(\eta, \tau_{max}), \quad (3.33)$$

gdzie wartość  $C(\eta, \tau_{max})$  należy określić na podstawie prób eksperymentalnych dla ściśle określonego stanu naprężenia.

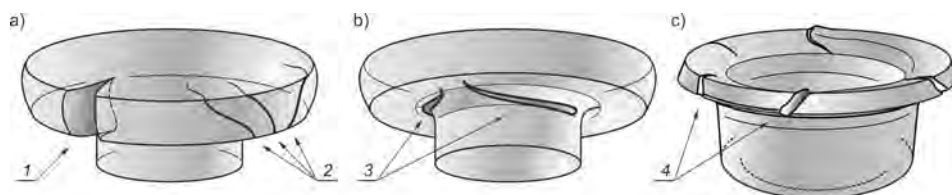
Na szczególną uwagę również zasługuje kryterium Treski (3.22), które bazuje na pomiarze największego naprężenia stycznego. Jego użyteczność w zagadnieniu utraty spójności, z wiadomych względów, jest „niespodzianką”. Natomiast kryterium Xue-Wierzbickiego (3.32), pomimo pozytywnych recenzji, nie będzie przez autora brane pod uwagę. Powodem jest duża pracochłonność i trudność kalibracji równania.

### 3.3. Określenie warunku pęknięcia dla potrzeb modelowania procesów prasowania obwiedniowego

#### 3.3.1. Zjawisko pęknięcia materiału podczas prasowania obwiedniowego

Zagadnienie utraty spójności materiału podczas prasowania obwiedniowego zostało opisane w pracach własnych, np. [61, 77, 78], jako ważne zagadnienie ograniczające ten proces, szczególnie gdy jest on realizowany w warunkach kształtowania na zimno. Podstawową przyczyną pojawiania się pęknięć w odkuwce jest zarówno niekorzystny stan naprężenia, jak i utrata zapasu plastyczności metalu – tj. osiągnięcie wartości odkształceń granicznych. Przyczyna może również tkwić w wadach materiałowych, jakie występują w materiale wsadowym. Na rys. 3.11 pokazano schematycznie najczęstsze postacie pęknięć, które powstają w odkuwce prasowanej obwiedniowo. W zależności od charakteru utraty spójności materiału, wyróżnia się następujące odmiany pęknięć [61]:

- pęknięcie obwodowe (2 – rys. 3.11a, 4 – rys. 3.11c) – pojawiają się one na bocznej powierzchni odkuwki lub wywijanym kołnierzu i są skutkiem niekorzystnego schematu naprężeń; zazwyczaj linia pęknięcia nachylona jest pod kątem  $45^\circ$  do osi odkuwki – świadczy to, że utrata spójności ma charakter poślizgowy, ponieważ linia pęknięcia zawarta jest w płaszczyźnie największych naprężeń stycznych;
- pęknięcie typu „rozwarcie” (1 – rys. 3.11a) – występuje na bocznej powierzchni swobodnej odkuwki, 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 spęczania wypraski jest nadal kontynuowany;



**Rys. 3.11.** Schematyczne przedstawienie typowych miejsc pojawienia się pęknięć podczas prasowania obwiedniowego wyrobu pełnego (a, b) oraz drążonego (c); opis w tekście

- pęknięcie u nasady kołnierza odkuwki (3 – rys. 3.11b) – jest ono wynikiem nieprawidłowego zaprojektowania procesu prasowania obwiedniowego; bezpośrednią przyczyną pojawienia się omawianego pęknięcia jest niekorzystny stan naprężenia – wybór właściwego sposobu kształtowania oraz zwiększenie promienia zaokrąglenia w tym miejscu z reguły jest wystarczające do uniknięcia tego ograniczenia.

### **3.3.2. Badania analityczno-doświadczalne**

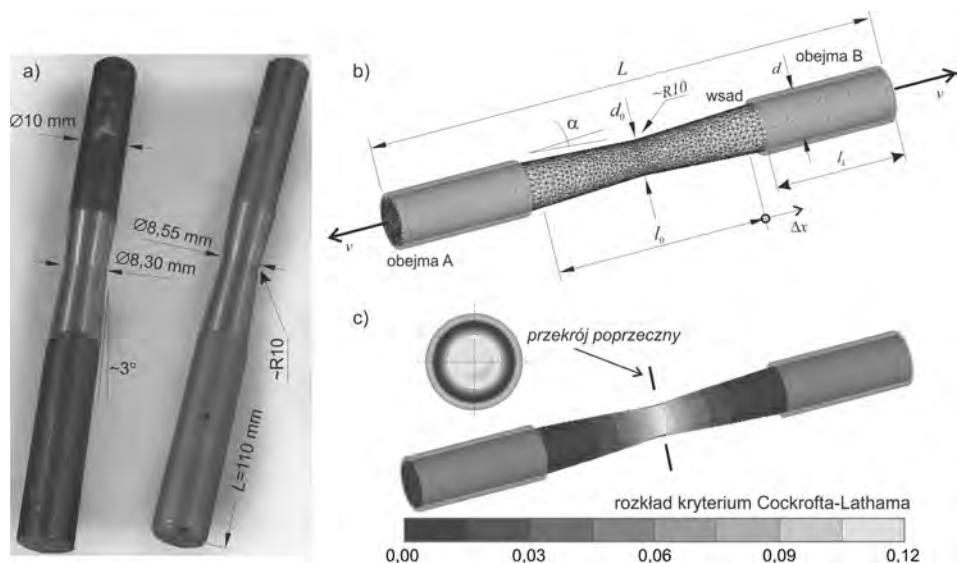
Celem badań jest kalibracja wybranych kryteriów zniszczenia, które będą wykorzystywane w trakcie analizy przypadków prasowania obwiedniowego. Badania zostały podzielone na dwa etapy: próby doświadczalne oraz symulacje MES. W badaniach wykorzystano cztery próby: rozciąganie próbki o przekroju kołowym, spęczanie próbki walcowej i pierścieniowej oraz proste wywijanie kołnierza w próbce cylindrycznej. Testy wykonano z wykorzystaniem maszyny wytrzymałościowej HT-2402. Pierwsze trzy wymienione próby są dość często wykorzystywane do kalibracji kryterium zniszczenia. Przykładem może być praca naukowa [45]. Natomiast ostatnia próba nawiązuje do przypadku prasowania obwiedniowego poruszonego w tej monografii.

W kolejnym kroku zbudowano adekwatne sprężysto-plastyczne modele numeryczne, które użyto do symulacji z uwzględnieniem również zjawisk cieplnych. Do tego celu użyto program Deform-3D, gdzie model materiałowy (wraz z głównymi warunkami brzegowymi) był taki sam, jak dla analizowanych przypadków prasowania obwiedniowego (tj. AlMgSi) – opis zasad modelowania wspomnianego procesu zamieszczono w rozdziale 4, natomiast istotę MES przybliżono w rozdziale 2.

#### **Próba rozciągania**

W metodzie rozciągania zastosowano autorską próbkę profilową (pokazaną na rys. 3.12a) o wymiarach głównych wynoszących  $\varnothing 10$  mm x 110 mm. Próbka w części pomiarowej  $l_0$  posiada dwie zbieżne powierzchnie stożkowe, których kąt zbieżności  $\alpha \approx 3^\circ$ . W miejscu połączenia powierzchni stożkowych wykonano zaokrąglenie R10, które ma na celu zniwelowanie efektu karbu. Miejsce to tworzy poprzeczny przekrój pomiarowy – co pokazano schematycznie na rys. 3.12c, którego średnica wynosi około  $\varnothing 8 \pm 9$  mm i jest jednocześnie najmniejszą wartością. Gwarantuje to, że w tym przekroju pojawią się pęknięcia, a obliczona wartość kryterium zniszczenia będzie wynikiem ostatecznym.

W trakcie próby doświadczalnej próbkę rozciągano ze stałą prędkością  $v \approx 0,03$  mm/s aż do jej zerwania. W tym czasie, odcinek pomiarowy (o początkowej długości  $l_0$ ) doznawał wydłużenia na poziomie 14,5%, a w miejscu najmniejszego przekroju poprzecznego obserwowano tworzenie się wyraźnego

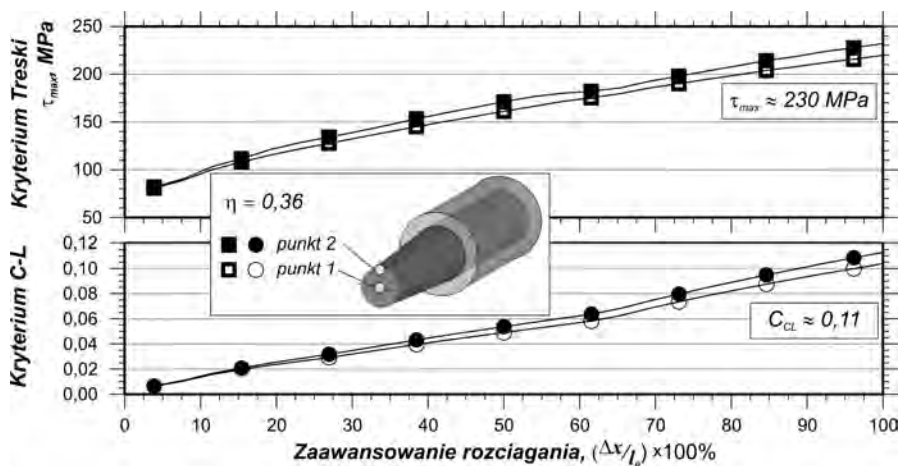


**Rys. 3.12.** Wybrane próbki profilowe użyte w próbach doświadczalnych (a), model MES próby rozciągania (b) oraz rozkład kryterium Cockrofta-Lathama uzyskany w symulacji (c); opis w tekście

przewężenia próbki. Powstały złom w tym miejscu jest typowy dla materiałów wykazujących dobrą ciągliwość.

Bazując na wynikach kilku prób doświadczalnych zbudowano reprezentatywny model MES, którego geometrię pokazano na rys. 3.12b. Próbkę (wsad) podzielono na ok. 70 tys. elementów tetragonalnych, przy czym w obszarze przekroju pomiarowego siatkę zagęszczono. Następnie w otoczeniu obejm A i B do węzłów przypisano warunek brzegowy w postaci prędkości  $v = 0,015$  mm/s (na odcinku  $l_k = 29,5$  mm, zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 3.12b). W obliczeniach ustalono, że odcinek  $l_0 = 54,4$  mm, natomiast kąt  $\alpha = 2,9^\circ$ , co daje początkową średnicę przekroju pomiarowego  $d_0 = 7,5$  mm. Symulację rozciągania realizowano do chwili, w której przemieszczenie  $\Delta x$  odpowiadało momentowi pojawienia się pęknięcia w doświadczalnej próbce.

Na podstawie uzyskanych wyników symulacji numerycznej stwierdzono, że w pomiarowym przekroju poprzecznym (tj. w którym pojawiło się pęknięcie materiału) panuje niezmienny stan naprężenia przez cały czas rozciągania. W tym przekroju wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  wynosi 0,36. Następnie wybrano dwa punkty pomiarowe (zgodnie ze schematem pokazanym na kolejnym rys. 3.13), dla których przedstawiono historię zmiany wartości największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  (wg kryterium Treski) oraz wartość  $C_{CL}$  (na postawie

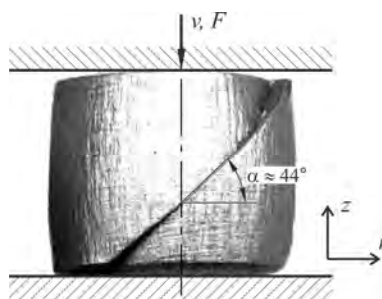


Rys. 3.13. Historia zmiany wartości największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  (kryterium Treski) oraz wartości  $C_{CL}$  (znormalizowane kryterium Cockrofta-Lathama) podczas rozciągania próbki profilowej wraz wartościami granicznymi odpowiadającymi momentowi pęknięcia

znormalizowanego kryterium Cockrofta-Lathama). Zmianę tych parametrów pokazano w formie wykresów na rys. 3.13. Konkluzją badań w tym zakresie jest stwierdzenie, że pęknięcie próbki następuje w momencie, gdy największe naprężenie styczne  $\tau_{max} \approx 230$  MPa, a wartość graniczna według kryterium Cockrofta-Lathama  $C_{CL} \approx 0,11$ .

### Próba spęczania próbki walcowej

Próbkę spęczania wykonano na maszynie wytrzymałościowej HT-2402, przy użyciu próbek walcowych o wymiarach początkowych  $\varnothing 5 \times 10$  mm. Próbki były spęczane z prędkością  $v$  w przedziale  $0,01 \div 0,05$  mm/s, aż do momentu pojawienia się pęknięcia. W celu zniwelowania wpływu tarcia, powierzchnie czołowe próbek zostały pokryte substancją smarną. Zaobserwowano, że wszystkie próbki pękają w ten sam sposób – co pokazano na rys.



Rys. 3.14. Sposób pęknięcia próbki walcowej, która jest obciążona siłą spęczającą  $F$ ; opis w tekście

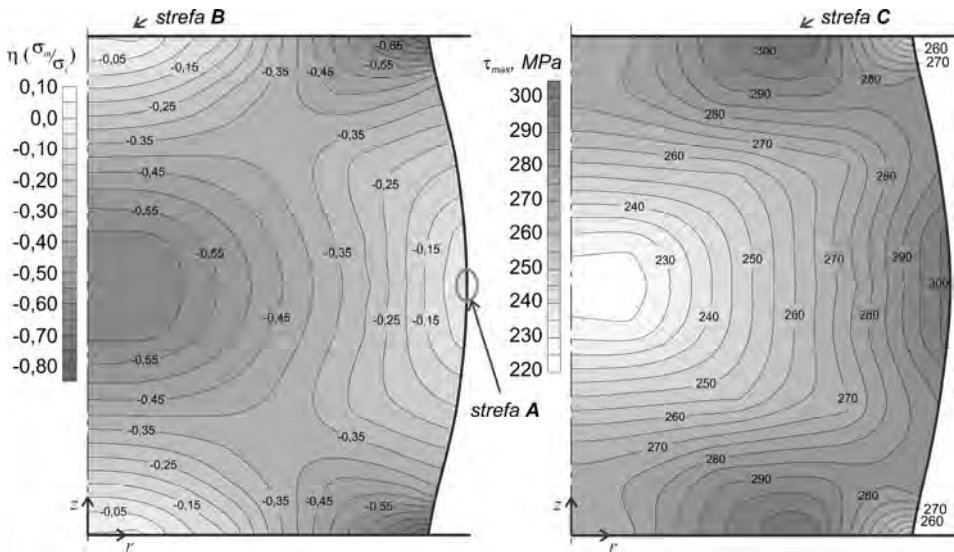
3.14. Powstały złom jest typem poślizgowym [52], gdyż powierzchnia pęknięcia jest nachylona pod kątem  $44^\circ$  do kierunku działania siły spęczającej  $F$ .

### 3. Zjawisko pęknięcia materiału

Kolejnym etapem badań było zamodelowanie w MES wybranych przypadków spęczania próbki walcowej. Zastosowano model materiałowy oraz ogólne warunki modelowania (tj. analiza termo-mechaniczna, model sprężysto-plastyczny itd.) takie same jak w przypadku wcześniej omówionej próby rozciągania próbki profilowej oraz większości przypadków procesu prasowania obwiedniowego (które są omówione w monografii).

W dalszej części przedstawiono i omówiono wyniki symulacji MES, które uzyskano dla reprezentacyjnego przypadku spęczania próbki walcowej z prędkością  $v = 0,0167$  mm/s. Zgodnie z wynikami doświadczenia, moment pęknięcia dla tego przypadku przypada na chwilę, gdy kowadło ruchome osiąga drogę przemieszczenia równą  $\Delta h = 4,15$  mm (tj. wysokość próbki  $h = 5,85$  mm). Dla tego momentu pokazano rozkłady wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  i największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  (rys. 3.15) oraz dwóch wybranych kryteriów zniszczenia (rys. 3.16), które wyznaczono w przekroju osiowym próbki.

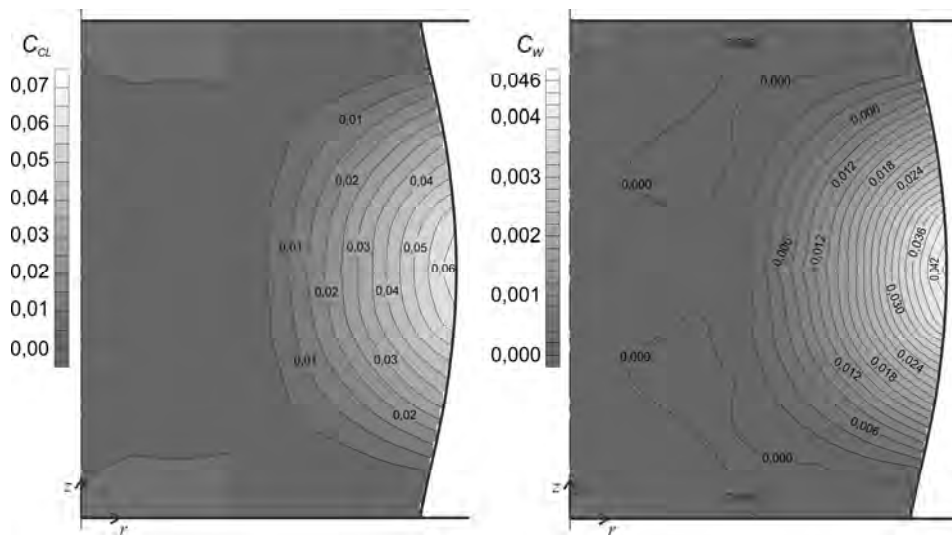
Na podstawie przedstawionego rozkładu wskaźnika  $\eta$  można stwierdzić, że istnieją dwie ważne strefy (oznaczone literą A i B na rys. 3.15), w których wartość tego parametru osiąga znaczące wartości, bardzo bliskie zero, które odgrywają kluczową rolę w zjawisku pęknięcia. Strefa A znajduje się na obwodzie



**Rys. 3.15.** Rozkłady wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  (rysunek po lewej) oraz największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  (rysunek po prawej) wyznaczone w przekroju osiowym spęczanej próbki walcowej w momencie pojawienia się pęknięcia; prędkość spęczania  $v = 0,0167$  mm/s, wysokość próbki  $h = 5,85$  mm

spęczki, gdzie wartość największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  również osiąga dużą wartość. Natomiast w strefie B (centralna część próbki, tuż przy kontakcie z kowadłem), największe naprężenie styczne ma znacznie mniejszą wartość. Biorąc pod uwagę tylko wartość  $\tau_{max}$ , można również wyodrębnić trzecią strefę (oznaczoną literą C na rys. 3.15), w której największe naprężenie styczne osiąga wartość na poziomie porównywalnym ze strefą A – jednak w tym miejscu wskaźnik  $\eta$  przyjmuje wartość mniejszą od -0,33, którą (dla przypomnienia) uważa się za graniczną (porównaj z wykresem na rys. 4.8). Reasumując, na podstawie tych dwóch charakterystycznych parametrów można stwierdzić, że tylko strefa A jest strefą newralgiczną, w której następuje inicjacja pęknięcia. To stwierdzenie całkowicie potwierdza uzyskany rozkład kryteriów zniszczenia Cockrofta-Lathama oraz Watanabe (rys. 3.16). Ponadto, na podstawie tych rozkładów można wnioskować, że te dwa kryteria dają bardzo podobne wyniki jakościowe w przypadku próby spęczania próbki walcowej.

Zaskakującym wynikiem uzyskanym z obliczeń jest wartość graniczna dla kryterium Cockrofta-Lathama. W przypadku próby rozciągania, pęknięcie nastąpiło, gdy  $C_{CL}$  osiągało wartość na poziomie 0,11. W przypadku spęczania, pęknięcie następuje już przy wartości  $C_{CL} = 0,07$ . Wyjaśnieniem może być teza

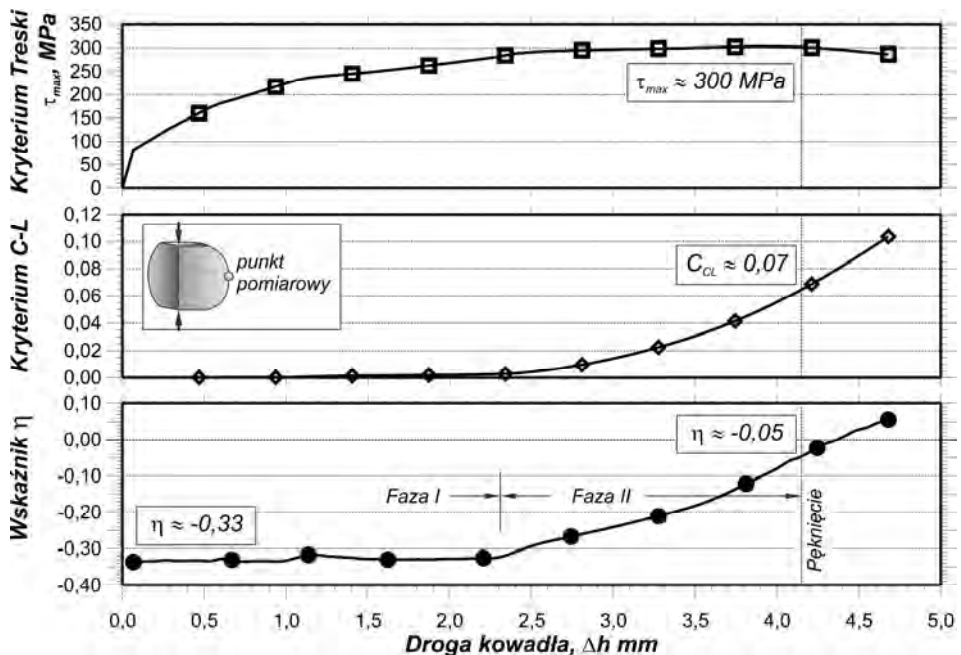


**Rys. 3.16.** Rozkłady kryterium zniszczenia Cockrofta-Lathama  $C_{CL}$  (rysunek po lewej) oraz kryterium Watanabe  $C_W$  (rysunek po prawej) wyznaczone w przekroju osiowym spęczanej próbki walcowej w momencie pojawienia się pęknięcia; prędkość spęczania  $v = 0,0167$  mm/s, wysokość próbki  $h = 5,85$  mm

### 3. Zjawisko pęknięcia materiału

sformułowana na podstawie analizy historii zmiany charakterystycznych parametrów w strefie A. Taką historię umieszczono na wykresach pokazanych na kolejnym rys. 3.17, gdzie można dodatkowo wyodrębnić dwie fazy poprzedzające moment pojawienia się pęknięcia.

Początkowo (faza I), w punkcie pomiarowym stan naprężenia jest bardzo korzystny, dla którego niska wartość wskaźnika  $\eta$  potwierdza brak tendencji do pojawienia się pęknięć. Pod koniec tej fazy, największe naprężenie styczne  $\tau_{max}$  przekracza wartość 230 MPa (tj. wartość, przy której rozciągana próbka pęka), ale materiał zachowuje swoją spójność, ponieważ wskaźnik  $\eta < -0,33$ . W pewnym momencie, wartość wskaźnika  $\eta$  zaczyna znacząco wzrastać. W tym samym czasie również zwiększa się wartość  $C_{CL}$ , wyznaczona wg kryterium Cockrofta-Lathama – jest to faza II (rys. 3.17). Z uwagi na gwałtowny wzrost wskaźnika  $\eta$  oraz znaczącą wartość  $\tau_{max}$ , pęknięcie w materiale następuje przy mniejszej wartości granicznej  $C_{CL}$ , niż podczas rozciągania. Stąd wynika wniosek zasadniczy, że kryterium zniszczenia Cockrofta-Lathama (lub Watanabe) jest dobrą miarą służącą do określenia utraty spójności materiału, ale wartość



Rys. 3.17. Historia zmiany trzech charakterystycznych parametrów w punkcie, w którym następuje pęknięcie w próbce walcowej; opis w tekście

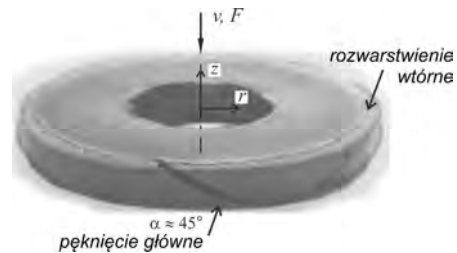


graniczna  $C_{CL}$  ściśle zależy od historii zmiany wskaźnika  $\eta$  oraz poziomu największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ . Jednocześnie można stwierdzić, że kryterium Treski w omawianym przypadku nie sprawdza się. Opierając się tylko na tym kryterium nie można precyzyjnie określić, ani miejsca, ani momentu pojawienia się pierwszych pęknięć.

### **Próba spęczania próbki pierścieniowej**

Kolejne badania obejmowały analizę spęczania próbki pierścieniowej. Badania przeprowadzono w podobnych warunkach jak poprzednie próby – tj. z użyciem maszyny wytrzymałościowej, na której próbkę o wymiarach początkowych  $\varnothing 25 \times \varnothing 12,5 \times 9$  mm spęczano z prędkością  $v$  w przedziale  $0,05 \div 0,2$  mm/s, aż do momentu pojawienia się pęknięć. Badania obejmowały różne materiały – stopy AlMgSi, AlCu4MgSi, stal C45 oraz stop Ti6Al4V. Zaobserwowano, że niezależnie od prędkości spęczania, próbka pierścieniowa pękała przy podobnej wysokości (dla tego samego materiału), a sposób pękania był bardzo podobny dla wszystkich rozpatrywanych stopów – typowy sposób pękania pokazano na rys. 3.18. Pierwsze (główne) pęknięcie pojawia się zawsze na obwodzie próbki, a linia pęknięcia była nachylona pod kątem ok.  $45^\circ$  względem kierunku działania siły spęczającej  $F$ . Zaobserwowano również, że pęknięcie główne próbki wywołuje pęknięcie obwodowe – tj. wtórne rozwarstwienie, które następuje tylko na głębokości pęknięcia głównego i powoduje powstanie „pierścienia zewnętrznego” otaczającego pozostałą część materiału, w którym nie obserwuje się utraty spójności.

Na podstawie uzyskanych wyników badań doświadczalnych zamodelowano proces spęczania próbki pierścieniowej przy użyciu MES, ale tylko dla jednego gatunku stopu (powiązanego z tematyką badań opisanych w monografii). Zatem, w symulacji spęczania próbki pierścieniowej przyjęto zasady modelowania takie jak w pozostałych próbach – tj. sprężysto-plastyczny model stopu AlMgSi, analizę termomechaniczną. Ponadto przyjęto model tarcia stałego, dla którego czynnik tarcia  $m = 0,45$ .

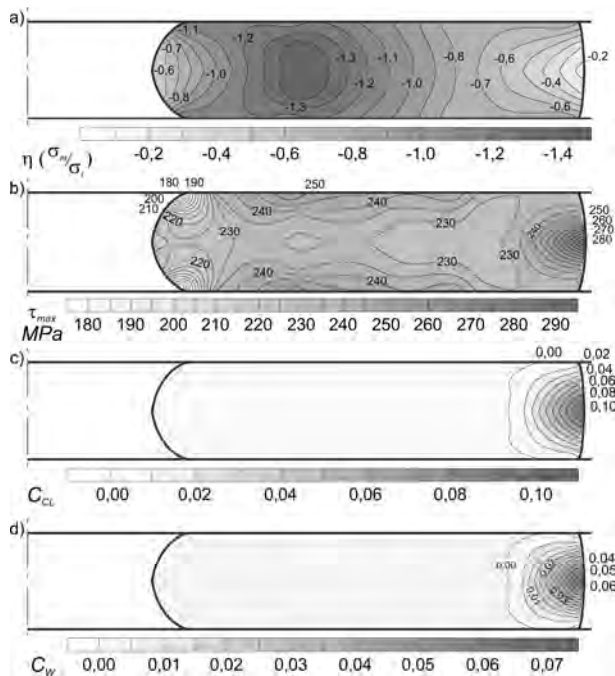


**Rys. 3.18.** Sposób pękania próbki pierścieniowej, która jest obciążona siłą spęczającą  $F$ ; opis w tekście

### 3. Zjawisko pęknięcia materiału

Uzyskane wyniki symulacji MES pokazano na rys. 3.19. Są to rozkłady czterech istotnych parametrów (wskaźnik  $\eta$ , największe naprężenie styczne  $\tau_{max}$  oraz dwa wybrane kryteria zniszczenia) wyznaczone dla przekroju osiowego próbki pierścieniowej w momencie pojawienia się pęknięcia głównego.

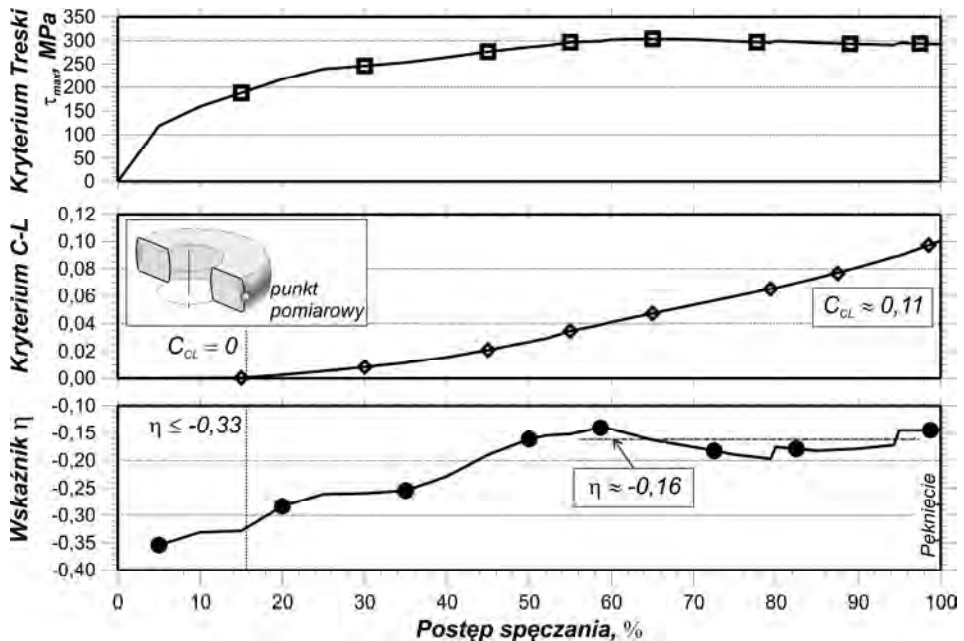
Na podstawie przedstawionego rozkładu wskaźnika  $\eta$  można bez problemów wskazać strefę, w której istnieje największe prawdopodobieństwo pojawienia się pierwszych pęknięć. Jest to obszar na zewnętrznym obwodzie pierścienia. Charakteryzuje się on stosunkowo wysokim wskaźnikiem  $\eta$ , którego wartość jest większa od granicznej  $-0,33$ . W pozostałej objętości materiału stan naprężenia jest bardzo korzystny. Miejscowe podwyższenie wskaźnika  $\eta$  zaobserwowano również na wewnętrznej ścianie próbki, ale jest to wzrost do ok.  $-0,5$ , czyli wartości znacznie poniżej granicznej. Obserwacja rozkładu największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  wykazuje, że znaczące podwyższenie wartości tego naprężenia występuje tylko we wspomnianej strefie zewnętrznej próbki. Bardziej jednoznaczne wyniki prezentują rozkłady kryteriów zniszczenia. Praktycznie poza strefą pęknięcia wartość kryterium zniszczenia pozostaje na poziomie zero.



**Rys. 3.19.** Rozkłady wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  (a), największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  (b) oraz kryterium zniszczenia Cockrofta-Lathama  $C_{CL}$  (c) i kryterium Watanabe  $C_W$  (d) wyznaczone w przekroju osiowym spęczanej próbki pierścieniowej w momencie pojawienia się pęknięcia głównego

Na kolejnym rys. 3.20 przedstawiono historię zmiany trzech charakterystycznych parametrów dla strefy, w której pojawia się pierwsze pęknięcie. Podobnie jak na wykresie z rys. 3.17, również i w tym przypadku zauważa się, że dopóki wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  przyjmuje wartość mniejszą od granicznej (tj.  $-0,33$ ), dopóty wartość kryterium zniszczenia, np.  $C_{CL}$ , nie wzrasta znacząco, a nawet pozostaje na poziomie bliskim zero. Dopiero przekroczenie wartości granicznej przez wskaźnik  $\eta$  przyczynia się do narastania wartości  $C_{CL}$ .

W przypadku rozpatrywanej próby spęczania próbki pierścieniowej, w punkcie pomiarowym (rys. 3.20) wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  osiąga ekstremalną wartość na poziomie średnim  $\eta \approx -0,16$ . Pęknięcie następuje w momencie, gdy wartość kryterium pęknięcia wynosi  $C_{CL} \approx 0,11$  (oraz  $C_W \approx 0,07$ ). Jest to wartość tak sama jak w przypadku próby rozciągania. Ale należy zaznaczyć, że warunki panujące w materiale są inne. Przede wszystkim największe naprężenie styczne  $\tau_{max}$  jest większe od wartości 230 MPa. Biorąc pod uwagę wykres z rys. 3.17 można stwierdzić, że przy odpowiednio małych wartościach wskaźnika  $\eta$  materiał zachowuje swoją spójność nawet, jeżeli naprężenie  $\tau_{max}$  będzie osiągało większe wartości. Natomiast w takim przypadku, pęknięcie materiału pojawia się w momencie następującym po wzroście wskaźnika  $\eta$ . Zatem, uzyskujemy



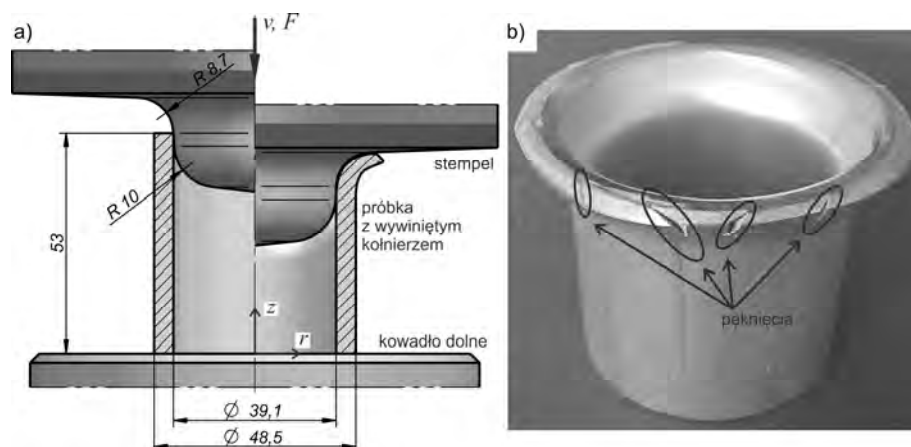
Rys. 3.20. Historia zmiany trzech charakterystycznych parametrów w punkcie, w którym następuje pierwsze pęknięcie w próbce pierścieniowej; opis w tekście

pewien dyskretny obraz, który reprezentuje odzwierciedlenie zachowania się rzeczywistego materiału, które doprowadza go do utraty spójności.

### Próba prostego wywijania kołnierza

Ostatnim etapem omawianych badań było przeprowadzenie próby prostego wywijania kołnierza. Zakres tego etapu badań jest zdeterminowany przez główny temat monografii – tj. proces prasowania obwiedniowego z jednoczesnym wywijaniem i zginięciem kołnierza. Dlatego też, zarówno kształt próbki, jak i kształt narzędzi nawiązują do wspomnianego procesu. Natomiast sposób realizacji próby wywijania kołnierza wynika z konieczności uzyskania osiowo-symetrycznego stanu obciążenia, co gwarantuje właściwą interpretację wyników.

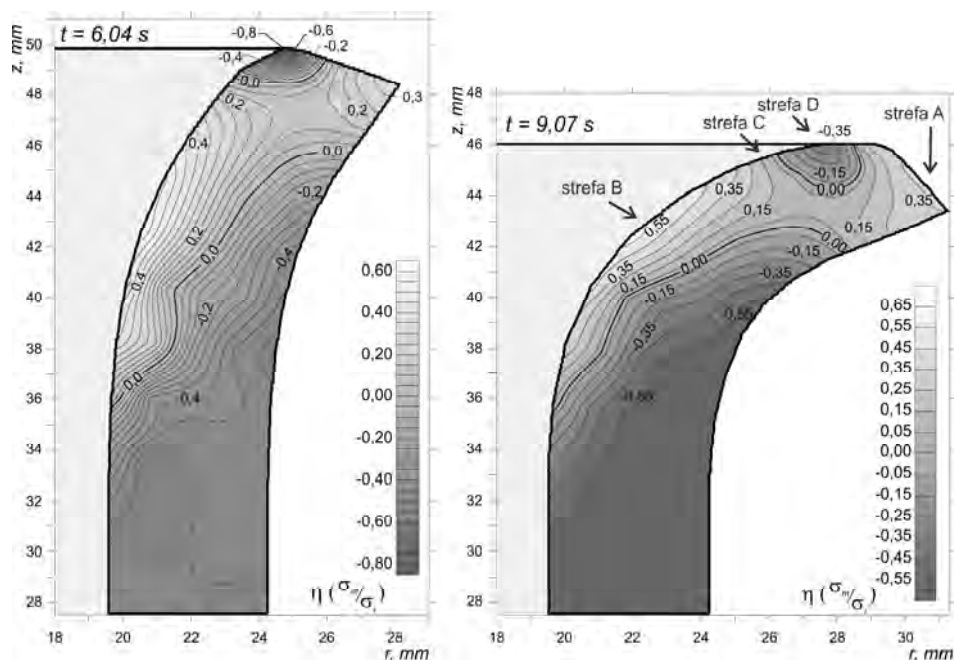
Badania doświadczalne wykonano z użyciem maszyny wytrzymałościowej Instrom 1000 DXL, natomiast symulację MES wykonano za pomocą programu Deform-3D, przy założeniu sprężysto-plastycznego modelu AlMgSi oraz modelu tarcia stałego, dla którego czynnik tarcia  $m = 0,45$  (odpowiada to sytuacji, gdy powierzchnia narzędzi nie jest dostatecznie smarowana). Model geometryczny próby prostego wywijania kołnierza, wraz z ważniejszymi wymiarami przedstawiono na rys. 3.21a. Prędkość stempła była stała i wynosiła  $v = 1,5$  mm/s. Proces wywijania kołnierza realizowano do momentu pojawienia się pierwszych pęknięć. Fotografię przykładowej próbki, na której pokazano miejsce (obrzeże kołnierza) i sposób pęknięcia, umieszczono na rys. 3.21b. Charakter pęknięcia jest bardzo podobny jak w poprzednich próbach. Na podstawie oględzin pęknięć



Rys. 3.21. Model geometryczny próby prostego wywijania kołnierza (a) oraz przykładowa próbka wraz z pęknięciami na obrzeżu kołnierza (b)

można stwierdzić, że powstaje złom poślizgowy, a jego linia jest nachylona do osi głównej próbki pod takim samym kątem jak w pozostałych próbach.

Na rys. 3.22 pokazano rozkład wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  obliczony dla przekroju osiowego w obszarze wywijanego kołnierza. Już na początku procesu wywijania konstryuuje się określony rozkład tego parametru, w którym szczególną uwagę zwracają dwie strefy. Pierwsza strefa (oznaczona literą A na rys. 3.22) jest zlokalizowana na swobodnym obrzeżu kołnierza, natomiast druga strefa (oznaczona literą B) – to wewnątrz powierzchnia kołnierza mająca bezpośredni kontakt z narzędziem. Należy również zaznaczyć, że strefa A jest miejscem pojawienia się pierwszych pęknięć w trakcie prób doświadczalnych. W tym obszarze dominują naprężenia obwodowe o charakterze rozciągającym, natomiast wskaźnik  $\eta$  jest niekorzystny i przyjmuje bardzo dużą wartość. Bardziej niekorzystną wartość wskaźnika  $\eta$  obserwuje się w strefie B. Powodem jest odmienny stan naprężenia, gdzie zarówno składowa obwodowa jak i promieniowa ma charakter rozciągający. Jednak na podstawie badań doświadczalnych zauważono, że w tym obszarze bardzo rzadko powstają pęknięcia.

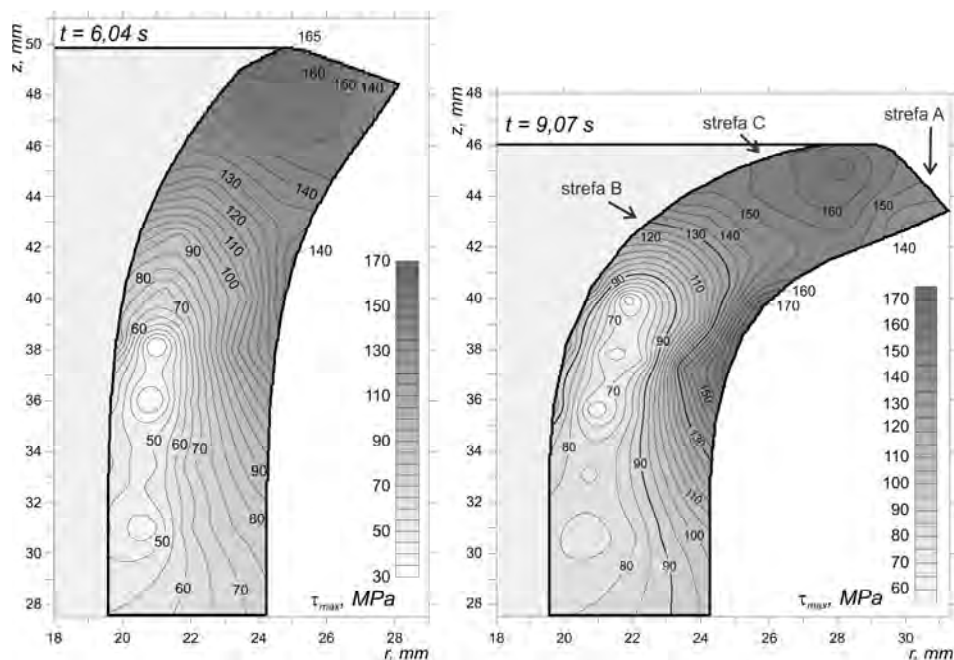


**Rys. 3.22.** Rozkład wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  w przekroju osiowym kołnierza dla dwóch wybranych momentów próby wywijania kołnierza

### 3. Zjawisko pęknięcia materiału

Pomiędzy dwoma omawianymi strefami (A oraz B) obserwuje się charakterystyczną „wyspę” (strefa D), która odznacza się znacznie korzystniejszym wskaźnikiem  $\eta$ , którego wartość jest mniejsza od zera. W trakcie realizacji procesu wywijania, wartość tego parametru wzrasta w tym miejscu, ale nie osiąga wartości granicznej (tj.  $-0,33$ ). Zatem zgodnie z obowiązującą wiedzą, w tym miejscu nie powinny tworzyć się pęknięcia. Wyniki doświadczalne potwierdzają to stwierdzenie. Należy również zaznaczyć, że wspomniana strefa D sąsiaduje ze strefą C (rys. 3.22), której opis zostanie przedstawiony w dalszej części opracowania.

Na kolejnym rys. 3.23 przedstawiono rozkład największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ , wyznaczonego dla obszaru wywijanego kołnierza. Praktycznie w całym rozpatrywanym obszarze, wartość tego naprężenia nie przekracza 175 MPa. Ponadto, rozkład tego parametru nie wykazuje wspólnych cech z rozkładem wskaźnika  $\eta$ . Biorąc pod uwagę wyniki uzyskane w dotychczasowych próbach (opisanych w tym rozdziale) można stwierdzić, że największe naprężenie styczne odgrywa znaczącą rolę w ocenie zachowania spójności materiału.

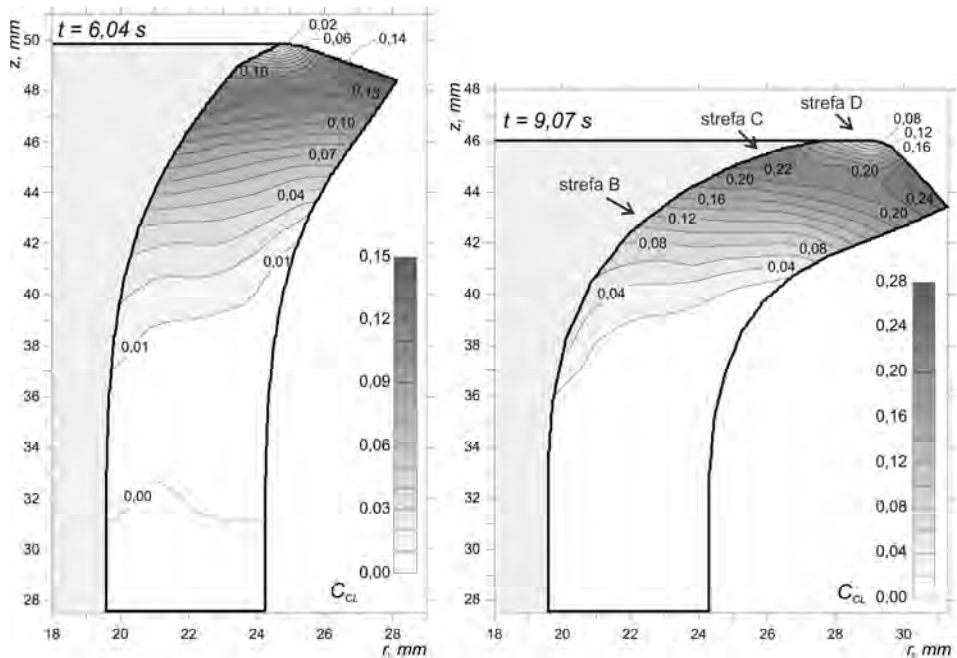


Rys. 3.23. Rozkład największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ , jaki obliczono w przekroju osiowym kołnierza dla dwóch wybranych momentów próby wywijania kołnierza

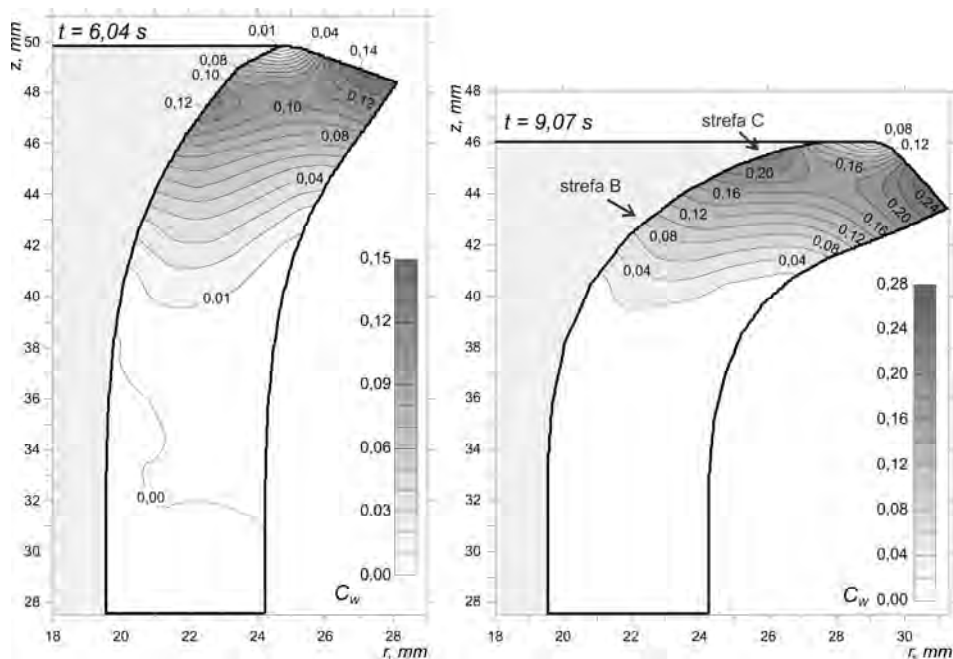
Według opinii autora, w przypadku próby wywijania kołnierza, tak niska wartość  $\tau_{max}$  oraz jego rozkład przyczyniają się do „opóźnienia” momentu pojawienia się pierwszych pęknięć, nawet gdy obserwuje się znaczny wzrost wartości wskaźnika  $\eta$ .

Rozpatrzmy teraz wyniki obliczone według dwóch wybranych kryteriów zniszczenia, które przedstawiono w formie rozkładów na rys. 3.24 i rys. 3.25. Są to odpowiednio kryterium Cockrofta-Lathama ( $C_{CL}$ ) oraz kryterium Watanabe ( $C_W$ ). Zauważono, że zarówno rozkład, jak i wartości w obu przypadkach są bardzo zbliżone. Może to świadczyć o tym, że w próbie wywijania kołnierza naprężenie obwodowe jest największym naprężeniem głównym. Zatem, omówienie wyników można zawęzić tylko do rozkładu kryterium Cockrofta-Lathama.

Na podstawie uzyskanych rozkładów kryterium zniszczenia zauważa się, że na swobodnym obrzeżu kołnierza wyodrębniają się dwa charakterystyczne obszary. W jednym z tych obszarów (oznaczonym jako strefa D) obserwuje się minimalne narastanie wartości  $C_{CL}$  (lub  $C_W$ ). W tej strefie na pewno nie pojawia



**Rys. 3.24.** Rozkład wartości  $C_{CL}$  wyznaczonej według kryterium Cockrofta-Lathama w przekroju osiowym kołnierza dla dwóch wybranych momentów próby wywijania kołnierza



**Rys. 3.25.** Rozkład wartości  $C_W$  wyznaczonej według kryterium Watanabe w przekroju osiowym kołnierza dla dwóch wybranych momentów próby wywijania kołnierza

się pierwsze pęknięcia. Natomiast w drugim obszarze (strefa A), prędkość narastania wartości kryterium zniszczenia jest największa. Jak wiadomo, w strefie A pojawiają się pierwsze pęknięcia materiału, zatem uzyskane wyniki symulacji mają ściśle odzwierciedlenie rezultatów prób doświadczalnych.

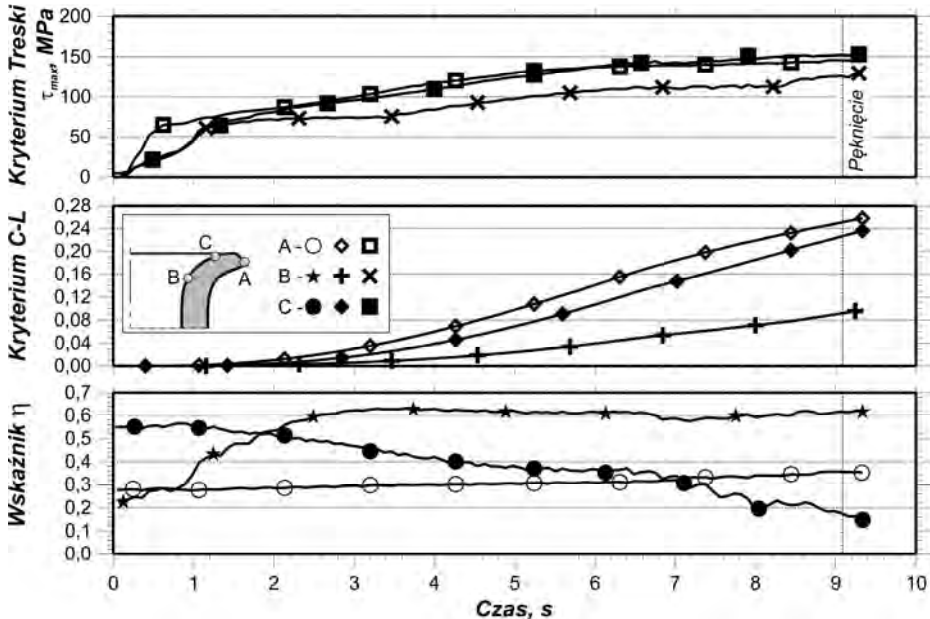
Przeanalizujemy pozostałe charakterystyczne obszary, które wyodrębniono podczas analizy wszystkich wyników symulacji. W przypadku strefy B, którą zdefiniowano na podstawie rozkładu wskaźnika  $\eta$ , obszar ten nie ma swojego odzwierciedlenia w rozkładach kryteriów zniszczenia. Podobnie wygląda sytuacja dla strefy C. W tym przypadku strefa ta została wyodrębniona na podstawie analizy rozkładu kryterium zniszczenia, jednak nie ma swojego odzwierciedlenia w rozkładzie wskaźnika  $\eta$ . Z kolei strefa D tylko częściowo pokrywa się z obszarem zdefiniowanym na podstawie rozkładu wskaźnika  $\eta$ , jednak ten obszar zaliczany jest do miejsc, w którym nie pojawią się pierwsze pęknięcia.

Reasumując, można sformułować wniosek, że analizując wspólnie rozkłady kryterium zniszczenia i wskaźnika stanu naprężenia można jednoznacznie stwierdzić, że strefa A jest miejscem w kołnierzu, gdzie pojawią się pierwsze



pęknięcia. Potwierdzeniem tego wniosku jest historia zmiany najważniejszych parametrów w trzech wybranych obszarach. Historia ta została pokazana w formie wykresu umieszczonego na rys. 3.26. Strefę D pomija się w analizie historii zmiany parametrów, z uwagi na stwierdzenie, że w tym obszarze nie pojawiają się pierwsze pęknięcia.

Spośród trzech stref (A, B i C), strefa A charakteryzuje się najmniejszą wartością wskaźnika  $\eta$ . Jednocześnie obserwuje się, że w tym obszarze wartość kryterium zniszczenia  $C_{CL}$  jest największa. Kolejną cechą wynikającą z przedstawionych wykresów jest to, że w strefie A wartość wskaźnika  $\eta$  minimalnie narasta wraz z postępem procesu wywijania kołnierza. Przejdźmy teraz do strefy C. Tutaj wartość  $C_{CL}$  jest niewiele mniejsza od wartości dla strefy A, natomiast wartość wskaźnika  $\eta$  początkowo większa, a następnie wyraźnie zmniejsza się, aż osiągnie bardziej korzystną wartość. Powstaje pytanie: dlaczego w tym obszarze (strefa C) nie pojawiają się pierwsze pęknięcia? Prawdopodobnie przyczyną jest to, że ten obszar materiału ma ciągły kontakt z narzędziem, natomiast strefa A znajduje się na swobodnej powierzchni kołnierza. Ponadto, w strefie A dominuje tylko jedna składowa stanu naprężenia – obwodowa, a w strefie C mamy dwie równoważne składowe naprężenia – tj. obwodową i promieniową. Ponadto



Rys. 3.26. Historia zmiany charakterystycznych parametrów ( $\tau_{max}$ ,  $C_{CL}$ ,  $\eta$ ) w trzech strefach (A, B i C) wywijanego kołnierza; opis w tekście

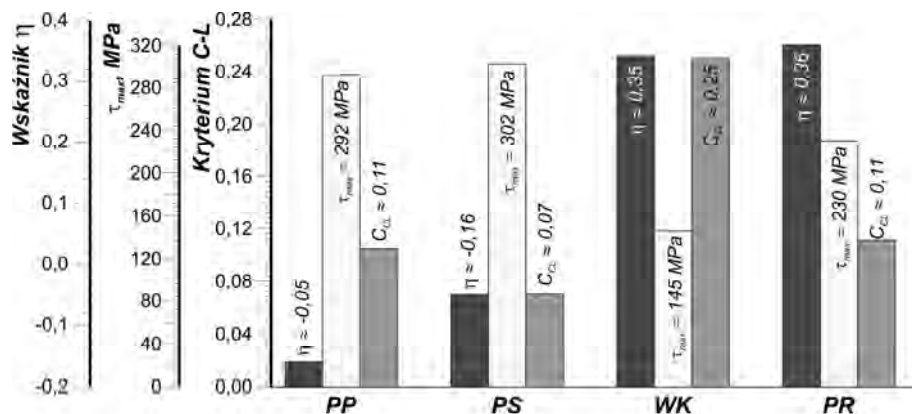
należy zwrócić uwagę, że zgodnie z wykresem, wartość wskaźnika  $\eta$  w strefie C silnie maleje wraz z postępowaniem procesu. Ostatnim argumentem jest obliczony rozkład wskaźnika stanu naprężenia w tym obszarze – zgodnie z rys. 3.22, w strefie C nie obserwuje się miejscowej koncentracji wartości  $\eta$ .

Pozostaje jeszcze ostania charakterystyczna strefa, oznaczona literą B. Odnacza się ona najbardziej niekorzystną wartością wskaźnika  $\eta$ , jednak już wartość kryterium zniszczenia jest stosunkowo mała. Ponadto obszar B, podobnie jak strefa C, posiada kontakt z narzędziem oraz w strefie tej występują dwie równoważne składowe naprężenia. Ponadto, na podstawie rozkładu kryterium zniszczenia (rys. 3.24), w tym obszarze nie obserwuje się miejscowej koncentracji wartości  $C_{CL}$ .

### Podsumowanie badań

Przewidywanie miejsca oraz momentu pojawienia się pęknięć na podstawie symulacji MES jest zagadnieniem złożonym. Wyniki podsumowujące wykonane badania analityczno-doświadczalne zestawiono na rys. 3.27. Na ich podstawie można sformułować następujące wnioski:

- na podstawie rozkładów wskaźnika  $\eta$  oraz kryterium zniszczenia (np. Cockrofta-Lathama,  $C_{CL}$ ) można określić strefę pierwszego pęknięcia w materiale, pod warunkiem, że zarówno wskaźnik  $\eta$  oraz parametr  $C_{CL}$  formułują lokalne ekstremum, a ich wartości sprzyjają utracie spójności przez materiał;



**Rys. 3.27.** Zestawienie wyników badań analityczno-doświadczalnych w postaci wartości charakterystycznych parametrów ( $\eta$ ,  $\tau_{max}$ ,  $C_{CL}$ ) w momencie pojawienia się pierwszych pęknięć, gdzie: PP – próba spęczania pierścienia, PS – próba spęczania próbki walcowej, WK – próba wywijania kołnierza, PR – próba rozciągania próbki profilowej

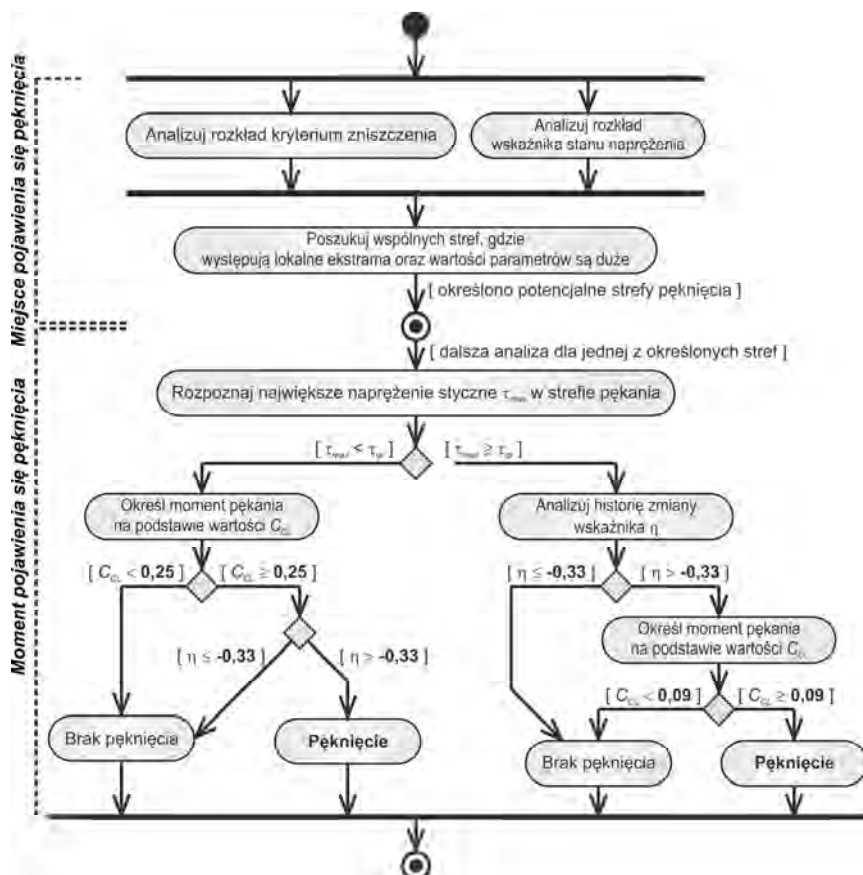
- określenie stałej wartości granicznej dla kryterium zniszczenia (Cockrofta-Lathama, Watanabe) nie jest właściwym podejściem, gdyż zgodnie z uzyskanymi wynikami badań, pękanie materiału następuje przy różnych wartościach  $C_{CL}$  (lub  $C_W$ ); jednocześnie wyniki badań potwierdzają tezę, że wartość graniczna  $C$  jest funkcją stanu naprężenia;
- graniczna wartość kryterium zniszczenia, a tym samym moment pojawienia się pierwszych pęknięć, zależy w znacznej mierze od wartości największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  oraz od historii zmiany wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$ ;
- przyjmując graniczną wartość naprężenia stycznego  $\tau_{gr}$ , można przyjąć, że jeżeli  $\tau_{max} < \tau_{gr}$ , to pękanie materiału następuje przy stosunkowo dużej wartości  $C_{CL}$  ( $C_W$ ) nawet w przypadku niekorzystnego stanu naprężenia, natomiast jeżeli  $\tau_{max} > \tau_{gr}$ , to pęknięcie może nastąpić już przy stosunkowo niskiej wartości  $C_{CL}$  ( $C_W$ ), ale pod warunkiem, że wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  wzrośnie do wartości niebezpiecznej, przy czym dopóki wskaźnik  $\eta$  nie przekracza wartości  $-0,33$ , to materiał zachowuje swoją spójność;
- wartość granicznego naprężenia stycznego  $\tau_{gr}$  można ustalić na podstawie próby rozciągania, tj. w przypadku uzyskania najprostszego schematu obciążenia; na podstawie badań własnych  $\tau_{gr} \approx 230$  MPa (stop AlMgSi w stanie wyżarzonym);
- kryterium Watanabe pozwala uzyskać bardzo podobne wyniki jak kryterium Cockrofta-Lathama, a różnice ilościowe pomiędzy wynikami są niewielkie.

### **3.3.3. Strategia postępowania w ocenie wyników analizy procesów prasowania obwiedniowego**

Celem badań analityczno-doświadczalnych, które zostały omówione w poprzedniej części rozdziału jest opracowanie strategii postępowania w trakcie analizy wyników symulacji różnych przypadków prasowania obwiedniowego. Zamiarem takiej analizy jest określenie, czy w trakcie realizacji procesu prasowania obwiedniowego pojawiają się pęknięcia w odkuwce. Taka strategia jest podyktowana względami ekonomicznymi oraz ograniczeniami technicznymi laboratorium. Należy pamiętać, że próby doświadczalne procesu prasowania realizuje się na przemysłowych prasach obwiedniowych, na których regulacja wartości parametrów technologicznych jest mocno ograniczona.

Schemat ideowy wspomianej strategii postępowania w ocenie wyników analizy procesów prasowania obwiedniowego, pod kątem zachowania spójności materiału, przedstawiono na rys. 3.28, przy czym podane wartości graniczne parametrów odnoszą się do badanego stopu AlMgSi. Pierwszym krokiem postępowania jest określenie potencjalnych stref odkuwki, w których mogą wystąpić pęknięcia. Ocenę przeprowadza się na podstawie analizy rozkładu kryterium

### 3. Zjawisko pęknięcia materiału



Rys. 3.28. Schemat ideowy strategii postępowania podczas oceny wyników analizy procesu prasowania obwiedniowego odkuwek ze stopu AlMgSi (w stanie zmięczonym) pod kątem określenia momentu pojawienia się pierwszych pęknięć w materiale

zniszczenia (np. Cockrofta-Lathama) oraz wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$ . Następnie, osobno dla każdej z wytypowanych stref określa się moment pojawienia się pierwszych pęknięć. Analiza na tym etapie uzależniona jest od wartości największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ , wartości kryterium zniszczenia  $C_{CL}$  oraz historii zmiany wskaźnika  $\eta$  oraz jego wartości.

Wartości graniczne parametrów uczestniczących w analizie ustalono na podstawie wcześniejszych badań (dla stopu AlMgSi). Przyjęto, że graniczne naprężenie styczne  $\tau_{gr} = 230$  MPa, pierwszy próg kryterium zniszczenia  $C_{CL} = 0,09$ ,

natomiast drugi próg kryterium zniszczenia –  $C_{CL} = 0,25$ . Jednocześnie należy podkreślić, że przedstawiona strategia postępowania musi bazować na heurystycznej analizie wykonywanej przez człowieka.

## 4. METODA WYWIJANIA KOŁNIERZA Z JEDNOCZESNYM PRASOWANIEM OBWIEDNIOWYM

Wyroby drążone posiadające kołnierze (rys. 4.1) są częściami maszyn popularnie stosowanymi w praktyce. Z uwagi na różnicę wymiarów poprzecznych takich przedmiotów, klasyczne metody obróbki plastycznej (np. kucie, wyciskanie, walcowanie) używane do ich wytwarzania nie zawsze się sprawdzają. Dość powszechnym podejściem jest ich wykonanie w całości sposobami obróbki skrawaniem, bezpośrednio z pełnego materiału wsadowego o średnicy odpowiadającej wymiarowi zewnętrznemu kołnierza. Taka technologia charakteryzuje się dużymi stratami materiałowymi oraz stosunkowo dużą czasochłonnością procesu. Z tego względu naturalnym jest ciągle poszukiwanie nowych technologii, które zapewnią możliwość wykonania wyrobów o założonej jakości oraz przy względnie wysokim uzysku materiałowym.



Rys. 4.1. Przykłady wyrobów drążonych posiadających kołnierze

Koncepcja wytwarzania wyrobów drążonych w postaci odkuwek prasowanych obwiedniowo jest stosunkowo młoda. Jedne z nielicznych prac na ten temat, głównie autorstwa Guangchuna [16-18], zostały opublikowane na przełomie ubiegłego i współczesnego wieku. Dotyczyły one analizy prasowania swobodnego geometrycznie prostych odkuwek pierścieniowych, o stosunkowo małej wysokości. Analiza procesu kształtowania tak prostej odkuvki jest nadal tematem aktualnym i przedmiotem prac naukowych poświęconym procesowi kształtowania obwiedniowego, o czym mogą świadczyć najnowsze publikacje, głównie autorstwa Hana oraz Hua [19-22]. Z kolei inne prace, np. autorstwa Sheua [84], Moona i Lee [47, 49] lub Denga [11], przedstawiają przykłady wytwarzania wyrobów drążonych o bardziej złożonej geometrii (ale nadal o małej wysokości) metodą kształtowania obwiedniowego z użyciem trzpienia wewnętrznego. Tradycyjnym rozwiązaniem jest zastosowanie trzpienia osadzonego na czołowej powierzchni wyrzutnika lub ogólnie ujmując – w zespole na-

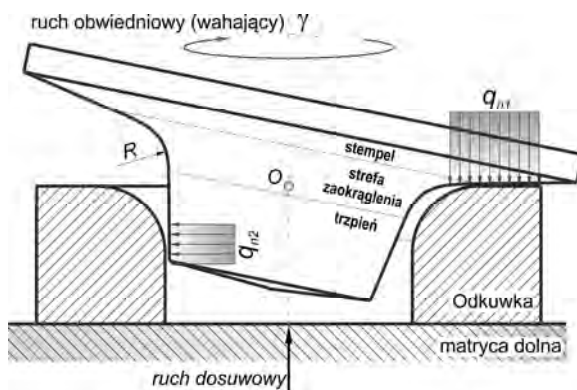
rzędzi dolnych, które wykonują tylko ruch postępowy [11, 73]. Innym rozwiązaniem, zaproponowanym między innymi przez autora [66] oraz Shoua [84, 85], jest użycie trzpienia osadzonego na narzędziu górnym, które wykonuje ruch wahający (w tzw. stemple). Takie rozwiązanie technologiczne zostanie szczegółowo omówione w dalszej części monografii, wraz z wynikami badań własnych. Niektóre wyniki opisane w monografii były publikowane wcześniej (w bardzo wąskim zakresie), między innymi w pracy własnej [66].

#### 4.1. Charakterystyka metody

Podstawowym założeniem dla metody wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym jest możliwość wykonania odkuwki drażonej, np. typu tuleja lub piasta, która posiada kołnierz charakteryzujący się małą grubością w stosunku do pozostałych wymiarów. Ponadto zakłada się, że materiałem wsadowym jest rura, natomiast celem zastosowania jednoczesnego prasowania obwiedniowego wywiniętego kołnierza jest możliwość:

- otrzymania dowolnego, geometrycznie złożonego kształtu tego fragmentu odkuwki w jednej operacji;
- obniżenia siły kształtowania.

Na rys. 4.2 przedstawiono schemat ideowy omawianej metody prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej. Cechą znaną jest konstrukcja narzędzia (stempla) wykonującego ruch obwiedniowy. Zastosowano w nim dodatkowy trzpień kształtujący oraz obniżono środek ruchu obwiedniowego  $O$  w stosunku do głównej powierzchni czołowej stempla. W efekcie uzyskano możliwość jednoczesnego wywijania kołnierza, kształtowania powierzchni czołowej odkuwki (kołnierza) oraz kalibrowania powierzchni otworu odkuwki na określonej wysokości.



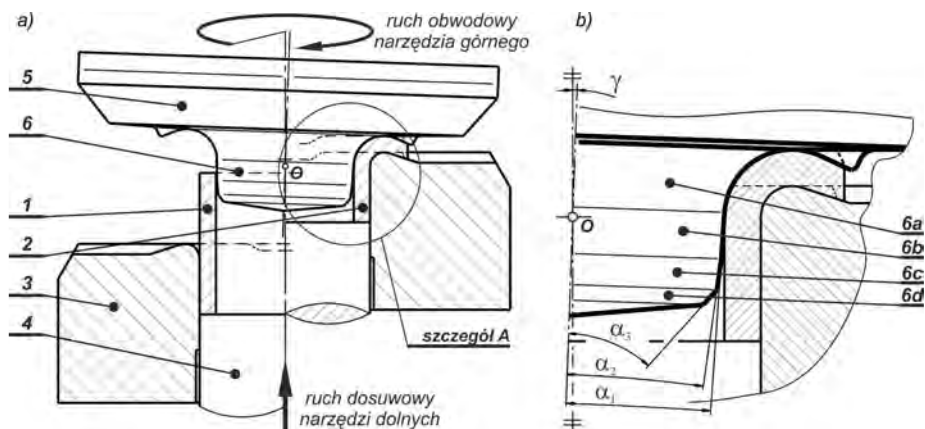
**Rys. 4.2.** Schemat prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej przy użyciu stempla z trzpieniem, gdzie:  $\gamma$  – kąt wychylenia narzędzia,  $R$  – promień zaokrąglenia strefy zaokrąglenia;  $O$  – środek ruchu obwiedniowego;  $q_{n1}$  – naciski jednostkowe na powierzchni czołowej odkuwki;  $q_{n2}$  – naciski jednostkowe na powierzchni walcowej otworu

#### 4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

Jednym z ważnych zagadnień takiej konstrukcji narzędzia jest wytrzymałość. Stempel jest poddany cyklicznie zmieniającemu się obciążeniu, które w tym przypadku posiada dwie główne składowe powodujące moment zginający, wynikający z nacisku jednostkowego  $q_{n1}$  oraz dodatkowy moment generowany przez nacisk jednostkowy  $q_{n2}$  (rys. 4.2). Zatem, podstawowym kryterium konstrukcji takiego narzędzia jest ograniczanie występowania karbów oraz nie przekroczenie granicznej smukłości trzpienia. Krawędź jego podstawy powinna być zamieniona na strefę zaokrąglenia promieniem minimalnym  $R$ , przy czym promień ten jest kluczowym parametrem wpływającym na przebieg procesu wywijania kołnierza i wymaga wykonania badań rozpoznawczych.

#### **Metoda wywijania kołnierza w odkuwce niskiej**

Istotą opracowanej nowej metody wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym (rys. 4.3) jest to, że wsad  $1$  w postaci tulei umieszcza się w narzędziu dolnym (składającym się z matrycy  $3$  i wypychacza  $4$ ), po czym stempel  $5$  (posiadający trzpień  $6$  oraz ewentualny wykrój kształtujący na powierzchni czołowej) wykonuje ruch obwiedniowy, a narzędzie dolne dosuwa wsad do narzędzia górnego, wskutek czego następuje plastyczne wywijanie kołnierza odkuwki z jednoczesnym jego kształtowaniem poprzez prasowanie obwiedniowe [66, 79]. Natomiast istotą narzędzi do realizacji opisanego procesu jest to, że stempel  $5$  posiada trzpień  $6$ , który składa się z kilku stożków o tworzącej prostej lub łukowej, w szczególności ze stożka wywijającego  $6a$  (strefa zaokrąglenia), stożka kalibrującego  $6b$ , stożka pomocniczego  $6c$  oraz stożka



**Rys. 4.3.** Schemat ideowy procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym (a) oraz narzędzi dla prasy obwiedniowej serii PWX; szczegół A przedstawiający budowę trzpienia pokazano w powiększeniu na rysunku po stronie prawej [79]

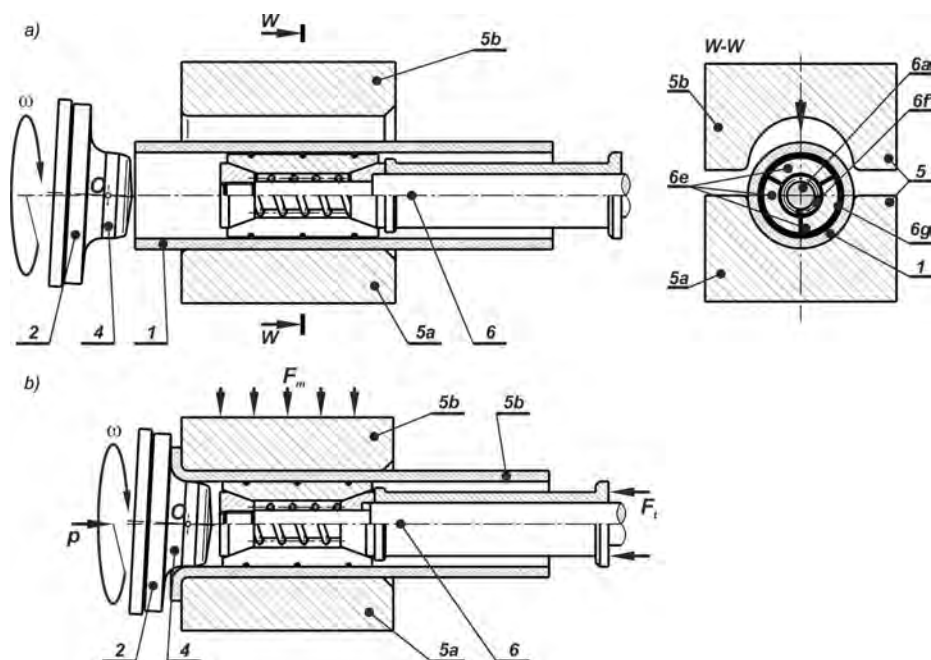


pilotującego 6d. Stempel oraz matryca dolna może zawierać dowolny wykrój kształtujący. Kąty tworzących stożka kalibrującego, stożka pomocniczego i stożka pilotującego są funkcją kąta wahania stempla i spełniają warunki takie, że:  $\alpha_1 \geq \gamma$ ,  $\alpha_2 > \gamma$ ,  $\alpha_3 \gg \gamma$ . Środek ruchu obwiedniowego stempla znajduje się na osi tego stempla w strefie stożka wywijającego lub ewentualnie stożka kalibrującego – na rys. 4.3 środek tego ruchu oznaczono za pomocą punktu O [61, 62, 66, 79].

### Metoda wywijania końca rury

Omawiana technologia wywijania kołnierza odkuwki niskiej została opracowana z myślą wykorzystania typowych pras obwiedniowych, np. serii PXW. Jednym z ograniczeń tego procesu jest wysokość odkuwki wynikająca z małej przestrzeni roboczej prasy. Z myślą o wyrobach długich zaprojektowano modyfikację tej metody, zakładając użycie nowej maszyny.

Schemat ideowy nowej metody wywijania końca rury z jednoczesnym jego kształtowaniem sposobem prasowania obwiedniowego pokazano na kolejnym rys. 4.4 [80]. Metoda ta polega na tym, że wsad *I* w postaci rury zakłada się na



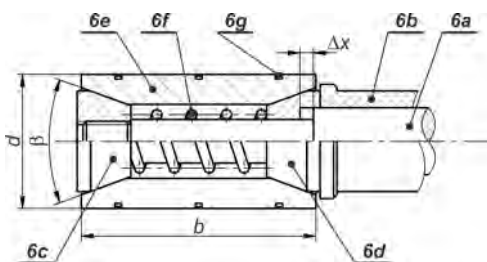
Rys. 4.4. Schemat ideowy procesu wywijania końca rury z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym: a) ustawienie początkowe, b) końcowa faza procesu [80]

#### 4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

trzcien rozprężny 6 i mocuje się w pozycji poziomej w matrycy dzielonej 5. Matryca ta składa się z dwóch połówek – matrycy stałej 5a i matrycy zaciskowej 5b. Następnie stempel 3 z trzcieniem kształtującym 4 zaczyna wykonywać ruch obwiedniowy (kulisty)  $\omega$  z jednoczesnym ruchem postępowym  $p$  wzdłuż osi rury 2 w kierunku matrycy 5. W efekcie tego następuje plastyczne wywijanie końca rury 2 z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym powstającego kołnierza.

Narzędzia do omawianego procesu wywijania końca rury z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym, zwłaszcza wyrobów cylindrycznych drażonych typu rura o dowolnej długości w układzie poziomym składają się z trzcienia rozprężnego 6, stempla 3 i matrycy dzielonej 5 (rys. 4.4). Stempel 3 posiada trzcien kształtujący 4, który posiada budowę taką samą jak w przypadku poprzednio omawianej metody wywijania kołnierza przy użyciu typowej prasy obwiedniowej. Natomiast trzcien rozprężny 6 składa się z tulei rozprężnej dzielonej trzysegmentowej 6e, pierścieni sprężystych spinających 6g i układu rozprężnego składającego się z pierścienia stożkowego stałego 6c, pierścienia stożkowego ruchomego 6d, trzcienia stałego 6a, tulei przesuwnej 6b i sprężyny śrubowej 6g.

Działanie narzędzi (rys. 4.4, rys. 4.5) według opisywanej metody polega na tym, że matryca dociskowa 5b dociska siłą  $F_m$  wsad cylindryczny drażony 1, który znajduje się w matrycy stałej 5a, przy czym do wewnątrz wsadu 1 jednocześnie wprowadzany jest trzcien rozprężny 6. W wyniku wywołania docisku  $F_m$  na tulei przesuwnej 6b, pierścienia stożkowego ruchomego 6d, którego tworząca jest pochylona pod kątem  $\beta$ , przesuwa się wzdłuż trzcienia stałego 6a o wartość przesunięcia  $\Delta x$  w kierunku pierścienia stożkowego stałego 6c. W efekcie tego przesunięcia następuje zwiększenie średnicy  $d$  tulei rozprężnej dzielonej 6e i jej przemieszczenie osiowe względem trzcienia stałego 6a. Rozprężenie trzcienia rozprężnego 6e, o średnicy nominalnej  $d$  oraz długości powierzchni roboczej wynoszącej  $b$ , wywołuje układ sił działający na powierzchni



Rys. 4.5. Trzcien rozprężny – opis w tekście

wewnętrznej rury 2. Powstała siła osiowa w korzystny sposób współuczestniczy w procesie wywijania końca rury oraz jednoczesnego prasowania obwiedniowego. Następnie stempel 3 (posiadający trzcien kształtującym 4) wykonuje ruch obwiedniowy (oznaczony na rys. 4.4 schematycznie poprzez symbol  $\omega$ ) oraz rozpoczyna dosuw  $p$

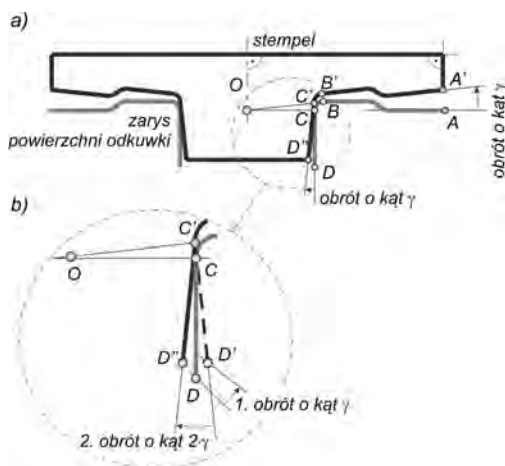
prostoliniowy wzdłuż osi rury 2 w kierunku matrycy dzielonej 5. W efekcie czego następuje plastyczne ukształtowanie końca rury. Po zakończeniu procesu kształtowania oraz po zdjęciu docisku  $F_t$  z tulei dociskowej 6b, sprężyna śrubowa 6f i pierścienie sprężyste spinające 6g powodują zmniejszenie średnicy  $d$  tulei rozprężnej dzielonej 6e. Dzięki temu jest możliwe usunięcie wyrobu z narzędzi bez stosowania dodatkowych przyrządów lub urządzeń.

## 4.2. Wytyczne projektowania zarysu roboczego stempla

Stempel jest narzędziem wykonującym złożony ruch kulisty wokół środka, który jest oznaczany poprzez punkt O. Dla stempla o typowej konstrukcji, tj. nieposiadającej trzpienia kształtującego lub gdy różnica wysokości wgłębień i występów wykroju roboczego stempla nie przekracza 5 mm – punkt ten jest zlokalizowany bezpośrednio na powierzchni kontaktu narzędzia z odkuwką [62]. Sposób realizacji prasowania obwiedniowego powoduje, że powierzchnia robocza stempla ma kształt przypominający stożek obrotowy. Tworząca tego stożka zazwyczaj nie jest linią prostą i odwzorowuje kształt powierzchni czołowej odkuwki. Kąt wierzchołkowy jest zdeterminowany maksymalną wartością kąta  $\gamma$  wychylenia stempla.

W przypadku metody omówionej w poprzednim podrozdziale, cechą znaną stempla jest trzpień, którego wysokość z reguły jest większa niż 5 mm. Pojawia się również ważna kwestia lokalizacji środka ruchu kulistego. Jego położenie będzie odgrywało ważną rolę w prawidłowym zaprojektowaniu zarysu roboczego stempla. Podstawowym kryterium jest „niepodcinanie” odkuwki przez jakiegokolwiek fragment zarysu narzędzia podczas wykonywania ruchu wahającego.

Proponowane autorskie zasady projektowania stempla posiadającego trzpień omówiono dla dwóch przypadków, które pokazano schematycznie



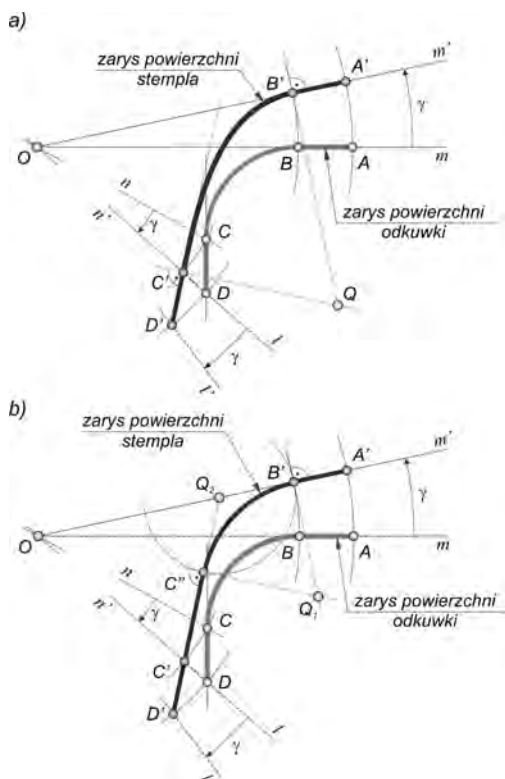
**Rys. 4.6.** Zasada projektowania zarysu powierzchni roboczej stempla posiadającego trzpień, gdy środek wahania O znajduje się na pograniczu strefy zaokrąglenia i trzpienia; a) rzut główny, b) szczegół przedstawiający dwie fazy obrotu linii zarysu bocznego trzpienia – opis w tekście

na kolejnych rys. 4.6 oraz rys. 4.7. Różnią się one lokalizacją środka ruchu kulistego  $O$  względem strefy zaokrąglenia podstawy trzpienia.

W pierwszym przypadku (przedstawionym na rys. 4.6) zakłada się, że środek wahania  $O$  znajduje się dokładnie na pograniczu strefy zaokrąglenia i trzpienia (rys. 4.2), czyli poniżej powierzchni czołowej odkuwki. Oznacza to, iż punkt  $O$  wspólnie z punktem  $C$  (rys. 4.6) tworzy odcinek prostopadły do osi stempla. Pierwsza faza projektowania wymaga wykonania obrotu całego zarysu wypraski o kąt  $\gamma$  wokół punktu  $O$ . W drugiej fazie należy wykonać obrót bocznej powierzchni trzpienia (odcinek  $C'D'$ ) o kąt równy  $2\gamma$  wokół punktu  $C'$ . Promień powstałej strefy zaokrąglenia (łuk  $B'C'$ ) ma taką samą wartość, jak promień zaokrąglenia odkuwki (łuk  $BC$ ).

Zaprojektowany zarys boczny trzpienia powoduje, że w trakcie prasowania obwiedniowego średnica otworu odkuwki będzie większa od wartości wstępnie założonej.

Drugi przypadek dotyczy sytuacji, w której środek obrotu  $O$  znajduje się w płaszczyźnie pokrywającej się z powierzchnią czołową odkuwki. Zgodnie z rys. 4.7, punkt  $O$  wspólnie z punktami  $A$  i  $B$  tworzy prostą prostopadłą do osi stempla. Zakłada się, że punkty charakterystyczne zarysu powierzchni wypraski, które znajdują się po prawej stronie odcinka  $OC$  obracane są o kąt  $\gamma$  wokół punktu  $O$  w kierunku przeciwnym do ruchu wskazówek zegara. Na rys. 4.7 są to punkty  $A$  oraz  $B$ . Natomiast punkty charakterystyczne znajdujące się po prawej stronie odcinka  $OC$  – czyli punkty  $C$  i  $D$ , obracane są o kąt  $\gamma$  wokół punktu  $O$  w kierunku zgodnym do ruchu wskazówek zegara. Ostatnim

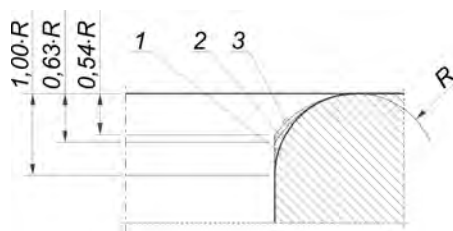


**Rys. 4.7.** Zasada projektowania zarysu powierzchni roboczej stempla posiadającego trzpień, gdy środek wahania  $O$  znajduje się na pograniczu strefy zaokrąglenia i stempla (w płaszczyźnie czołowej odkuwki), gdy strefa zaokrąglenia posiada zmienny promień (a) oraz stały promień (b) – opis w tekście

etapem projektowania matrycy wahającej jest dobranie łuku B'C', który odpowiada za strefę zaokrąglenia pomiędzy stemplem a trzpieniem. Proponuje się jedno z dwóch możliwych rozwiązań.

Pierwszy sposób (rys. 4.7a) polega na dobraniu zaokrąglenia o zmiennym promieniu. Warunkiem koniecznym jest to, aby w punkcie C' i punkcie B' łuk B'C' był styczny do pozostałego zarysu narzędzia. W drugim podejściu (rys. 4.7b) przyjmuje się, że zarys bocznej powierzchni trzpienia jest przedłużony z punktu C' do punktu C''. Lokalizację punktu przesunięcia C'' dobiera się w ten sposób, aby odcinek C''Q2 był równy odcinkowi B'Q2. W efekcie łuk B'C'' ma stałą wartość promienia zaokrąglenia. Środek tego promienia znajduje się w punkcie Q1, a jego wartość jest mniejsza od zaokrąglenia R krawędzi wewnętrznej odkuwki i wynosi w przybliżeniu  $0,9R$ .

Na rys. 4.8 przedstawiono wpływ zaproponowanej konstrukcji stempla z trzpieniem na zarys zaokrąglenia krawędzi wewnętrznej otworu w odkuwce. Linie oznaczone jako nr 2 i nr 3 reprezentują zarys, jaki uzyskuje się w prasowaniu obwiedniowym. W obu przypadkach, głębokość zaokrąglenia jest mniejsza o około połowę w stosunku do wartości założonej. Należy podkreślić, że tak uzyskana odkuwka w żadnym wypadku nie może być traktowana jako wadliwa, a poziom różnic pomiędzy zarysami mieści się w granicach tolerancji wykonania.



**Rys. 4.8.** Zarys zaokrąglenia odkuwki ukształtowany przez strefę zaokrąglenia matrycy wahającej, gdzie: 1 – zarys teoretyczny (zakładany); 2 – zarys ukształtowany narzędziem umieszczonym na rys. 4.7a; 3 – zarys powstały w prasowaniu narzędziem przedstawionym na rys. 4.7b; R – zakładana wartość promień zaokrąglenia

### 4.3. Model MES wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

Modelowanie numeryczne wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym bazuje na metodzie elementów skończonych (MES) przyjmując model sprężysto-plastyczny dla odkuwki oraz zakładając, że narzędzia są obiektami sztywnymi. Symulacja omawianego procesu jest realizowana przy użyciu programu komercyjnego Deform-3D. Wybór tego oprogramowania wynika z jego ważnej cechy, tj. możliwości zamodelowania dowolnego ruchu dla wybranego obiektu poprzez zdefiniowanie trzech, niezależnych prędkości –

#### 4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

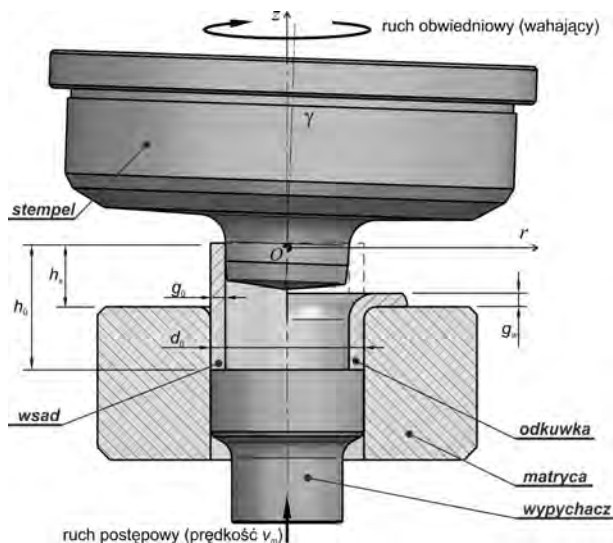
dwóch kątowych i jednej postępowej, za pomocą standardowego interfejsu pre-procesora. Dzięki temu jest możliwe uzyskanie poprawnego, w pełni kontrolowanego i zgodnego z rzeczywistością ruchu wahającego (obwiedniowego) stempla.

Do analizy obciążenia statycznego narzędzi wykorzystano moduł programu Deform, o nazwie „Die Stress Analysis”. Obliczenia pod tym kątem realizowano na zasadzie, że z wykonanej symulacji procesu kształtowania odkuwki wybierano charakterystyczną sekwencję. Następnie wykonywano dyskretyzację narzędzi, a warunki brzegowe pobierano z wyników symulacji stosując algorytm interpolacji. Takie postępowanie jest alternatywą dla symulacji procesu kształtowania odkuwki z użyciem narzędzi, które są zamodelowane jako obiekty sprężyste.

##### 4.3.1. Model geometryczny

Schemat modelu geometrycznego procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym jego prasowaniem obwiedniowym przedstawiono na rys. 4.9. Składa się on z czterech obiektów – odkuwki oraz trzech narzędzi.

Odkuwka jest modelowana jako ośrodek sprężysto-plastyczny. Jej objętość jest podzielona na skończoną liczbę elementów przestrzennych tetragonalnych



**Rys. 4.9.** Model geometryczny procesu wywijania końca rury z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym stosowany w analizie MES, gdzie:  $d_0$ ,  $h_0$ ,  $g_0$  – początkowe wymiary wsadu (odcinka rury);  $h_s$  – swobodna część wsadu podlegająca procesowi wywijania,  $g_w$  – zakładana grubość kołnierza,  $\gamma$  – kąt wychylenia stempla

liniowych. W obrębie wywijanego kołnierza dodatkowo zagęszcza się miejscowo siatkę elementów skończonych. Ponadto, pomimo tego, że odkuwka jest kształtowana na zimno (wartość początkowa ustalona jest na poziomie 20°C), symulacja bazuje na obliczeniach termo-mechanicznych z uwzględnieniem zjawisk termicznych (generowanie ciepła odkształcenia plastycznego, ciepła tarcia oraz przepływ ciepła do narzędzi). Materiałem wsadowym jest odcinek rury, gdzie jej wymiary charakterystyczne zdefiniowano na przykładzie rys. 4.9.

Narzędzia (stempel, matryca i wypychacz) są zdefiniowane jako obiekty sztywne, gdzie ich geometria jest reprezentowana przez bryłę zbudowaną na podstawie zbioru trójkątnych powierzchni. Geometrię narzędzi importuje się z zewnętrznego programu typu CAD za pośrednictwem formatu STL (z ang. *stereolithography format of 3D data*). Modele narzędzi użyte w symulacji reprezentują narzędzia rzeczywiste zaprojektowane dla prasy obwiedniowej PXW-100A oraz wykonane ze stali narzędziowej stopowej do pracy na zimno w gatunku 145Cr6 (wg już nieobowiązującej normy PN – NC6).

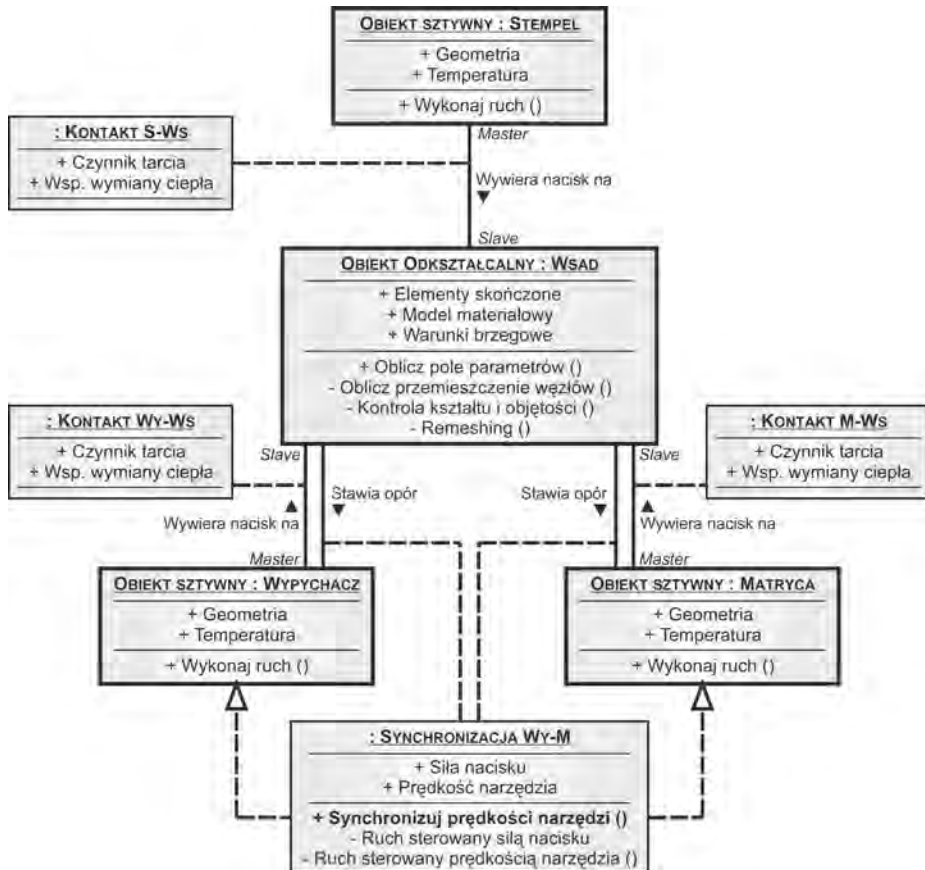
Matryca oraz wypychacz posiadają przypisany ruch postępowy, który na rys. 4.9 jest reprezentowany przez wektor  $v_m$ . Natomiast stempel, jako narzędzie wykonujące ruch obwiedniowy (wahający), ma przypisany odpowiedni ruch kulisty wokół stałego punktu O. Przyjmuje się, że punkt ten znajduje się w początku układu odniesienia – kartezyjańskiego  $\{x,y,z\}$  lub biegunowego  $\{r,\theta,z\}$ , który umieszczono na rys. 4.9.

#### **4.3.2. Model morfologiczny**

Model morfologiczny omawianego procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym jego prasowaniem obwiedniowym pozwala przedstawić kluczowe cechy obiektów, związki i relacje zachodzące pomiędzy obiektami oraz zasady realizacji symulacji. Model ten przedstawiono w postaci **diagramu obiektów** umieszczonego na rys. 4.10 – diagram ten został wykonany w oparciu o notację wizualnego języka modelowania (UML) [60, 83].

Diagram obiektów składa się z czterech głównych diagramów (reprezentujących modele narzędzi i wsadu), powiązań pomiędzy tymi diagramami oraz dodatkowych diagramów obiektów powiązań, które z kolei modelują warunki kontaktowe. Każdy z obiektów posiada zdefiniowane kluczowe atrybuty oraz podstawowe metody (procesy). Przykładowo, obiekt reprezentujący wsad posiada takie atrybuty jak siatka elementów skończonych, model materiałowy oraz warunki brzegowe – czyli są to dane. Natomiast metody tego obiektu, które podzielone są na publiczne i prywatne, są ściśle powiązane z algorytmami rozwiązania równań metody elementów skończonych.

4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

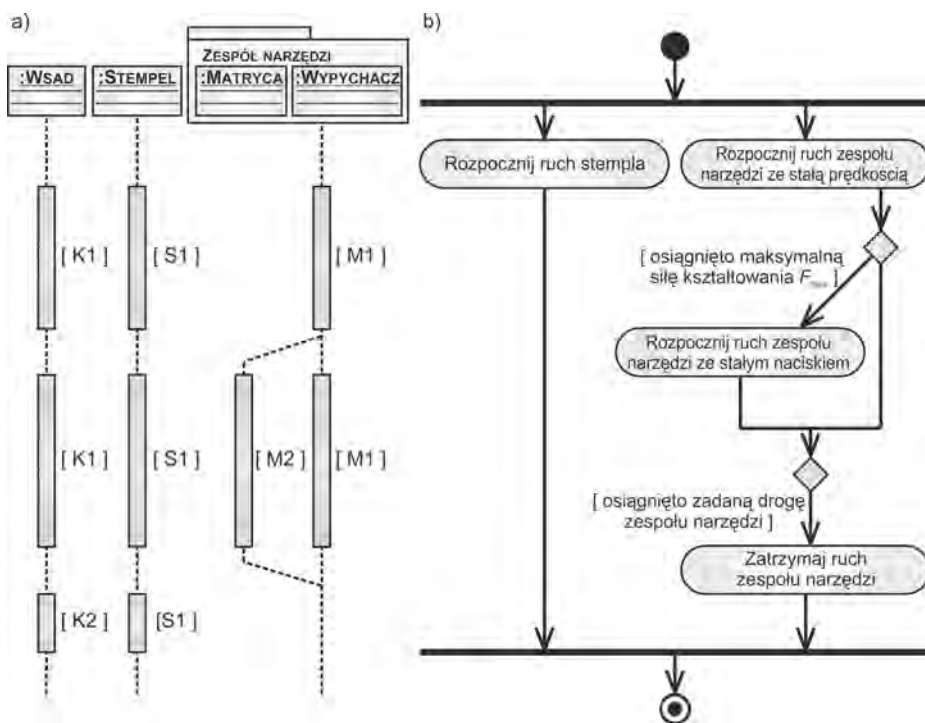


**Rys. 4.10.** Diagram obiektów reprezentujący budowę modelu morfologicznego procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

Szczególną uwagę należy zwrócić na powiązania pomiędzy obiektami matrycy i wypychacza, a obiektem wsadu. Oprócz standardowego powiązania typu „wywiera nacisk na”, zdefiniowano powiązanie typu „stawia opór”. Reprezentuje ono zagadnienie wpływu siły kształtowania na sposób wykonywania ruchu narzędzi dolnych (tj. matrycy i wypychacza). Mianowicie, zgodnie z technologią prasowania obwiedniowego przy użyciu pras typu PXW, narzędzia dolne mogą poruszać się ze stałą prędkością  $v_m$ , albo z prędkością zmienną zdeterminowaną warunkiem stałej siły nacisku na kształtowany materiał.



Drugim graficznym opisem, który dopełnia model morfologiczny omawianego procesu, jest hybrydowy diagram stanu i czynności – został on przedstawiony na kolejnym rys. 4.11. Pierwsza część tego diagramu (rys. 4.11a) przedstawia kolejne charakterystyczne stany obiektów na osi czasu – są to: kształtowanie materiału wsadowego (K1), kalibrowanie odkuwki (K2), ruch obwiedniowy stempla (S1), ruch postępowy zestawu narzędzi dolnych ze stałą prędkością  $v_m$  (M1) oraz ruch postępowy zestawu narzędzi dolnych z prędkością zmienną, ale spełniającą warunek stałej siły nacisku  $F_{max}$  (M2). Natomiast diagram czynności, umieszczony po prawej stronie diagramu stanów (rys. 4.11b) przedstawia przepływ sterowania symulacją omawianego modelu morfologicznego procesu kształtowania. Położenie poszczególnych komponentów w tym diagramie jest ściśle powiązane ze stanami obiektów modelu.



**Rys. 4.11.** Hybrydowy diagram stanów obiektów oraz czynności, który reprezentuje przepływ sterowania symulacją procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem; opis w tekście

### 4.3.3. Model materiałowy

Badania procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym zostały wykonane przy użyciu wsadu wykonanego ze stopu aluminium w gatunku EN AW-ALMgSi. Stop ten należy on do grupy stopów z serii 6xxx, a w warunkach polskiego przemysłu funkcjonuje również pod oznaczeniem PA38 (cecha wg już nieobowiązującej normy PN-H-88026). Stopy aluminium z tej serii, przeznaczone do przeróbki plastycznej, zawierają do 1,2% Mg oraz do 1,4% Si. Pierwiastki te powodują przede wszystkim wzrost własności wytrzymałościowych. Oprócz wymienionych głównych składników stopowych, omawiane stopy aluminium mogą zawierać chrom (Cr), mangan (Mn), żelazo (Fe) oraz miedź (Cu). Dodatki te wpływają korzystnie na polepszenie własności mechanicznych, antykorozyjnych oraz obniżają skłonność do rozrostu ziaren. Typowy skład chemiczny omawianego stopu AlMgSi umieszczono w tabeli 4.1.

**Tabela 4.1.**

*Skład chemiczny stopu AlMgSi [61, 62]*

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

Stopy aluminium z magnezem i krzemem mają bardzo szeroki obszar zastosowania. Są one wykorzystywane do wytwarzania części konstrukcyjnych pojazdów mechanicznych, statków morskich, sprzętu pożarniczego oraz średnio obciążonych części maszyn. Stop AlMgSi jest popularnie stosowany do wykonywania osprzętu przyrządów sportowych, części stosowanych w mechanice precyzyjnej, elektrotechnice oraz we wzornictwie przemysłowym. Przydatność stopu AlMgSi w technice potwierdzają wyniki licznych badań. Przykładowo, Panigrahi [52] oraz Zander [95] przedstawili w swoich pracach, że odpowiedni sposób odkształcania oraz późniejsza obróbka cieplna ma istotny wpływ na własności mechaniczne oraz strukturę tego stopu, przy czym podczas realizacji procesu obróbki plastycznej materiał odznacza się dobrą plastycznością. Podobne wnioski uzyskał również Kwapisz [30], który przedstawił wpływ wielkości odkształcenia na strukturę oraz wielkość ziarna w stopie AlMgSi. Z kolei Richert [57] wskazał metodę przygotowania materiału, w celu uzyskania dobrej podatności do wyciskania w warunkach przemysłowych.

Ze względu na stosunkowo dużą plastyczność, stop AlMgSi jest również chętnie stosowany jako materiał modelowy do analizy procesów plastycznego

kształtowania. Przykładem mogą być prace własne, np. [66-69] oraz prace innych autorów. Przykładowo, Winiarski [92] stosował ten stop do badań procesu kształtowania kołnierza w tulei poprzez wyciskanie na zimno. Stop ten z powodzeniem został użyty do wyciskania również przez Jensruda [28]. Z kolei Jaśkiewicz [26, 27] użył omawiany stop do analizy procesu prasowania obwiedniowego. Stop AlMgSi był również stosowany w procesach kształtowania na gorąco. Przykładowo Kwon [31] zastosował omawiany stop do analizy procesu kucia matrycowego, Tomczak [88] – do badań procesu walcowania poprzeczno-klinowego wyrobów pełnych i drażonych, natomiast Pater [53] użył tego materiału do walcowania uzębień i ślimaków na wałkach. Reasumując, szereg badań teoretyczno-doświadczalnych oraz doświadczalnych potwierdzają jednoznacznie, że stop AlMgSi może mieć zastosowanie zarówno jako materiał modelowy, jak i techniczny (rzeczywisty).

Użyty przez autora w symulacji MES model materiałowy stopu AlMgSi został opracowany w oparciu o wyniki badań własnych, które były już wielokrotnie opisywane na łamach publikacji, np. [61-63, 66, 67]. Podstawowe własności mechaniczne dla stanu sprężystego oraz własności termiczne dla omawianego stopu zamieszczono w tabeli 4.2. Z kolei na rys. 4.12÷4.14 przedstawiono jego krzywe płynięcia. W praktyce, pokazane krzywe płynięcia zostały wprowadzone do programu DEFORM-3D w formie tabelarycznej.

**Tabela 4.2.**

*Podstawowe parametry opisujące własności mechaniczne i termiczne stopu AlMgSi [61, 62]*

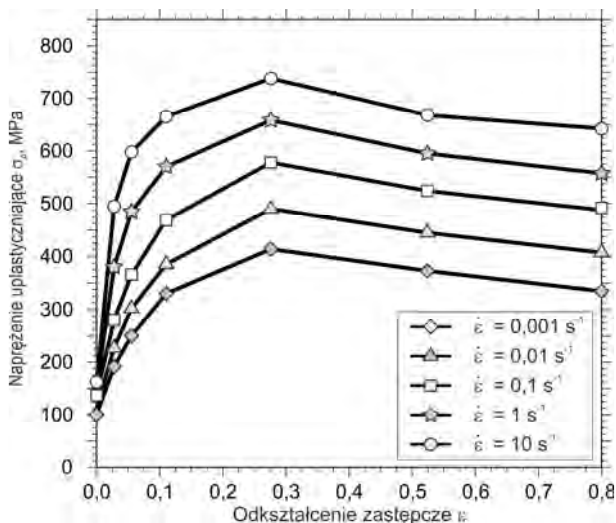
Moduł Younga, $E$ [GPa]	Wsp. Poissona $\nu$	Rozszerzalność liniowa [K <sup>-1</sup> ]	Przewodność cieplna [W/(m·K)]	Pojemność cieplna [J/(m <sup>3</sup> ·K)]	Wsp. emisyjności
218	0,33	2,30·10 <sup>-5</sup>	218	2,480	0,7

#### **4.3.4. Modelowanie kontaktu narzędzia z odkuwką**

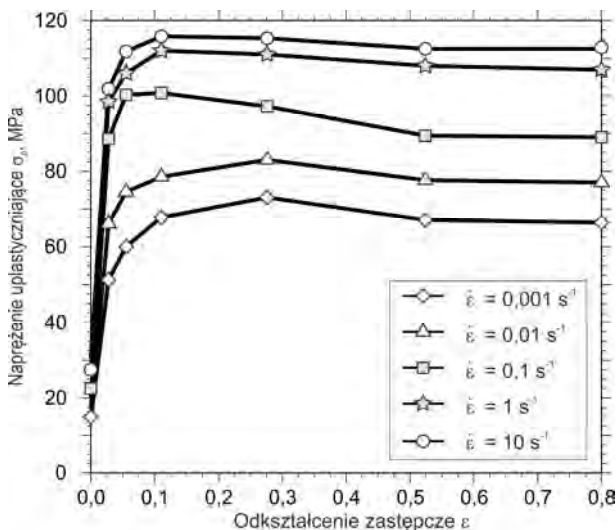
##### **Model MES warunków kontaktowych**

Schemat ogólny modelu powierzchni kontaktu pomiędzy narzędziami (w szczególności stemplem), a kształtowaną odkuwką pokazano na rys. 4.15. Rysunek ten dotyczy przypadku procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym. Przedstawiono na nim dwie charakterystyczne powierzchnie kontaktu – powierzchnię  $S_1$ , reprezentującą styk czołowej powierzchni stempla i stożka wywijającego z kołnierzem odkuwki oraz powierzchnię  $S_2$ , która obrazuje kontakt między stożkiem kalibrującym a otworem odkuwki.

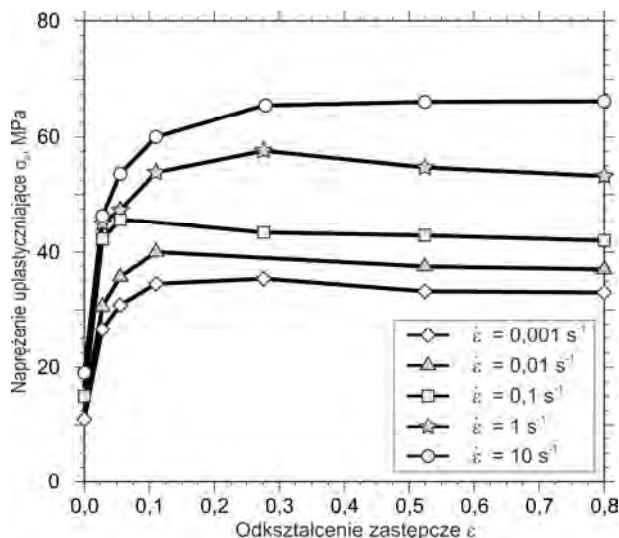
4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym



Rys. 4.12. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi przy temperaturze 20°C [61]



Rys. 4.13. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi przy temperaturze 300°C [61]



Rys. 4.14. Krzywe płynięcia dla stopu AlMgSi przy temperaturze 400°C [61]

Podczas analizy MES przyjęto, że narzędzia są obiektami typu „Master”, które determinują kształt powierzchni odkuwki. Natomiast odkuwka jest obiektem typu „Slave”, który podporządkowuje się warunkom geometrycznym i kinematycznym narzucanym przez narzędzia. W praktyce, za realizację modelu kontaktu narzędzie-odkuwka odpowiedzialne są węzły znajdujące się na tej powierzchni i jednocześnie należące do dyskretnej odkuwki (rys. 4.15b). Do tych węzłów przypisuje się między innymi następujące kluczowe parametry, tj:

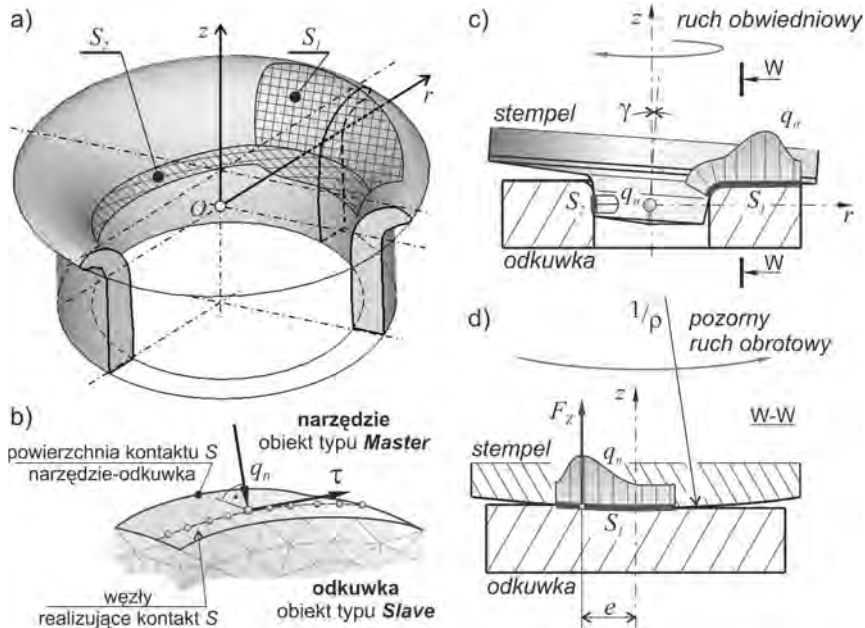
- jednostkowy nacisk powierzchniowy  $q_n$ , który jest wynikiem rozwiązania równań równowagi MES z jednoczesnym uwzględnieniem warunków brzegowych panujących na powierzchni kontaktu narzędzie-odkuwka;
- naprężenie styczne  $\tau$  reprezentujące siłę tarcia na powierzchni styku narzędzia z odkuwką – jest ono obliczane według modelu tarcia Amontonsa-Coulomba, tarcia stałego lub modelu hybrydowego w postaci:

$$\begin{aligned} \tau &= \mu \cdot q_n, \text{ gdy } \mu \cdot q_n < k, \\ \tau &= m \cdot k, \text{ gdy } \mu \cdot q_n \geq k, \end{aligned} \quad (4.1)$$

gdzie:  $\mu$  – współczynnik tarcia wg modelu Amontonsa-Coulomba,  $m$  – czynnik tarcia wg modelu tarcia stałego,  $q_n$  – nacisk jednostkowy (zgodny z rys. 4.15b),  $k$  – wytrzymałość przy czystym ścinaniu dla materiału, z którego wykonano odkuwkę;

- strumień ciepła  $Q$  określony w oparciu o równanie bilansu ciepła generowanego w wyniku tarcia oraz przekazywanego do narzędzia.

4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym



**Rys. 4.15.** Schemat reprezentujący modelowanie warunków kontaktowych na powierzchni styku narzędzia (stempla) z odkuwką: a) widok ogólny odkuwki z zaznaczonymi charakterystycznymi powierzchniami kontaktu stempel-odkuwka; b) ogólny model MES kontaktu narzędzie-odkuwka, c) przekrój osiowy odkuwki pokazujący naciski jednostkowe  $q_n$  na powierzchni kontaktu stempel-odkuwka; d) przekrój W-W pokazujący założenie, że stempel wykonuje tzw. pozorny ruch obrotowy wywołujący tarcie toczone na powierzchni styku z odkuwką oraz umowną lokalizację wypadkowej siły kształtowania  $F_z$  – szczegółowy opis w tekście

W celu określenia wymaganych parametrów dla modelu kontaktu pomiędzy narzędziami a odkuwką, podczas symulacji procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym, wykonano szereg badań analityczno-doświadczalnych w warunkach laboratoryjnych. Przebieg tych badań oraz uzyskane wyniki opisano między innymi w pracy własnej [61]. Ustalono, że podczas kształtowania odkuwki ze stopu AlMgSi za pomocą narzędzi wykonanych ze stali narzędziowej do pracy na zimno, przy niedostatecznym smarowaniu, parametry dla modelu MES powinny mieć wartość zgodnie z tabelą 4.3. Przy czym dla prasowania obwiedniowego na zimno optymalna wartość współczynnika wymiany ciepła wynosi ok.  $18 \text{ kW}(\text{m}^2\text{K})$  – wynika to z oceny symulacji numerycznych i weryfikacji doświadczalnych wykonanych przez autora [61, 64-66].

**Tabela 4.2.**

Podstawowe parametry opisujące warunki kontaktu dla odkuwki AlMgSi [61, 62]

Współczynnik tarcia, $\mu$		Czynnik tarcia, $m$		Współczynnik wymiany ciepła pomiędzy odkuwką a narzędziem [kW/(m <sup>2</sup> ·K)]	Współczynnik wymiany ciepła pomiędzy odkuwką a otoczeniem [kW/(m <sup>2</sup> ·K)]
ze smarowaniem	bez smarowania	ze smarowaniem	bez smarowania		
0,06	0,24	0,10	0,45	12÷24	0,02

### Hipoteza modelowania styku stempla z odkuwką

Istota kontaktu pomiędzy matrycą dolną a odkuwką jest trywialna i nie wymaga szerszego komentarza. Natomiast na szczególną uwagę zasługuje zagadnienie kontaktu stempla z odkuwką. Jak wiadomo, stempel wykonuje ruch obwiedniowy (wahający), który jest szczególnym przypadkiem ruchu kulistego. Z uwagi na taką kinematykę narzędzia, w wielu wcześniejszych publikacjach, np. [16, 18, 84, 85, 99] zakładano, że w prasowaniu obwiedniowym pomiędzy stemplem a odkuwką występuje (lub dominuje) tylko tarcie toczne. Natomiast w publikacji własnej [61] sformułowano hipotezę własną na temat modelowania styku stempel-odkuwka, w której uwzględnia się doniosłą rolę tarcia ślizgowego.

Jak wiadomo prasowanie obwiedniowe na zimno powoduje wygenerowanie bardzo dużych, miejscowych nacisków powodujących strefowe uplastycznienie materiału i jego plastyczne płynięcie. Cechą tego procesu jest to, że strefa uplastyczniona graniczy z obszarami materiału, które znajduje się w stanie sprężystym lub nie doznaje żadnych odkształceń. Biorąc pod uwagę, że typowym kształtem odkuwki prasowanej obwiedniowo jest pierścień o stosunkowo małej grubości, to w efekcie tych wszystkich wymienionych cech procesu, plastyczne płynięcie materiału następuje przede wszystkim w kierunku promieniowym. Tym samym pojawia się promieniowa składowa prędkości poślizgu na powierzchni kontaktu stempla z odkuwką. Stanowi to podstawę do sformułowania tezy (którą autor opublikował we wcześniejszej pracy [61]), że na styku stempla z materiałem panują złożone warunki kontaktu, gdzie oprócz tarcia tocznego (wynikającego z obwiedniowego charakteru ruchu stempla) obserwuje się również tarcie ślizgowe (wynikające z wymuszenia promieniowego płynięcia materiału).

Występowanie tarcia w procesie plastycznego kształtowania odkuwki ma bezpośredni wpływ na wielkość siły kształtowania. Posiłkując się rys. 4.15d rozpatrzmy wypadkową siłę  $F_z$  przyjmując jednocześnie, że jest ona funkcją

tarcia ślizgowego, tarcia tocznego oraz oporu plastycznego kształtowania odkuwki. Założenie to można zapisać w postaci uogólnionej:

$$F_z = \int_S \tau \cdot dS + \int_S dF_T + f(\sigma, \varepsilon, \dot{\varepsilon}), \quad (4.2)$$

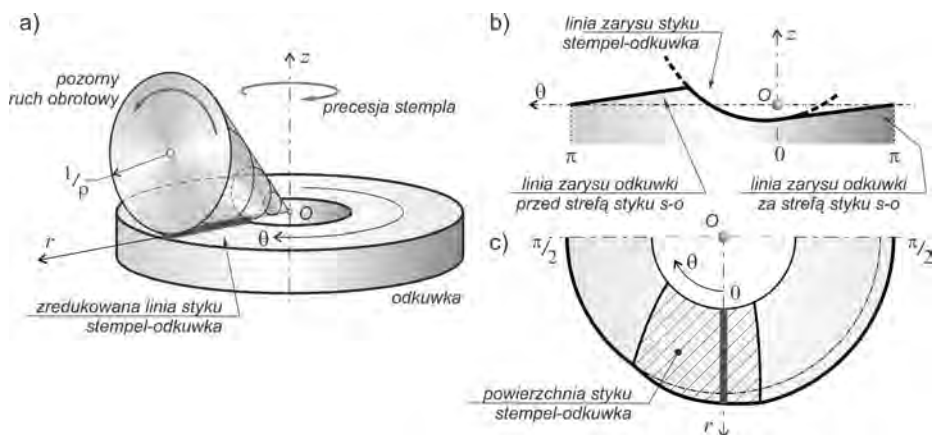
gdzie:  $\tau$  – naprężenia styczne występujące na powierzchni styku  $S$  stempla z odkuwką (odnosząc się do rys. 4.15 – sumaryczna powierzchnia  $S_1$  oraz  $S_2$ ),  $dF_T$  – elementarna siła normalna wynikająca z tarcia tocznego,  $f(\sigma, \varepsilon, \dot{\varepsilon})$  – funkcja określająca składową siły kształtowania na podstawie oporu plastycznego kształtowania. Określenie wartości siły tarcia ślizgowego nie sprawia żadnych problemów. Wystarczy zastosować model matematyczny, np. (4.1), który jest standardem dla MES. Jednak już wyrażenie składowej siły  $dF_T$  sprawia pewien problem, gdyż obecnie nie opracowano żadnego modelu matematycznego dla obliczeń MES opisującego ten rodzaj tarcia. Natomiast ostatnia składowa wzoru (4.2) reprezentuje model materiałowy, który jest zawsze uwzględniany w równaniach MES.

Do wyjaśnienia modelowania wpływu tarcia tocznego na siłę kształtowania w procesie prasowania obwiedniowego posłuży schemat pokazany na rys. 4.15d oraz rys. 4.16. Przekrój osiowy W-W powierzchni roboczej stempla można zredukować do linii będącej fragmentem hiperboli. Linie tę można opisać układem równaniem Guangchuna [16]:

$$\begin{cases} z^2(1 + \operatorname{tg}^2 \gamma) - r^2 \sin^2 \theta \operatorname{tg}^2 \gamma + 2rz \cos \theta \operatorname{tg} \gamma = 0, \\ z - 0,5\pi^{-1} p\theta = 0, \end{cases} \quad (4.2)$$

przyjmując układ współrzędnych biegunowych  $\{r, \theta, z\}$ , przy czym rozpatruje się przebieg tej linii wzdłuż współrzędnej kątowej – zgodnie z rys. 4.16b. Równania (4.2) uwzględniają dodatkowo parametr technologiczny – jest to posuw  $p$ , wyrażony jako przemieszczenie stempla w kierunku osiowym (tj. wzdłuż współrzędnej  $z$ ) na jeden tzw. „obrót” narzędzia podczas tradycyjnego ruchu obwiedniowego oraz kąt pochylenia narzędzia  $\gamma$ . Na podstawie analizy własnej stwierdzono, że w otoczeniu powierzchni styku stempla z odkuwką, krzywizna omawianej linii kontaktu wynosi  $\rho$  (rys. 4.15d). Z uwagi, że kąt pochylenia stempla  $\gamma$  jest mały (zazwyczaj nie większy niż  $2^\circ$ ), można wprowadzić pewne założenie, że zarys narzędzia w przekroju W-W (rys. 4.15d) przyjmuje postać okręgu o promieniu  $1/\rho$ , który toczy się po powierzchni odkuwki. Dodatkowo zauważa się, że wypadkowa siła kształtowania  $F_z$  jest przesunięta względem osi tego koła o pewną wartość wyrażoną parametrem  $e$ . Zatem zgodnie z definicją tarcia [61], okrąg ten wykonuje pozorny ruch obrotowy z uczestnictwem tarcia tocznego. Hipoteza ta została zilustrowana schematycznie na rys. 4.16a. Zatem, zagadnienie tarcia tocznego w prasowaniu obwiedniowym może zostać opisane abstrakcyjnie poprzez toczenie się pozornego stożka po powierzchni odkuwki





**Rys. 4.16.** Schemat obrazujący hipotezę modelowania tarcia toczonego pomiędzy stemplem a prasowaną obwiedniowo odkuwką za pomocą toczenia się pozornego stożka po powierzchni odkuwki (a) oraz model rzeczywistego zarysu powierzchni styku (b, c)

z jednoczesnym wykonywaniem ruchu precesyjnego. Stożek ten jest zbiorem okręgów o promieniu  $1/\rho$  reprezentujących zarys powierzchni roboczej stempla. Natomiast kontakt pomiędzy stemplem a odkuwką jest zredukowany do linii styku – tak jak to pokazano na rys. 4.16.

Przyjęcie zaproponowanej interpretacji zagadnienia tarcia toczonego oznacza, że dla prasowania obwiedniowego ten rodzaj tarcia jest modelowany „samoistnie” w wyniku budowy i rozwiązania MES i nie wymaga przyjmowania dodatkowych modeli matematycznych. Jednak w celu uzyskania zadawalających wyników obliczeń zaleca się, aby poziom dyskretyzacji odkuwki na powierzchni kontaktu z stemplem był większy, niż dla pozostałej objętości oraz powierzchni styku np. z matrycą.

#### 4.3.5. Modelowanie zjawiska pęknięcia materiału

Ważnym zadaniem wykonywanym w trakcie analizy procesu plastycznego kształtowania odkuwki jest ocena zachowania spójności materiału. Na pozór prostym sposobem jest zamodelowanie pęknięcia na zasadzie algorytmu kasowania elementów skończonych, w których zostaje spełnione kryterium utraty spójności materiału. Takie podejście zostało zaproponowane m.in. w pracy [77]. Okazuje się, że w przypadkach procesów charakteryzujących się złożoną kinematyką płynięcia materiału, taki algorytm zawodzi – dobrym przykładem jest modelowanie procesu prasowania obwiedniowego, w zakresie którego autor potwierdził przytoczone spostrzeżenie. Dlatego też proponuje się rozwiązanie, w którym wyznacza się jedynie rozkład kryterium zniszczenia (pęknięcia)

w modelowanym materiale. Następnie rozkład ten poddaje się wnikliwej analizie bazującej na modelu semantycznym. Efektem końcowym jest wskazanie prawdopodobnych stref materiału oraz oszacowanie prawdopodobieństwa pojawienia się w niej pęknięcia. Wynik może być wyrażony zgodnie z logiką klasyczną – tj. wystąpi albo nie wystąpi pęknięcie.

Obszerny opis zagadnienia pęknięcia (nie tylko w kontekście prasowania obwiedniowego), wraz z metodami przewidywania utraty spójności materiału omówiono w rozdziale 3. W nim przedstawiono również autorską strategię oceny pojawienia się pierwszych pęknięć w materiale na podstawie analizy wyników symulacji procesu prasowania obwiedniowego. Należy dodatkowo podkreślić, że kluczowe rozkłady (zniszczenia, wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  oraz największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$ ) były wyznaczane na podstawie wyników podstawowych (tj. składowe tensora naprężenia i odkształcenia plastycznego). Takie podejście pozwala wykluczyć wpływ na końcowy wynik ewentualnych błędów numerycznych.

#### **4.3.6. Modelowanie kinematyki matrycy wahającej**

##### **Wiadomości podstawowe**

Modelowanie numeryczne ruchu wahającego matrycy wymaga zdefiniowania kilku niezależnych prędkości kątowych, zwanych również prędkościami modelowymi. Są one przypisywane do co najmniej dwóch osi obrotu, które przecinają się w stałym punkcie O (pokazanym np. na rys. 4.2), będącym jednocześnie środkiem ruchu wahającego (obwiedniowego) matrycy. Należy przypomnieć, że w procesie prasowania obwiedniowego, ruch wahający narzędzia jest szczególnym przypadkiem ruchu kulistego, w którym wyróżnia się precesję, rotację oraz nutację [8, 46, 61, 62, 67]. Te trzy podstawowe prędkości kątowe są na tyle ważne, że na ich bazie zaproponowano wiele klasyfikacji procesów kształtowania obwiedniowego [67]. Usystematyzowaną i poprawioną przez autora podstawową klasyfikację wspomnianych procesów technologicznych zamieszczono w monografii własnej [61].

Najczęściej spotykany i zarazem najprostszy sposób modelowania ruchu wahającego narzędzia pokazano schematycznie na rys. 4.17 [8, 16, 18, 20, 21, 35, 36]. Cechą charakterystyczną tego sposobu modelowania ruchu jest możliwość zapewnienia pełnej kontroli jedynie nad rotacją i precesją narzędzia, gdyż dwie prędkości modelowe są ściśle powiązane z prędkościami kątowymi Eulera. Niestety w tym modelu, prędkość nutacji zawsze jest równa zero, co jest jednoznaczne z tym, że kąt nutacji  $\gamma$  jest stały. Oznacza to, że w ten sposób można uzyskać jedynie ruch tradycyjny po okręgu [61]. Dodatkowo należy spełnić warunki, że wartości bezwzględne prędkości kątowych  $\omega_\alpha$  oraz  $\omega_\beta$  są sobie równe

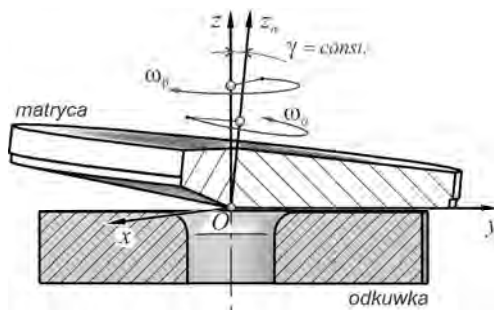
(zazwyczaj stałe w czasie), a ich zwroty są przeciwne. Ponadto, prędkość kątowna  $\omega_\beta$  musi być ustawiona jako główna. Nie spełnienie przynajmniej jednego z tych warunków powoduje, że uzyskuje się nieprawidłowy schemat ruchu wahającego, który jedynie pozornie przypomina poprawny.

Bardziej zaawansowany model ruchu wahającego zaproponował Maximov [41, 42]. Model ten był stosowany podczas symulacji procesu sferycznego wygładzania powierzchni otworu, gdzie użyto specjalnego narzędzia wykonującego ruch obwiedniowy. Narzędzie to miało postać trzpienia kulistego – schemat tego procesu pokazano na rys. 4.18a. Sposób modelowania ruchu narzędzia wg Maximova wymaga zdefiniowania trzech prędkości kątowych  $\omega_x$ ,  $\omega_y$  oraz  $\omega_z$  (rys. 4.18b), które są przypisane do statycznego układu odniesienia  $\{x,y,z\}$ . Prędkości te są powiązane z prędkościami kątowymi  $\omega_\alpha$  i  $\omega_\beta$  oraz kątami systemu Eulera.

Z kolei system Eulera tworzy lokalny układ współrzędnych powiązany z narzędziem. Wartości modelowych prędkości kątowych wyznacza się z ogólnego wzoru [41, 42]:

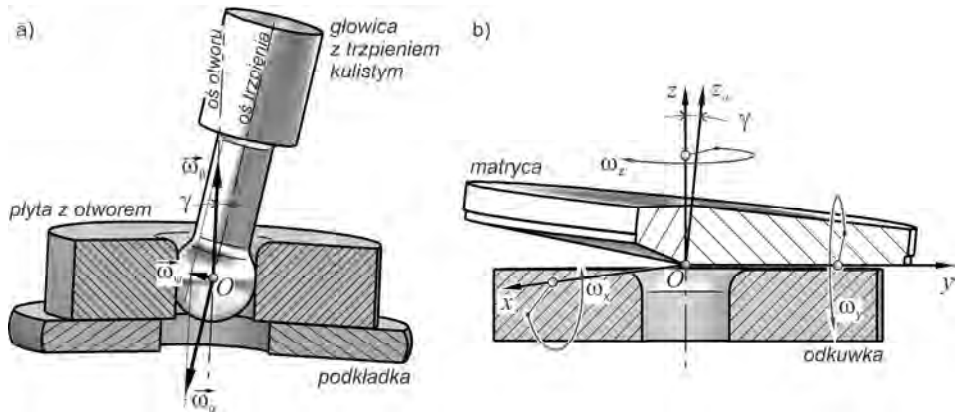
$$\begin{cases} \omega_x = \omega_\beta \frac{\sin \gamma \cos(\gamma - \psi)}{\cos \psi} \sin \beta, \\ \omega_y = -\omega_\beta \frac{\sin \gamma \cos(\gamma - \psi)}{\cos \psi} \cos \beta, \\ \omega_z = \omega_\beta \frac{\sin \gamma \cos(\gamma - \psi)}{\cos \psi}, \end{cases} \quad (4.3)$$

gdzie:  $\omega_\beta$  – prędkość precesji narzędzia,  $\beta$  – chwilowy kąt precesji narzędzia (kąt Eulera),  $\gamma$  – chwilowy kąt nutacji narzędzia (w badaniach wykonanych przez Maximova, kąt nutacji jest stały),  $\psi$  – parametr, który jednocześnie jest kątem pomiędzy chwilową osią obrotu narzędzia (pokrywa się z kierunkiem wektora prędkości  $\omega_\psi$ , którą pokazano na rys. 4.18a), a jej rzutem na płaszczyznę  $Oxy$  układu globalnego. Wspomniany układ globalny został zdefiniowany na przykładzie rys. 4.18b i jest on powiązany z przedmiotem obrabianym. Należy



**Rys. 4.17.** Najczęściej spotykany sposób modelowania ruchu wahającego matrycy, gdzie:  $\{x,y,z\}$  – globalny kartezjański układ odniesienia (powiązany z odkuwką),  $\{z_n\}$  – oś układu lokalnego powiązanego z matrycą, jednocześnie będąca osią narzędzia; pełny opis w tekście

#### 4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym



**Rys. 4.18.** Proces sferycznego wygładzania otworu [41, 42] wraz z zaznaczonymi kątowymi prędkościami precesji  $\omega_\beta$ , rotacji  $\omega_\alpha$  i chwilowej prędkości wynikowej  $\omega_w$  (a) oraz układ modelowych prędkości kątowych  $\omega_x$ ,  $\omega_y$ ,  $\omega_z$  (b), jako sposób modelowania ruchu wahającego narzędzia użyty w symulacji prezentowanego procesu

wyjaśnić, że prędkość  $\omega_w$  (umieszczona na rys. 4.18a) jest prędkością wynikową z precesji i rotacji narzędzia.

Wadą pierwszego sposobu modelowania ruchu jest ograniczenie tylko do jednego schematu wahań matrycy. Natomiast wadą drugiego sposobu modelowania ruchu jest konieczność zdefiniowania aż trzech prędkości modelowych. Przy czym okazuje się, że sposób modelowania Maximova nie w pełni pozwala uzyskać dowolny schemat ruchu wahającego narzędzia. Ustalenie wartości parametru  $\psi$  również stwarza szereg problemów. Ponadto, należy pamiętać, że większość komercyjnych programów typu MES umożliwia użycie co najwyżej dwóch, niezależnych kątowych prędkości w symulacji ruchu narzędzi. Zatem powstaje następujący problem: jak zamodelować dowolny ruch wahający matrycy, zgodny ze specyfikacją maszyny technologicznej, stosując tylko dwie kątowe prędkości modelowe? Ten problem został rozwiązany przez autora, poprzez zdefiniowanie dwóch prędkości kątowych  $\omega_x$  oraz  $\omega_y$ , które schematycznie pokazano na rys. 4.19. Prędkości te są powiązane z globalnym układem odniesienia  $\{x,y,z\}$  – tj. ich kierunki są wyznaczone przed dwie ortogonalne osie  $\{x\}$  oraz  $\{y\}$ , przy czym trzecia oś  $\{z\}$  pokrywa się z osią główną odkuwki. Środek tego układu odniesienia musi znajdować się w punkcie O. Ponadto, prędkości kątowe są sparametryzowane, a ich wartości nie są stałe w czasie. Efektem takiego rozwiązania jest możliwość uzyskania praktycznie dowolnego schematu wahań narzędzia. Model ten został omówiony m.in. w pracach własnych [61, 62,

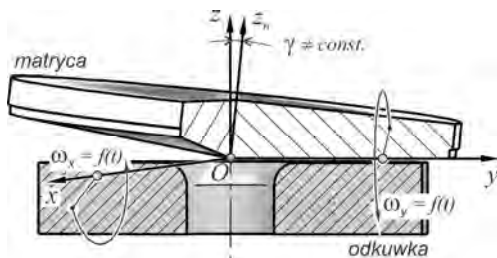
67], natomiast w dalszej części rozdziału zostanie on szczegółowo przedstawiony.

### Model własny

Punktem wyjścia do opracowania modelu ruchu wahającego matrycy jest mechanizm mimośrodowy, który jest stosowany m.in. w prasach z serii PXW. Schemat napędu matrycy w tych prasach pokazano na rys. 4.20. Wprowadźmy teraz układ współrzędnych  $\{x, y, z\}$  o początku w punkcie O. Znanym parametrem jest prędkość kątowa mimośrodowego zewnętrznego  $\omega_E$ , którego wartość jest stała. Prędkość ta jest jednym z podstawowych parametrów charakterystycznych pras obwiedniowych. Drugim parametrem jest prędkość kątowa mimośrodowego wewnętrznego  $\omega_I$ , ale jej wartość jest funkcją prędkości  $\omega_E$  (technicznie jest to zrealizowane poprzez przekładnię). Wiadomo również, że kombinacja obrotów tych dwóch mimośrodków powoduje uzyskanie odpowiedniego schematu wahań matrycy. Efektem wahań narzędzia jest poruszanie się punktu A po określonym torze. Punkt ten posiada pewną prędkość  $v_A$  (rys. 4.21), której kierunek jest zawarty w płaszczyźnie  $\{x, y\}$  oraz styczny do toru punktu A. Wartość tej prędkości jest znana i zależna od prędkości kątowej  $\omega_E$ . Wydzielając składowe  $v_x$  oraz  $v_y$ , tak aby ich kierunki były równoległe do określonych osi układu odniesienia oraz uwzględniając związki geometryczne (rys. 4.21) uzyskuje się ostateczną postać wzorów dla poszukiwanych modelowych prędkości kątowych, tj. [61, 67]:

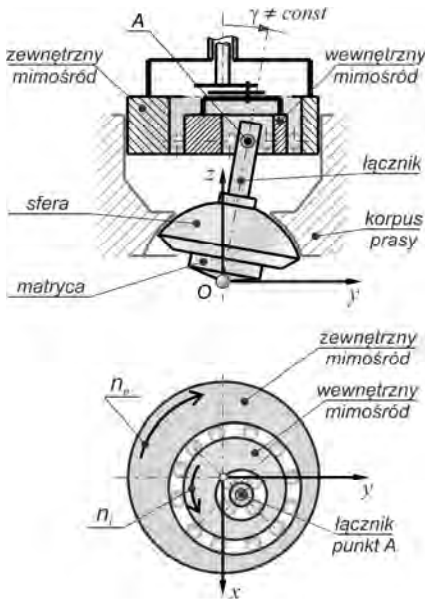
$$\begin{cases} \omega_x(\alpha) = \frac{\pi}{60} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n_e \cdot [-a \cdot \cos(a \cdot \alpha) - \cos \alpha], \\ \omega_y(\alpha) = \frac{\pi}{60} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n_e \cdot [\sin \alpha + a \cdot \sin(a \cdot \alpha)], \end{cases} \quad (4.4)$$

które są funkcją jednej zmiennej. Tą zmienną jest chwilowy kąt  $\alpha$  obrotu mimośrodowego zewnętrznego mający liniowy związek z czasem. W zależnościach (4.4) przyjmuje się, że  $\gamma$  jest maksymalnym kątem wychylenia matrycy (np. dla pras z serii PXW  $\gamma = 2^\circ$ ), natomiast parametr  $a$  wyraża liczbowo związek pomiędzy prędkościami kątowymi  $\omega_E$  i  $\omega_I$ . Jego wartość dobiera się arbitralnie w zależności od rodzaju ruchu wahającego narzędzia (czyli: kształtu toru punktu A), i tak:

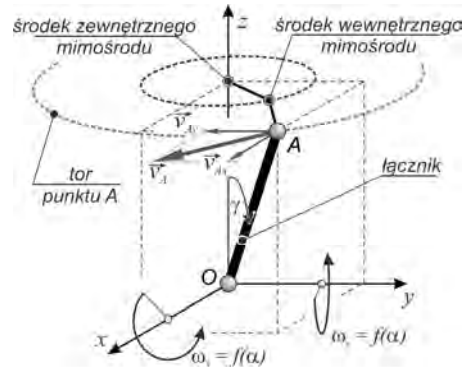


Rys. 4.19. Sposób modelowania ruchu wahającego matrycy zaproponowany przez autora, w którym używa się dwóch niezależnych prędkości kątowych, wyrażonych jako funkcja czasu

#### 4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym



**Rys. 4.20.** Mimośrodowy mechanizm stosowany w prasach z serii PXW w celu uzyskania określonego schematu ruchu wahającego matrycy [61, 67]

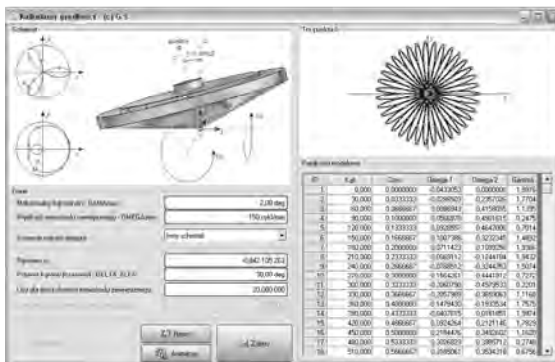


**Rys. 4.21.** Związki pomiędzy prędkością punktu A poruszającego się po określonym torze, a prędkościami kątowymi  $\omega_x$  i  $\omega_y$ , które modelują ruch wahający matrycy [61, 67]

dla ruchu według schematu po okręgu –  $a = 1$ , po spirali –  $a = 1,15$ , po krzywej wielolistnej –  $a = -0,84$  oraz po linii prostej –  $a = -1$ . Szczegółowy opis warunków wyznaczenia parametru  $a$  oraz charakterystykę kinematyczną podstawowych schematów wahań matrycy umieszczono w monografii [61].

W celu automatyzacji budowy modelu ruchu wahań matrycy opracowano autorski program komputerowy „Kalkulator prędkości”, którego przykładowy zrzut głównego interfejsu pokazano na rys. 4.22. Program ten jest numeryczną implementacją modelu matematycznego (4.4), do której dodano narzędzia

wspomagające, np. ustalenie stopnia dyskretyzacji modelu ruchu, poprawną wartość parametru  $a$  (w zależności od schematu wahań) oraz wizualizację przemieszczania się punktu A po swoim torze. Jednak



**Rys. 4.22.** Interfejs autorskiego programu „Kalkulator prędkości”

najważniejszym narzędziem wspomagającym jest generowanie pliku wsadowego dla programu Deform-3D.

## **4.4. Weryfikacja doświadczalna**

### **4.4.1. Stanowisko badawcze**

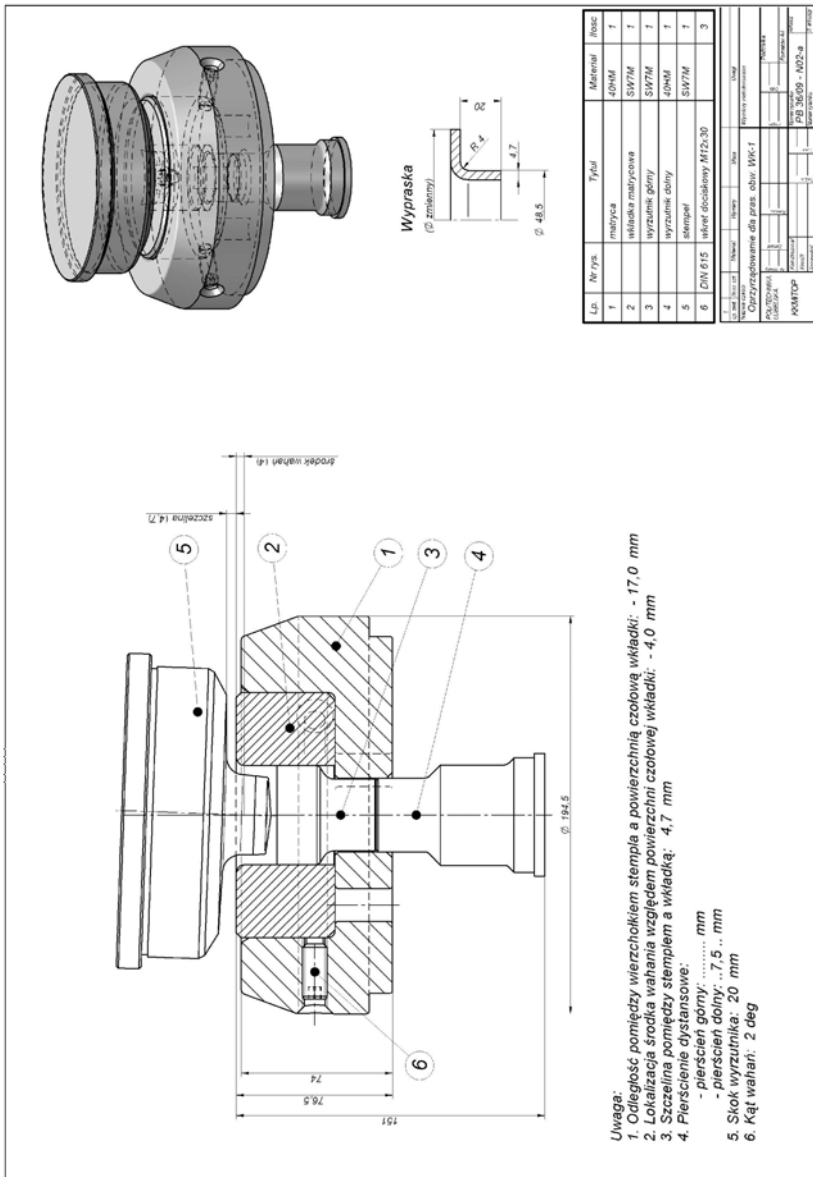
Badania doświadczalne procesu prasowania obwiedniowego zrealizowano przy użyciu prasy obwiedniowej typu PXW-100A, która jest na wyposażeniu laboratorium Politechniki Lubelskiej. Prasa ta zapewnia kształtowanie odkuwki z maksymalną siłą nacisku nie przekraczającą 1600 kN. W zakresie prasowania przy stałej prędkości dosuwu narzędzi, suwak prasy osiąga maksymalną prędkość  $v_m$  na poziomie ok. 4,1÷4,2 mm/s (porównaj ze stanem M1 na diagramie stanów i czynności pokazanym na rys. 4.11).

Prasa PXW-100A jest maszyną przemysłową, która została przystosowana przez autora do realizacji badań w warunkach laboratoryjnych (w ramach projektu badawczego). Dostosowanie polegało m.in. na doposażeniu w przetwornik ciśnienia PT-5261H/32MPa (w celu pomiaru siły kształtowania) oraz optoelektryczny przetwornik obrotowo-impulsowy MOK-30-1000-5-BZ-N (do pomiaru przemieszczenia narzędzi dolnych). Przetworniki te zostały sprzężone z komputerowym systemem pomiarowym bazującym na aplikacji LabVIEW. W efekcie uzyskano możliwość pomiaru i zapisu do pliku historii zmiany siły kształtowania i przemieszczenia suwaka prasy w funkcji czasu. Dokładność pomiaru siły wynosiła  $\pm 3,6$  kN, natomiast dla pomiaru przemieszczenia –  $\pm 0,05$  mm.

Do celów weryfikacji procesu prasowania obwiedniowego odkuwki z jednoczesnym wywijaniem kołnierza zaprojektowano i wykonano zestaw narzędzi – rysunek montażowy przedstawiono na rys. 4.23. Natomiast na kolejnym rys. 4.24 przedstawiono rysunek wykonawczy matrycy górnej (stempla).

W badaniach zastosowano próbki wykonane ze stopu AlMgSi (wg asortymentu huty SAPA Aluminium Sp. z o.o.) o kształcie tulei, gdzie jej średnica zewnętrzna wynosi  $\varnothing 48,5$  mm, a grubość ścianki – 4,7 mm. Przyjęto zakres wysokości próbek  $h_0$  (zgodnie ze schematem na rys. 4.9) w przedziale 22÷28 mm, przy czym część próbki umieszczona w matrycy dolnej (wkładce – według rys. 4.23) była niezmienna i wynosiła ok. 20 mm (w zależności od dokładności ustawienia wyrzutnika w danej serii badawczej). Przyjęcie różnej wysokości początkowej próbki miało na celu uzyskanie kołnierza o różnej wielkości. Takie podejście pozwoliło np. określić moment pęknięcia materiału – jest to szczególnie cenne, gdyż z uwagi na konstrukcję korpusu prasy PXW-100A, monitorowanie przebiegu kształtowania odkuwki jest bardzo utrudnione.

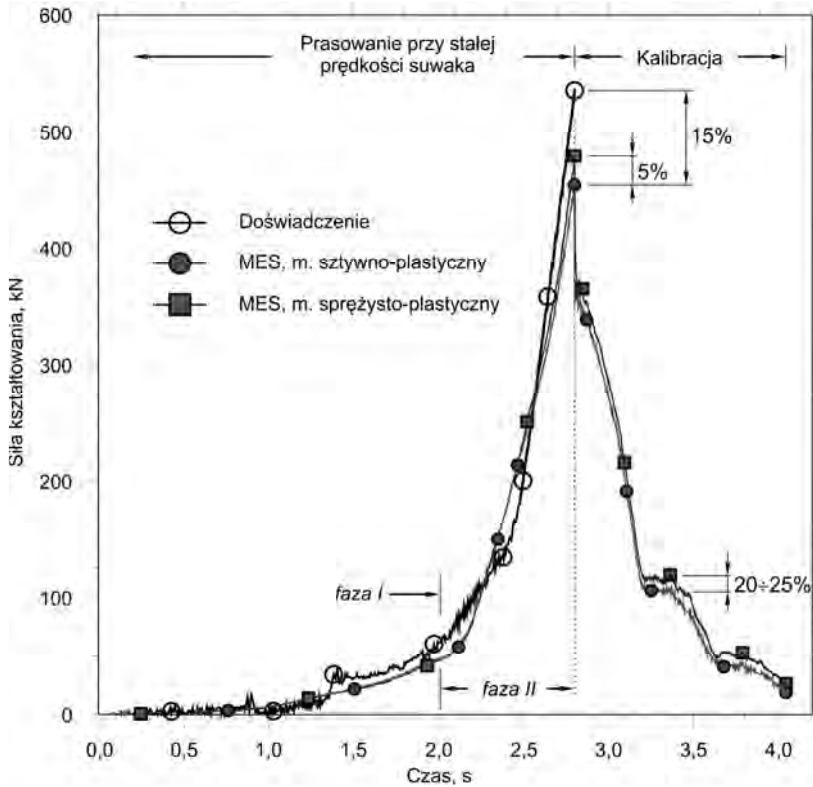
4. Metoda wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym



Rys. 4.23. Rysunek zestawu narzędzi do weryfikacji procesu wykonania odkuki drażonej z kołnierzem oraz informacje potrzebne do zainstalowania narzędzi na prasie PXW-100A







Rys. 4.25. Porównanie siły kształtowania zmierzonej w doświadczeniu oraz obliczonej MES

kuwki. W analizowanym przypadku nie występuje faza kształtowania przy stałej sile, gdyż maksymalna siła kształtowania jest wyraźnie mniejsza od maksymalnej, dopuszczalnej siły nacisku prasy PXW-100A. Pozytywnym efektem takiej sytuacji jest stosunkowo krótki czas całkowity procesu.

Dotychczas wykonywane symulacje MES procesu prasowania obwiedniowego były realizowane przeważnie przy założeniu modelu sztywno-plastycznego – przykładem są prace autorstwa np.: Denga [11], Guangchuna [16-18], Hana [19, 21], Hua [24], Liua [36], Sheu'a [22, 84] oraz Samołyka [18, 66-69, 73]. Z tego powodu ten model MES jest traktowany jako bazowy w porównaniu z rezultatami doświadczalnymi.

Zgodnie z wykresem pokazanym na rys. 4.25, etap kształtowania odkuwki można podzielić na dwie charakterystyczne fazy – zarówno na podstawie wyników doświadczalnych, jaki rezultatów symulacji. W fazie I obserwuje się sto-

sunkowo powolny wzrost siły kształtowania, ponieważ w tym czasie jest realizowane tzw. „czyste wywijanie” kołnierza. Krawędź wewnętrzna tulei „ślizga się” po krzywiznie stempla (matrycy górnej). Natomiast faza II odznacza się wyraźnym wzrostem siły, co jest spowodowane rozpoczęciem „zgniatania” już wywiniętego kołnierza. Porównując ze sobą przebieg i wartości siły zmierzonej i obliczonej (MES, model sztywno-plastyczny), stwierdza się, że ogólnie siła obliczona jest mniejsza średnio o 10÷20%, przy czym największe różnice obserwuje się pod koniec, zarówno fazy I, jak i fazy II. Należy również zaznaczyć, że zdarzają się momenty, gdy siły są równe, a nawet siła obliczona jest większa od zmierzonej. Takie momenty występują głównie na początku pierwszej fazy kształtowania odkuwki oraz w fazie drugiej. Porównując względne wartości sił okazuje się, że różnice (pomijając koniec fazy II) w zasadzie nie przekraczają 9,4 kN. Jest to wartość, która jest bliska błędowi pomiaru siły doświadczalnej. Oczywiście osobną kwestią jest koniec etapu kształtowania odkuwki. Tutaj zaobserwowano, że bezwzględna różnica pomiędzy siłą zmierzona, a obliczona wynosi aż 80 kN, co stanowi 15%.

Niestety, w fazie kalibracji odkuwki dokonanie pomiaru siły jest niemożliwe. Powodem jest konstrukcja prasy PXW-100A. Zgodnie z opisem tej prasy, umieszczonej w pracy własnej [61], w trakcie kalibracji odkuwki suwak całkowicie opiera się o korpus prasy (za pośrednictwem pierścieni dystansowych). W tym czasie ciśnienie robocze w suwaku jest stałe, powodując wywieranie maksymalnego (zaprogramowanego) nacisku. Część tej siły powoduje obciążenie korpusu prasy, a pozostała – kalibrację odkuwki. Jedynie na podstawie symulacji MES można określić, jaki udział nacisku prasy to siła potrzeba na wykonanie kalibracji odkuwki. Zachowanie się suwaka prasy obwiedniowej na tym etapie prasowania obwiedniowego szczegółowo omówiono m.in. w pracach własnych [72, 73].

Przejdźmy teraz do porównania siły obliczonej dla dwóch odmiennych modeli MES, tj. sztywno-plastycznego i sprężysto-plastycznego. W trakcie kształtowania odkuwki, oba modele są jakościowo zgodne – nie obserwuje się znaczących różnic pomiędzy siłami. Jedynie pod koniec fazy II, siła obliczona dla modelu sprężysto-plastycznego jest większa o ok. 5%. Biorąc pod uwagę siłę zmierzona w doświadczeniu okazuje się, że model sprężysto-plastyczny pozwala uzyskać wyniki pozostające w lepszej zgodności z doświadczeniem, niż model sztywno-plastyczny.

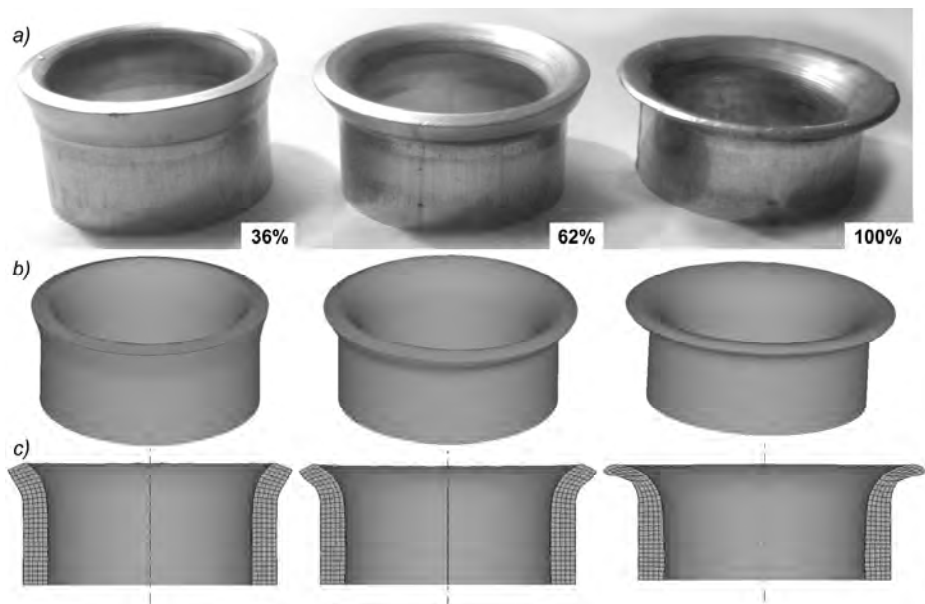
Wyraźniejsze różnice pomiędzy dwoma rozpatrywanymi modelami MES obserwuje się podczas etapu kalibracji odkuwki. Siła obliczona według modelu sprężysto-plastycznego jest wyraźnie większa, miejscami nawet o 25%. Powodem tych różnic może być efekt sprężynowania materiału, który nie jest

uwzględniany w modelu sztywno-plastycznym. Dla przypomnienia, podczas kalibracji, odkształcenia materiału są coraz mniejsze, a udział odkształceń sprężystych w odniesieniu do plastycznych – coraz większy.

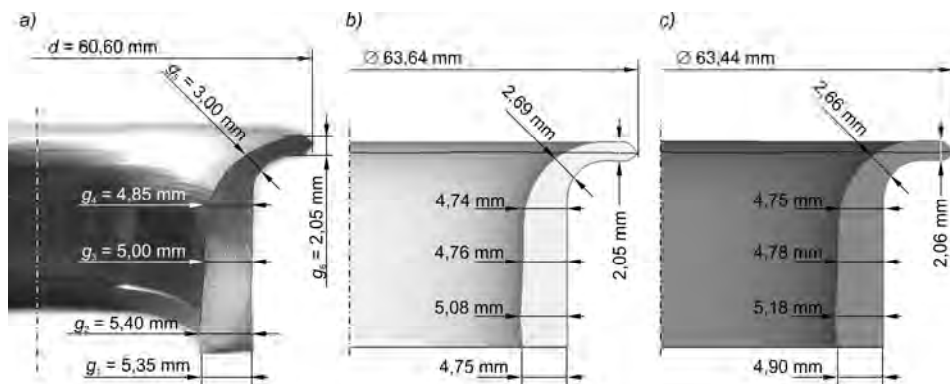
#### 4.4.3. Porównanie geometrii odkuwki

Na rys. 4.26 pokazano porównanie jakościowe kształtu odkuwki uzyskanej w doświadczeniu z obliczoną w symulacji MES, przyjmując model sprężysto-plastyczny. Prezentowana odkuwka została wykonana z tulei o początkowej wysokości  $h_0 = 24$  mm oraz grubości ścianki  $g_0 = 4,7$  mm. W celu lepszego porównania wyników, na obliczonym przekroju osiowym naniesiono siatkę koordynacyjną. Ostatecznie na podstawie zmiany geometrii wywijanego kołnierza w kolejnych fazach procesu stwierdza się, że wyniki MES pozwalają uzyskać poprawną odkawkę, której kształt pozostaje w dobrej zgodności jakościowej z rzeczywistym wyrobem.

W celu przeprowadzenia dokładniejszej oceny zgodności wyników badań, wykonano również porównanie ilościowe. Opierało się ono na pomiarze grubości ścianki odkuwki w pięciu wybranych miejscach oraz pomiarze średnicy wy-



**Rys. 4.26.** Porównanie jakościowe kształtu odkuwki (początkowa wysokość  $h_0 = 24$  mm) uzyskanej w próbie doświadczalnej oraz w symulacji MES, gdzie: a) progresja kształtu odkuwki rzeczywistej, b) ogólny widok odkuwki obliczonej MES, c) zmiana siatki koordynacyjnej naniesionej na przekrój osiowy odkuwki obliczonej



**Rys. 4.27.** Porównanie grubości ścianki odkuwki (wykonanej z tulei o początkowej wysokości  $h_0 = 24$  mm i grubości ścianki  $g_0 = 4,7$  mm) oraz średnicy kołnierza zmierzonych w doświadczeniu i obliczonych MES, gdzie: a) odkuwka rzeczywista, b) model sztywno-plastyczny, c) model sprężysto-plastyczny

winiętego kołnierza – zgodnie z rys. 4.27. W tym zakresie porównania uwzględniono również wyniki symulacji modelu sprężysto-plastycznego. Grubość ścianki kołnierza  $g_6$  jest w pełni zgodna, ale tylko dlatego, że symulacja MES została ustawiona tak, aby uzyskać kołnierz o takiej samej grubości. Zatem porównaniu podlegają grubości od  $g_1$  do  $g_5$  (oraz średnica  $d$ ).

Na rys. 4.27a przedstawiono kształt ścianki i jej wymiary dla odkuwki rzeczywistej. Można wyróżnić trzy charakterystyczne strefy. Jest to kołnierz o grubości  $g_6$ , dolna część odkuwki o grubości od  $g_1$  do  $g_4$  oraz strefa przejściowa, dla której zmierzono tylko jedną grubość  $g_5$  (zgodnie z rys. 4.27). Kołnierz powstaje w procesie wywijania oraz następnie jest zgniatany do grubości 2,05 mm. Strefa przejściowa jest obszarem odkuwki, która również doznaje znacznych odkształceń, natomiast pozostała część odkuwki teoretycznie nie powinna odkształcać się. Jednak na podstawie pomiaru grubości (od  $g_1$  do  $g_4$ ) okazuje się, że ta strefa również ulega zmianie – następuje zwiększenie grubości, ale w sposób nierównomierny. Na wysokości wymiaru  $g_4$ , grubość zwiększa się o ok. 3%, ale już u podstawy odkuwki (wymiary  $g_1$  i  $g_2$ ), ścianka zwiększyła swoją grubość aż o 13% – należy zaznaczyć, że wewnętrzna powierzchnia ścianki w tym miejscu nie ma kontaktu z żadnym narzędziem. Stąd wynika, że zmiany grubości ścianki odkuwki są bezpośrednio powiązane z zarysem trzpienia, który jest umieszczony w matrycy górnej (rys. 4.2 oraz rys. 4.24). Oznacza to, że ta część narzędzia jednak odgrywa istotną rolę w procesie kształtowania odkuwki.

Porównując obliczoną grubość ścianki odkuwki z pomiarami doświadczalnymi można jednoznacznie stwierdzić, że w symulacji MES otrzymuje się

odkuwkę o cieńszych ściankach. Różnice kształtują się na poziomie  $2,5 \div 12\%$  w przypadku modelu sztywno-plastycznego, oraz na poziomie  $2 \div 11\%$  – dla modelu sprężysto-plastycznego. Największe różnice obserwuje się dla wymiarów  $g_1$  oraz  $g_5$ . Natomiast w przypadku średnicy kołnierza  $d$ , w symulacji uzyskuje się większą wartość  $d$ . Jednak różnica względna kształtuje się na poziomie tylko 5%.

#### 4.4.4. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonej oceny wyników weryfikacji doświadczalnej można jednoznacznie stwierdzić, że wprowadzone założenia modelowe zapewniają uzyskanie zgodności modelu numerycznego z procesem rzeczywistym. Zgodność pomiarów z obliczeniami pozostaje na dobrym poziomie, zarówno jakościowym jak i ilościowym. Oznacza to, że zadana kinematyka narzędzi, wprowadzone warunki brzegowe oraz model materiałowy z powodzeniem można zastosować w modelu MES, który następnie będzie wykorzystywany w planowanych kompleksowych badaniach procesu prasowania obwiedniowego bez konieczności doświadczalnego weryfikowania każdego rozpatrywanego przypadku.

Ponadto stwierdza się, że model sprężysto-plastyczny jest nieznacznie dokładniejszy, niż model sztywno-plastyczny. Różnice pomiędzy obliczeniami są stosunkowo niewielkie, jednakże model sprężysto-plastyczny pozwala uzyskać odkuwkę o kształcie i wymiarach bliższych rzeczywistym. Wniosek ten również potwierdza ocena przebiegu siły kształtowania. Ostateczny wybór modelu sprężysto-plastycznego jest podyktowany również możliwością modelowania zjawisk sprężystych w odkuwce. Należy w tym miejscu zaznaczyć, że ze względu na specyfikę procesu prasowania obwiedniowego realizowanego na prasie obwiedniowej PXW-100A, w badaniach doświadczalnych jest bardzo trudno ocenić i zmierzyć wspomniane zjawiska sprężyste, które niewątpliwie występują.

Ponadto, na podstawie wykonanych badań doświadczalnych (w zakresie nie opisanym powyżej) ustalono, że omawiany proces wykonania odkuwki drażonej z kołnierzem jest ograniczony pęknięciami poślizgowymi, które pojawiają się w kołnierzu odkuwki. Miejsca pierwszych pęknięć znajdują się na krawędzi kołnierza. Użycie wsadu o początkowej wysokości  $h_0 > 24$  mm powoduje, że pęknięcia pojawiają się znacznie wcześniej – już przy zaawansowaniu procesu na poziomie 80%, niezależnie od zamierzonej grubości kołnierza ( $g_6$  – według rys. 4.27). Zagadnienie pęknięcia materiału w omawianym procesie prasowania obwiedniowego jest podobne jak dla procesu prostego wywijania kołnierza (patrz rozdział 3). Więcej informacji na ten temat zostanie podane w kolejnym rozdziale monografii, podczas omawiania wyników kompleksowych badań procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym.

W tym miejscu należy wspomnieć, że model materiałowy oraz pozostałe założenia modelowe MES procesu prasowania obwiedniowego (uwzględniając również model kinematyczny matrycy wykonującej ruch wahający) został poprawnie zweryfikowany przez autora również w innych badaniach. Przykładowo, w pracach własnych [61, 64, 68] opisano weryfikację przypadków spęczania odkuwki, w których dominował schemat kształtowania kołnierza. W kolejnej pracy [69] przedstawiono weryfikację procesu prasowania obwiedniowego tarczy ze sworzniem sześciokątnym, gdzie materiał był odkształcany poprzez wyściskanie i spęczanie. Natomiast w opracowaniach [62, 67] opisano proces prasowania obwiedniowego koła zębatego (tj. wyrobu gotowego) – były to badania uwzględniające również różne schematy wahań stempla, a wykonana weryfikacja doświadczalna potwierdziła poprawność założeń modelowych przyjętych przez autora. Badania analityczno-doświadczalne procesu prasowania obwiedniowego autor wykonał również dla innych metali – na przykład w pracy [78] przedstawiono wyniki badań z użyciem stopu AlCu4MgSi. Również i w tym przypadku weryfikacja doświadczalna potwierdziła poprawność modelowania.

Biorąc pod uwagę wyniki wszystkich prób doświadczalnych, dotychczas wykonanych i opublikowanych przez autora [61-63, 65-69, 77, 78], które dotyczą przede wszystkim technologii prasowania obwiedniowego, stwierdza się, że sformułowana teza podstawowa jest prawdziwa.

## 5. BADANIA NUMERYCZNE

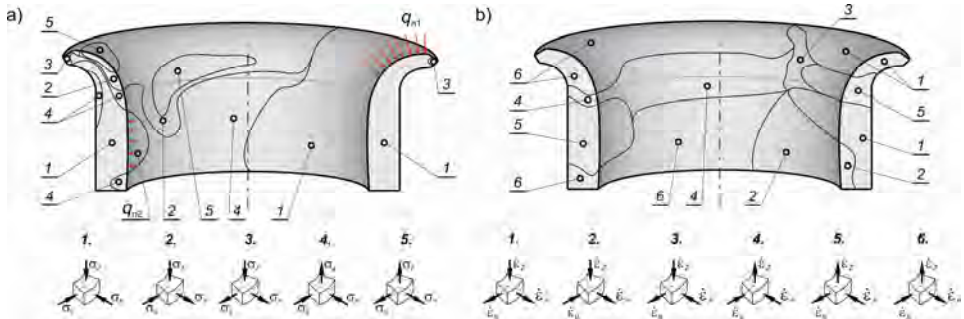
W poprzednim rozdziale przedstawiono proces wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym, który został opracowany przez autora. Szczegółowo omówiono zasady modelowania numerycznego tego procesu oraz wyniki przeprowadzonej weryfikacji doświadczalnej z użyciem prasy PXW-100A. Natomiast w bieżącym rozdziale zostaną przedstawione wyniki badań numerycznych wspomnianego procesu. Badania te są zrealizowane w oparciu o tezę, którą sformułowano w rozdziale 1. Podczas omawiania wyników obliczeń teoretycznych, w miarę potrzeby autor będzie również odwoływał się do rezultatów badań doświadczalnych, również tych które nie zostały przedstawione w poprzednim rozdziale. Takie odwołania pozwolą wykazać, że uzyskiwane wyniki obliczeń pozostają w dobrej zgodności z rezultatami doświadczalnymi i tym samym będą dostarczały argumenty na potwierdzenie poprawności sformułowania tezy podstawowej. Należy również zaznaczyć, że zakres badań numerycznych wykracza po za możliwości badań doświadczalnych, które można zrealizować przy użyciu prasy PXW-100A.

### 5.1. Charakterystyka ogólna wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym

Na wstępie charakterystyki ogólnej omawianego procesu przedstawmy typowy obraz stanu naprężenia i odkształcenia plastycznego panujący w odkuwce drażonej, który jest zdeterminowany ruchem wahającym matrycy górnej. Prezentowane wyniki zostały uzyskane w oparciu o symulację, którą wykonano zgodnie z założeniami podanymi w rozdziale 4.3 oraz 4.4.1. Ponadto, w omawianej części badań zastosowano jedynie ruch wahający matrycy górnej według schematu „po okręgu”, oznaczany umownie symbolem (T). Jest to ruch podstawowy w procesie prasowania obwiedniowego [61, 62].

Na rys. 5.1 pokazano charakter naprężeń oraz prędkości odkształceń w kierunku promieniowym (R), obwodowym ( $\theta$ ) oraz osiowym (Z). Zamieszczona na tych rysunkach orientacja odkuwki, wraz z jej przekrojem osiowym, odpowiada układowi narzędzia-odkuwka, który pokazano w poprzednim rozdziale na rys. 4.2. Dla lepszego zobrazowania problemu, na rys. 5.1a umieszczono również miejsce przyłożenia nacisków  $q_{n1}$  i  $q_{n2}$ , które reprezentują schematycznie oddziaływanie odpowiednio powierzchni czołowej matrycy górnej oraz powierzchni bocznej trzpienia na odkuwkę.





**Rys. 5.1.** Stan naprężenia (a) i prędkości odkształcenia (b) w odkuwce, dla której  $h_0 = 24$  mm i grubości ścianki  $g_0 = 4,7$  mm, pod koniec procesu prasowania obwodniowego; przekrój oraz miejsce chwilowego kontaktu matrycy górnej z odkuwką jest zgodny ze schematem pokazanym na rys. 4.2

Na podstawie rys. 5.1a stwierdza się, że w odkuwce panuje nierównomierny i złożony stan naprężenia. Bezpośrednie oddziaływanie czołowej powierzchni matrycy na kształtowany kołnierz powoduje wszechstronne ściskanie – obszar (1) po lewej stronie odkuwki. Taki sam obszar występuje po przeciwnej stronie, w części walcowej tulei – jego występowanie wynika z oddziaływania na materiał bocznej powierzchni trzpienia. W pozostałej części odkuwki występuje stan naprężenia, w którym przynajmniej w jednym kierunku naprężenie ma charakter rozciągający. Najbardziej niekorzystny obszar materiału to strefa (5), w której występuje wszechstronne rozciąganie. Obszar ten jest zlokalizowany na swobodnej powierzchni wewnętrznej na pograniczu kołnierza i walcowej części tulei. Ograniczenie występowania tego obszaru wynika z zastosowania bocznej powierzchni roboczej trzpienia. Również niekorzystna jest strefa (3) znajdujący się na krawędzi kołnierza – materiał jest tutaj rozciągany w kierunku promieniowym i obwodowym.

Również stan odkształcenia charakteryzuje się dużym stopniem niejednorodności – rys. 5.1b. W kołnierzu dominują odkształcenia powodujące zwiększenie jego średnicy. W strefie oddziaływania matrycy górnej na kołnierz zauważa się, że następuje redukcja grubości kołnierza oraz intensywne płynięcie materiału w kierunku promieniowym i obwodowym – obszar (1). Natomiast już w części kołnierza w pobliżu powierzchni swobodnej – strefa (6), odkształcenia obwodowe są ścisające, natomiast w kierunku osiowym odkształcenia są rozciągające. W obszarze bezpośredniego oddziaływania trzpienia na wewnętrzną powierzchnię tulei, materiał intensywnie płynie w kierunku obwodowym, po-

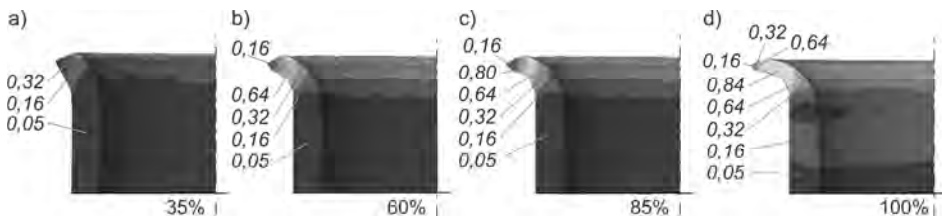
wodując zmianę charakteru osiowej składowej prędkości odkształcenia na rozciągający – obszar (5).

Reasumując, analiza stanu naprężenia i odkształcenia (plastycznego) pozwala przypuszczać, że ograniczenie niekorzystnego charakteru rozciągającego w niewralgicznej strefie kołnierza może spowodować zwiększenie dopuszczalnego zakresu odkształceń i tym samym opóźnienie momentu pęknięcia kołnierza, które zaobserwowano podczas badań doświadczalnych. W tym celu należy zapobiec występowaniu naprężeń obwodowych o charakterze rozciągającym. Zauważono również, że dolna część odkuwki może zostać spęczona w sposób niezamierzony. Zjawisko to jest charakterystyczne dla prasowania obwiedniowego [13, 17, 49, 64, 65, 68] i wynika z miejscowego nacisku matrycy (wykonującej ruch wahający) na materiał.

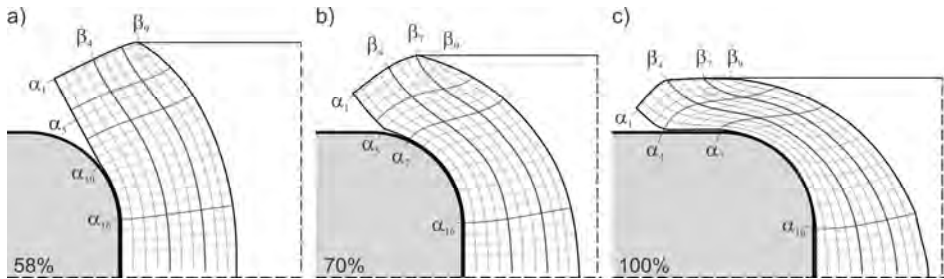
### 5.1.1. Płynięcie materiału w wywijanym i zgniatanym kołnierzu

Na rys. 5.2 pokazano kształt obliczonej odkuwki (gdy  $h_0 = 24$  mm) w wybranych fazach prasowania obwiedniowego oraz rozkład intensywności odkształcenia plastycznego w przekroju osiowym. Na podstawie tych wyników stwierdza się, że największe wartości odkształcenia występują w górnej części wsadu, z której kształtowany jest kołnierz. Jak już wiadomo, w tej części materiał płynie promieniowo, a efektem końcowym oddziaływania matrycy górnej na wsad jest wywiniecie kołnierza na zewnątrz odkuwki. Dalsza realizacja prasowania obwiedniowego powoduje jednocześnie zgniatanie kołnierza, powodujące zmniejszenie jego grubości  $g_w$ , oraz niewielkie spęczenie dolnej części tulei. Efektem tego spęczenia jest niewielkie zmniejszenie średnicy wewnętrznej odkuwki w części dolnej (porównaj z rys. 4.27, na którym porównano obliczoną geometrię odkuwki z rezultatami doświadczalnymi).

Dla lepszego zobrazowania sposobu płynięcia materiału w kołnierzu przedstawiono wybrane fazy deformacji siatki koordynacyjnej (rys. 5.3). Wyróżnić można dwie rodziny linii  $\alpha$  i  $\beta$ , które początkowo są ortogonalne względem siebie. W pierwszej fazie procesu prasowania obwiedniowego (rys. 5.3a) obser-



**Rys. 5.2.** Kolejne fazy kształtowania kołnierza podczas prasowania obwiedniowego odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0 = 24$  mm oraz rozkład intensywności odkształcenia plastycznego



**Rys. 5.3.** Deformacja siatki koordynacyjnej w kolejnych fazach kształtowania kołnierza podczas prasowania obwiedniowego odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0 = 24$  mm; opis w tekście

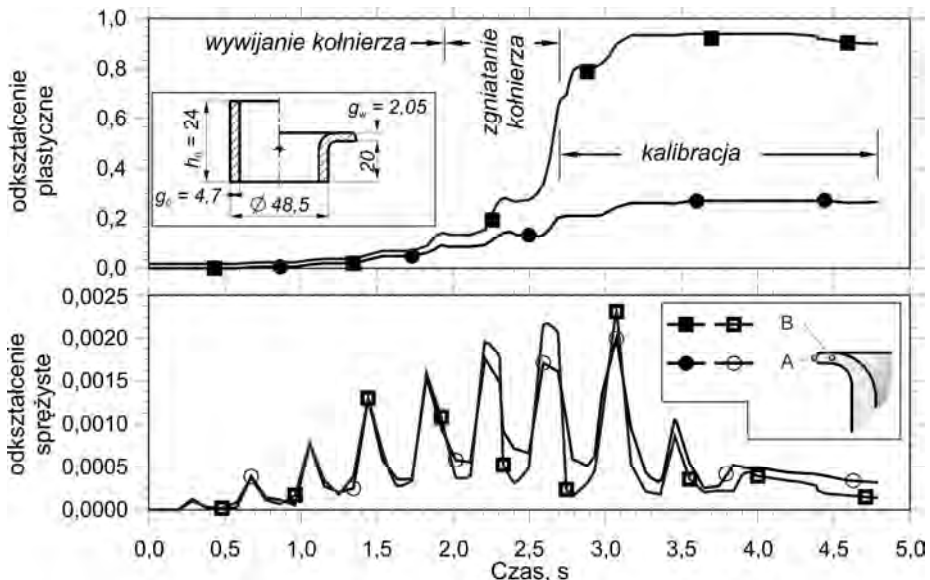
wuje się stopniowe wywijanie kołnierza. Na tym etapie linie  $\beta$  pozostają praktycznie nadal równoległe względem siebie. Wyodrębnić można obszar materiału pomiędzy liniami  $\alpha_7$  i  $\alpha_{16}$ . Jest to obszar, gdzie następuje stopniowe „dopasowanie się” materiału do zaokrąglonej powierzchni matrycy dolnej (rys. 5.3b). Linie  $\beta$  stopniowo przybliżają się. Odległości pomiędzy liniami  $\alpha$  nie zmieniają się od strony matrycy dolnej, a zwiększają się od strony matrycy górnej. Oznacza to, że względny poślizg materiału następuje tylko na powierzchni narzędzia wykonującego ruch wahający.

W końcowym etapie wywijania kołnierza następuje wyraźna tendencja płynięcia materiału wzdłuż powierzchni zaokrąglenia matrycy dolnej. Świadczy o tym zmiana położenia i kształtu linii od  $\alpha_7$  do  $\alpha_{15}$  (rys. 5.3c). Jednocześnie można zauważyć, że w tym obszarze materiału linia  $\alpha$  przyjmuje kształt podobny do litery „s”. Obserwowane „wybrzuszenie” linii  $\alpha$  na wysokości linii  $\beta_1$  dowodzi, że występujące tarcie na powierzchni kontaktu materiału z matrycą dolną odgrywa znaczącą rolę na schemat płynięcia materiału.

Faza zgniatania kołnierza (rys. 5.3c) powoduje duże zniekształcenie siatki koordynacyjnej. Przykładowo, w centralnym obszarze kołnierza, określonym przez linie od  $\alpha_4$  do  $\alpha_7$  oraz linie od  $\beta_4$  do  $\beta_7$ , „kwadraty” zmieniają swój kształt na rombówy – świadczy to o intensywnym promieniowym charakterze płynięcia materiału. Drugą taką strefą jest obszar pomiędzy liniami od  $\alpha_1$  do  $\alpha_4$  oraz liniami od  $\beta_7$  do  $\beta_9$  – jednak ten obszar ma bezpośredni kontakt (przynajmniej chwilowy) z narzędziem górnym. Analiza siatki koordynacyjnej również wykazuje, że górna powierzchnia kołnierza, ukształtowana w wyniku zgniotu (linie od  $\beta_4$  do  $\beta_9$ ), to część powierzchni czołowej tulei. Natomiast pozostała część tej powierzchni (tj. linie od  $\beta_1$  do  $\beta_4$ ) tworzą zewnętrzną, swobodną powierzchnię kołnierza, która *de facto* jest miejscem pojawienia się pierwszych pęknięć (na podstawie obserwacji doświadczalnych). Powierzchnia ta jednocześnie należy

do charakterystycznego obszaru zdefiniowanego przez linie od  $\alpha_1$  do  $\alpha_4$  oraz linie od  $\beta_1$  do  $\beta_4$ , w którym siatka koordynacyjna zniekształca się w najmniejszym stopniu. W tym przypadku oznacza to, że we wskazanym obszarze dominuje płynięcie materiału w kierunku obwodowym.

Prześledźmy teraz historię zmiany odkształcenia w dwóch obszarach. Pierwszy obszar to otoczenie przecięcia się linii  $\alpha_1$  i  $\beta_1$  (nazwany obszarem A), natomiast drugi – to miejsce przecięcia się linii  $\alpha_7$  i  $\beta_5$  (oznaczony literą B). Historię zamiany odkształcenia, zarówno plastycznego jak i sprężystego, pokazano na kolejnym rys. 5.4. Na zamieszczonych wykresach zaznaczono trzy charakterystyczne etapy procesu prasowania obwiedniowego, tj. wywijanie kołnierza, jego zgniatanie oraz etap kalibracji (na tym wykresie czas kalibracji jest znacznie wydłużony w porównaniu z większością analizowanych przypadków). W obszarze A intensywność odkształcenia plastycznego osiąga stosunkowo niewielkie wartości, co jest w pełni zgodne z wynikami zamieszczonymi na rys. 5.2 oraz rys. 5.3. Początkowo wartość odkształcenia utrzymuje się na poziomie 0,14, a dopiero w momencie rozpoczęcia etapu zgniatania (prasowania obwiedniowego) kołnierza obserwuje się wzrost wartości, która osiąga poziom 0,26. Wartość ta w zasadzie jest niezmienna w trakcie kalibracji.



Rys. 5.4. Historia zmiany intensywności odkształcenia plastycznego i sprężystego w dwóch charakterystycznych obszarach kołnierza; opis w tekście

Natomiast znacznie większych odkształceń trwałych doznaje materiał zlokalizowany w obszarze B – tj. w środkowej części kołnierza. Gwałtowny wzrost intensywności odkształcenia obserwuje się w trakcie zgniatania kołnierza – wartość wzrasta do poziomu 0,70, która jest znacznie większa od wartości dla obszaru A. Rozpoczęcie etapu kalibracji nie kończy dalszego (choć już w mniejszym stopniu) wzrostu wartości odkształcenia kołnierza. Zatem, kalibracja odkuwki jest ważnym etapem procesu prasowania obwiedniowego. Jednocześnie stwierdza się, że czas trwania tego etapu, który jest ustalony na dwa cykle wahań matrycy, jest w pełni wystarczający. Przedłużanie kalibracji (na wykresie z rys. 5.4 – ponad 4 sekunde) nie jest uzasadnione.

Biorąc pod uwagę rys. 5.1, w tych dwóch rozważanych obszarach kołnierza zarejestrowano jednakowy schemat stanu odkształcenia, ale różny stan naprężenia. Posiłkując się kolejnym rys. 5.3 dochodzi się do wniosku, że w obszarze B materiał bardzo intensywnie płynie w kierunku promieniowym, przy czym obszar A stanowi pierścień okalający wewnętrzną strefę kołnierza, który jest rozciągany w kierunku obwodowym. Pomimo, że intensywność odkształcenia w strefie A jest niewielka, to sposób płynięcia materiału i interakcja ze strefą B odgrywa istotną rolę na zdolność materiału do zachowania spójności materiału (miejsce pojawienia się pęknięć ustalono na podstawie obserwacji doświadczałnej). Na tym etapie badań można również sformułować tezę, że *gdyby zastosować dodatkowe narzędzie podatne w postaci pierścienia, które przejąłoby rolę strefy A (a tym samym obszar B rozszerzyłby się na obszar A), to można byłoby uzyskać większą średnicę kołnierza przy zachowaniu spójności materiału.*

Pozostaje nam jeszcze omówienie historii zmiany odkształcenia sprężystego (rys. 5.4). Wartość odkształcenia sprężystego w porównaniu z odkształceniem trwałym jest bardzo mała. W trakcie całego procesu prasowania obwiedniowego obserwuje się cykliczne zmiany tej sprężystej składowej odkształcenia. Jest to spowodowane wahającym schematem ruchu matrycy górnej. Lokalny wzrost odkształcenia następuje zawsze w momencie, gdy następuje kontakt powierzchni narzędzia z materiałem. Zatem, odkształcanie kołnierza w tym procesie nie jest ciągle lecz sekwencyjne, z wyraźnymi „przystankami”. Ponadto można jednocześnie stwierdzić, że w kołnierzu pozostają naprężenia szczytkowe powodujące zgromadzenie energii odkształcenia sprężystego. Oczywiście wartość tej energii jest łatwa do oszacowania, np. na podstawie rys. 5.4.

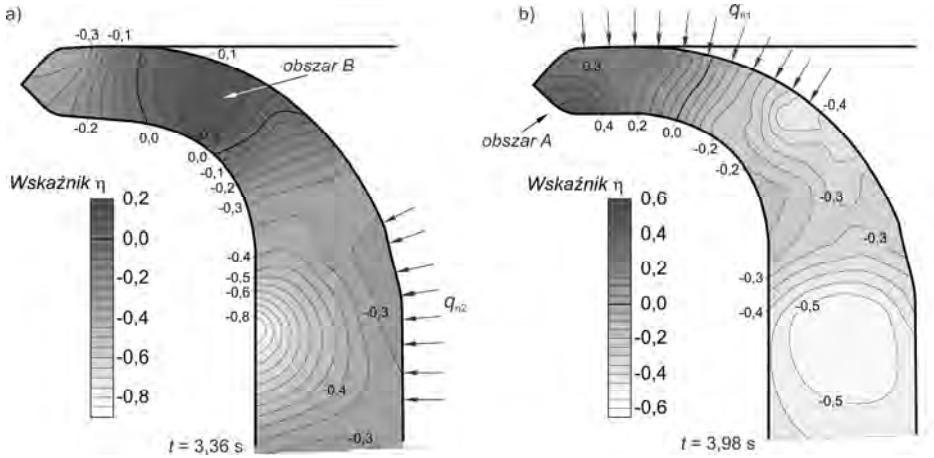
### **5.1.2. Zagadnienie pęknięcia materiału**

Najważniejszym ograniczeniem procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym jest pęknięcie materiału. Zgodnie z modelem pokazanym na rys. 3.11c, miejscem pojawienia się pęknięć jest brzeg kołnierza odkuwki. Wygląd rzeczywisty takiego uszkodzenia pokazano natomiast

na rys. 3.3a, na przykładzie odkuwki uzyskanej z tulei o początkowej wysokości  $h_0 = 26$  mm (pozostałe wymiary wsadu oraz warunki procesu prasowania obwiedniowego są takie same jak w przypadkach omawianych do tej pory w bieżącym rozdziale).

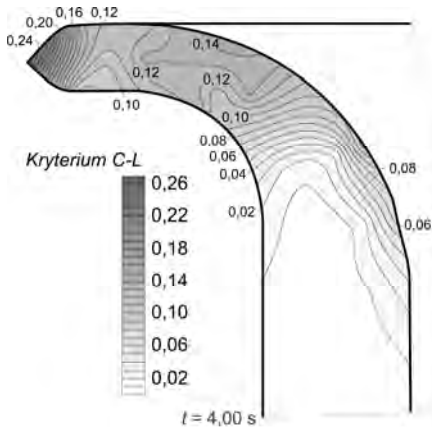
Jak to już wielokrotnie podkreślano, pierwsze pęknięcia w kołnierzu pojawiają się zawsze w obszarze oznaczonym literą A (rys. 5.5b oraz rysunki poprzednie), po czym następuje gwałtowna propagacja tego pęknięcia, a w efekcie powstaje „rozerwanie” materiału, aż do obszaru B (zgodnie z fotografią pokazaną na rys. 3.3a). Przeprowadźmy teraz wnikliwą analizę tego zagadnienia na podstawie uzyskanych wyników symulacji MES. Obliczenia te obejmowały trzy przypadki, w których zastosowano wsad o różnej wysokości początkowej  $h_0$  – tj. wynoszącej 22, 24 oraz 26 mm. Zgodnie z wynikami badań doświadczalnych, podczas kształtowania odkuwki o wysokości początkowej  $h_0 = 26$  mm zawsze pojawiały się pęknięcia w kołnierzu. Analizę wyników badań wykonano stosując własną strategię omówioną w rozdziale 3.3.3 oraz pokazaną za pomocą diagramu na rys. 3.26.

Na rys. 5.5 przedstawiono rozkład wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  wyznaczonego w kołnierzu odkuwki dla dwóch charakterystycznych momentów obciążenia odkuwki, jakie występują w trakcie procesu prasowania obwiedniowego. Pierwszy przypadek (rys. 5.5a) odpowiada sytuacji, w której kołnierz chwilowo nie jest zgniatany przez matrycę górną. W tym czasie jedynie wewnętrzna powierzchnia odkuwki posiada kontakt z boczną powierzchnią trzpienia. Na rysunku pokazano to schematycznie za pomocą wektorów  $q_{n2}$  reprezentujących nacisk wywierany przez narzędzie. Natomiast drugi przypadek (rys. 5.5b) reprezentuje moment, w którym kołnierz jest zgniatany przez narzędzie poprzez wywieranie na materiał nacisku  $q_{n1}$ . Oczywiście te dwie, na przemian występujące momenty obciążenia kształtowanego kołnierza są wynikiem charakteru ruchu matrycy górnej. W porównaniu z klasycznym procesem wywijania kołnierza, w trakcie procesu prasowania obwiedniowego zawsze powstają zmienne, cyklicznie zmieniające się warunki. Dlatego też zaznaczone na rys. 5.5 dwa obszary (za pomocą litery A oraz B), w jednej chwili czasu charakteryzują się korzystnym stanem naprężenia (np. z punktu widzenia pęknięcia), a w kolejnej chwili w tych obszarach pojawia się niekorzystny stan naprężenia. Nie mniej jednak, na podstawie przedstawionych rozkładów wskaźnika  $\eta$  można wskazać, że obszar A jest najbardziej prawdopodobnym miejscem pęknięcia materiału, ponieważ parametr ten osiąga wartości powyżej 0,5. Drugim miejscem, w którym mogą pojawić się pęknięcia, jest obszar B. Przy czym, w tej strefie wskaźnik  $\eta$  nie przekracza poziomu 0,3. Natomiast w najbardziej korzystnych momentach obciążenia, w tych dwóch obszarach wskaźnik  $\eta$  osiąga bezpieczny poziom, nie większy niż -0,33.



**Rys. 5.5.** Rozkład wartości wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$  obliczony w kołnierzu, podczas prasowania obwiedniowego odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0 = 24$  mm: a) faza kształtowania, w której na wywijany kołnierz bezpośrednio oddziałuje trzpień matrycy (nacisk  $p_{n2}$ ); b) faza kształtowania, w której na kołnierz naciska matryca górna (nacisk  $p_{n1}$ )

Zgodnie ze strategią postępowania (omówioną w rozdziale 3.3.3), ocena momentu pierwszego pęknięcia materiału w wytypowanych obszarach jest realizowana w oparciu o kryterium Cockrofta-Lathama.



**Rys. 5.6.** Rozkład wartości kryterium zniszczenia wg Cockrofta-Lathama, obliczony w kołnierzu

Uzyskany rozkład wartości tego kryterium w rozpatrywanym przypadku (kształtowanie odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0 = 24$  mm) pokazano na rys. 5.6. Na jego podstawie można wskazać, że w obszarze A wartość kryterium zniszczenia osiąga największe wartości, bardzo zbliżone do poziomu  $C_{CL} \approx 0,25$ . Według badań własnych, jest to wartość krytyczna, ale pod warunkiem, że największe naprężenie styczne  $\tau_{max}$  nie przekroczy wartości  $\tau_{gr} \approx 230$  MPa. W przeciwnym razie, graniczna wartość kryterium zniszczenia powinna wynosić zaledwie 0,09.

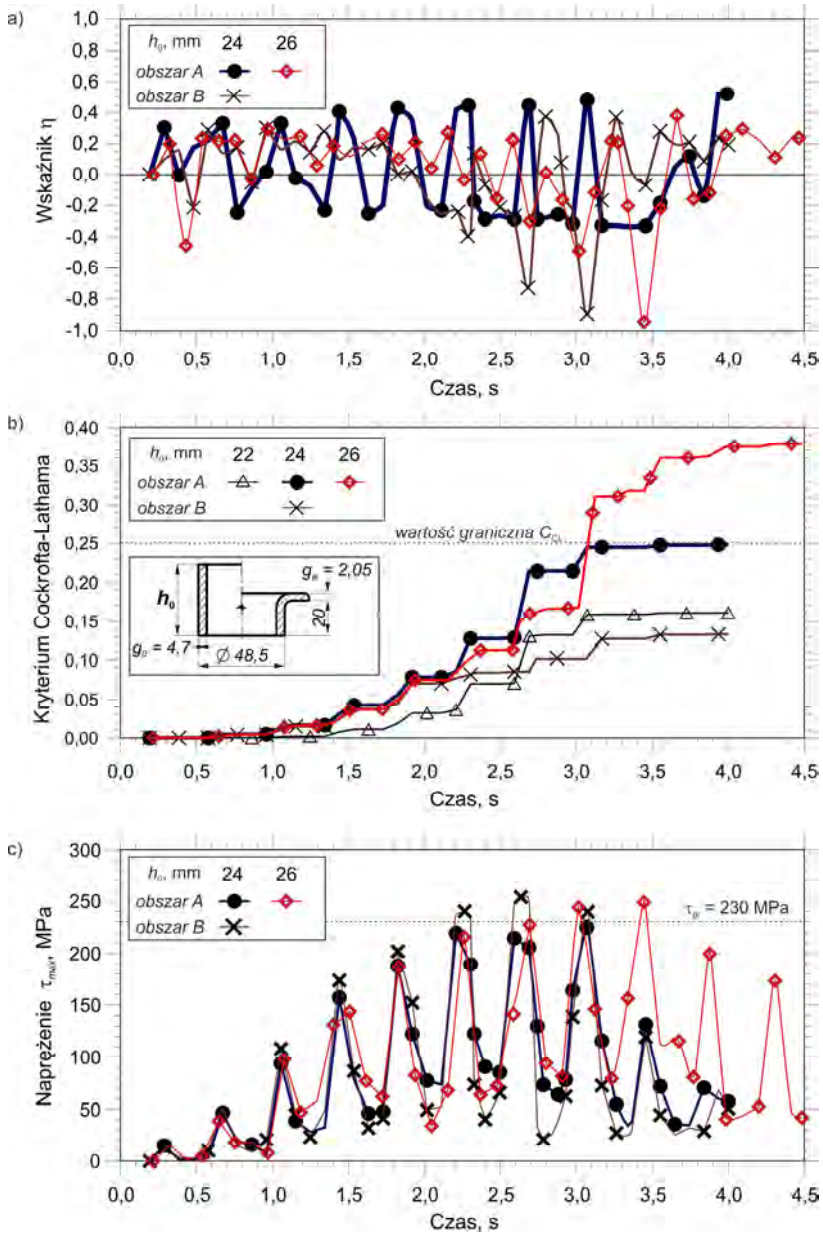
Ponadto, miejscowe ekstremum wartości kryterium zniszczenia ( $C_{CL} \approx 0,15$ ) zaobserwowano również w obszarze B, tuż przy powierzchni wewnętrznej wywiniętego kołnierza. Z uwagi, że ta powierzchnia jest swobodną cyklicznie, to ten obszar również należy wziąć pod uwagę w ocenie zjawiska pękania.

Pełna ocena zagadnienia pękania materiału zostanie wykonana w oparciu o szczegółowe dane, które zamieszczono w formie wykresów na rys. 5.7. Wykresy te przedstawiają zmianę wartości wskaźnika  $\eta$ , kryterium zniszczenia  $C_{CL}$  oraz największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  w dwóch obszarach A i B, które wcześniej wytypowano na miejsca pojawienia się możliwych pierwszych pęknięć materiału. Dane te wyznaczono w symulacji MES dla trzech przypadków kształtowania odkuwki, różniących się początkową wysokością wsadu  $h_0$ . W ocenie zostanie również wykorzystana wiedza zdobyta przez autora podczas realizacji prób doświadczalnych.

Najbardziej charakterystyczną cechą omawianych wykresów (rys. 5.7a, c) jest zmienny przebieg wartości wskaźnika  $\eta$  oraz naprężenia  $\tau_{max}$ . Zmienność ta jest zdeterminowana przez wahający ruch matrycy górnej. W momentach, gdy następuje kontakt powierzchni matrycy z rozpatrywaną strefą materiału, to następuje zmiana stanu naprężenia w tej strefie, a wartość  $\tau_{max}$  osiąga lokalne ekstremum. Z kolei, gdy kontakt materiału z narzędziem „zanika” obserwuje się spadek wartości  $\tau_{max}$  oraz chwilowy brak wzrostu wartości kryterium zniszczenia (rys. 5.7b).

Konfrontując ze sobą chwilowe wartości wskaźnika  $\eta$  i naprężenia  $\tau_{max}$  stwierdza się pewną prawidłowość. W momencie osiągnięcia przez  $\tau_{max}$  lokalnego maksimum, wskaźnik stanu naprężenia  $\eta$  przyjmuje lokalnie najmniejszą wartość, która w większości przypadków jest mniejsza od -0,2. Wniosek jest taki, że zgodnie z przyjętą strategią oceny wyników (rys. 3.28) pierwsze pęknięcia materiału w obszarze A mogą nastąpić w tych momentach, gdy wartość wskaźnika  $\eta$  osiąga duże, dodatnie wartości, przy czym w tym czasie największe naprężenie styczne  $\tau_{max}$  nie przekracza wartości granicznej  $\tau_{gr}$  (która wynosi 230 MPa). To oznacza, że graniczna wartość kryterium zniszczenia  $C_{CL}$  wynosi 0,25. Zgodnie z wykresem kryterium zniszczenia przedstawionym na rys. 5.7b, w przypadkach kształtowania odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0$  równej 22 mm oraz 24 mm, w wytypowanych obszarach nie powinny pojawić się pęknięcia. Natomiast podczas kształtowania odkuwki ze wsadu o wysokości  $h_0 = 26$  mm, pęknięcie pojawi się już w trakcie fazy zginięcia kołnierza. Te wnioski w pełni pokrywają się z obserwacjami uzyskanymi w trakcie realizacji prób doświadczalnych.





Rys. 5.7. Wykresy przedstawiające zmianę trzech charakterystycznych parametrów w dwóch obszarach wytypowanych jako miejsca możliwych pęknięć; opis w tekście

Rozpatrując obszar B (tylko dla przypadku, gdy  $h_0 = 24$  mm) stwierdza się, że w tej strefie są momenty, w których wartość  $\tau_{max}$  przekracza  $\tau_{gr}$ . Na szczęście w tym samym czasie wskaźnika  $\eta$  jest znacząco mniejszy od  $-0,33$ . Zatem, w takiej sytuacji nie powinny pojawić się pęknięcia. Z kolei, gdy wskaźnik  $\eta$  osiąga duże wartości, to naprężenie  $\tau_{max}$  osiąga lokalne minimum. Również w takiej sytuacji nie pojawiają się pęknięcia. Po pierwsze, dlatego, że kryterium zniszczenia  $C_{CL}$  ma wartości bardzo małe, po drugie – w danym momencie obszar B nie jest odkształcany (brak bezpośredniego kontaktu z powierzchnią matrycy), więc nie ma bezpośredniego czynnika powodującego pojawienie się pierwszych pęknięć.

## 5.2. Wpływ schematu ruchu wahającego stempla na przebieg procesu

Jak wiadomo, prasy obwiedniowe z serii PXW umożliwiają realizację procesu technologicznego, gdzie matryca górna (stempel) może wykonywać jeden z czterech różnych schematów ruchu wahającego. Charakterystyka tych schematów, wraz ze szczegółowym opisem konstrukcji mechanizmu wprawiającego w ruch matrycę, została zamieszczona w rozdziale 1 oraz w monografii [61]. Dla przypomnienia, matryca może wykonywać ruch obwiedniowy „po okręgu” (T), wahający według schematu „po spirali” (S), „po krzywej wielolistnej” (R) oraz „po prostej” (P). W dalszej części rozdziału zostaną przedstawione wyniki analizy numerycznej procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem, gdzie matryca wykonuje każdy z czterech wspomnianych rodzajów ruchu wahającego (dla ułatwienia przekazu, schematy ruchu wahającego będą identyfikowane za pomocą przyjętych oznaczeń symbolicznych).

Analizie porównawczej zostaną poddane zarówno parametry siłowe, jak i uzyskana geometria kołnierza. Wszystkie analizowane przypadki dotyczą odkuwki z kołnierzem  $g_w = 2,05$  mm wykonanej ze wsadu o wysokości początkowej  $h_0 = 24$  mm (zgodnie z rys. 4.9).

### 5.2.1. Parametry siłowe

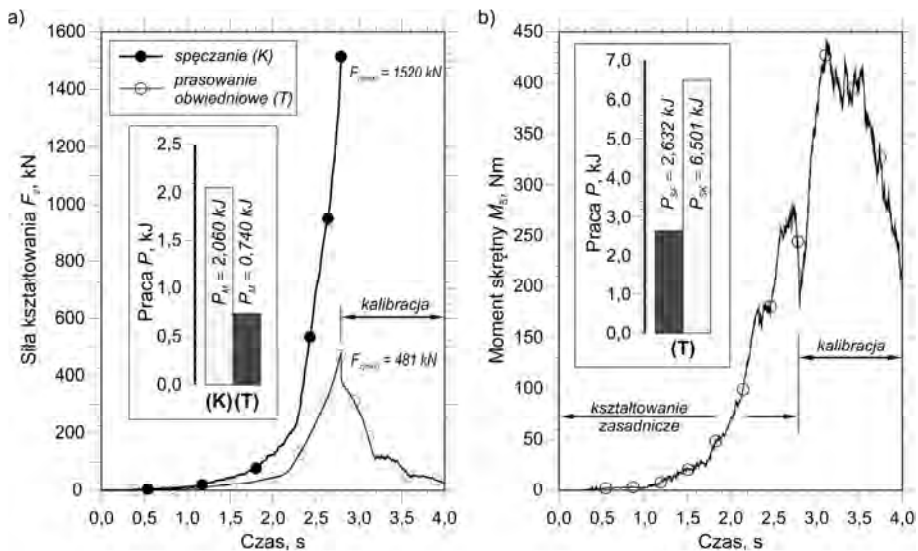
Podczas prasowania obwiedniowego dowolnej odkuwki (rys. 5.8), kształtowany materiał stawia opór, który przyczynia się do powstania na powierzchni  $S$  (kontaktu narzędzia z odkuwką) nacisków jednostkowych  $q_n$ . Opór ten musi zostać pokonany przez ruch postępowy i obwiedniowy narzędzi.

W ogólnym przypadku, naciski jednostkowe na powierzchni  $S$  można sprowadzić do jednej siły wypadkowej  $F$ . Z uwagi na złożony kształt powierzchni kontaktu  $S$ , wskazane jest rozpatrywanie jej elementarnego wycinka  $dS$  (rys. 5.8b). Wtedy, elementarną siłę  $dF$  można przedstawić za pomocą trzech składowych, tj. składowej osiowej  $dF_z$ , promieniowej  $dF_r$ , oraz obwodowej  $dF_\theta$ .



nika, że podczas prasowania obwiedniowego siła kształtowania  $F_Z$  stanowi jedynie  $1/3$  siły, jaka jest potrzeba przy tradycyjnym spęczaniu odkuwki. Oczywiście, zagadnienie obniżenia siły w prasowaniu obwiedniowym jest bardzo dobrze znane i poruszane w wielu pracach, np. [11, 16, 17, 19, 26, 72, 73, 84]. Niestety, prawie we wszystkich publikacjach pomijano obliczanie momentu skrętnego  $M_S$  dla narzędzi wykonujących ruch wahający. Według autora, nierozpatrywanie tego parametru jest dużym zaniedbaniem, gdyż znajomość, zarówno siły  $F_Z$ , jak i momentu  $M_S$  pozwala np. obliczyć zapotrzebowanie całkowitej energii na realizację procesu prasowania obwiedniowego, a co za tym idzie – określić opłacalność prasowania obwiedniowego na tle konwencjonalnych metod obróbki plastycznej.

Moment skrętny  $M_S$ , który wyznaczono dla stępła wykonującego ruch obwiedniowy typu (T), przedstawiono na rys. 5.9b. W czasie zasadniczego kształtowania odkuwki, moment  $M_S$  wzrasta w sposób podobny jak wzrasta siła kształtowania  $F_Z$ . Zatrzymanie ruchu postępowego matrycy dolnej powoduje



**Rys. 5.9.** Porównanie siły kształtowania  $F_Z$  (a) obliczonej dla procesu tradycyjnego spęczania (K) i procesu prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch obwiedniowy według schematu po okręgu (T) oraz (b) moment skrętny  $M_S$  wynikający z ruchu obwiedniowego stępła; oznaczenia dotyczące pracy:  $P_M$  – praca wykonana przez matrycę dolną,  $P_{SF}$  i  $P_{SK}$  – praca wykonana przez stempel, odpowiednio podczas zasadniczego kształtowania i fazy kalibracji

gwałtowny spadek wartości  $M_S$ . Jednak z uwagi, że ruch wahający stempla jest nieprzerwany, po chwili następuje dalszy wzrost wartości  $M_S$ , ale do określonej chwili. W tym czasie kołnierz jest nadal kształtowany, a jego grubość redukowana. Natomiast ostateczny spadek wartości  $M_S$  jest spowodowany stopniowym zmniejszaniem się powierzchni styku stempla z odkuwką – kalibracja dobiega końca.

Przejdźmy teraz do wyjaśnienia, dlaczego oszacowanie energochłonności procesu prasowania obwiedniowego jest tak ważne, w szczególności podczas porównywania go z tradycyjnymi metodami spęczania (kucia). Aby oszacować całkowitą energię należy w pierwszej kolejności obliczyć pracę  $P_M$  wykonaną przez narzędzie realizujące ruch postępowy. Jest to zadanie najłatwiejsze. *De facto*, praca  $P_M$  dla procesu prasowania obwiedniowego jest mniejsza niż podczas tradycyjnego spęczania (rys. 5.9a) i jest wykonywana tylko w czasie ruchu postępowego matrycy dolnej. W następnej kolejności, należy wyznaczyć pracę  $P_S$ , która wynika z faktu, że w prasowaniu obwiedniowym stempel również wykonuje określony ruch i w sposób bezpośredni oddziałuje na przebieg odkształcania odkuwki. W tym celu wykorzystuje się moment skrętny  $M_S$  (rys. 5.9b). Należy w tym miejscu zaznaczyć, że w obliczeniach pracy pomija się straty związane ze sprawnością przekładni mechanicznej napędzającej stempel. Ponadto, wyróżniono dwie składowe prace  $P_S$  – jest to praca  $P_{SF}$  wykonywana przez stempel w czasie zasadniczego kształtowania odkuwki oraz praca  $P_{SK}$  wykonywana w trakcie fazy kalibracji.

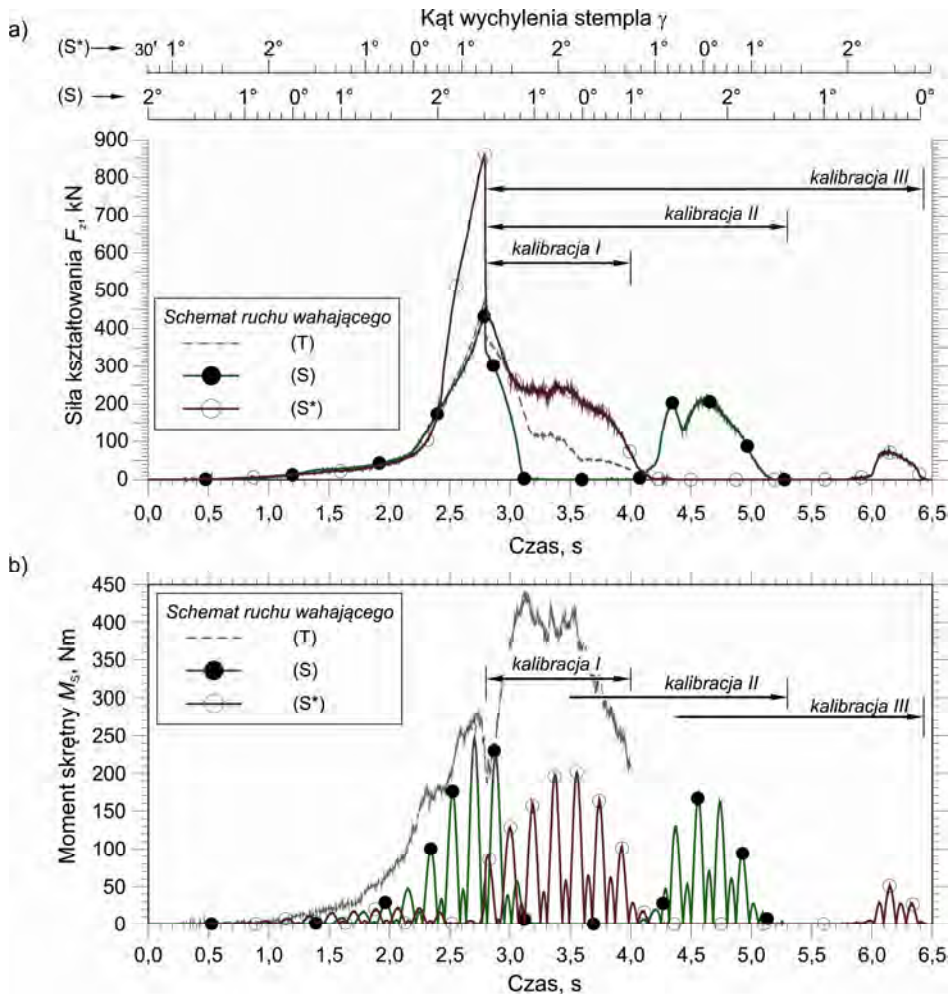
Porównując wartości pracy  $P_{SF}$  z pracą  $P_{SK}$  można uznać, że w przypadku rozpatrywanego sposobu prasowania obwiedniowego kalibracja odkuwki jest nadzwyczaj energochłonna, szczególnie na etapie zginięcia kołnierza.

Reasumując, rozpatrywany proces prasowania obwiedniowego (w którym stempel wykonuje ruch obwiedniowy po okręgu) wymaga zużycia prawie 10 kJ energii na jedną odkuwkę. Dla porównania – konwencjonalne spęczanie wymaga zużycia tylko 2 kJ. Realizacja fazy zasadniczego kształtowanie odkuwki (tj. wywijania i jednoczesnego prasowania kołnierza) wymaga 34% całkowitej energii, przy czym aż 78% tej wartości (3,4 kJ) pochłania ruch wahający stempla. Stąd wniosek, że prasowanie obwiedniowe pozwala obniżyć siłę  $F_z$ , ale niestety kosztem znaczącego podwyższenia energochłonności procesu.

### **Ruch wahający typu (S)**

Kolejnym rodzajem ruchu wahającego wykonywanego przez stempel jest tzw. ruch według schematu „po spirali”, który umownie jest oznaczany symbolem (S). Schemat ten odznacza się płynną zmianą wartości kąta  $\gamma$  wychylenia narzędzia – od wartości minimalnej ( $0^\circ$ ) do maksymalnej ( $2^\circ$ ). Szczegółowa charakterystyka tego typu ruchu obwiedniowego została przedstawiona w pracy własnej [61].

Przebieg siły kształtowania w przypadku omawianego schematu procesu prasowania obwiedniowego pokazano na rys. 5.10a. Natomiast na rys. 5.10b przedstawiono przebieg obliczonego momentu skrętnego  $M_S$ . Parametry te dodatkowo porównuje się do wyników uzyskanych podczas prasowania obwie-



**Rys. 5.10.** Przebieg siły kształtowania  $F_z$  (a) oraz momentu skrętnego  $M_S$  (b) wyznaczony dla dwóch przypadków procesu prasowania obwiedniowego według schematu wahań „po spirali” – (S) oraz (S\*), które różnią się początkowym pochyleniem stępła (tj. kątem  $\gamma$ ); opis w tekście

dniowego według schematu (T). Ponadto, na wykresach wyszczególniono trzy fazy kalibracji, które trwają odpowiednio  $t_k$ ,  $2t_k$  oraz  $3t_k$ , gdzie  $t_k = 1,21$  s (tj. czas kalibracji podczas prasowania obwiedniowego według schematu po okręgu).

Z uwagi na charakter wahań stempla według schematu „po spirali”, ważnym zagadnieniem jest początkowa wartość kąta  $\gamma$ , tj. startowe pochylenie narzędzia. Wartość kąta  $\gamma$  zmienia się stosunkowo powoli (porównaj oś kąta  $\gamma$  z osią czasu – rys. 5.10a). Oznacza to, że gdy  $\gamma \approx 0^\circ$ , to proces prasowania obwiedniowego jest podobny do tradycyjnego spęczania, natomiast gdy  $\gamma \approx 2^\circ$  – do prasowania według schematu (T). Dlatego w analizie rozpatruje się dwa przypadki prasowania obwiedniowego. Pierwszy przypadek, oznaczony symbolem (S), dotyczy sytuacji, w której na początku procesu stempel jest maksymalnie wychylony, a wraz z rozpoczęciem kształtowania odkuwki kąt  $\gamma$  maleje. Natomiast drugi przypadek, oznaczony za pomocą symbolu (S\*), dotyczy sytuacji, w której startowa wartość kąta  $\gamma = 30^\circ$ . Początkowo wartość kąta wrasta, ale w nieważnym momencie (tj. pod koniec fazy zasadniczego kształtowania odkuwki), wychylenie stempla jest praktycznie zerowe, co w efekcie powoduje gwałtowny wzrost wartości siły  $F_z$ . Jest to spowodowane tym, że powierzchnia styku stempla z odkuwką jest największa (taka sama jak podczas zwykłego spęczania). Taki gwałtowny wzrost siły jest bardzo niebezpieczny. Może doprowadzić do przeciążenia prasy oraz uszkodzenia narzędzi.

W przypadku (S) zmiana wartości kąta  $\gamma$  w czasie jest najkorzystniejsza, a przebieg siły kształtowania  $F_z$  praktycznie pokrywa się z siłą obliczoną dla przypadku (T). Stąd wniosek, że podczas prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch wahający według schematu „po spirali”, należy bezwzględnie zsynchronizować ruch matrycy dolnej z wartością kąta  $\gamma$  (czyli: pochyleniem stempla).

Pozostaje jeszcze omówić zmianę siły kształtowania  $F_z$  podczas kalibracji odkuwki. Jak można zauważyć siła  $F_z$  wrasta (a tym samym materiał jest odkształcany) tylko w tych momentach, gdy wychylenie stempla zwiększa się od zera do wartości maksymalnej. Niestety, podczas kalibracji występują okresy jałowej pracy ( $F_z = 0$ ; kąt  $\gamma$  maleje), które wydłużają całkowity czas procesu.

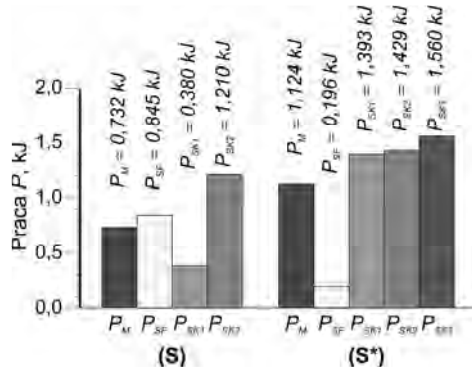
Obliczony moment skrętny  $M_S$  (rys. 5.10b) odznacza się oscylacyjnym charakterem – wynika to z zasady działania układu mimośrodków w mechanizmie wprawiającym w ruch stempel. Jednak na podstawie wartości amplitud można bez problemu wyznaczyć ogólny trend zmiany momentu  $M_S$ , który obrazuje wpływ schematu wahań narzędzia. W przypadku schematu (S), podczas zasadniczego kształtowania wartości amplitud są bardzo zbliżone do wartości momentu  $M_S$  uzyskanego podczas kształtowania według schematu (T). Zmiana początkowej wartości pochylenia stempla nie wpływa w sposób istotny na zwiększenie

maksymalnego momentu skrętnego  $M_S$ , a jedynie powoduje przesunięcie wykresu w czasie.

Przejdźmy teraz to omówienia pracy wykonanej przez narzędzia – odpowiednie zestawienie w formie graficznej umieszczono na rys. 5.11. Wartości pracy oznaczone za pomocą  $P_{SK1}$ ,  $P_{SK2}$  i  $P_{SK3}$  odpowiadają pracy wykonanej przez stempel odpowiednio w czasie kalibracji I, II oraz III (zgodnie z oznaczeniem z rys. 5.10).

Zmiana schematu ruchu obwieidniowego stempla z (T) na schemat (S) lub (S\*) przyczynia się do znaczącego obniżenia energochłonności procesu prasowania obwieidniowego. Zmniejszeniu ulega przede wszystkim praca wykonana przez stempel. Podczas prasowania obwieidniowego, w którym stempel wykonuje ruch według schematu „po spirali”, całkowita praca jest niewiele większa niż praca obliczona podczas tradycyjnego spęczania. Po zakończeniu kalibracji I, całkowita praca uzyskana dla przypadku (S) to zaledwie 1,6 kJ, natomiast dla wariantu (S\*) – 2,7 kJ. Natomiast po wykonaniu kalibracji II, w obu przypadkach prasowania obwieidniowego całkowita praca jest praktycznie na tym samym poziomie i wynosi 2,8 kJ. Stanowi to zaledwie 28% pracy, jaka została wykonana, gdy podczas prasowania obwieidniowego matryca górna wykonywała ruch według schematu (T). Ponadto, wydłużenie kalibracji do czasu  $3t_k$  (kalibracja III) nie powoduje istotnego wzrostu energochłonności procesu.

Oczywiście ruch wahający narzędzia podczas rozpatrywanych wariantów prasowania obwieidniowego nadal pochłania największą część całkowitej energii. W zależności od początkowego pochylenia stempla, udział energii przypadającej na ruch stempla (w czasie kształtowania zasadniczego i kalibracji II) to ok. 60÷75%. Wartość początkowa kąta  $\gamma$  wpływa jedynie na zmianę chwilowych proporcji pomiędzy pracą  $P_S$  i  $P_M$ .

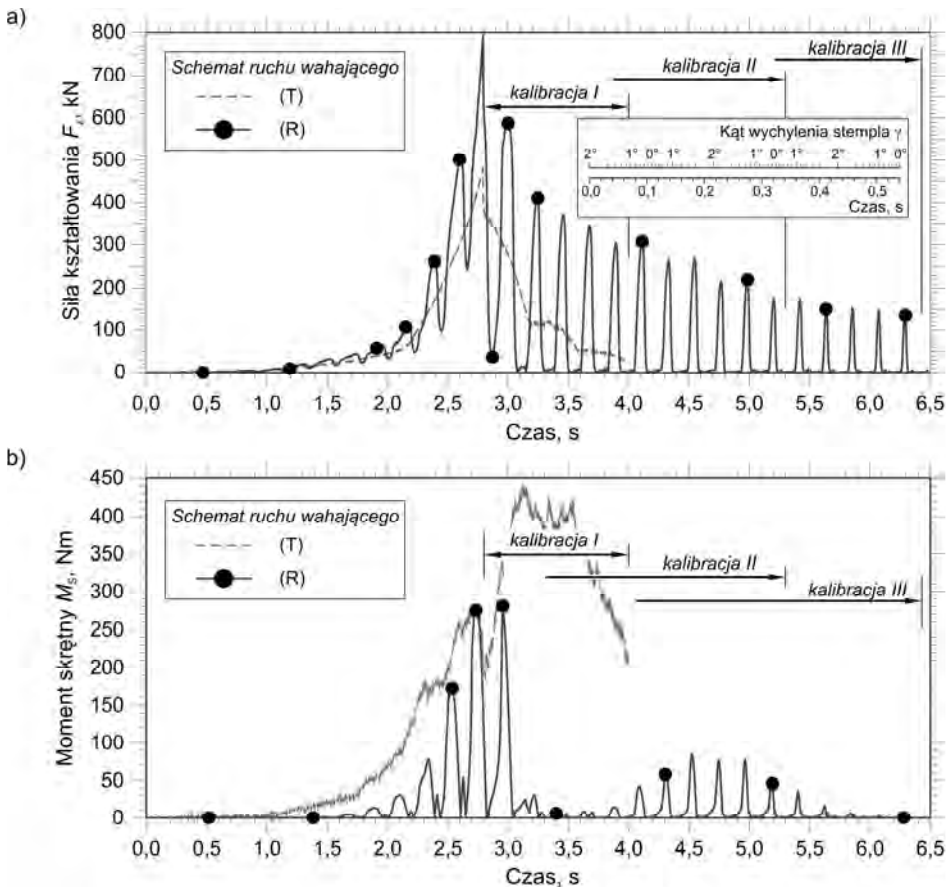


**Rys. 5.11.** Porównanie pracy wykonanej przez narzędzia podczas prasowania obwieidniowego, gdzie stempel wykonuje ruch według schematu „po spirali”



### Ruch wahający typu (R)

Trzecim schematem wahań stempla jest ruch według schematu tzw. „po krzywej wielolistnej”, który umownie oznaczany jest symbolem (R). Ten sposób ruchu narzędzia odznacza się bardziej dynamiczną zmianą kąta pochylenia stempla. W porównaniu ze schematem (S), w tym przypadku wartość kąta  $\gamma$  zmienia się aż jedenaście razy szybciej, co w efekcie sprawia, że początkowa wartość  $\gamma$  nie ma praktycznie znaczenia. Obraz zmiany wartości kąta  $\gamma$  w czasie pokazano na rys. 5.12a. Warto zwrócić uwagę na pewną cechę uzyskanych wyników. Schemat wahań (R) może być traktowany jako kombinacją ruchu po



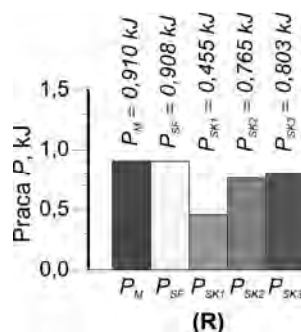
**Rys. 5.12.** Przebieg siły kształtowania  $F_z$  (a) oraz momentu skrętnego  $M_S$  (b) wyznaczony dla procesu prasowania obwiedniowego według schematu wahań „po krzywej wielolistnej” – (R) oraz poglądowy obraz zmiany kąta  $\gamma$  w funkcji czasu (okresie 0,0÷0,7 s)

okręgu oraz schematu „po prostej” [56, 61]. To oznacza, że gdy wyznaczymy trend zmiany rozpatrywanych parametrów, to będzie on jakościowo porównywalny do wyników uzyskanych dla prasowania obwiedniowego według schematu (T).

Przyjdźmy do szczegółowej analizy przebiegu siły kształtowania  $F_z$  (rys. 5.12a) wyznaczonej podczas prasowania obwiedniowego zgodnego z rozpatrywanym schematem – tj. (R). Przebieg ten charakteryzuje się oscylacyjnym charakterem, który jest bardzo wyraźny podczas kalibracji odkuwki. Największa wartość siły  $F_z$  jest osiąga pod koniec fazy zasadniczego kształtowania. Jest to wartość prawie dwukrotnie większa od siły uzyskanej podczas prasowania według schematu (T).

Natomiast na rys. 5.12b zamieszczono przebieg zmiany momentu skrętnego  $M_S$ . Największe wartości  $M_S$  są osiągane w trakcie zasadniczego kształtowania odkuwki oraz na początku kalibracji. Porównując uzyskane wyniki można stwierdzić, że podczas kalibracji odkuwki, wartość rozpatrywanego parametru jest mniejsza, niż w przypadkach prasowania obwiedniowego według schematu (T) oraz schematu (S).

Zestawienie obliczonej pracy dla rozpatrywanego schematu procesu prasowania obwiedniowego (R) pokazano na kolejnym rys. 5.13. Całkowita energochłonność kształtuje się na poziomie  $2,3 \div 2,6$  kJ w zależności od długości kalibracji. Jest to wartość porównywalna z pracą uzyskaną w przypadku ruchu stempla typu (S). Zużycie energii potrzebnej na realizację ruchu wahającego wynosi ok. 62% energii całkowitej.



**Rys. 5.13.** Zestawienie pracy wykonanej przez narzędzia podczas prasowania obwiedniowego, gdzie stempel wykonuje ruch według schematu „krzywej wielolistnej”

### 5.2.2. Geometria kołnierza

Celem realizacji procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem jest uzyskanie odkuwki, w której kołnierz posiada określoną geometrię oraz grubość  $g_w$ , najczęściej znacznie mniejszą, niż grubość początkowa ścianki wsadu. Wskaźnikiem ilościowym osiągnięcia tego celu jest promień  $r$  oraz odchyłka  $\Delta g_w$  od oczekiwanej grubości nominalnej  $g_w$ . Parametry te umieszczono na rys. 5.14a, natomiast na rys. 5.14b pokazano zdefiniowaną współrzędną  $\theta$ . W funkcji tej współrzędnej wykonano rozkłady parametrów  $r$  oraz  $\Delta g_w$ , które następnie przedstawiono odpowiednio na rys. 5.15 oraz rys. 5.16.

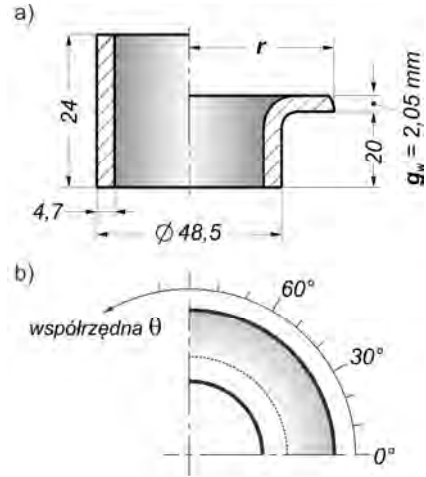
Rozkłady rozpatrywanych parametrów geometrycznych kołnierza wyznaczono dla czterech przypadków prasowania obwiedniowego, które różnią się jedynie schematem wahań stempla (matrycy górnej). Użyte oznaczenia: (T), (S), (S\*) oraz (R) są zgodne ze symbolami wprowadzonymi podczas omawiania parametrów siłowych w poprzedniej części rozdziału.

Pierwszy rozkład (wyznaczony dla czasu  $t_1$ ) reprezentuje geometrię kołnierza uzyskaną po zakończeniu fazy zasadniczego kształtowania odkuwki. Natomiast kolejne rozkłady (dla czasów  $t_2$ ,  $t_3$  oraz  $t_4$ ) przedstawiają wyniki otrzymane po zakończeniu kalibracji. Rozpatruje się różne czasy kalibracji (tak jak to wykonano podczas analizy parametrów siłowych), w celu ustalenia wymaganego czasu trwania całego procesu prasowania obwiedniowego, po którym uzyska się odkuwkę o zadawalającej geometrii kołnierza.

W przypadku rozkładu promienia  $r$ , na wykresach (rys. 5.15) podaje się dane liczbowe w formie wartości średniej  $r_{sr}$  oraz największej odchyłki górnej  $\Delta r_g$  i dolnej  $\Delta r_d$  od wartości średniej. Uzupełnieniem tych danych jest odchylenie standardowe  $s$ , które wyraża stopień nierównomierności rozkładu parametru. Zatem, celem jest minimalizacja odchylenia  $s$ , ale oczywiście do poziomu ekonomicznie uzasadnionego (np. określonego na podstawie analizy parametrów siłowych).

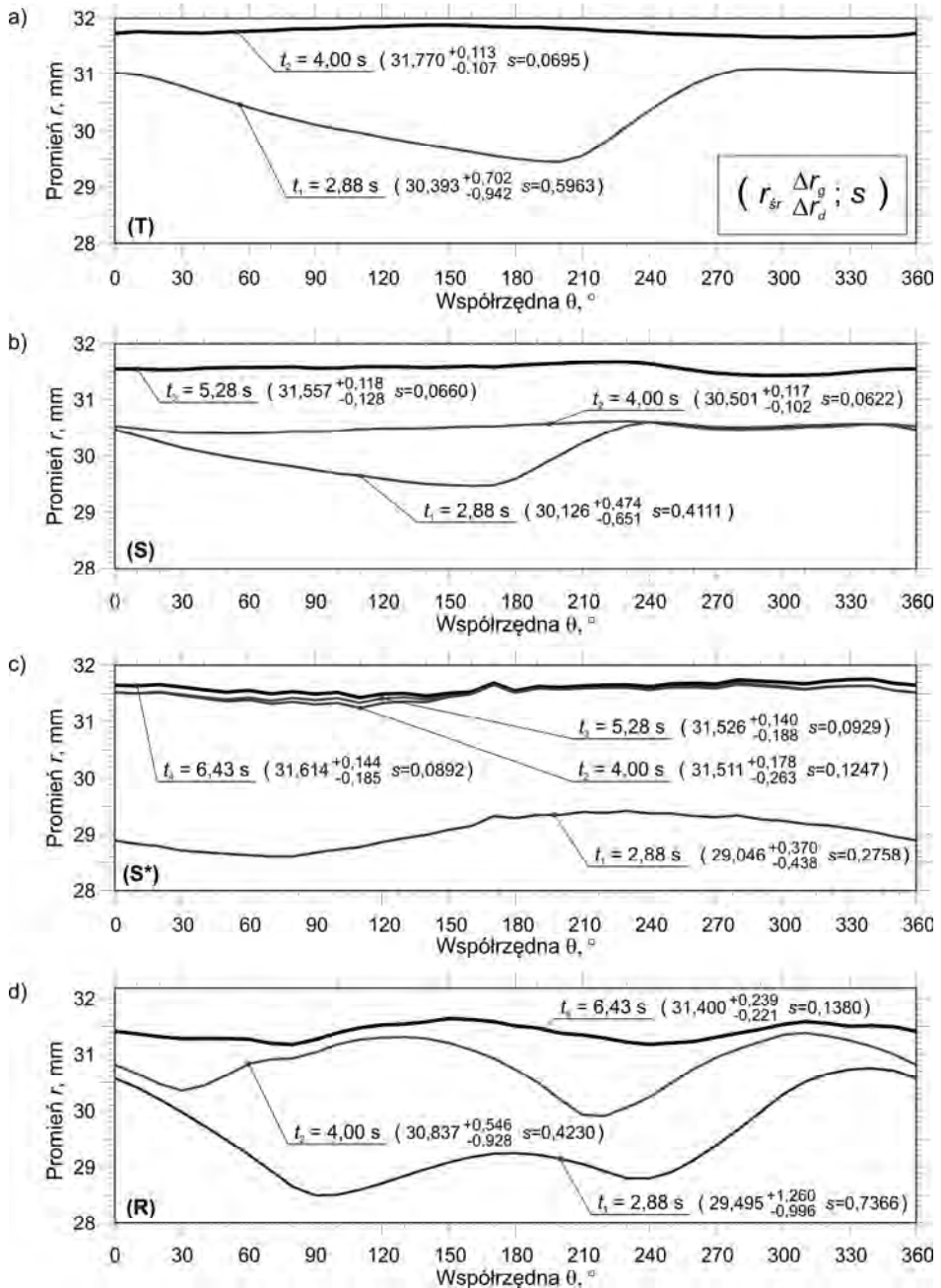
Dane dotyczące drugiego parametru – odchyłki grubości kołnierza  $\Delta g_w$  (rys. 5.16) – przedstawiono w sposób podobny. Mianowicie, podano wartość średniej odchyłki  $\Delta g_{w(sr)}$ , maksymalną odchyłkę  $\Delta g_{w(max)}$  oraz minimalną  $\Delta g_{w(min)}$ . Również podano wartość odchylenia standardowego  $s$ , którego sens jest taki sam, jak dla rozkładu pierwszego parametru.

Przejdźmy teraz do interpretacji uzyskanych rozkładów promienia  $r$  (rys. 5.15). Po zakończeniu fazy zasadniczego kształtowania odkuwki ( $t_1 = 2,88$  s), zarys obwodu kołnierza jest nieregularny we wszystkich rozpatrywanych schematach prasowania obwiedniowego. Oznacza to, że wykonanie kalibracji

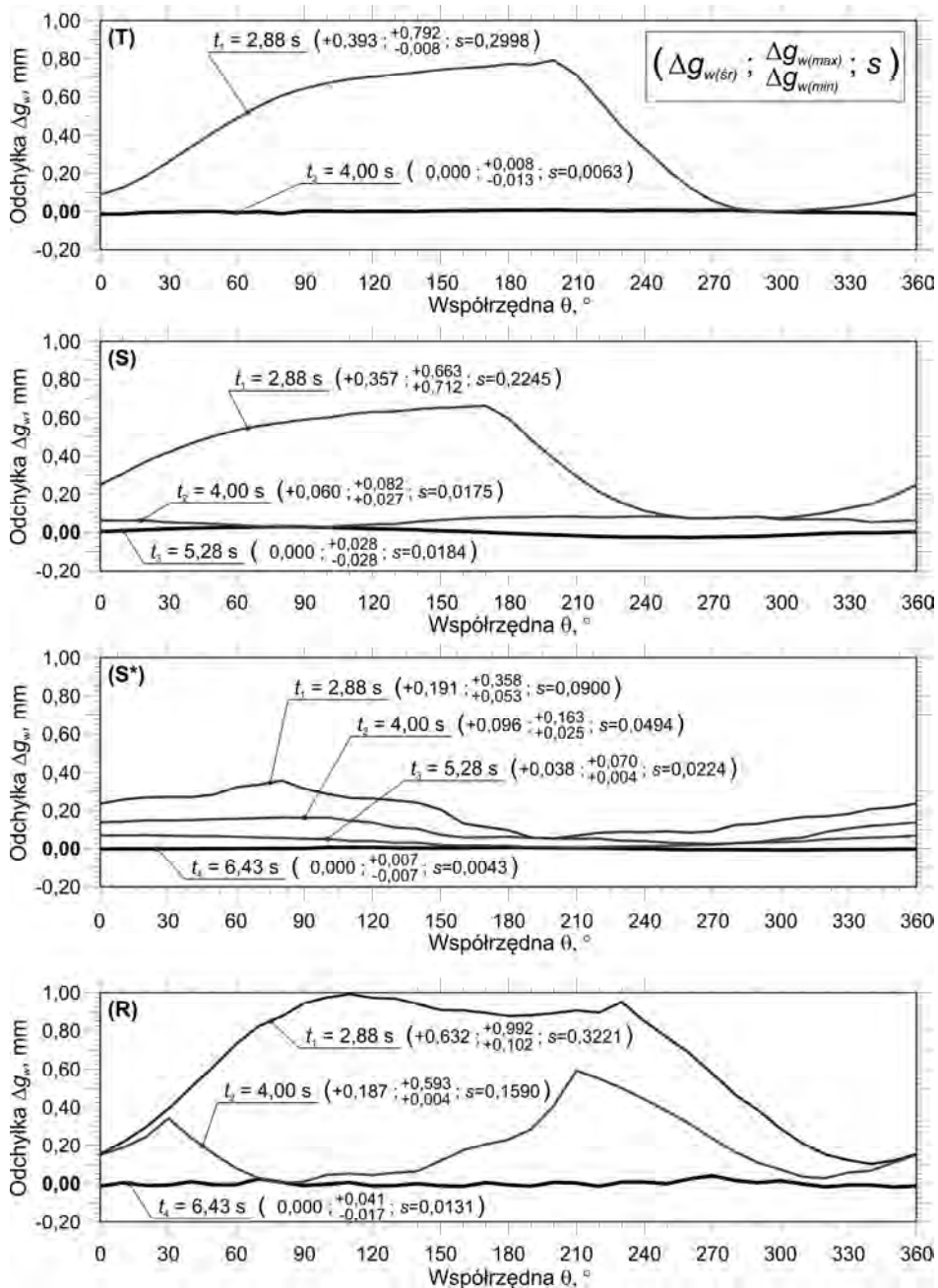


Rys. 5.14. Charakterystyczne wymiary odkuwki (a) oraz zdefiniowana współrzędna  $\theta$  (b), służąca do sporządzenia rozkładów promienia  $r$  oraz odchyłki grubości  $\Delta g_w$ ; opis w tekście”

5. Badania numeryczne



Rys. 5.15. Rozkład promienia  $r$  (zgodnie z rys. 5.14) w funkcji współrzędnej  $\theta$  wyznaczony dla czterech przypadków prasowania obwiedniowego w wybranym czasie trwania procesu (opis w tekście)



Rys. 5.16. Rozkład odchyłki  $\Delta g_w$  (od oczekiwanej grubości kołnierza  $g_w$  – rys. 5.14) w funkcji współrzędnej  $\theta$  wyznaczony dla czterech przypadków prasowania obwiedniowego w wybranym czasie trwania procesu (opis w tekście)

kołnierza jest konieczne. Podczas realizacji procesu zgodnie ze schematem (T), już po podstawowym czasie kalibracji ( $t_2 = 4$  s – rys. 3.42a) uzyskuje się bardzo dobry rozkład promienia  $r$ , a wartość średnia promienia  $r_{sr}$  jest największa spośród rozpatrywanych przypadków. Zatem wydłużanie czasu kalibracji jest nieuzasadnione. Również zadawalające wyniki uzyskuje się w procesie, w którym stempel wykonuje ruch według schematu „po spirali” (rys. 5.15b oraz c), z tym, że kalibrację należy zakończyć po czasie  $t_3 = 5,28$  s. Po tym czasie uzyskuje się rozkład promienia  $r$  zbliżony do rezultatów otrzymanych podczas prasowania typu (T), a średni promień  $r_{sr}$  jest mniejszy zalednie o ok. 0,25 mm. Oczywiście, początkowa wartość pochylenia stempla (kąt  $\gamma$ ) ma istotny wpływ na wyniki. Gdy spempel porusza się zgodnie ze schematem (S\*) – tj. przy początkowej wartości  $\gamma = 30^\circ$ , podczas podstawowego okresu kalibracji (tj. do czasu  $t_2$  – rys. 5.15c) obserwuje się bardzo intensywny przyrost promienia  $r$  na całym obwodzie kołnierza. Jednocześnie po tym czasie uzyskuje się w zasadzie docelowy rozkład, który już nie zmienia się istotnie podczas dalszej kontynuacji kalibracji. Wyjaśnienie takiej sytuacji dostarcza porównanie zmiany kąta pochylenia stempla w funkcji czasu, który zamieszczono na wcześniejszym rys. 5.10. Na początku kalibracji kołnierza następuje przyrost wartości kąta  $\gamma$ , przez co następuje „rozprasowanie” kołnierza. Zatem, dlaczego zalecany czas zakończenia kalibracji dla schematu (S) lub (S\*) to  $t_3$ ? Dlatego, że w rzeczywistym procesie początkowa wartość kąta  $\gamma$  jest kwestią przypadku, a zgodnie z rys. 5.15b, kołnierz jest kształtowany również w okresie od  $t_2$  do  $t_3$ , gdy początkowa wartość pochylenia narzędzia  $\gamma = 2^\circ$ .

Pozostaje jeszcze omówienie przypadku prasowania obwiedniowego zgodne ze schematem (R). Generalnie, ten sposób wahań stempla przyczynia się do uzyskania wyjątkowo nierównomiernego zarysu obwodu kołnierza. Odchyłki promienia  $r$  od wartości średniej  $r_{sr}$  są znaczne na każdym etapie realizacji procesu. W zasadzie, dopiero po odpowiednio długim czasie kalibracji można uzyskać w miarę równomierny rozkład promienia  $r$ , jednak odznaczający się stosunkowo dużą wartością odchylenia standardowego  $s$ . Ten wskaźnik jest dwa razy większy niż podczas innych schematów wahań stempla.

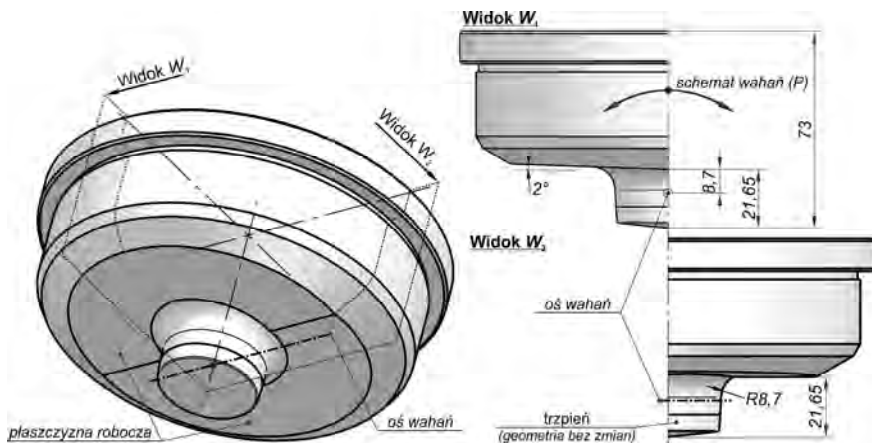
Przejdźmy teraz do skomentowania wyników przedstawionych na rys. 5.16 – tj. rozkładu odchyłki grubości  $\Delta g_w$ . W zasadzie spostrzeżenia i wnioski są identyczne, jak dla rozkładu promienia  $r$ . Należy zaznaczyć, że kalibracja kołnierza w bardzo dużym stopniu przyczynia się do uzyskania płaskiej powierzchni czołowej odkuwki. Przewidziane przez autora okresy kalibracji są w pełni wystarczające. Uzyskana dokładność grubości  $g_w$  (często już po podstawowym czasie  $t_2$ ) jest w pełni zadawalająca i ostatecznie wynosi na poziomie  $\pm 0,01$  mm. Pomiaru chropowatości i ocena czołowej powierzchni kołnierza, dokonane w ramach weryfikacji doświadczalnej, potwierdzają możliwość uzyskania tak dużej dokładności w omawianym procesie.

### 5.2.3. Ruch wahający typu (P)

#### Swobodne wywijanie kołnierza

Schemat wahań, tzw. „po prostej” (P) [61], jest szczególnym przypadkiem ruchu stempla. Odznacza się on tym, że wychylenia narzędzia są realizowane tylko w jednej płaszczyźnie. Użycie narzędzi, o standardowej geometrii, takiej samej jak dla pozostałych typów ruchu wahającego jest niewskazane. Dlatego też, wcześniej zaprojektowany stempel, który przedstawiono na rys. 4.24, został poddany modyfikacji. Nowy kształt stempla pokazano na rys. 5.17. Adaptacja sprowadza się do zastąpienia powierzchni stożkowej dwoma płaszczyznami roboczymi, pochylonymi pod kątem wynikającym z maksymalnego wychylenia stempla (tj.  $2^\circ$ ). Zamiast środka ruchu wahającego, adaptowana matryca posiada oś wahań. Geometria trzpienia pozostała bez zmian.

Zaproponowana modyfikacja matrycy górnej ma na celu przede wszystkim uzyskanie kołnierza odkuwki o stałej grubości  $g_w$  na całym obwodzie. Oczywiście, pozostałe narzędzia użyte w procesie nie podlegają modyfikacji. Zatem, model geometryczny MES procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym jest taki sam, jak w przypadkach omówionych w bieżącym rozdziale. Dzięki temu, uzyskane wyniki dla schematu wahań typu (P) pozostają w ścisłej relacji z wynikami już omówionymi oraz pozwalają stworzyć pełny obraz wpływu ruchu wahającego stempla na warunki kształtowania odkuwki.

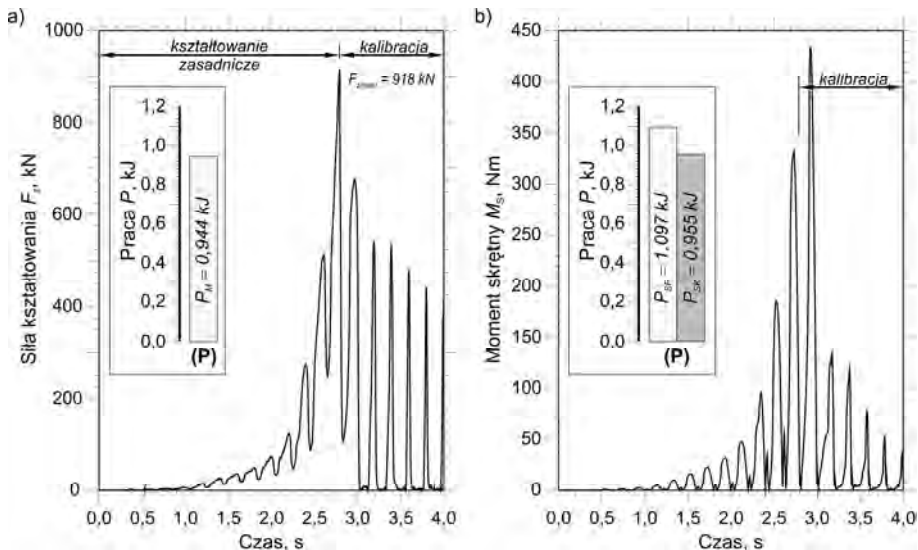


Rys. 5.17. Sposób modyfikacji matrycy górnej (stempla) dla potrzeb realizacji procesu prasowania obwiedniowego według schematu wahań typu (P); niepodane wymiary są takie same jak na rys. 4.24

Podobnie jak dla poprzednich przypadków kształtowania odkuwki, również i w tym obliczono: siłę kształtowania  $F_z$ , moment skrętny  $M_S$  oraz pracę  $P$ , z podziałem na narzędzia i fazy kształtowania odkuwki. Wszystkie te parametry siłowe zestawiono w formie wykresów, które zamieszczono na rys. 5.18.

Przebieg siły kształtującej  $F_z$  jest bardzo zbliżony do przebiegu siły uzyskanego dla przypadku prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonywał ruch wahający zgodny ze schematem (R). Oscylacyjny charakter tej siły wynika z ciągłej zmiany wychylenia narzędzia – w przypadku ruchu typu (P), pełny cykl zmiany kąta pochylenia  $\gamma$  wynosi 0,4 s. Wyznaczając ogólny trend zmiany siły  $F_z$ , na podstawie lokalnych maksimum (tzw. „pików”) można wykazać, że pozostaje on w zgodnej relacji do przebiegu siły uzyskanej podczas prasowania wg schematu (T), ale z zastrzeżeniem, że maksymalna siła  $F_{z(max)}$  jest aż dwukrotnie większa. Co więcej, siła w rozpatrywanym procesie jest w zasadzie największa spośród wszystkich przebiegów, jakie uzyskano podczas symulacji różnych przypadków prasowania obwiedniowego.

Bardzo zbliżone wnioski można sformułować również dla obliczonego przebiegu zmiany momentu skrętnego  $M_S$ . Należy jednak zaznaczyć, że maksymalne wartości momentu  $M_S$  nie odbiegają w sposób istotny do wartości zarejestrowanych dla pozostałych sposobów prasowania obwiedniowego.

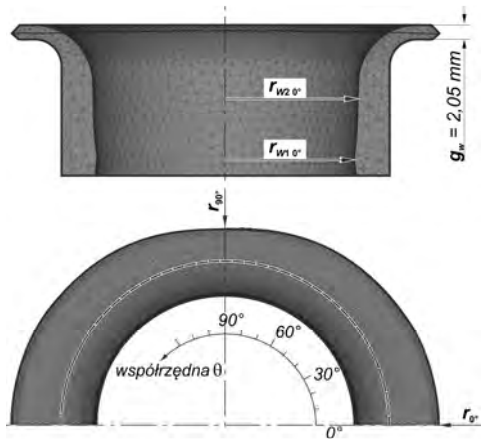


**Rys. 5.18.** Zestawienie parametrów siłowych obliczonych dla procesu prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch według schematu (P); oznaczenia są zgodne z oznaczeniami wcześniej stosowanymi



Również uzyskane wartości pracy  $P$  są porównywalne z wynikami otrzymanymi dla schematów wahań typu (S) i (R). Całkowita praca, jaka została zużyta do ukształtowania odkuwki, gdy stempel wykonywał ruch typu (P) wynosiła 3 kJ. Jest to wartość niewiele większa od pracy potrzebnej do realizacji procesu według schematu wahań (S) lub (R), ale proszę zwrócić uwagę, że kalibrację można zakończyć już po czasie 4 s.

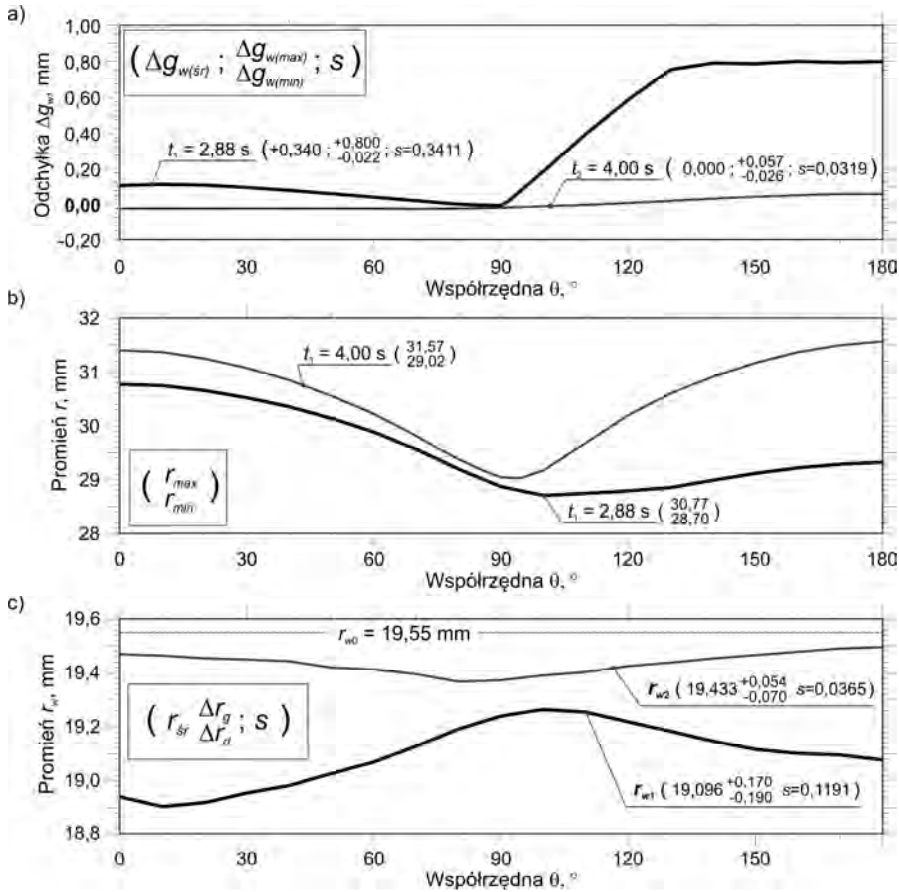
Największą „przewagą” schematu wahań (P) nad pozostałymi sposobami ruchu stempla jest wywołanie ukierunkowanego płynięcia materiału podczas kształtowania kołnierza. Wahania narzędzia realizowane tylko w jednej płaszczyźnie powodują, że zarys kołnierza jest asymetryczny (tj. bardziej wydłużony w płaszczyźnie wahań stempla). Przykładowy kształt odkuwki obliczonej za pomocą MES pokazano na kolejnym rys. 5.19. Podstawowe parametry geometryczne odkuwki to: promień zewnętrzny kołnierza  $r$ , odchyłka grubości kołnierza  $\Delta g_w$  oraz promień wewnętrznej ścianki tulei  $r_w$ . Wszystkie te parametry przedstawiono na rys. 5.20 w formie rozkładu w funkcji współrzędnej  $\theta$  (w zakresie od  $0^\circ$  do  $180^\circ$ ).



**Rys. 5.19.** Przykładowa odkuwka uzyskana w obliczeniach MES wraz ze zdefiniowanymi parametrami geometrycznymi oraz współrzędną  $\theta$ ; opis w tekście

Na podstawie rozkładu odchyłki grubości kołnierza  $\Delta g_w$  (rys. 5.20a) można wykazać, że kalibracja powoduje przede wszystkim zredukowanie nadmiernej grubości kołnierza. Proszę zwrócić uwagę na lewą stronę odkuwki (według rys. 5.19). Zgodnie z wykresem (rys. 5.20a) w przedziale współrzędnej  $\theta$  od  $0^\circ$  do  $180^\circ$  dla czasu  $t_2-t_1$  następuje wyraźna redukcja wartości  $\Delta g_w$ . Po zakończeniu kalibracji (tj. po czasie  $t_2$ ) uzyskuje się poprawny profil czołowej powierzchni kołnierza, dla którego tolerancja odchyłki grubości  $\Delta g_{w(max)} \approx 0,06$  mm oraz  $\Delta g_{w(min)} \approx 0,03$  mm jest wynikiem wręcz idealnym, w pełni porównywalnym z rezultatami uzyskiwanymi np. podczas prasowania według schematu (T). Wnioskiem jest stwierdzenie, że wykonana modyfikacja powierzchni roboczej stempla (rys. 5.17) spełniła swoje zadanie.

Rola kalibracji kołnierza jest również widoczna w przypadku analizy zmiany zewnętrznego promienia  $r$  (rys. 5.20b) – w tym celu należy porównać rozkłady



**Rys. 5.20.** Rozkład odchyłki  $\Delta g_w$  (a) od oczekiwanej grubości kołnierza  $g_w$  – rys. 5.19, promienia zewnętrznego kołnierza  $r$  (b) oraz promienia wewnętrznego tulei  $r_w$  (c) w funkcji współrzędnej  $\theta$  w wybranym czasie trwania prasowania obwiedniowego, w którym stempel wykonuje ruch wahający typu (P); opis w tekście

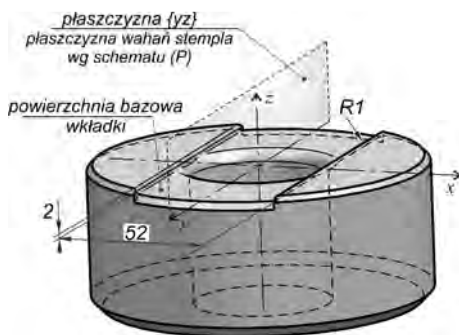
uzyskane w czasie  $t_1$  oraz  $t_2$ . Ostatecznie uzyskano asymetryczny kołnierz o wymiarach  $r_{max} = r_{0^\circ} \approx 31,6$  mm oraz  $r_{min} = r_{90^\circ} \approx 29$  mm.

Ostatni analizowany wykres, który pokazano na rys. 5.20c, przedstawia rozkład wewnętrznego promienia  $r_w$ , zmierzonego na dwóch różnych wysokościach. Promień  $r_{w1}$  został zmierzony w miejscu lokalnego wybrzuszenia powierzchni odkuwki – ta powierzchnia jest swobodna przez cały czas trwania kształtowania odkuwki. Natomiast promień  $r_{w2}$  zmierzono na wysokości styku

odkuwki z trzpieniem. Przedstawione rozkłady reprezentują wynik ostateczny, otrzymany po zakończeniu procesu (tj. po czasie  $t_2$ ). Zaobserwowane zmniejszenie wartości promienia w stosunku do wartości początkowej  $r_{w0}$  (a tym samym zmiana grubości ścianki odkuwki) jest zjawiskiem typowym, również obserwowanym podczas kształtowania odkuwki z zastosowaniem innych schematów wahań stempla niż (P). Natomiast uzyskane bardzo małe wartości odchyłek  $\Delta r_g$  i  $\Delta r_d$  dla promienia  $r_{w2}$  pozwalają sformułować wniosek, że ewentualna modyfikacji trzpienia dla potrzeb realizacji procesu według schematu (P) nie jest wymagana.

### **Półswobodne wywijanie kołnierza**

Rozpatrzmy szczególny przypadek procesu wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym, w którym zastosowano schemat typu (P). Jak już wiadomo, w kierunku prostopadłym do płaszczyzny wahań stempla, intensywność płynięcia materiału w kołnierzu jest mniejsza, niż w kierunku zgodnym. Wykorzystując tę cechę procesu wprowadzmy dodatkowe ograniczenie

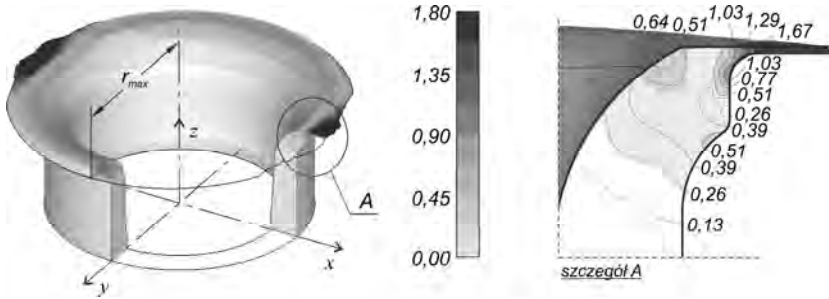


**Rys. 5.21.** Sposób zmodyfikowania wkładki matrycowej (matrycy dolnej) w celu zrealizowania procesu półswobodnego wywijania kołnierza z jednoczesnym jego prasowaniem obwiedniowym wg schematu (P)

swobodnego płynięcia materiału w rozpatrywanym kierunku. Technicznie jest to rozwiązane w ten sposób, że wkładkę matrycową (rys. 4.23, poz. 2) zmodyfikowano poprzez dodanie do powierzchni bazowej dwóch elementów oporowych o wysokości 2 mm i oddalonych od siebie o 52 mm. Zmodyfikowaną wkładkę matrycową (matrycę dolną) pokazano na rys. 5.21. Natomiast konstrukcja stempla pozostaje niezmienną i zgodna z rys. 5.17.

Uzyskaną w symulacji MES odkuwkę przedstawiono na kolejnym rys. 5.22, na którym również pokazano ogólny rozkład intensywności odkształceń plastycznych. Otrzymany kołnierz jest w pełni zgodny z oczekiwaniami. W płaszczyźnie  $\{yz\}$  maksymalny promień kołnierza  $r_{max} \approx 31,6$  mm – jest to wynik taki sam, jak w przypadku swobodnego wywijania kołnierza, którego analizę omówiono w poprzedniej części tego rozdziału.

Zwróćmy uwagę na tę część kołnierza, która została ukształtowana z użyciem powierzchni ograniczającej swobodne płynięcie – na rys. 5.22 ta strefa jest oznaczona jako szczegół A. Zauważyć można, że w tej strefie powstała wy-

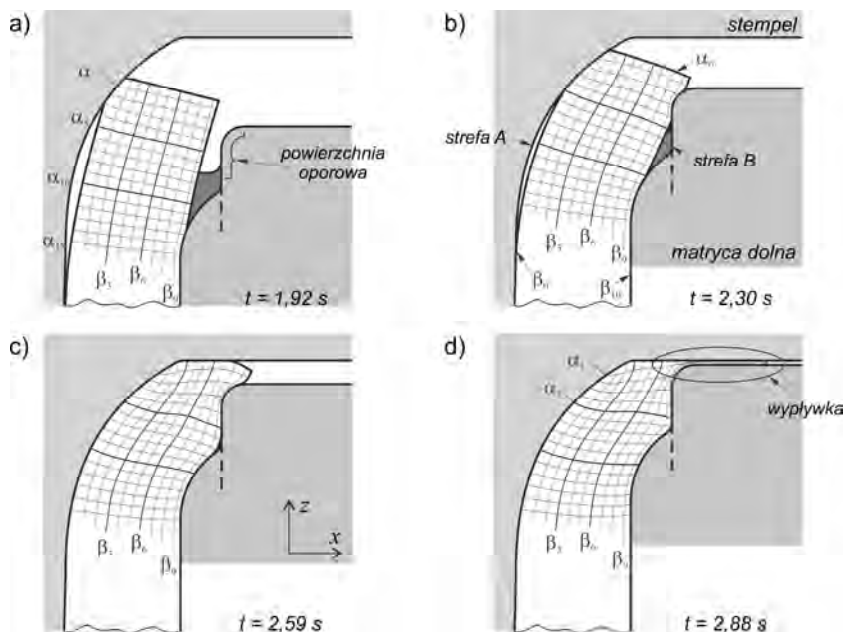


**Rys. 5.22.** Przykładowa odkuwka uzyskana w symulacji MES wraz z rozkładem intensywności odkształcenia plastycznego – opis w tekście

plywka o grubości ok. 0,1 mm. Naddatek ten odznacza się znacznie większymi wartościami odkształcenia (rys. 5.22) i jednocześnie powoduje zwiększenie siły kształtowania. Według obliczeń MES, w rozpatrywanym przypadku pod koniec fazy kształtowania odkuwki maksymalna siła  $F_z$  znacznie wzrosła w porównaniu do przypadku swobodnego wywijania kołnierza. Ostatecznie siła ta osiągała poziom 1400 kN. Wzrost tej siły znacząco przełożył się również na zwiększenie zapotrzebowania energetycznego procesu. Praca  $P_M$ , która jest wykonywana przez matrycę dolną, wzrosła o 43% i ostatecznie wyniosła 1,43 kJ. Natomiast całkowita praca  $P_S$  (związana z ruchem wahającym stempla) wzrosła już w mniejszym stopniu – o ok. 25%, osiągając ostatecznie wartość 2,58 kJ.

Przejdźmy teraz do przybliżenia zagadnienia płynięcia materiału podczas wywijania kołnierza z zastosowaniem dodatkowej powierzchni oporowej – tj. miejsca, które zaznaczono na rys. 5.22 jako szczegół A. Dla lepszego zobrazowania tematu sporządzono historię zmiany siatki koordynacyjnej (naniesionej na przekrój odkuwki w płaszczyźnie  $\{xz\}$ ), którą pokazano na rys. 5.23. Linię siatki podzielono na dwie rodziny, oznaczone literami  $\alpha$  oraz  $\beta$ .

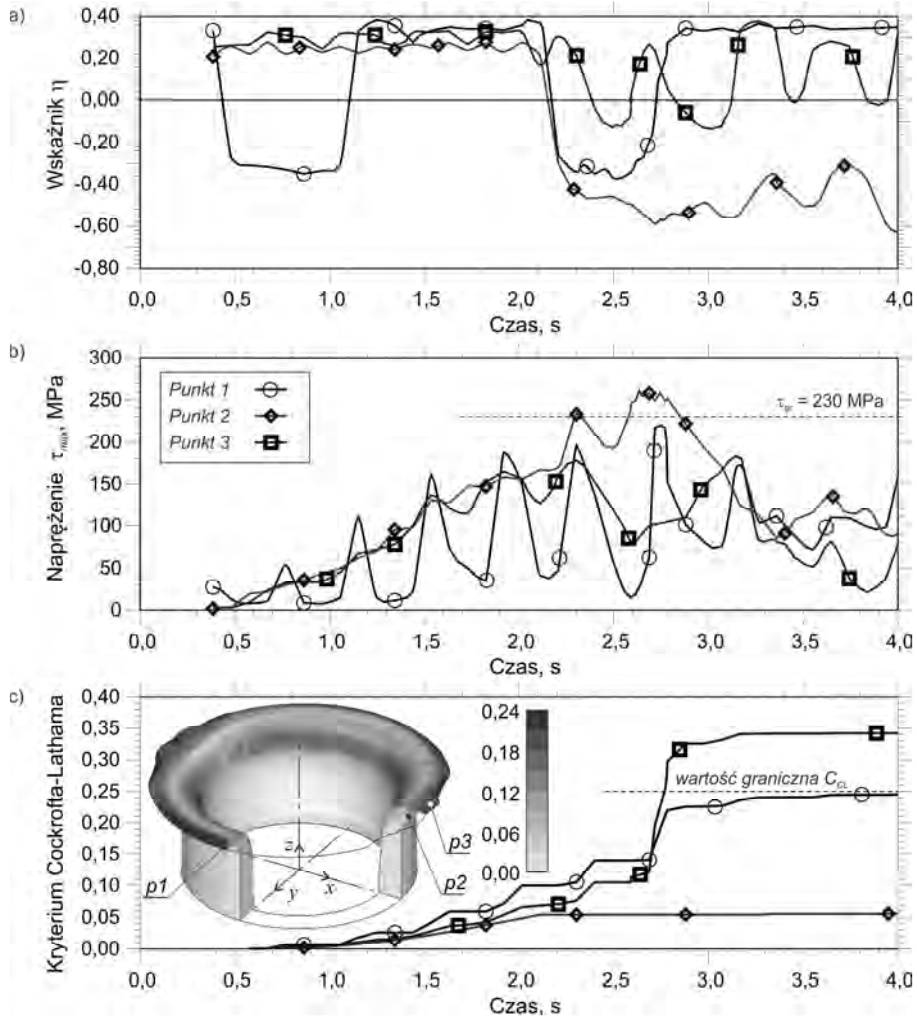
Początkowo obserwuje się typowe wywijanie kołnierza – rys. 5.23a. W momencie zetknięcia się odkuwki z powierzchnią oporową matrycy dolnej (na wysokości linii  $\alpha_2$  i  $\alpha_3$  oraz  $\beta_{10}$  – rys. 5.23b) rozpoczyna się kolejna faza kształtowania kołnierza. Wykroj roboczy (utworzony przez czynne powierzchnie narzędzi – strefa A oraz strefa B) zaczyna być wypełniany przez materiał. Wewnętrzna powierzchnia kołnierza (linia  $\beta_0$ ) zaczyna stykać się ze stemplem na całej swojej długości oraz następuje ukierunkowanie płynięcia materiału w stronę strefy B. Ten drugi fragment wykroju matrycy zostaje wypełniony materiałem, znajdującym się w obszarze określonym liniami  $\alpha_5 \div \alpha_{10}$  oraz  $\beta_8 \div \beta_{10}$ . Wypełnienie przez materiał wskazanych dwóch stref wykroju następuje jeszcze przed zakończeniem fazy zasadniczego kształtowania odkuwki (tj. przed rozpoczęciem



**Rys. 5.23.** Kolejne fazy kształtowania kołnierza w procesie wywijania, w którym zastosowano dodatkową powierzchnię oporową; przekrój odkuwki nawiązuje do szczegółu A zaznaczonego na poprzednim rys. 5.22 (pełny opis w tekście)

kalibracji – rys. 5.23c) oraz przed uformowaniem się wypływką. Zgodnie z analizą rys. 5.23d, wypływka tworzy się z materiału znajdującego się nad górną krawędzią powierzchni oporowej. W wyniku ruchu wahającego stempla następuje spłaszczenie materiału znajdującego się w obszarze określonym liniami  $\alpha_0 \div \alpha_2$  oraz  $\beta_8 \div \beta_{10}$ . Tworzenie się wypływką pozytywnie wpływa na całkowite wypełnienie szczelin wykroju roboczego (np. strefy A), ale niestety negatywnie wpływa na parametry siłowe. Zaletą wypływką o tak małej grubości jest łatwość jej usunięcia. Oczywiście, wypływka o takiej grubości jest możliwa do uzyskania tylko w przypadku procesu prasowania obwiedniowego – co wykazano na podstawie wyników uzyskanych podczas badań w warunkach doświadczalnych, zamieszczonych np. w pracach własnych [31, 69].

Ważnym zagadnieniem w przypadku omawianego sposobu wykonania odkuwki jest pęknięcie materiału. Na podstawie rozkładu funkcji zniszczenia (rys. 5.24c) wytypowano trzy charakterystyczne obszary kołnierza, oznaczone za pomocą punktów  $p1$ ,  $p2$  oraz  $p3$ . Punkty te są umiejscowione odpowiednio na krawędzi kołnierza swobodnie wywiniętego, przy powierzchni oporowej matrycy oraz na wypływką. Dla tych trzech obszarów wyznaczono historię zmiany



**Rys. 5.24.** Historia zmiany trzech parametrów, na podstawie których określa się moment ewentualnych pęknięć oraz rozkład funkcji zniszczenia (c) dla odkwiki uzyskanej podczas półswobodnego wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym; opis w tekście

trzech istotnych parametrów (rys. 5.24) – tj. wskaźnika stanu naprężenia  $\eta$ , największego naprężenia stycznego  $\tau_{max}$  oraz wartości kryterium Cockrofta-Lathama  $C_{CL}$ . Interpretacja tych wyników jest wykonywana w oparciu o strategię opisaną w rozdziale 3.3.3.

Rozpatrywane parametry w strefie kołnierza (oznaczonej punktem nr 1) osiągają niebezpieczne wartości. Na ich podstawie można przypuszczać, że pojawienie się pęknięć w tej strefie jest bardzo prawdopodobne. Należy podkreślić, że wyniki dla tego punktu są porównywalne z wynikami przedstawionymi w poprzednim rozdziale 4, poświęconemu weryfikacji doświadczalnej.

Kolejny obszar oznaczony punktem  $p2$  odznacza się już korzystnym stanem naprężenia, a parametr  $C_{CL}$  osiąga nieznaczającą wartość. W tym obszarze z pewnością nie powinny pojawić się pęknięcia. Powierzchnia oporowa powoduje zmianę stanu naprężenia w kołnierzu na bardziej korzystny ze względu na zachowanie spójności materiału.

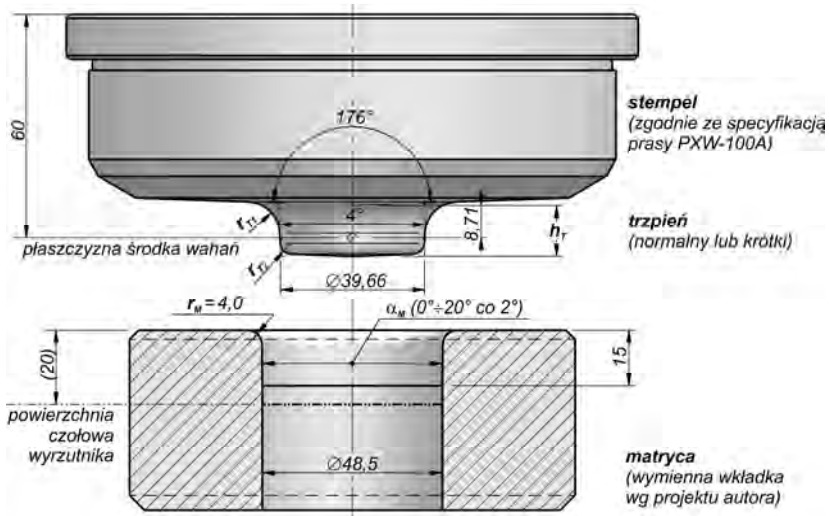
Natomiast wypływką jest miejscem, w którym zarówno stan naprężenia, jak i wartość  $C_{CL}$  są niekorzystne. Z pewnością w wypływce pojawią się pęknięcia. Oczywiście powstaje pytanie, czy te pęknięcia wywierają istotny wpływ na jakość odkuwki? Czy w takiej sytuacji wykonanie kołnierza według względnie „bezpieczniejszej” technologii, przedstawionej w poprzedniej części tego rozdziału, nie jest lepszym rozwiązaniem? Na pewno cennym wnioskiem (reasumującym wykonane badania numeryczne) może być teza, że *zastosowanie powierzchni oporowych na obwodzie wywijanego kołnierza jest jednym ze sposobów na polepszenie tych wskaźników, które decydują o zachowaniu spójności materiału.*

### **5.3. Wpływ parametrów geometrycznych narzędzi na warunki realizacji procesu**

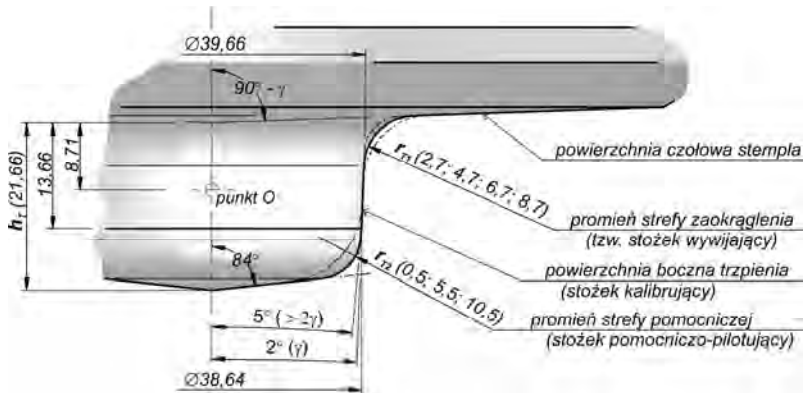
Rozważmy zachowanie materiału w różnych warunkach realizacji procesu prasowania obwiedniowego. Celem rozważań jest uzyskanie pełniejszego obrazu badanego procesu, a w szczególności określenie jego możliwości technologicznych. W badaniach założono, że ostateczny kształt (zarys) odkuwki oraz sposób jej kształtowania jest determinowany przez określone cechy geometryczne narzędzi.

Przyjęto, że dla potrzeb analizy zagadnienia geometria trzpienia kształtującego oraz wykrój matrycy dolnej zostanie sparametryzowany. Bazując na ogólnym modelu procesu (rys. 4.9) sformułowano model sparametryzowany, który następnie umieszczono na rys. 5.25. Trzpień kształtujący jest określony wysokością  $h_T$ , a zakres wartości wynika ze wcześniejszych ustaleń. Podstawowa wartość parametru  $h_T$  wynosi 21,66 mm – jest to tzw. trzpień normalny. Z uwagi na specyfikę obciążenia narzędzi rozważa się również możliwość zastosowania tzw. trzpienia krótkiego, dla którego  $h_T = 13,66$  mm.

Parametryzacji podlegają również dwie charakterystyczne strefy trzpienia, które zgodnie z rys. 5.25 są opisane za pomocą promieni  $r_{T1}$  oraz  $r_{T2}$ . Pierwszy z tych parametrów dotyczy kluczowej powierzchni roboczej trzpienia, która jest



Rys. 5.25. Schemat sparametryzowanego modelu procesu prasowania obwiedniowego (na rysunku pokazano stempel z trzpieniem krótkim)



Rys. 5.26. Szczegółowe dane na temat parametryzacji trzpienia kształtującego (na rysunku pokazano fragment stempla z trzpieniem normalnym)

bezpośrednio odpowiedzialna za realizację procesu wywijania kołnierza. Drugi promień opisuje zaokrąglenie strefy pomocniczej.

Pełne informacje na temat wymienionych parametrów dla trzpienia zamieszczono na dodatkowym rys. 5.26. Zaproponowane wartości tych parametrów (wraz z pozostałymi, stałymi wymiarami narzędzi) dotyczą procesu, w którym odkuwka jest kształtowana ze wsadu o początkowej średnicy zewnętrznej  $\varnothing 48,5$  mm oraz grubości ścianki  $g_0 = 4,7$  mm.



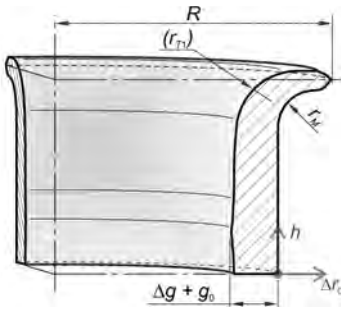
Parametryzacji poddano również geometrię matrycy dolnej. Zgodnie z rys. 4.25 przyjęto, że kluczowym parametrem jest kąt  $\alpha_M$  opisujący pochylenie fragmentu ścianki otworu roboczego w narzędziu. Długość skosu otworu ustalono w oparciu o długości wsadu zagłębionego w otwór matrycy. Wynika to między innymi z założenia, że musi zostać spełniony warunek zachowania dużego stopnia podobieństwa obecnej analizy z już wcześniej wykonywanymi badaniami teoretyczno-doświadczalnymi. Dlatego też przyjęto, że promień zaokrąglenia  $r_M$  krawędzi otworu jest wielkością stałą.

Badania numeryczne przeprowadzono w oparciu o plan zdeterminowany kompletny, uwzględniając stosunkowo szeroki zakres wartości parametrów. Natomiast wyniki przedstawione w dalszej części rozdziału reprezentują jedynie wybrane, reprezentatywne przypadki gwarantujące uzyskanie poprawnej odkuwki pozbawionej wad, w szczególności tych, które można określić na podstawie analizy rezultatów symulacji. Przyjęto (w oparciu o badania doświadczalne), że bazowa wysokość wsadu  $h_0$  wynosi 24 mm. W zależności od przyjętej wartości promienia  $r_{T1}$ , w badaniach uwzględniano również większe wartości  $h_0$  (26 mm, 28 mm oraz 30 mm), przy czym w takich przypadkach szczególną uwagę zwrócono na podstawowe ograniczenie – tj. pęknięcie kołnierza. W ramach prezentowanej analizy zastosowano tylko jeden schemat wahań stempla – tj. tradycyjny, oznaczany za pomocą symbolu umownego (T).

Na podstawie oceny wyników symulacji prasowania obwiedniowego przede wszystkim stwierdzono, że wartość promienia  $r_{T1}$  ma istotny wpływ na sposób płynięcia materiału w strefie kształtowanego kołnierza. Przy odpowiednio dużej wartości tego promienia proces prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej jest realizowany przy dominującym udziale schematu wywijania kołnierza. Natomiast użycie trzpienia, w którym promień  $r_{T1}$  wynosił tylko 2,7 mm powoduje zasadniczą zmianę schematu płynięcia materiału w rozważanym obszarze odkuwki. Kołnierz jest kształtowany poprzez dominację spęczania. Zatem, w dalszej części rozdziału opis wyników analizy numerycznej podzielono na dwie oddzielne części.

### **5.3.1. Kształtowanie odkuwki poprzez wywijanie kołnierza**

Rozpatrzmy zarys przekroju osiowego odkuwki, uzyskanej ze wsadu o wysokości początkowej  $h_0 = 24$  mm oraz przy zastosowaniu schematu kształtowania zgodnego z wcześniejszymi ustaleniami. Przykładowy podgląd takiego zarysu przedstawiono na rys. 5.27, wraz z zaznaczonymi ważniejszymi parametrami opisującymi geometrię wyrobu. Ponadto, wprowadźmy układ odniesienia  $\{\Delta r_0, h\}$ , którego oś rzędnych reprezentuje współrzędną mierzona wzdłuż wysokości odkuwki  $h$ , natomiast osi odciętych – odchylenie  $\Delta r_0$  mierzone wzdłuż promienia. Początek układu odniesienia znajduje się na ścianie zewnętrznej wsadu u podstawy odkuwki. Dzięki temu, ujemne wartości  $\Delta r_0$  dotyczą grubości



**Rys. 5.27.** Poglądowy przekrój osiowy odkuwki, gdzie:  $R$  – promień kołnierza,  $\Delta g$  – przyrost grubości ścianki w miejscu zgrubienia,  $g_0$  – grubość początkowa,  $\{\Delta r_0, h\}$  – układ współrzędnych

kowych wsadu (początkowej wysokości  $h_0$ ), ale również od promienia zaokrąglenia  $r_{T1}$ . Wpływ tego parametru na promień  $R$  przedstawiono na dodatkowym wykresie, umieszczonym na rys. 5.29. Bezpośrednią przyczyną zaobserwowanych zjawisk jest powiększenie wykroju, jaki jest utworzy przez przestrzeń znajdującą się pomiędzy strefą zaokrąglenia trzpieniem, a matrycą dolną. Zmniejszenie wartości  $r_{T1}$  bezpośrednio przekłada się na powiększenie wielkości tej przestrzeni i wypełnienie jej materiałem, ale kosztem zmniejszenia promienia kołnierza. Wbrew pozorom nie jest to kwestia oczywista. Uzyskanie takiego schematu płynięcia materiału jest możliwe między innymi z uwagi na występujący wahający ruch stempla. Reasumując, rola zaokrąglenia strefy wywijania  $r_{T1}$  w rozważanym procesie prasowania obwiedniowego jest ważna.

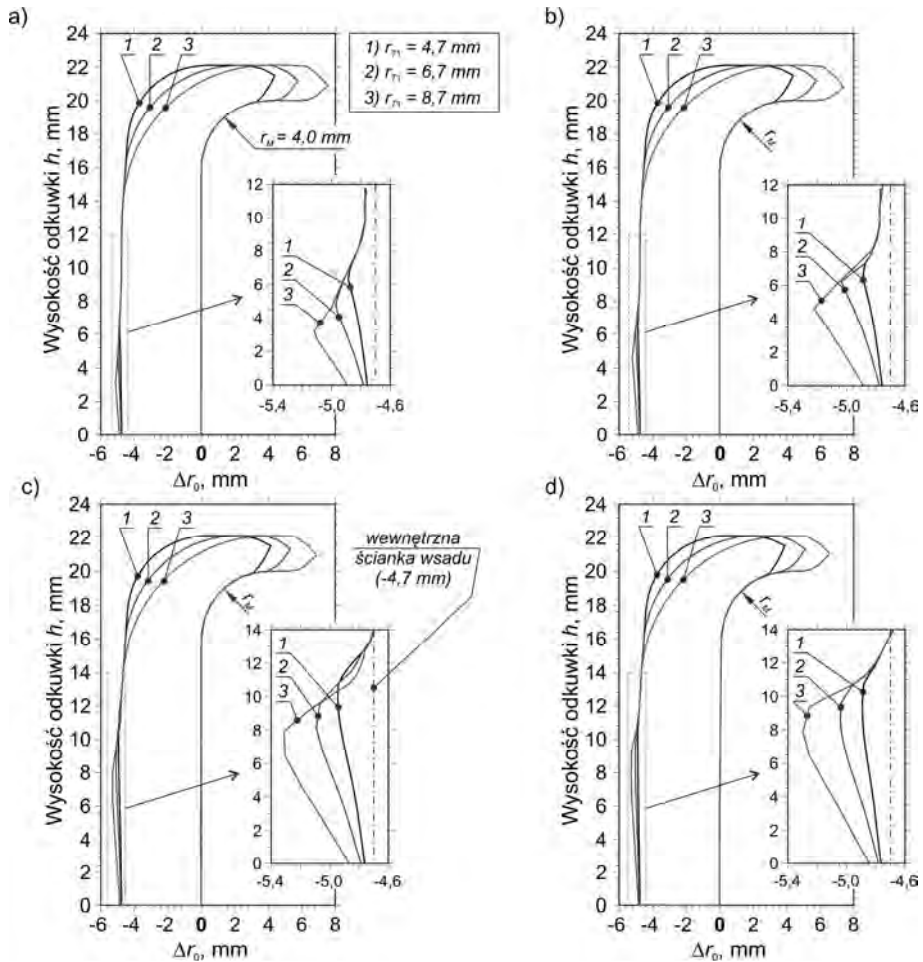
Analiza wyników wykazała, że wielkość zaokrąglenia strefy wywijania ( $r_{T1}$ ) ma istotny wpływ również na zmianę grubości  $\Delta g$  ścianki odkuwki w jej dolnej części, co pokazano na wykresie zamieszczonym na rys. 5.30. Zgodnie z tym wykresem zauważono, że zmiana wielkości tego zgrubienia może nastąpić również za sprawą zmiany wartości promienia zaokrąglenia  $r_{T2}$ , ale już w znacznie mniejszym stopniu. Promień ten ma większe znaczenie w kontekście wysokości zgrubienia ścianki (tj. rozpatrując wzdłuż współrzędnej  $h$  – rys. 5.28). Powodem jest to, że zmiana promienia  $r_{T2}$  powoduje również zmianę powierzchni czynnej trzpienia, która odpowiada za realizację kalibracji wewnętrznej powierzchni ścianki odkuwki.

Pozostaje jeszcze wyjaśnić skutek zastosowania trzpienia krótkiego. Takie rozwiązanie technologiczne powoduje przede wszystkim zwiększenie swobod-

g ścianki odkuwki, natomiast dodatnie wartości  $\Delta r_0$  reprezentują przyrost promienia  $R$  wywijanego kołnierza.

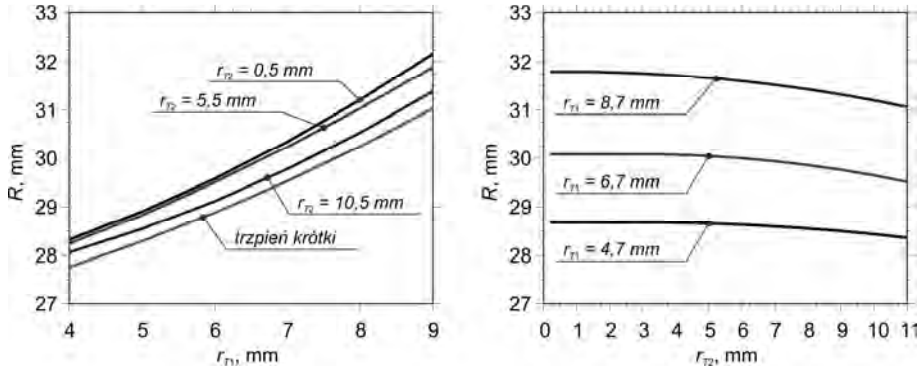
Szczegółowy rozkład zarysu przekroju odkuwki zamieszczono w formie wykresów na kolejnym rys. 5.28. Wykresy te rozszerzono o dodatkowo powiększone fragmenty, które przedstawiają wewnętrzną (swobodną) ściankę odkuwki niemającą kontaktu z powierzchnią roboczą trzpienia. Przyjęta skala szczegółu pozwala na dokładne uchwycenie stopnia zgrubienia  $\Delta g$  ścianki, zarówno w sposób jakościowy, jak i ilościowy.

Na podstawie uzyskanych wyników symulacji można stwierdzić, że wielkość kołnierza (określona za pomocą promienia  $R$ ) zależy nie tylko od wymiarów początkowych

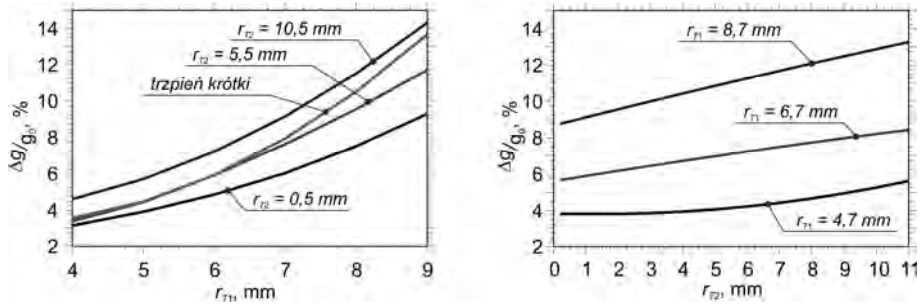


Rys. 5.28. Zarys przekroju osiowego odkuwki drażonej (prasowanej ze wsadu  $h_0 = 24 \text{ mm}$ ) w zależności od parametrów geometrycznych trzpienia  $r_{T1}$ ,  $r_{T2}$  oraz  $h_T$ ; gdzie: a)  $r_{T2} = 0,5 \text{ mm}$ ,  $h_T = 21,66 \text{ mm}$ ; b)  $r_{T2} = 5,5 \text{ mm}$ ,  $h_T = 21,66 \text{ mm}$ ; c)  $r_{T2} = 10,5 \text{ mm}$ ,  $h_T = 21,66 \text{ mm}$ ; d)  $r_{T2} = 3 \text{ mm}$ ,  $h_T = 13,66 \text{ mm}$  (trzpień krótki)

nej powierzchni wewnętrznej ścianki odkuwki, co przekłada się na zmianę wysokości występowania zgrubienia ścianki. Wyniki badań nie wykazały, że tak radykalna zmiana długości narzędzia powoduje istotną zmianę zgrubienia  $\Delta g$  tej strefy odkuwki. Stwierdzono za to, że wartość  $\Delta g$  pozostaje w zasadzie niezmienną w porównaniu z przypadkiem, gdy użyto trzpień o „normalnej” długości.



Rys. 5.29. Zależność promienia  $R$  wywijanego kołnierza od wartości zaokrąglenia  $r_{T1}$  i  $r_{T2}$  trzpienia kształtującego (prasowanie ze wsadu  $h_0 = 24$  mm)



Rys. 5.30. Procentowy wzrost grubości ścianki odkuwki (w miejscu największego zgrubienia) od wartości zaokrąglenia  $r_{T1}$  i  $r_{T2}$  trzpienia kształtującego (prasowanie ze wsadu  $h_0 = 24$  mm,  $g_0 = 4,7$  mm)

Jednocześnie zauważono, że przy tej samej wartości zaokrąglenia  $r_{T1}$  trzpienia krótkiego, zmianie ulega wielkość wywiniętego kołnierza (tj. promień  $R$  jest mniejszy). Zatem, z perspektywy warunków kształtowania odkuwki, użycie trzpienia o zmniejszonej długości jest mniej korzystne.

### 5.3.2. Kształtowanie odkuwki poprzez spęczanie kołnierza

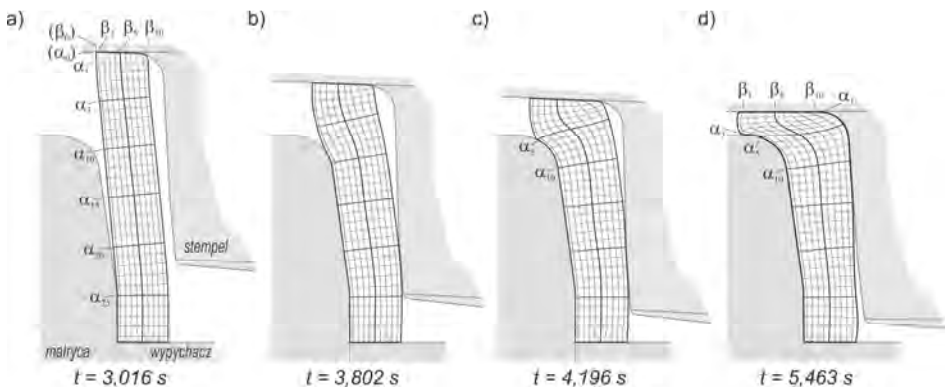
#### Charakterystyka sposobu

Dotychczas analizowano przypadki, w których trzcień w stemple posiadał strefę wywijania o dostatecznie dużym promieniu zaokrąglenia, przez co należy rozumieć, że w trakcie realizacji procesu kołnierz odkuwki jest formowany poprzez dominację schematu, który określa się mianem wywijania. Charakterysty-

kę takiego sposobu kształtowania zilustrowano między innymi na wcześniejszym rys. 5.3 w postaci deformacji siatki koordynacyjnej naniesionej na przekrój osiowy kołnierza. Nawiązując do tej metody ilustrowania oraz w celu porównawczym, na rys. 5.31 przedstawiono podobną zmianę siatki koordynacyjnej, ale już dla kołnierza kształtowanego poprzez dominację spęczania. Jest to przypadek, w którym odkuwka jest prasowana obwiedniowo ze wsadu o początkowej wysokości  $h_0 = 30$  mm przy zastosowaniu stempla posiadającego trzpień normalny (gdzie:  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm) oraz matrycy, której ścianka wewnętrzna jest pochylona o kąt  $\alpha_M = 16^\circ$  (oznaczenia zgodne z rys. 5.27).

W początkowej fazie procesu, powierzchnia czołowa wsadu (określona linią  $\alpha_0$  – rys. 5.31a) przylega do powierzchni roboczej stempla na całej długości, pozostając jednocześnie w pozycji wertykalnej. Ruch wahający tego narzędzia sprawia, że następuje stopniowa redukcja wysokości odkuwki, przy czym nie obserwuje się wyraźnej zmiany grubości ścianki, a jedynie rozszerzanie się wsadu w górnej strefie (tj. następuje przyrost średnicy). Z jednej strony, takie zachowanie materiału jest również obserwowane podczas zjawiska wyboczenia przedmiotów rurowych. Z drugiej strony – taki sposób odkształcania materiału po części wykazuje pewną analogię do promieniowego płynięcia materiału podczas prasowania obwiedniowego wyprasek pełnych [36, 68]. W rozpatrywanym przypadku dodatkowo zaobserwowano miejscowe zgniecie krawędzi wewnętrznej wsadu (miejsce przecięcia się linii  $\alpha_0$  oraz  $\beta_{10}$ ). Powodem tego jest nacisk wywierany przez strefę wywijania trzpienia, której promień zaokrąglenia ma stosunkowo małą wartość.

Pierwsza faza procesu kończy się w momencie, gdy swobodna powierzchnia wsadu (linia  $\beta_0$ ) zacznie przylegać do pochylonej ścianki matrycy. Pozostała



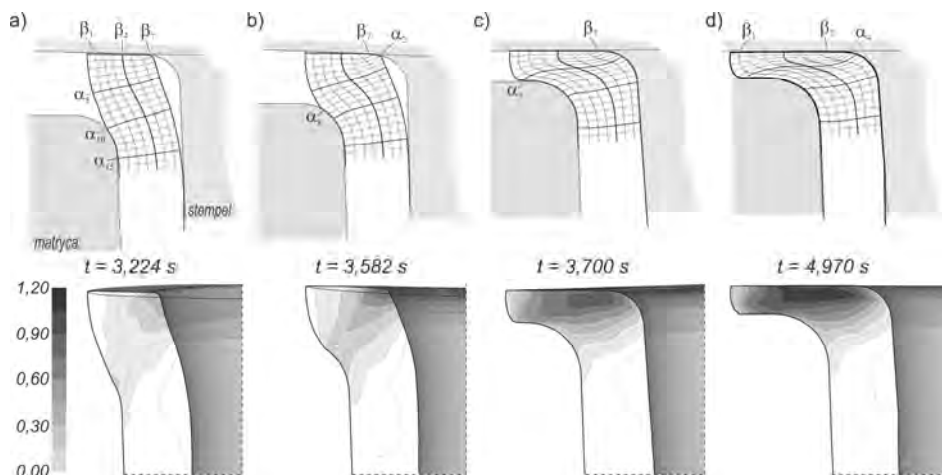
**Rys. 5.31.** Deformacja siatki koordynacyjnej (naniesionej na przekrój osiowy odkuwki) podczas prasowanie obwiedniowego ze wsadu  $h_0 = 30$  mm,  $g_0 = 4,7$  mm, przy zastosowania narzędzi dla których:  $h_T = 21,66$  mm,  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm oraz  $\alpha_M = 16^\circ$

część swobodna tej powierzchni (górny odcinek linii  $\beta_0$ ) zaczyna się wyraźnie „wybrzuszać”. Od tego momentu (rys. 5.32b) rozpoczyna się formowanie kołnierza. Grubość ścianki wsadu (a tym samym wielkość kołnierza) wyraźnie zwiększa się. Linie z rodziny  $\alpha$  pozostają w przybliżeniu równoległe względem siebie oraz do powierzchni roboczej stempla, doznając jednocześnie wydłużenia. Wewnętrzna krawędź wsadu (określona liniami  $\alpha_0$  oraz  $\beta_{10}$ ) pozostaje nadal w tym samym miejscu względem zarysu narzędzia. Takie zachowanie siatki koordynacyjnej (które obserwuje się na rys. 5.31b oraz c) jest typowe dla schematu spęczania.

W końcowej fazie procesu (rys. 5.31c oraz d) obserwuje się intensywne powiększanie się kołnierza. Linie z rodziny  $\beta$  „wyginają się”, ale w górnej strefie odkuwki zachowują wertykalny układ, jednocześnie przemieszczając się w kierunku promieniowym. Powstający opór tarcia na powierzchni kontaktu narzędzi z formowanym kołnierzem powoduje, że wykrój pomiędzy wewnętrzną powierzchnią ścianki odkuwki a zarysem trzpienia jest wypełniany materiałem. Po zakończeniu prasowania obwiedniowego, linie z rodziny  $\alpha$  nadal są równoległe względem siebie, a stopień deformacji siatki koordynacyjnej jest stosunkowo niewielki. Porównując ze sobą dwa rozpatrywane schematy kształtowania odkuwki – pokazane na obecnie omawianym rys. 5.31 oraz na poprzednim rys. 5.3 (tj. przypadek kształtowania odkuwki poprzez wywijanie kołnierza) stwierdza się, że układ linii  $\alpha$  i  $\beta$  w strefie kołnierza dla obu przypadków jest wyraźnie inny.

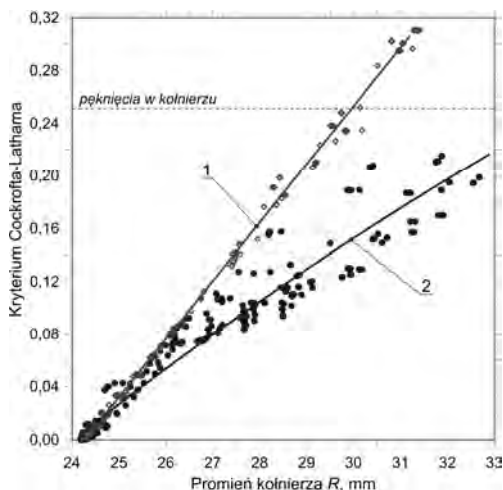
Potwierdzeniem tezy mówiącej, że *przy małej wartości zaokrąglenia strefy wywijania w trzpieniu kołnierz odkuwki jest kształtowany z dominacją spęcznia*, są wyniki zamieszczone na kolejnym rys. 5.32. Siatkę koordynacyjną pokazano już tylko dla obszaru kołnierza, przy czym rysunek ten wzbogacono o wyznaczony rozkład intensywności odkształcenia plastycznego. Wyniki te dotyczą przypadku prasowania obwiedniowego odkuwki ze wsadu o mniejszej wysokości początkowej, tj.  $h_0 = 28$  mm. Zmianie uległ również kąt pochylenia ścianki wewnętrznej matrycy i wynosi  $\alpha_M = 4^\circ$ . Zmniejszenie wartości tego kąta bezpośrednio przyczyniło się do uzyskania kołnierza o większej średnicy, w porównaniu do poprzednio omawianego wariantu. Zmiany parametrów procesu spowodowały również to, że siatka koordynacyjna jest miejscowo bardziej zniekształcona. Największe zmiany obserwuje się w obszarze zdefiniowanym przez linie  $\alpha_1 \div \alpha_6$  oraz linie  $\beta_3 \div \beta_6$ . Warto również zaznaczyć, że koncentracja intensywności odkształceń jest zlokalizowana w miejscu, w którym panuje bardziej korzystny stan naprężenia, co niewątpliwie jest cenne z punktu widzenia opóźnienia momentu pojawienia się pęknięć w kołnierzu.

Można przypuszczać, że taki sposób kształtowania odkuwki pozwoli uzyskać większe wartości promienia kołnierza, niż podczas tzw. „klasycznego” procesu prasowania obwiedniowego z dominacją wywijania. Dowodem na



**Rys. 5.32.** Deformacja siatki koordynacyjnej (naniesionej na fragment przekroju osiowego odkuwki) oraz rozkład intensywności odkształcenia plastycznego podczas prasowania obwiedniowego ze wsadu  $h_0 = 28$  mm,  $g_0 = 4,7$  mm, przy zastosowaniu narzędzi dla których:  $h_T = 21,66$  mm,  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm oraz  $\alpha_M = 4^\circ$

słuszność sformułowania takiego wniosku jest wykres pokazany na rys. 5.33. Wykres ten opracowano na podstawie wyników wykonanych obliczeń numerycznych (reprezentowane przez punkty na wykresie). Przedstawia on zależność pomiędzy promieniem kołnierza  $R$ , a wartością kryterium zniszczenia Cockrofta-Lathama dla dwóch omawianych sposobów kształtowania odkuwki – tj. poprzez wywijanie (1) oraz z dominacją spęczania (2). Ten drugi sposób zapewnia uzyskanie większego kołnierza przy zachowaniu spójności materiału. Ponadto, wykres ten wykazuje, że pomiędzy rozpatrywanymi dwoma parametrami istnieje określony związek quasi-liniowy.



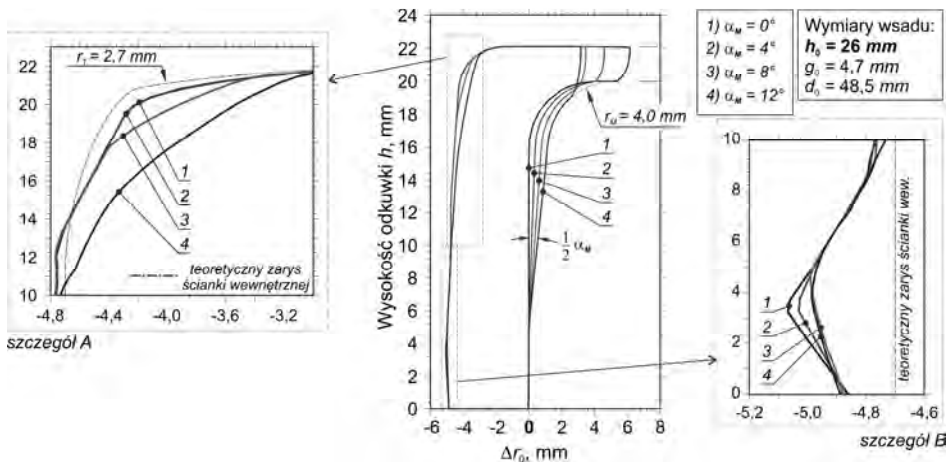
**Rys. 5.33.** Związek pomiędzy promieniem kołnierza  $R$  a kryterium zniszczenia C-L dla dwóch sposobów kształtowania odkuwki: 1 – poprzez wywijanie, 2 – poprzez spęczanie

### Geometria odkuwki determinowana kątem $\alpha_M$

Badania numeryczne, mające na celu określenie wpływu zmiany wartości kąta  $\alpha_M$  (tj. pochylenie ścianki matrycy) na geometrię odkuwki, wykonano na przykładzie procesu prasowania obwiedniowego sposobem spęcznienia kołnierza. W symulacji zastosowano wsad o różnej wysokości początkowej  $h_0$  wynoszącej 26 mm, 28 mm oraz 30 mm, przy czym zakres wartości kąta  $\alpha_M$  dobrano w taki sposób, aby uzyskać wyrób pozbawiony wad, szczególnie pęknięć w kołnierzu. W obliczeniach zastosowano stempel posiadający trzpień normalny, dla którego promienie  $r_{T1} = 2,7$  mm oraz  $r_{T2} = 0,5$  mm (zgodnie z rys. 5.26).

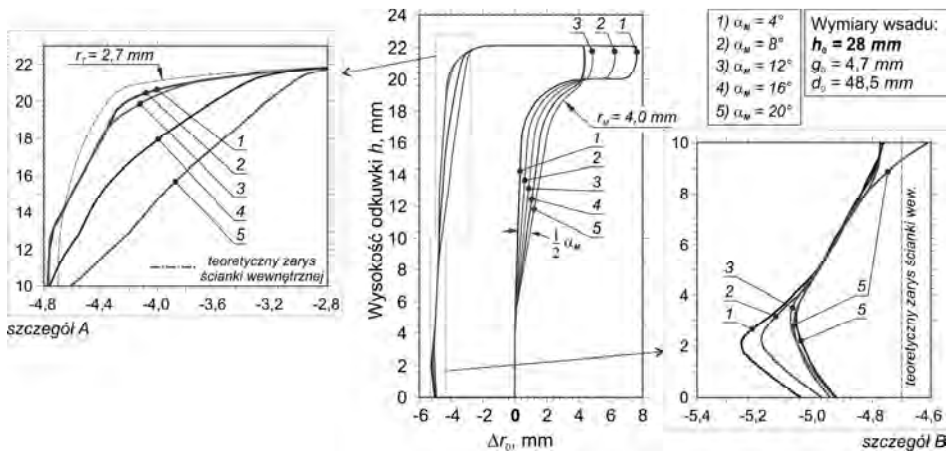
Uzyskany zarys przekroju poprzecznego odkuwki pokazano w formie wykresu na kolejnych rys. 5.34÷5.36. Wykresy te sporządzono według tych samych założeń, jakie przyjęto w trakcie wykonania wykresów dla przypadku prasowania obwiedniowego sposobem wywijania kołnierza (rys. 5.28). Szczególną uwagę zwrócono na zarys ścianki wewnętrznej odkuwki. Zarys ten przedstawiono dodatkowo jako szczegóły A oraz B, na których również zamieszczono teoretyczny (tj. oczekiwany) zarys odkuwki. W żadnym z rozważanych przypadków nie osiągnięto tego zarysu, co wynika przede wszystkim z faktu, że stempel wykonuje ruch wahający. Zagadnienie to było częściowo wyjaśnione w rozdziale 4.2.

Rozkład zarysu odkuwki w jej górnej strefie (szczegół A) wskazuje, że zwiększenie kąta  $\alpha_M$  powoduje intensyfikację niewypełnienia wykroju roboczego (niedokucie odkuwki). W przypadku konieczności osiągnięcia zadanej wartości tego kąta oraz uzyskania zarysu odkuwki możliwie zbliżonego do oczekiwa-

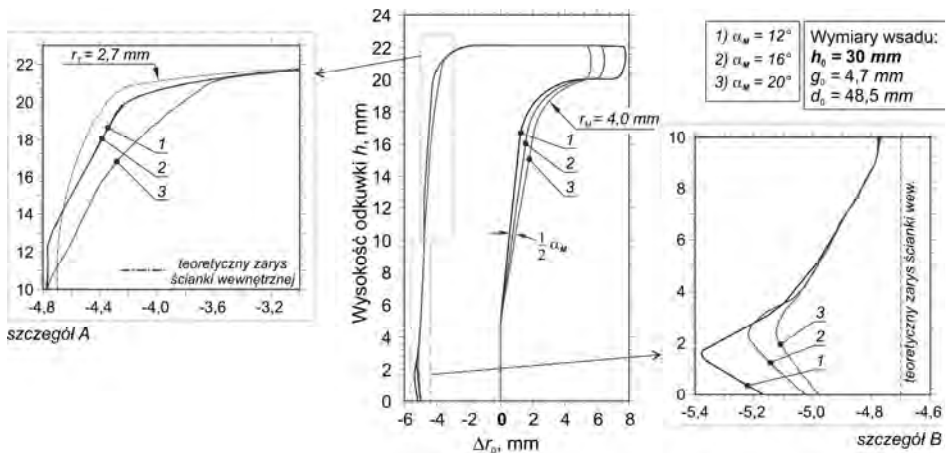


Rys. 5.34. Zarys przekroju osiowego odkuwki drążonej (prasowanej ze wsadu  $h_0 = 26$  mm) w zależności od wartości pochylenia  $\alpha_M$  ścianki wewnętrznej matrycy





Rys. 5.35. Zarys przekroju osiowego odkuwki drażonej (prasowanej ze wsadu  $h_0 = 28$  mm) w zależności od wartości pochylenia  $\alpha_M$  ścianki wewnętrznej matrycy

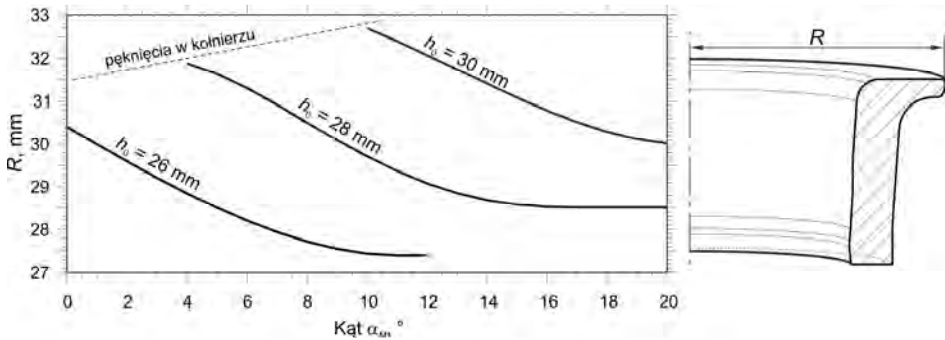


Rys. 5.36. Zarys przekroju osiowego odkuwki drażonej (prasowanej ze wsadu  $h_0 = 28$  mm) w zależności od wartości pochylenia  $\alpha_M$  ścianki wewnętrznej matrycy

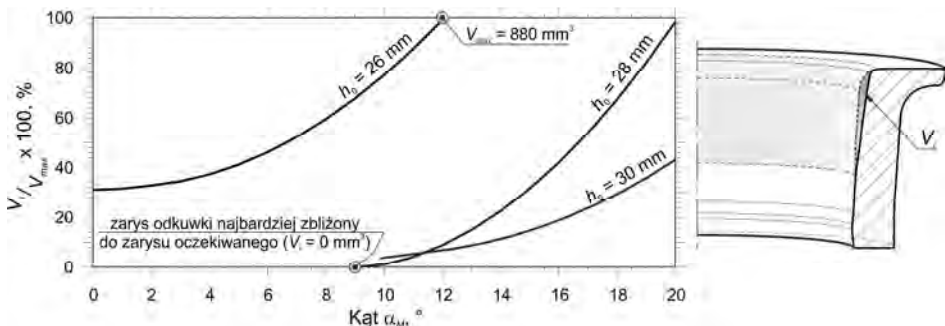
nego, zaleca się użycie wsadu o większej wysokości początkowej. Jednak spowoduje to zwiększenie zgrubienia ścianki odkuwki w dolnej strefie (szczegół B) oraz wielkości kołnierza. Analiza uzyskanych wyników badań pozwala również wskazać, że istnieje ściśle określony obszar wartości rozpatrywanych parametrów procesu prasowania obwiedniowego, który gwarantuje uzyskanie

optymalnego zarysu odkuwki. Podstawą do wykonania optymalizacji są kolejne wykresy, które zamieszczono na rys. 5.37 oraz rys. 5.38. Przedstawiają one zależność pomiędzy kątem  $\alpha_M$  oraz promieniem kołnierza  $R$ , wartości początkowej wysokości wsadu  $h_0$  oraz wielkości niedokucia.

Stożek niedokucia określono za pomocą wartości względnej  $V_i/V_{max}$  wyrażonej procentowo. Wielkość  $V_i$  jest „brakującą” objętością materiału, która wynika z przebiegu zarysu odkuwki odbiegającego od zarysu „najlepszego”. Zarys ten jest zbliżony do teoretycznego zarysu ścianki wewnętrznej w jak największym stopniu, a zgodnie z rys. 5.35 oraz rys. 5.38, „najlepszy” zarys odkuwki uzyskuje się podczas prasowania obwiedniowego ze wsadu o wysokości początkowej  $h_0 = 28$  mm, gdy kąt pochylenia ścianki matrycy  $\alpha_M$  jest mniejszy od  $9^\circ$ . Natomiast wielkość  $V_{max}$  określa możliwie największą „brakującą” objętość ma-



Rys. 5.37. Zależność promienia  $R$  wywijanego kołnierza od wartości kąta  $\alpha_M$  (pochylenia ścianki wewnętrznej matrycy) oraz początkowej wysokości wsadu  $h_0$ ; opis w tekście



Rys. 5.38. Zależność stopnia niedokucia odkuwki (narażonego wartością względną  $V_i/V_{max}$ ) od wartości kąta  $\alpha_M$  (pochylenia ścianki wewnętrznej matrycy) oraz początkowej wysokości wsadu  $h_0$ ; opis w tekście

teriału, ale biorąc pod uwagę tylko te przypadki, które uwzględniono w badaniach. Takie założenie jest zgodne z ogólnymi zasadami optymalizacji wyników.

Reasumując, na podstawie rys. 5.37 oraz rys. 5.38 stwierdza się, że kształtowanie odkuwki ze wsadu o relatywnie większej wysokości początkowej zapewnia uzyskanie wyrobu o możliwie największym kołnierzu oraz przy minimalnym stopniu niedokucia. Ponadto, można sformułować wniosek, że prasowanie obwiedniowe zgodnie ze schematem kształtowania odkuwki poprzez spęczanie odznacza się większą elastycznością, gdyż łatwiej można uzyskać wyrób o ustalonych wymiarach poprzez dobór stosownej wysokości początkowej wsadu. Takiej elastyczności niestety nie zaobserwowano podczas analizy procesu realizowanego według schematu kształtowania poprzez wywijanie kołnierza. Ponadto, na podstawie uzyskanych wyników z analizy numerycznej można przypuszczać, że zaproponowany schemat kształtowania kołnierza może być skuteczną alternatywą dla klasycznego schematu wywijania. Dodatkowo biorąc pod uwagę ruch wahający stempla, w takim przypadku istnieje realna możliwość uzyskania złożonego kształtu kołnierza, np. posiadającego na swojej powierzchni rowki obwodowe.

#### **5.4. Analiza obciążenia stempla podczas prasowania obwiedniowego**

Analizę obciążenia narzędzia wahającego w trakcie rozpatrywanego procesu prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej wykonano w oparciu o wyniki obliczeń wytrzymałościowych. Do tego celu zastosowano metodę elementów skończonych, przyjmując model sprężysty oraz pomijając zagadnienia cieplne. Wartości modułu Younga oraz współczynnika Poissona są stałe, przyjęte zgodnie ze specyfikacją stali narzędziowej przeznaczonej do pracy na zimno [2, 62]. Bryła narzędzia (wykonana według zaleceń projektowych dla prasy PXW-100A [62]) została podzielona na ponad 200 tys. elementów tetragonalnych. Utwierdzenie stempla zamodelowano stosując warunki brzegowe przemieszczeniowe (tj. odebranie wszystkich stopni swobody). Natomiast jego obciążenie (tj. wektory zewnętrznych sił węzłowych) ustalono na podstawie wyników symulacji procesu prasowania obwiedniowego, stosując metodę interpolacji.

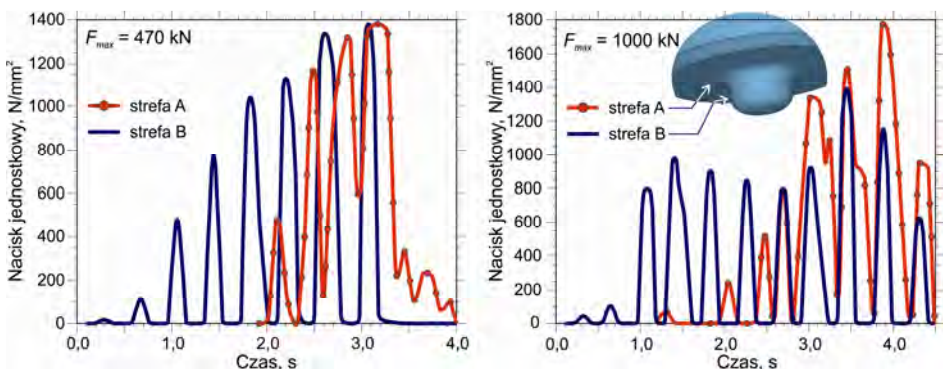
Analiza obejmowała wyselekcjonowane przypadki, uznane za ważne ze względu na cel poznania istoty zagadnienia. Na podstawie rozpoznania wyników symulacji procesu prasowania obwiedniowego ustalono dwa zakresy obciążenia narzędzia – pierwszy, gdy maksymalna siła kształtowania odkuwki  $F_{max}$  wynosiła średnio 470 kN, drugi – gdy siła  $F_{max}$  osiągała wartość ekstremalną, wynoszącą 1000 kN, co stanowi w przybliżeniu 65% dopuszczalnego obciążenia dla prasy PXW-100A.

W badaniach również rozważano znaczenie zmiany wartości dwóch parametrów geometrycznych trzpienia. Obliczenia wykonano dla przypadków, gdy promień zaokrąglenia strefy wywijania  $r_{T1}$  wynosił 2,7 mm, 4,7 mm lub 8,7 mm (zgodnie z rys. 5.26). Natomiast wartość promienia  $r_{T2}$  wynosiła 0,5 mm lub 5,5 mm). Badania nie obejmowały wykonania obliczeń wytrzymałościowych dla trzpienia krótkiego. Decyzja ta została podjęta z uwagi, że w przypadkach prasowania obwiedniowego, w których uwzględniono zastosowanie narzędzia o takiej konstrukcji trzpienia, maksymalna siła kształtowania odkuwki nie przekraczała poziomu 300 kN. Po wstępnym rozpoznaniu okazało się, że wyęcie materiału w narzędziu jest zdecydowanie mniejsze, niż zaobserwowane w przypadkach, gdy użyto stempla z trzpieniem normalnym.

#### 5.4.1. Naciski jednostkowe

Znamienną cechą procesu prasowania obwiedniowego jest ruch wahający wykonywany przez jedno z narzędzi. Oznacza to, że naciski w dowolnym punkcie tego narzędzia nie są stałe i zmieniają się w sposób cykliczny przez cały czas trwania procesu kształtowania odkuwki. Taki charakter zmian nacisków determinuje żywotność narzędzia, przy czym najczęstszą formą uszkodzenia są pęknięcia zmęczeniowe [20, 22, 62, 75, 99].

Na rys. 5.39 przedstawiono typowy rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni roboczej stempla, który uzyskano w trakcie prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej, gdy maksymalna siła kształtowania  $F_{max}$  wyniosła 470 kN oraz 1000 kN. W obu przypadkach zastosowano stempel o takiej samej geometrii trzpienia – tj. o normalnej wysokości i promieniach zaokrąglenia  $r_{T1} = 8,7$  mm oraz  $r_{T2} = 0,5$  mm.



**Rys. 5.39.** Typowy rozkład nacisków jednostkowych w dwóch charakterystycznych strefach narzędzia podczas realizacji procesu prasowania obwiedniowego sposobem wywijania kołnierza (opis w tekście)

Przedstawiony rozkład nacisków uzyskano w wyniku pomiaru chwilowych, największych wartości w dwóch strefach, zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 4.2. Strefa A reprezentuje powierzchnię czołową stempla oraz fragment tzw. „stożka” wywijającego – jest to miejsce oddziaływania powstającego kołnierza odkuwki. Natomiast strefa B reprezentuje boczną powierzchnię trzpienia, która jest odpowiedzialna za kalibrację wewnętrznej ścianki odkuwki.

Naciski na bocznej ściance trzpienia pojawiają się już na samym początku procesu. Wartość amplitudy stopniowo zwiększa się, osiągając pod koniec etapu kształtowania odkuwki maksymalny poziom, wynoszący ok.  $1400 \text{ N/mm}^2$ . Jest to wartość, która wymusza użycie stali stopowej narzędziowej do wykonania stempla [62]. Zwiększenie promienia zaokrąglenia  $r_{T2}$  do 5,5 mm, a tym samym zmniejszenie wielkości aktywnej powierzchni bocznej trzpienia, powoduje obniżenie maksymalnej wartości nacisków dla strefy B do zakresu ok.  $1200 \text{ N/mm}^2$ .

W przypadku strefy A, naciski na powierzchni narzędzia pojawiają się później, w momencie rozpoczęcia kształtowania kołnierza. Sprawia to, że ilość cykli zmiany wartości nacisków jest mniejsza, niż dla strefy B. Jednak maksymalna wartość nacisku jest osiągana bardzo szybko, przy czym jest ona zdeterminowana przez siłę kształtującą  $F_{max}$ . Niestety, kształtowanie odkuwki przy sile większej od 500 kN przyczynia się do osiągania znacznych wartości nacisków jednostkowych, często przekraczających poziom  $1700 \text{ N/mm}^2$ . Zgodnie z zaleceniami [62], w takich przypadkach narzędzia należy wykonywać ze stali szybkołamej. Uzyskany poziom nacisków jednostkowych powoduje również, że w stemple panują niekorzystne warunki ze względu na wytrzymałość zmęczeniową. Według szacunków autora, taki charakter obciążenia narzędzia może spowodować znaczące obniżenie jego trwałości.

Rozkład nacisków jednostkowych wyznaczony na powierzchni stempla w momencie, gdy narzędzie jest obciążone w największym stopniu pokazano na rys. 5.40 (gdy  $F_{max} = 470 \text{ kN}$ ) oraz rys. 5.41 ( $F_{max} = 1000 \text{ kN}$ ). Rysunki te pozostają w ścisłej relacji do przypadków wcześniej omówionych i zobrazowanych za pomocą rys. 3.39.

Najbardziej obciążonym miejscem stempla jest powierzchnia zaokrąglenia strefy wywijania. Kształtowanie odkuwki przy zwiększonej sile ewidentnie przyczynia się nie tylko do zwiększenia wartości nacisków jednostkowych, ale również do rozszerzenia obszaru ich oddziaływania. Natomiast strefa B charakteryzuje się tym, że naciski jednostkowe są rozłożone w miarę równomiernie prawie na całym obwodzie trzpienia. Ustalono, że zazwyczaj rozkład nacisków tej strefie obejmuje od 75% do prawie 90% obwodu. Ponadto stwierdzono, że naciski przynależące do strefy B często „płynnie przechodzą” w naciski, które przypisuje się do strefy A.

W analizie wytrzymałościowej stempla zwrócono również uwagę na wpływ zmiany promienia zaokrąglenia  $r_{T1}$  oraz  $r_{T2}$  na rozkład i wartość nacisków jed-



**Rys. 5.40.** Rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni stempla w momencie największego obciążenia – przypadek nawiązujący do rys. 5.39, gdy  $F_{max} = 470$  kN



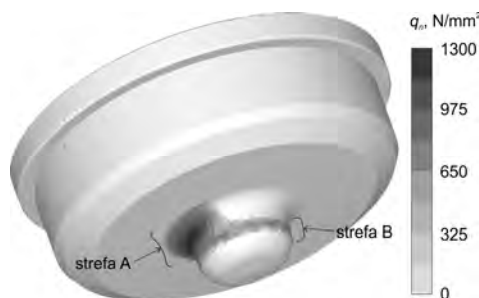
**Rys. 5.41.** Rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni stempla w momencie największego obciążenia – przypadek nawiązujący do rys. 5.39, gdy  $F_{max} = 1000$  kN

nostkowych. Na podstawie rys. 5.42 można stwierdzić, że zwiększenie promienia  $r_{T2}$  powoduje korzystną zmianę wielkości obszaru występowania nacisków przypisywanych do strefy B. Natomiast w oparciu o kolejny rys. 5.43, można wykazać, że również istnieje określona relacja pomiędzy wartością promienia  $r_{T1}$ , a postacią obszaru nacisków, ale w zakresie strefy A. Już przy wartości  $r_{T1} \leq 4,7$  mm, strefa ta posiada tendencję po rozdzieleniu – tj. powstaje niewielki fragment powierzchni stempla, który w zasadzie nie jest obciążony. Na rys. 5.43 powierzchnię tę zaznaczono jako szczegół C. Z reguły, w takich przypadkach naciski obejmują z osobna powierzchnię czołową stempla oraz dolny fragment powierzchni zaokrąglenia podstawy trzpienia. Wyjaśnienie takiej sytuacji dostarcza schemat płynięcia materiału, który pokazano na wcześniejszym rys. 5.31.

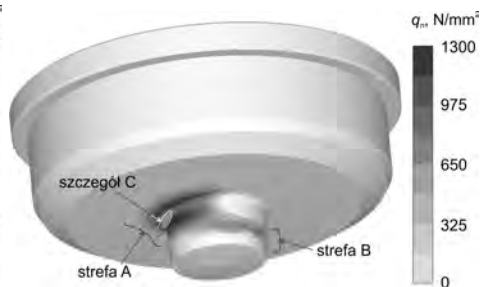
### 5.4.2. Naprężenie średnie

W poprzedniej części rozdziału wykazano, że sposób obciążenia stempla jest nierównomierny i cyklicznie zmienny. Można go zaliczyć do przypadku niekorzystnego, który determinuje trudne warunki eksploatacyjne. Zatem, rozpatrzmy stan naprężenia jaki powstaje w narzędziu pod wpływem wspomnianego obciążenia. Do tego celu wybrano naprężenie średnie  $\sigma_m$ , które może również być wskaźnikiem służącym do oznaczenia miejsc potencjalnie niebezpiecznych, które są narażone na zniszczenie.

Na kolejnych rys. 5.44÷5.46 pokazano rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  wyznaczony w stemplu, w momencie największego obciążenia. Moment ten został określony w poprzedniej części tego rozdziału, a orientacja narzędzi na rysun-



**Rys. 5.42.** Rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni stempla w momencie największego obciążenia; gdzie:  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 5,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN

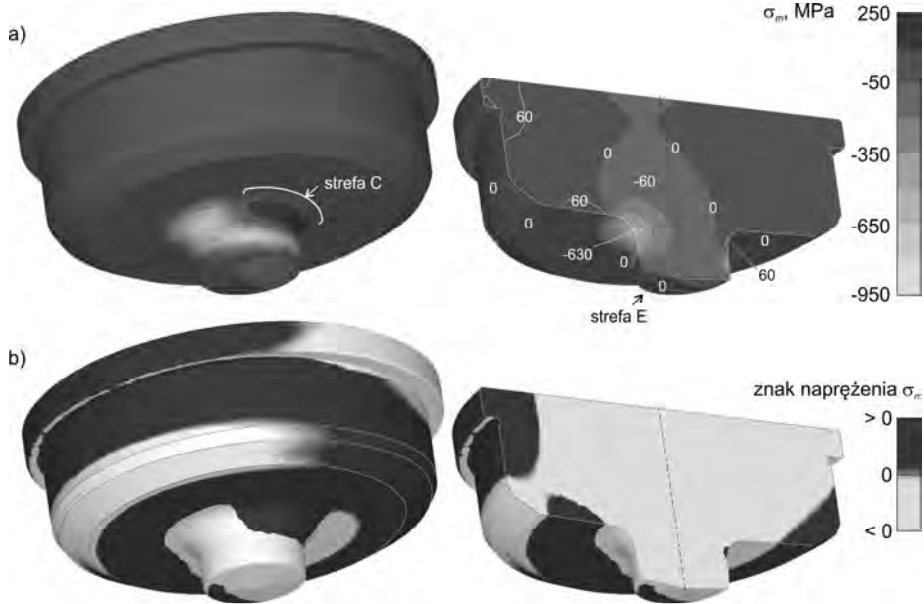


**Rys. 5.43.** Rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni stempla w momencie największego obciążenia; gdzie:  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN

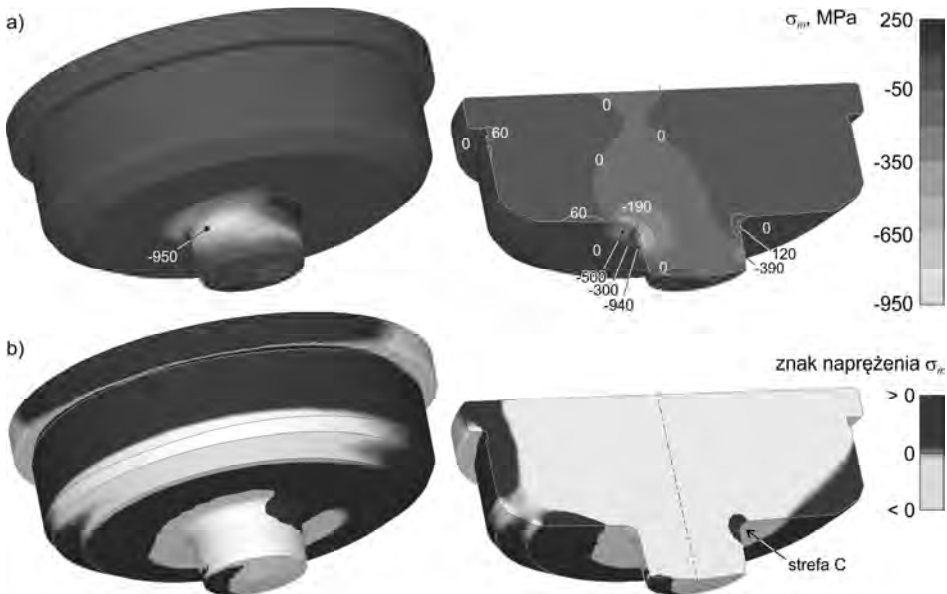
kach pozostaje w ścisłej relacji do poprzednich rysunków, które przedstawiają rozkład nacisków jednostkowych na powierzchni stempla. Oprócz wartości naprężenia średniego (rysunki a), pokazano również mapę miejsc, w których ten parametr przyjmuje znak dodatni (obszary ciemne) lub ujemny (obszary jasne) – rysunki b. Prezentując wyniki przyjęto, że na granicy tych obszarów nie następuje skokowa zmiana znaku naprężenia  $\sigma_m$ , lecz są to strefy, gdzie wartość tego naprężenia zmienia się w sposób ciągły w zakresie  $\pm 1$  MPa.

Obecnie omawiane trzy rysunki reprezentują wpływ zmiany promienia zaokrąglenia  $r_{T1}$  (tj. podstawy trzpienia kształtującego, czyli strefy wywijania) na rozkład naprężenia  $\sigma_m$ . Pozostałe parametry, takie jak promień zaokrąglenia  $r_{T2}$  oraz maksymalna siła obciążenia  $F_{max}$  są traktowane jako stałe.

W miejscu koncentracji nacisków jednostkowych (strefa oznaczona literą A na rys. 5.40) obserwuje się również koncentrację naprężeń średnich, które przyjmują największe bezwzględne wartości o znaku ujemnym. Wraz ze zmniejszeniem promienia  $r_{T1}$ , wartość bezwzględna  $\sigma_m$  zwiększa się w tym obszarze. Jednak niepokojącym sygnałem jest pojawienie się obszaru oznaczonego jako strefa C (rys. 5.44), który znajduje się po przeciwnej stronie trzpienia w relacji do strefy A. W tym miejscu pojawia się koncentracja naprężenia  $\sigma_m$ , którego wartość jest dodatnia, a tym samym bardziej niebezpieczna. Wartość naprężenia w tym obszarze niepokojąco wzrasta wraz ze zmianą promienia  $r_{T1}$ . Ponadto, mniejszy promień zaokrąglenia oznacza również zwiększenie zasięgu występowania strefy C, co bardzo dobrze widać porównując ze sobą przekroje osiowe narzędzia pokazane na rys. 5.44b, rys. 5.45b oraz rys. 5.46b. Również należy zwrócić uwagę na czoło trzpienia – strefę oznaczoną literą E (rys. 5.44). Jest to

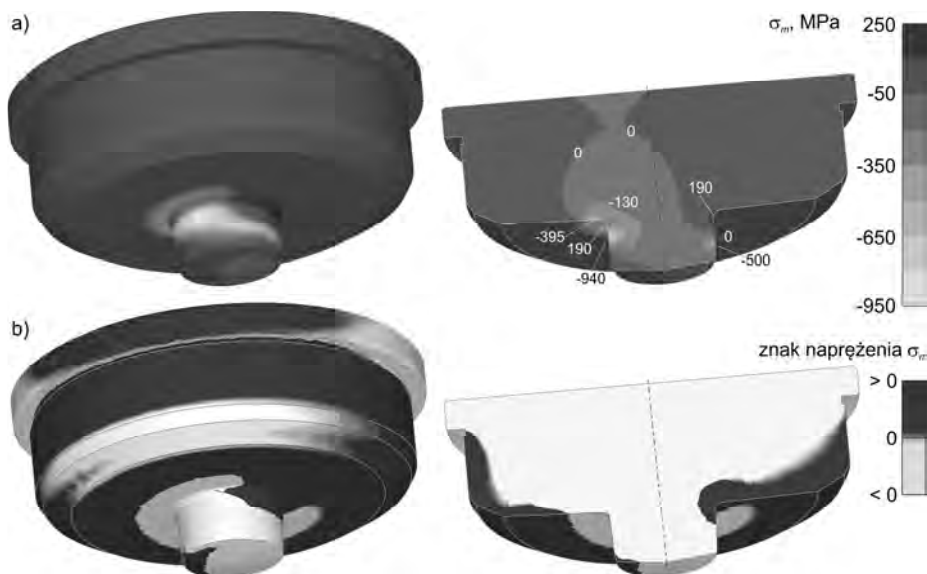


Rys. 5.44. Rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  (a) oraz znak naprężenia (b) wyznaczony w stemple w momencie największego obciążenia, gdzie:  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN



Rys. 5.45. Rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  (a) oraz znak naprężenia (b) wyznaczony w stemple w momencie największego obciążenia, gdzie:  $r_{T1} = 4,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN





**Rys. 5.46.** Rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  (a) oraz znak naprężenia (b) wyznaczony w stemple w momencie największego obciążenia, gdzie:  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN

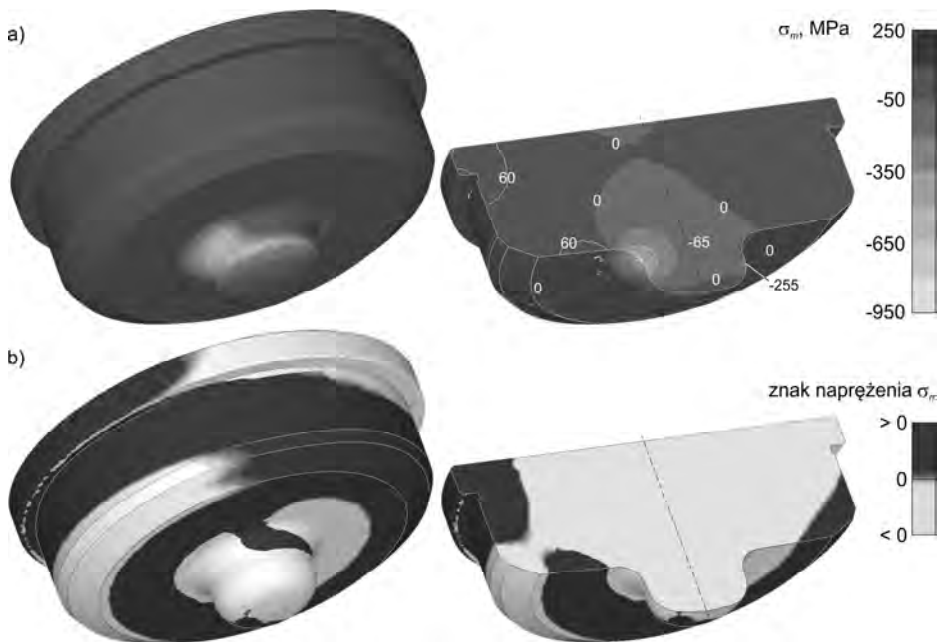
miejsce, w którym pojawiają się naprężenia średnie o znaku dodatnim, przez co zaburzają jednorodność jego rozkładu w przestrzeni trzpienia. Strefa E znajduje się po przeciwnej stronie bocznej powierzchni trzpienia, która w największym stopniu uczestniczy w kalibracji ścianki wewnętrznej odkuwki.

Innym niebezpiecznym zjawiskiem jest pojawienie się niewielkiego miejsca w strefie A, gdy promień  $r_{T1}$  jest równy 2,7 mm (rys. 5.46). Jest to miejsce, w którym następuje wyraźny wzrost wartości naprężenia  $\sigma_m$  oraz zmiana jego znaku na dodatni. Jest to zmiana wyjątkowo niekorzystna, ponieważ wszystkie strefy koncentracji dodatnich wartości naprężenia średniego są obszarami potencjalnie niebezpiecznymi, w których może nastąpić pęknięcie zmęczeniowe materiału. Proszę również zwrócić uwagę, że w rzeczywistości stempel wykonuje ruch wahający, więc w poszczególnych miejscach narzędzia naprężenie  $\sigma_m$  będzie cyklicznie zmieniało się w zakresie od minimalnej do maksymalnej wartości. Dlatego według autora, technologia wykonania narzędzi dla tego procesu prasowania obwiedniowego wymaga ścisłego przestrzegania zaleceń, szczególnie dotyczących gatunku materiału oraz obróbki cieplnej.

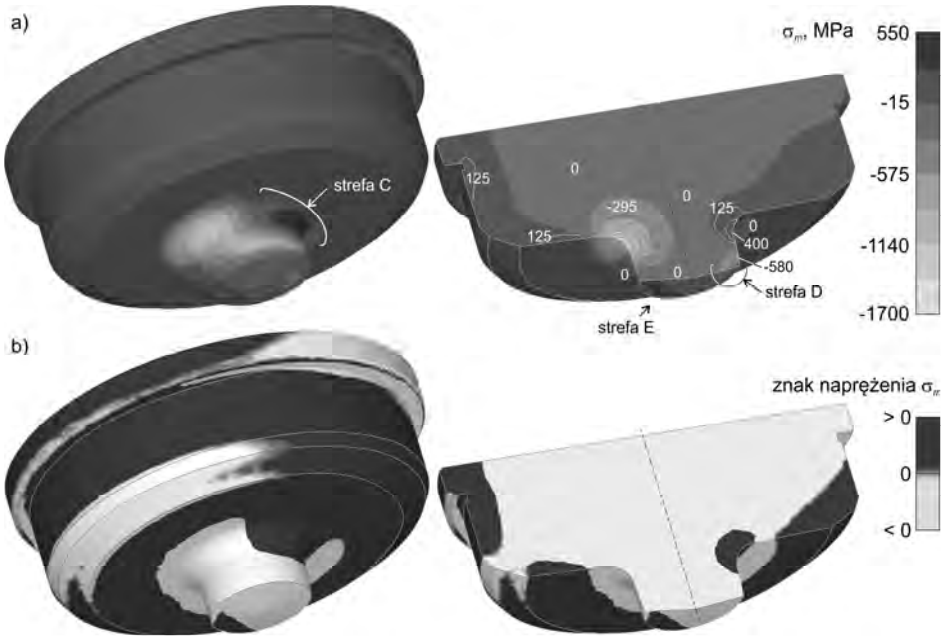
Rozpatrzmy teraz możliwość ograniczenia występowania niebezpiecznych stref w niezmiennie obciążonym stemple. Można to osiągnąć między innymi poprzez zmianę geometrii narzędzia, np. promienia zaokrąglenia  $r_{T2}$ . Pokazany

rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  na kolejnym rys. 5.47 różni się od przypadku z rys. 5.44 tym, że wspomniany promień  $r_{T2}$  jest zwiększony do wartości 5,5 mm. Biorąc pod uwagę wnioski wynikające z rys. 5.42 można uznać, że ograniczenie nacisków w strefie B, poprzez zmianę geometrii stempla, pozytywnie wpływa również na ogólny obraz rozkładu naprężenia  $\sigma_m$ , w którym niebezpieczna strefa C jest marginalna. Oczywiście uzyskany rozkład naprężenia średniego (pokazany na rys. 5.47) nadal jest mało korzystny, ale o wiele korzystniejszy, niż dla przypadków, gdzie promień zaokrąglenia  $r_{T2}$  wynosił tylko 0,5 mm.

Pozostaje nam jeszcze pokazanie rozkładu naprężenia średniego, jaki będzie występował w stemple podczas obciążenia, dla którego maksymalna siła  $F_{max}$  wzrośnie do poziomu 1000 kN. Rozkład taki przedstawiono na rys. 5.48. Porównując go z wcześniej pokazanym na rys. 5.44 rozkładem  $\sigma_m$  można stwierdzić, że przede wszystkim następuje wyraźny wzrost wartości bezwzględnych. Widać to szczególnie w „korpusie” stempla. Na uwagę również zasługuje wyróżniona strefa D, w której następuje wyraźna koncentracja naprężeń, na szczycie o znaku ujemnym. Taka zmiana wynika z tego, że wzrost siły  $F_{max}$  jest spowodowany głównie przez wzrost nacisków jednostkowych na powierzchni od-



**Rys. 5.47.** Rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  (a) oraz znak naprężenia (b) wyznaczony w stemple w momencie największego obciążenia, gdzie:  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 5,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN



Rys. 5.48. Rozkład naprężenia średniego  $\sigma_m$  (a) oraz znak naprężenia (b) wyznaczony w stemplu w momencie największego obciążenia, gdzie:  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 1000$  kN

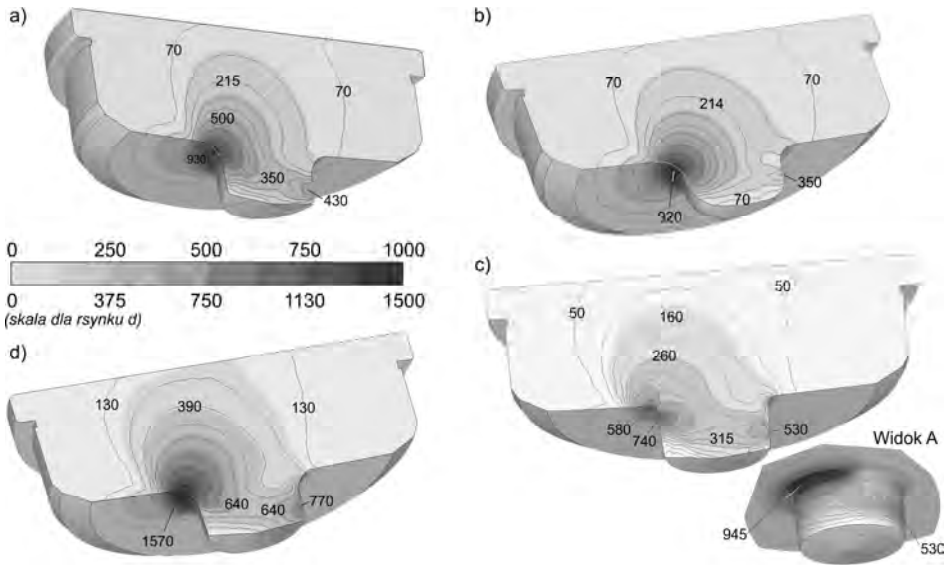
powiedzialnej za kształtowanie kołnierza (rys. 5.41). Ponadto stwierdza się, że ogólny charakter mapy znaków naprężenia średniego nie ulega istotnym zmianom, z wyjątkiem strefy C, która doznała rozszerzenia.

### 5.4.3. Naprężenie zredukowane

Rozkład i poziom nacisków jednostkowych pozwala dostarczyć informacje, na podstawie których można określić wymaganą twardość powierzchni narzędzia, a tym samym wskazać stosowną obróbkę cieplną lub cieplno-chemiczną. Natomiast dobór materiału oraz jego wytrzymałość należy określać na podstawie naprężenia zredukowanego  $\sigma_{zred}$ , wyznaczonego na podstawie hipotezy Hubera.

Rozkład wspomnianego naprężenia, wyznaczony dla wybranych przypadków prasowania obwiedniowego w momencie największego obciążenia narzędzia, przedstawiono na rys. 5.49. Jego postać ma ściśle odzwierciedlenie zarówno rozkładu nacisków jednostkowych, jak i rozkładu naprężenia średniego – co szczególnie widać porównując rys. 5.49c z rys. 5.46.

Największe wyciężenie występuje w obszarze strefy A, co oznacza, że pozostaje w ścisłej relacji z powierzchnią styku stempel-kształtowany kołnierz.



**Rys. 5.49.** Rozkład naprężenia zredukowanego  $\sigma_{zred}$  wyznaczony w stemple w momencie największego obciążenia dla wybranych przypadków, gdzie: a)  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN; b)  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 5,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN; c)  $r_{T1} = 2,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 470$  kN; d)  $r_{T1} = 8,7$  mm,  $r_{T2} = 0,5$  mm,  $F_{max} = 1000$  kN

W przypadku obciążenia na poziomi 470 kN, naprężenie  $\sigma_{zred}$  osiąga znaczny poziom 900 MPa. Natomiast, gdy obciążenie wzroście do 1000 kN (rys. 5.49d) to wartość naprężenia wzrasta aż do 1500 MPa, co jest wartością bardzo dużą. Narzuca to konieczność stosowania stali narzędziowej stopowej o podwyższonej wytrzymałości, którą dodatkowo należy ulepszyć cieplnie do poziomu co najmniej 48 HRC.

Lokalny wzrost naprężenia zredukowanego  $\sigma_{zred}$  również obserwuje się przy powierzchni bocznej trzpienia. Dla przypomnienia, jest to powierzchnia narzędzia odpowiedzialna za kalibrację ścianki wewnętrznej odkuwki. Jednak w tym obszarze wartości naprężenia są znacznie mniejsze, niż w strefie odpowiedzialnej za kształtowanie kołnierza.

## 5.5. Podsumowanie i wnioski

Wykonana analiza procesu prasowania obwiedniowego pozwala uzyskać informacje, które dotyczą kształtowania wyrobów drażonych typu tulei z kołnierzami. Zachowanie porównywalnych warunków modelowania numerycznego we wszystkich rozpatrywanych przypadkach umożliwiło zbudowanie „obrazu” badanego sposobu prasowania obwiedniowego, który pozostaje w pewnej relacji

do zweryfikowanego doświadczalnie przypadku. Według przypuszczeń autora, przedstawione wyniki badań mogą zostać wykorzystane w dalszych badaniach, które będą miały na celu opracowanie dowolnej technologii kształtowania obwiedniowego odkuwek o podobnych cechach geometrycznych.

Reasumując, na podstawie wykonanych badań numerycznych sformułowano następujące wnioski:

- w procesie prasowania obwiedniowego wyrobów drążonych, w szczególności typu tulei posiadających kołnierz, można wyróżnić dwa sposoby kształtowania odkuwki – z dominacją wywijania kołnierza lub poprzez jego spęczanie;
- zastosowanie sposobu kształtowania odkuwki poprzez spęczanie kołnierza odznacza się korzystniejszym schematem płynięcia materiału, przez co można zwiększyć możliwości technologiczne procesu prasowania obwiedniowego;
- ze względu na dokładność uzyskania kształtu odkuwki zaleca się stosować trzpień o dostatecznej długości;
- zastosowanie trzpienia w korpusie stempla pociąga za sobą nadzwyczaj niekorzystne warunki obciążenia narzędzia, przy czym znajomość newralgicznych miejsc wyężenia materiału pozwoli w przyszłości opracować taką konstrukcję narzędzia, która zapewni znacznie korzystniejsze warunki eksploatacji.

## LITERATURA

1. Anderson T.L. *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications*. CRC Press, Taylor and Francis Group 2005
2. Ashby M.F., Schercliff H., Cebon D. *Inżynieria materiałowa*. Tom 1. Łódź: Wydaw. Galaktyka 2011
3. Bao Y., Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences* 2004, vol. 46, s. 81–98
4. Bernet A. *Wobble-die forging machine*. U.S. patent No. 4698992 (1987)
5. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z. Theoretical and experimental research on forge rolling process of preforms from magnesium alloy AZ31. *Archives of Metallurgy and materials* 2015, vol. 60, s. 437–443
6. Doniec K. *Mikrostrukturalne aspekty ograniczonej plastyczności materiałów o strukturach silnie rozdrobnionych*. Rozprawa doktorska, AGH, Wydział Inżynierii Metali i Informatyki Przemysłowej 2011
7. FEINTOOL. *Orbilat forming technology* [dostęp grudzień 2014]. Dostępny w Word Wide Web: <http://www.feintool.com/en/products-services/fineblanking/products/orbital-forming.html>
8. Feng W., et al. Influence of eccentricity no movements of orbital head with double eccentric structure in orbital forging. *Procedia Engineering* 2014, vol. 81, s. 2348–1354
9. *Forming. New dimation for orbital forming technology*. DRAHT and WIRE 2006, Issue 2/2006 April [dostęp listopad 2014]. Dostępny w Word Wide Web: [http://www.wireweb.de/wire-reports/new-dimension-for-orbital-forming-technology\\_10625\\_de](http://www.wireweb.de/wire-reports/new-dimension-for-orbital-forming-technology_10625_de)
10. Gallagher R. H. *Finite Element Analysis-Fundamentals*. Wydaw. Englewood Cliffs-Prentice Hall Inc. 1975
11. Deng X.B., Hua L., Han X.H. Three-dimensional FE modelling simulation of cold rotary forging of spiral bevel gear. *Ironmaking and Steelmaking* 2011, vol. 38, no. 2, s. 101–111

12. Groche P., et al. Incremental Bulk Metal Forming. *Annals of the CIRP* 2007, vol. 56, s. 635–656
13. Grosman F., Madej Ł., Ziółkiewicz S., Nowak J. Experimental and numerical investigation on development of new incremental forming process. *Journal of Materials Processing Technology* 2012, vol. 212, s. 2200–2209
14. Grosman F., Tkocz M. Application of the formability limit function in prediction of the material fracture. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2004, vol. IV, s. 77–84
15. Grześkowiak J. Kształtowanie obwiedniowe na prasie z wahającym się narzędziem w produkcji odkuwek. *Obróbka Plastyczna Metali* 1989, nr 3, s. 61–66
16. Guangchun W., Guoqun Z. Simulation and analysis of rotary forging a ring workpiece using finite element method. *Finite Elements in Analysis and Design* 2002, vol. 38, s. 1151–1164
17. Guangchun W., Guoqun Z. A three-dimensional rigid-plastic FEM analysis of rotary forgigng deformation of a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* 1999, vol. 95, s. 112–115
18. Guangchun W., Kemin X., Yan L. 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* 1997, vol. 71, s. 299–304
19. Han X., Hua L. 3D FE modeling of cold rotary forging of a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* 2009, vol. 209, s. 5353–5362
20. Han X., Hua L. Prediction of contact presure, slip distance and wear in cold rotary forging using finite element methods. *Tribology International* 2011, vol. 44, s. 1742–1753
21. Han X., Hua L. Friction behaviors in cold rotary forging of 20CrMnTi alloy. *Tribology International* 2012, vol. 55, s. 29–39
22. Han X., Hua L. 3D FE modelling of contact pressure response in cold rotary forging. *Tribology International* 2013, vol. 57, s. 115–123
23. Hartley P et al. (eds.) *Numerical Modelling of Material Deformation Processes*. London: Wydaw. Springer-Verlag London Limited 1992
24. Hua L., Han X. 3D FE modeling simulation of cold rotary forging of a cylinder workpiece. *Materials and Design* 2009, vol. 30, s. 2133–2142

25. Jang D.Y., Liou J.H. Study of stress development in axi-symmetric products processed by radial forging using a 3D non-linear finite element metod. *Journal of Materials Processing Technology* 1998, vol. 74, s. 74–82
26. Jaśkiewicz K., Garczyński Z., Franc P., Jankowski Ł. Kształtowanie wyrobów metodą prasowania obwiedniowego. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2011, nr 11, s. 660–666
27. Jaśkiewicz K., Polak S. Zastosowanie modelowania numerycznego oraz badań plastometrycznych w procesie prasowania obwiedniowego. *Hutnik. Wiadomości Hutnicze* 2012, nr 8, s. 603–606
28. Jensrud O., Pedersen K. Cold forging of high strength aluminum alloys and the development of new thermomechanical processing. *Journal of Materials Processing Technology* 1998, vol. 80-81, s. 156–160
29. Kobayashi S., Oh S.I., Altan T. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. New York: Wydaw. Oxford University Press 1989
30. Kwapisz M. Analysis of changes in the microstructure of aluminium PA6 and PA38 by physical simulations using the MaxStrain module. *Hutnik. Wiadomości Hutnicze* 2013, nr 5, s. 343–347
31. Kwon Y.N., Lee Y.S., Lee J.H. Deformation behavior of Al-Mg-Si alloy at the elevated temperature. *Journal of Materials Processing Technology* 2007, vol. 187–188, s. 533–536
32. Lee C.H., Kobayashi S. New Solution to Rigid-Plastic Deformation Problems Using Matrix Method. *ASME J. Eng. Ind.* 1973, vol. 95, s. 865–873
33. Li H., Fu M.W., Lu J., Yang H. Ductile fracture: Experiments and computations. *International Journal of Plasticity* 2011, vol. 27, s. 147–180
34. Li G., Jinn J.T., Wu W.T., Oh S.I. Recent development and applications of three-dimensional finite element modeling in bulk forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 2001, vol. 113, s. 40–45
35. Liu G. et al. Application of numerical simulation to the analysis of bulk-forming processes – case studies. *Journal of Materials Processing Technology* 2004, vol. 150, s. 56–61.
36. Liu G. et al. Explanation of mushroom effect in rotary forging of a cylinder. *Journal of Materials Processing Technology* 2004, vol. 151, s. 178–182



37. Lou Y., Yoon J.W., Huh H. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-of value for stress triaxiality. *International Journal of Plasticity* 2014, vol. 54, s. 56–80
38. Lu C. et al. 3D FEM simulation of the multi-stage forging process of a gas turbine compressor blade. *Journal of Materials Processing Technology* 2008, vol. 198, s. 463–470
39. Mamalis A.G., Manolakos D.E., Baldoukas A.K. Simulation of the precision forging of bevel gears using implicit and explicit FE techniques. *Journal of Materials Processing Technology* 1996, vol. 57, s. 164–171
40. Marciniak Z. *Prasa do plastycznego kształtowania przedmiotów metalowych metodą wahającej matrycy*. Opis patentowy nr 159493 (1989)
41. Maximov J.T. et al. A finite element simulation of the spherical mandrelling process of holes with cracks. *Journal of Materials Processing Technology* 2006, vol. 171, s. 459–466
42. Maximov J.T., Dunchewa G.V. A new 3D finite element model of the spherical mandrelling process. *Finite Elements in Analysis and Design* 2008, vol. 44, s. 372–382
43. Milenin A. *Podstawy metody elementów skończonych. Zagadnienia termomechaniczne*. Kraków: Wydaw. AGH 2010
44. Milenin A., et al. Numerical modeling and experimental identification of residual stresses in hot-rolled strips. *Archive of Civil and Mechanical Engineering* 2016, vol. 16, s. 125–134
45. Milenin A., Kustra P., Paćko M. Mathematical model of warm drawing of MgCa08 alloy accounting for ductility of the material. *Computer Methods in Material Science* 2010, vol. 10, no 2, s. 69–79
46. Montoya I., Santos M.T. et al. Kinematic and sensitivity analysis of rotary forging process by means of a simulation model. *International Journal of Material Forming* 2008, vol. 1, suppl 1, s. 383–386
47. Moon H.K., Lee M.C., Joun M.S. An approximate efficient finite element approach to simulating a rotary forming process and its application to a wheel-bearing assembly. *Finite Elements in Analysis and Design* 2007, vol. 44, s. 17–23
48. MORI IRON WORKS CO., LTD. SAGA Japan: *Hydraulic Orbital Forging Press (MCOF)* [dostęp listopad 2014]. Dostępny w World Wide Web: [http://www.moriiron.com/english/cpt\\_product/mcof](http://www.moriiron.com/english/cpt_product/mcof)

49. Nam C.H., Lee M.C., Eom J.G., Choi M.H., Joun M.S. Finite element analysis model of rotary forgigng for assembling wheel hub bearing assembly. *Procedia Engineering* 2014, vol. 81, s. 2475–2480
50. Nahshon K., Hutchinson J.W. Modification of Gurson Model for shear failure. *European Journal of Mechanics A/Solids* 2008, vol. 27, s. 1–17
51. Nahshon K., Xue Z. A modified Gurson model and its application to punch-out experiments. *Engineering Fracture Mechanics* 2009, vol. 76, s. 997–1009
52. Panigrahi S.K., Jayaganthan R., Pancholi V. Effect of plastic deformation conditions on microstructural characteristics and mechanical properties of Al 6063 alloy. *Materials and Design* 2009, vol. 30, s. 1894–1901
53. Pater Z., Gontarz A. Modelowanie numeryczne procesu walcowania użębienia skośnego. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2010, nr 6, s. 366–369
54. Pater Z., Samołyk G. *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali*. Lublin: Wydaw. Politechniki Lubelskiej 2011
55. Pietrzyk M. *Metody numeryczne w przeróbce plastycznej metali*. Kraków: Wyd. AGH 1992
56. Plasomat: *Prasa z wahającą matrycą typ PXW 100AAb*. Instrukcja technologiczna. Warszawa: Plasomat 1975
57. Richert J., et al. Wpływ warunków homogenizacji na podatność do wyciskania stopu PA38 w stanie T5. *Rudy i Metale Nieżelazne* 1998, nr 5, s. 223–232
58. Rudkins N., Evans P. Mathematical modelling of mill set-up in strip rolling of high strength steels. *Journal of Materials Processing Technology* 1998, vol. 80, s. 320–324
59. Ruggieri C. Numerical investigation of constraint effects on ductile fracture in tensile specimens. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 2004, vol. 26, s.190–199
60. Samołyk G. *Podstawy programowania komputerów dla inżynierów*. Lublin: Wydaw. Pol. Lubelskiej 2011
61. Samołyk G. *Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego*. Lublin: Wydaw. Pol. Lubelskiej 2012
62. Samołyk G. *Wybrane zagadnienia technologii i teorii prasowania obwiedniowego*. Lublin: Wydaw. Pol. Lubelskiej 2012
63. Samołyk G. Model płynięcia stopu Al z serii 6000 odkształcanego na zimno. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2010, nr 6, s. 326–329

64. Samołyk G. Wpływ ruchu i prędkości narzędzi na płynięcie metalu w prasowaniu obwiedniowym. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2011, nr 11, s. 714–718
65. Samołyk G. Wpływ zmiany rodzaju ruchu wahającego stempla na wybrane parametry siłowe prasowania obwiedniowego wypraski. *Mechanika. Zeszyt naukowy nr 238*. Warszawa: Wydaw. OWPW 2011, s. 31–36
66. Samołyk G. Orbital Forging of a Sleeve-Type Part with a Simultaneous Flanging. *Steel Research International, SE: Metal Forming* 2012, vol. 83, s. 175–178
67. Samołyk G. Investigation of the cold orbital forging process of an AlMgSi alloy bevel gear. *Journal of Materials Processing Technology* 2013, vol. 213, s. 1692–1702
68. Samołyk G. Studies on stress and strain state in cold orbital forging a AlMgSi alloy flange pin. *Archives of Metallurgy and Materials* 2013, vol. 58, s. 1183–1189
69. Samołyk G. Analiza wykonania odkuwki tarczy ze sworzniem sześciokątnym pod kątem optymalizacji warunków prasowania obwiedniowego. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2013, nr 2, s. 74–79
70. Samołyk G. Prasowanie obwiedniowe odkuwki piasty sprzęgła kłowego wykonanej ze stopu magnezu Mg4AlZn0,5Mn. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2013, nr 6, s. 320–326
71. Samołyk G. Prasowanie obwiedniowe odkuwki sprzęgła kłowego z użyciem wkładki dociskowej. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2013, nr 8, s. 435–441
72. Samołyk G. Orbital forging of a Ti6Al4V alloy jaw coupling sleeve. *Key Engineering Materials* 2014, vols. 622–623, s. 1228–1234
73. Samołyk G. Numerical investigation of producing a Ti6Al4V alloy jaw coupling sleeve-disk by orbital forging. *Metalurgija* 2014, vol. 53, issue 4, s. 497–500
74. Samołyk G. Analiza numeryczna prasowania obwiedniowego odkuwki drażonej typu tarcza z występami. *Rudy i Metale Nieżelazne, Recykling* 2014, nr 4, s. 197–201
75. Samołyk G. Charakterystyka obciążenia narzędzi podczas prasowania obwiedniowego. *Hutnik. Wiadomości Hutnicze* 2014, nr 7, s. 456–459
76. Samołyk G. Porównanie schematów prasowania obwiedniowego na przykładzie wykonania odkuwki piasty z tarczą. *Hutnik. Wiadomości Hutnicze* 2014, nr 9, s. 657–662

77. Samołyk G., Bartnicki J., Gontarz A. Fracture Model for FEM Modelling of Cold Metal Forging. *Steel Research International* 2010, vol. "SE Metal Forming 2010", s. 302–305
78. Samołyk G., Tomczak J., Bartnicki J. Cold forming of AlCu4MgSi alloy by orbital forging. *Archives of Metallurgy and Materials* 2012, vol. 57, s. 205–209
79. Samołyk G. *Sposób i narzędzia do wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym*. Opis patentowy PL nr 218595, WUP 01/2015
80. Samołyk G. *Sposób i narzędzia do wywijania końca rury z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym*. Opis patentowy PL nr 219456, WUP 04/2015
81. Samołyk G. *Sposób i narzędzie do prasowania obwiedniowego odkuwki drążonej typu pierścień z występami kłowymi*. Zgłoszenie Patentowe P.402721, BUP 17/2014
82. SCHMID. *T200 Orbital Cold Forming Press* [dostęp listopad 2014]. Dostępny w Word Wide Web: <http://www.agshepherd.com/machinery/orbital-forging-machines/orbital-cold-forming-press>
83. Schmuller J. *UML dla każdego*. Gliwice: Wydaw. Helion 2003
84. Sheu J.J., Yu C.H. The Cold Orbital Forging Die and Process Design of a Hollow-ring Gear Part. *Proceedings of the 35th International MATADOR Conference 2007*, s. 111–114
85. Shue J.J., Yu C.H. The die failure prediction and prevention of the orbital forging process. *Journal of Materials Processing Technology* 2008, vol. 201, s. 9–13
86. Szmelter J. i in. *Programy elementów skończonych*. Warszawa: Wydaw. Arkady 1973
87. Tekkaya A.E. et al. Finite-Element-Simulation of Metal Forming Processes Using Two Different Material-Laws. *Proceedings of International Workshop „Simulation of Metal Forming Processes by the Finite Element Method“*, Stuttgart, June 3, 1985, s. 50-85
88. Tomczak J., Pater Z. Próby doświadczalne procesu walcowania poprzeczno-klinowego odkuwek ze stopów aluminium w gatunkach PA38 i 2618A. *Obróbka Plastyczna Metali* 2010, nr 4, s. 249–260
89. Wang C.H. *Introduction to fracture mechanics*. Melbourne: Aeronautical and Maritime Research Laboratory 1996

90. Watanabe A., et al. Prediction of ductile fracture in cold forging. *Procedia Enginnering* 2014, vol. 81, s. 425–430
91. Wierzbicki T., Bao Y., Lee Y.W. Bai Y. Calibration and ecaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences* 2005, vol. 47, s. 719–743
92. Winiarski G. Computer-aided analysis of a new process for flanging hollow parts. *Applied Computer Science* 2014, vol. 10, s. 19–29
93. Xue L., Wierzbicki T. Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates. *International Journal of Solids and Structures* 2008, vol. 46, s. 1423–1435
94. Yu Z.G., Ma Q., Lin Z.G. Simulation and Analysis of Microstructure Evolution of IN718 in Rotary Forgings by FEM. *Journal of Shanghai University* 2008, vol. 13, s. 721–726
95. Zander J., Sandström R. Modelling technological properties of commercial wrought aluminium alloys. *Materials and Design* 2009, vol. 30, s. 3752–3759
96. Zhang Q., Felder E., Bruschi S. Evaluation of friction condition in cold forging by using T-shape compression test. *Journal of Materials Processing Technology* 2009, vol. 209, s. 5720–5729
97. Zienkiewicz O.C. *Metoda elementów skończonych*. Warszawa: Wydaw. Arkady 1972
98. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Zhu J.U. *Finite Element Method. Its Basic & Fundamentals*. Wydaw. Elsevier Ltd. 2005
99. Ziółkiewicz S., Garczyński Z. Prasowanie obwiedniowe. *Obróbka Plastyczna Metali* 2008, nr 3, s. 55–60

## WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- $A$  – punkt na osi symetrii stempla,
- $C$  – wartość krytyczna funkcji zniszczenia,
- $D$  – średnica charakterystyczna odkuwki lub narzędzia,
- $E$  – moduł sprężystości wzdłużnej (Younga),
- $F$  – siła kształtowania,
- $M$  – moment skrętny,
- $O$  – środek ruchu kulistego stempla,
- $R$  – promień kołnierza,
- $S$  – pole powierzchni,
- $T$  – temperatura, siła tarcia,
- $V$  – objętość,
- $W$  – praca narzędzi, praca odkształcenia plastycznego,
- $b$  – wektor Burgersa,
- $d, h$  – średnica i wysokość charakterystyczna wsadu lub odkuwki,
- $g$  – grubość ścianki (kołnierza) odkuwki lub wsadu,
- $k$  – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu,
- $m$  – czynnik tarcia, wykładnik w krzywej umocnienia,
- $r$  – promień zaokrąglenia, promień kołnierza odkuwki,
- $q$  – naciski powierzchniowe, strumień ciepła,
- $t$  – czas,
- $u$  – przemieszczenie węzłowe,
- $v$  – prędkość ruchu postępowego,
- $\{x, y, z\}$  – nieruchomy 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 obwiedniowej.
- (R) – identyfikator ruchu obwiedniowego planetarnego (tzw. „po krzywej wielolistnej”) wykonywanego przez stempel na prasie obwiedniowej.

- (S) – identyfikator ruchu obwiedniowego spiralnego wykonywanego przez stempel na prasie obwiedniowej,  
(T) – identyfikator ruchu obwiedniowego (tzw. „po okręgu”) wykonywanego przez stempel na prasie obwiedniowej,
- $\alpha$  – kąt obrotu własnego, rodzina linii siatki koordynacyjnej,  
 $\beta$  – kąt precesji, rodzina linii siatki koordynacyjnej,  
 $\varepsilon$  – odkształcenie względne,  
 $\varepsilon_{gr}$  – odkształcenie pękania,  
 $\gamma$  – kąt nutacji, kąt pochylenia stempla,  
 $\eta$  – wskaźnik stanu naprężenia (*triaxiality stress*),  
 $\mu$  – współczynnik tarcia,  
 $\nu$  – liczba Poissona,  
 $\rho$  – gęstość materiału,  
 $\sigma$  – naprężenie,  
 $\sigma_p$  – granica plastyczności materiału,  
 $\sigma_i$  – intensywność naprężenia,  
 $\sigma_m$  – naprężenie średnie,  
 $\sigma_{kr}$  – naprężenie krytyczne (pękania),  
 $\sigma_{zred}$  – naprężenie zredukowane wyznaczone w narzędziu,  
 $\tau_{max}$  – największe naprężenie styczne,  
 $\tau_{gr}$  – graniczna wartość największego naprężenia stycznego,  
 $\omega$  – prędkość kątowa, umowna prędkość wahań stempla,  
 $\omega_\alpha, \omega_\beta, \omega_\gamma$  – prędkość kątowa obrotu własnego, precesji, nutacji.

**Grzegorz Samolyk**

## **STUDIUM PROCESU PRASOWANIA OBWIEDNIOWEGO TULEI KOŁNIERZOWYCH**

### **Streszczenie**

Monografia przedstawia wyniki badań teoretyczno-doświadczalne nad procesem prasowania obwiedniowego wyrobów drażonych, zwłaszcza zaliczanych do grupy tulei z kołnierzem. Opracowanie podzielono na trzy główne części. W części pierwszej przedstawiono w skrócie podstawowe informacje na temat technologii prasowania obwiedniowego, kierunki rozwoju tej technologii (ze wskazaniem udziału autora), dotychczasowe rezultaty autorskich prac badawczych oraz sformułowaną tezę podstawową. W części drugiej (składającej się z rozdziałów 2 i 3) autor zaprezentował obecny stan wiedzy dotyczący modelowania numerycznego oraz na temat zagadnień pęknięcia materiału, szczególnie w warunkach plastycznego kształtowania na zimno. Tematy te zostały opracowane z wykorzystaniem doświadczenia autora oraz uzupełnione o jego wiedzę, którą uzyskał w ramach dotychczasowej działalności naukowo-badawczej. W części drugiej monografii, autor przedstawił również wyniki własnych badań analityczno-doświadczalnych, które pozwoliły sformułować nową strategię postępowania podczas oceny wyników symulacji numerycznej pod kątem przewidywania miejsca i momentu utraty spójności materiału podczas kształtowania odkuwek. Ostatnia część monografii (rozdziały 4 i 5) jest całkowicie poświęcona nowemu procesowi prasowania obwiedniowego odkuwek typu tulei kołnierzowych. Autor przedstawił i omówił istotę procesu, zasady jego modelowania z wykorzystaniem metody elementów skończonych, autorski model ruchu wahającego narzędzia oraz wyniki weryfikacji doświadczalnej modelu. W opracowaniu zamieszczono również obszerne badania numeryczne, w ramach których uzyskano wiedzę na temat warunków kształtowania kołnierza w odkuwce oraz wskazano potencjał tej technologii. Przystawiono między innymi rozkłady stanu naprężenia i odkształcenia w odkuwce oraz schematy płynięcia materiału. Wyznaczono parametry siłowe oraz obliczono energochłonność procesu. Określono wpływ schematu wahań stempla na przebieg kształtowania odkuwki. W pracy zamieszczono również obliczone wskaźniki stanu naprężenia i ich rozkłady w obciążonym stemplu.





**Grzegorz Samolyk**

**THE STUDY OF ORBITAL FORGING PROCESS  
FOR FLANGED SLEEVES**

**Abstract**

The book shows results of theoretical and experimental research concerning the orbital forging process of hollowed products, especially a type of flanged sleeves. The content of this book is divided into three parts. In the first part there are described basic knowledge regarding technology of the orbital forging, trends of development of this technology (with showing the author's participation), current results of author's research and proposed the major thesis. In the second part of this book (chapters 2 and 3) there are presented the current knowledge in scope of the numerical modelling and the material fracture phenomena, particularly during plastic deformation under cold conditions. All issues being in this part were developed with using author's experience and supplemented for author's knowledge acquired in its research and scientific activity up to now. There are also presented results of own analytical and experimental research about the ductile fracture. These research allowed to formulate the new strategy of proceeding during the analysis of numerical simulation results in context of the predicting place and moment of ductile failure in deformed material. The last part (chapters 4 and 5) concerns the new process of orbital forging flanged sleeves. There are described and discussed the essence of new process, principles of numerical modelling with using FEM, author's model of wobbling die movement and result of experimental verification. In chapter 5, there are described results of extensive numerical research in scope of the flange forming by new method of the orbital forging and is shown technological potential of this process. Within framework of research the distributions of stress and strain in the workpiece and schemes of metal flow are determined. Load parameters are appointed as well as an energy consumption of the process is estimated. An influence of the scheme of the wobbling die movement on the conditions of metal shaping was determined, too. In this part of book is also calculated the stress state and their distributions were placed in the loaded wobbling die.