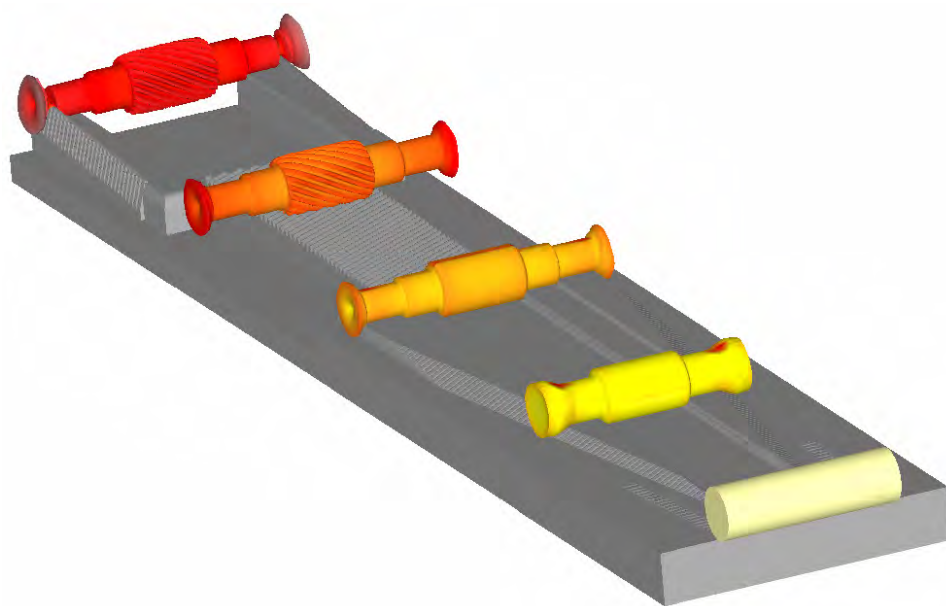


ZBIGNIEW PATER

WALCOWANIE POPRZECZNO – KLINOWE



**POLITECHNIKA LUBELSKA
LUBLIN 2009**

Recenzenci:

Prof. dr hab. inż. Kazimierz Świątkowski – AGH w Krakowie

Prof. dr hab. inż. Wiesław S. Weroński – Politechnika Lubelska

Wydano za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

Zabrania się reprodukcji w każdej formie i za pomocą jakichkolwiek
środków technicznych oraz rozpowszechniania całości lub fragmentów
niniejszego opracowania bez zgody posiadacza praw autorskich

Monografia opracowana w ramach projektów badawczego nr N508 024 31/1444
i celowego nr 6 ZR9 2006C/06767 finansowanych ze środków Ministerstwa
Nauki i Szkolnictwa Wyższego, w latach 2006-2009

©Copyright by Politechnika Lubelska 2009

ISBN 978-83-7497-071-6

Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
ul. Bernardyńska 13, 20-109 Lublin
www.wydawnictwo@pollub.pl

Druk: Liber Duo s.c.
ul. Długa 5, 20-346 Lublin
email: liberduo@o2.pl

Spis treści

Wykaz ważniejszych oznaczeń	9
Od Autora	13
1. Wprowadzenie.....	15
1.1. Metody walcowania poprzeczno – klinowego	18
1.2. Rys historyczny WPK.....	20
2. Obciskanie obrotowe prętów okrągłych	39
2.1. Geometria przekroju poprzecznego pręta obciskanego.....	39
2.2. Stan naprężenia i odkształcenia	48
2.3. Obliczanie nacisku jednostkowego na powierzchni styku materiał – narzędzie	56
2.3.1. Metoda równań różniczkowych równowagi	57
2.3.2. Metoda linii poślizgów i charakterystyk	58
2.3.3. Metoda górnej oceny	67
2.3.4. Metoda elementów skończonych.....	71
2.3.5. Porównanie metod obliczeniowych	72
2.4. Siły w procesie obciskania obrotowego	74
2.5. Ograniczenia procesu obciskania obrotowego	77
2.5.1. Poślizg niekontrolowany	77
2.5.2. Pęknięcia wewnętrzne.....	78
3. Charakterystyka stanu odkształcenia i naprężenia.....	83
3.1. Kinematyka płynięcia metalu	83
3.2. Promień toczny.....	87
3.2.1. Obliczenia metodą warstwową	90
3.2.2. Obliczenia metodą elementów skończonych.....	96
3.3. Wzrost średnicy wyrobów kształtowanych.....	103
3.3.1. Rozwiązanie metodą linii poślizgów i charakterystyk	104
3.3.2. Rozwiązanie metodą elementów skończonych.....	108
3.4. Stan odkształcenia.....	113
3.5. Stan naprężenia	122
4. Siły w procesie WPK.....	129

4.1. Powierzchnia styku metalu z narzędziem	138
4.1.1. Rozwiązanie Andreeva i in.	140
4.1.2. Rozwiązanie Tsukamoto i in.	142
4.1.3. Rozwiązanie Celikova i in.	143
4.1.4. Rozwiązanie autora i Werońskiego	148
4.1.5. Porównanie wzorów do obliczania pola powierzchni styku.....	154
4.2. Nacisk jednostkowy na powierzchni styku.....	156
4.2.1. Rozwiązanie Balina i Pozdniakova.....	159
4.2.2. Rozwiązanie własne	164
5. Ograniczenia w procesie WPK.....	169
5.1. Niekontrolowany poślizg między odkształcanym materiałem a narzędziem.....	171
5.2. Przewężenie kształtowanego stopnia odkuwki	183
5.3. Pękanie wewnętrzne metalu w odkuwce.....	190
5.4. Zakres stabilności walcowania	199
6. Narzędzia do WPK	201
6.1. Budowa narzędzia klinowego	201
6.1.1. Uwagi do procesu WPK realizowanego dwoma walcami	206
6.2. Dobór parametrów kątowych klinów	209
6.3. Zastosowanie technik optymalizacyjnych w projektowaniu narzędzi do WPK.....	211
6.3.1. Polioptymalizacja kątów klinów do WPK.....	211
6.3.2. Optymalizacja kształtu powierzchni bocznej klinów	214
6.4. Metodyka konstruowania narzędzi klinowych.....	219
6.5. Specyfika konstruowania narzędzi klinowych przy kształtowaniu odkuwek niesymetrycznych	228
7. Zarys technologii WPK	233
7.1. Naddatki technologiczne i tolerancje wykonania	233
7.2. Charakterystyka metod technologicznych WPK.....	239
7.2.1. Walcowanie poprzeczno - klinowe metodą redukcji średnic (zwykłe)	239
7.2.2. Walcowanie poprzeczno – klinowe ze spęczaniem (wsteczne).....	245
7.2.3. Walcowanie poprzeczno – klinowe metodą równoległą	249
7.3. Przykłady zastosowania technologii WPK.....	250
7.3.1. Odkuwka korpusu noża obrotowego.....	251
7.3.2. Odkuwka wałka pośredniego.....	268
7.3.3. Odkuwki kul	279
7.3.4. Odkuwka wałka sprzęgła.....	285
8. WPK odkuwek drażzonych.....	295
8.1. Przegląd prac dotychczas wykonanych.....	295

8.2. Badania procesu WPK wyrobów drążonych, wykonane w Politechnice Lubelskiej	297
8.2.1. Modelowanie numeryczne bazujące na MES	297
8.2.2. Badania doświadczalne	301
8.2.3. Rezultaty badań.....	303
8.3. Badania procesu WPK wyrobów drążonych, wykonane w warunkach przemysłowych.....	322
9. WPK odkuwek o kształtach złożonych.....	333
9.1. WPK wkrętów szynowych	333
9.1.1. Symulacje numeryczne WPK gwintu wkręta szynowego.....	335
9.1.2. Próby stanowiskowe walcowania gwintu metodą WPK.....	340
9.1.3. Próby przemysłowe walcowania gwintu metodą WPK.....	343
9.2. WPK stopni odkuwek o przekroju poprzecznym różnym od kołowego.....	349
9.2.1. Kalibrowanie narzędzi (klinów).....	349
9.2.2. Analiza numeryczna	352
9.2.3. Badania doświadczalne	359
9.2.4. WPK odkuwek z wsadu kształtowego	362
9.3. WPK połączeń kształtowych.....	365
9.3.1. WPK wałków uzębionych	365
9.3.2. WPK uzębień ślimaka	367
10. WPK na zimno	373
10.1. Przegląd prac dotychczas wykonanych	373
10.2. Badania procesu WPK na zimno rowka w kształcie litery V	374
10.2.1. Badania doświadczalne.....	375
10.2.2. Analiza numeryczna bazująca na MES	377
10.2.3. Uzyskane wyniki.....	379
10.3. Badania procesu dzielenia bezodpadowego metalowych prętów okrągłych	391
10.3.1. Próby stanowiskowe procesu dzielenia bezodpadowego.....	391
10.3.2. Analiza numeryczna pękania metalu w procesie dzielenia	394
11. Walcowanie klinowo – rolkowe (WKR)	403
11.1. Uwarunkowania geometryczne procesu WKR.....	404
11.2. Odmiany procesu WKR	408
11.3. Badania doświadczalne procesu WKR.....	409
11.3.1. Stanowisko badawcze	409
11.3.2. Narzędzia stosowane w badaniach doświadczalnych.....	411
11.3.3. Wyniki uzyskane z badań doświadczalnych.....	415
11.3.4. Wyniki uzyskane z symulacji numerycznych MES.....	433
12. Podsumowanie	449

Summary	453
Literatura.....	457

Wykaz ważniejszych oznaczeń

C	stała materiałowa
E	moduł sprężystości wzdłużnej
F	siła
F_x	składowa styczna siły walcowania
F_y	składowa osiowa (wzdłużna) siły walcowania
F_z	składowa promieniowa (rozporowa) siły walcowania
L_k	długość strefy kształtowania
L_{kal}	długość strefy kalibrowania
L_{prost}	długość strefy prostowania
L_{wej}	długość strefy wejściowej
L_{wyj}	długość strefy wyjściowej
M	moment, stała materiałowa
N	ilość cykli odkształcenia
P	moc
R	współczynnik relaksacji
R_e	granica plastyczności
R_m	wytrzymałość na rozciąganie
R_p	redukcja względna przekroju poprzecznego
S	powierzchnia styku metal – narzędzie
S_b	powierzchnia płaszczyzny bocznej powierzchni styku
S_k	powierzchnia płaszczyzny kalibrującej powierzchni styku
S_{xy}	rzut powierzchni styku metal - narzędzie na kierunek promieniowy
S_{xz}	rzut powierzchni styku metal - narzędzie na kierunek osiowy
T	Temperatura, siła tarcia
V	objętość
V_{ko}	objętość odpadu końcowego
W	praca
a	współczynnik korekcyjny

- a_p – współczynnik
 b – szerokość powierzchni styku
 b_k – szerokość paska kalibrującego
 c – względny skok walcowania
 d – średnica kształtowanego stopnia wałka
 d_R – średnica rolki
 d_W – średnica walca
 d_0 – średnica wsadu
 e – wysokość spiętrzenia metalu
 f – „założenie” powierzchni styku w procesie walcowania poprzecznego
 g – grubość ścianki odkuwki drążonej, głębokość zagłębienia ostrza klina
 h – odległość między narzędziami podczas obciskania obrotowego
 h_R – wysokość występu rolki
 i – liczba, współczynnik poślizgu
 i_k – liczba warstw metalu modelujących strefę odkształcenia
 i_p – liczba kroków obliczeniowych
 k – granica plastyczności przy czystym ścinaniu
 l – długość odcinka walcowanego
 l_b – długość rzutu powierzchni bocznej na oś wzdłużną odkuwki
 l_z – zastępcza długość kalibrowania
 m – czynnik tarcia, moduł
 n – prędkość obrotowa
 n_{gr} – graniczna liczba obrotów odkuwki
 n_R – współczynnik uwzględniający relaksację naprężeń
 n_α – ilość gniotów jednostkowych
 n_σ – wskaźnik stanu naprężenia
 p – nacisk powierzchniowy
 p_n – średni nacisk powierzchniowy
 r – promień
 r_s – promień powierzchni swobodnej
 r_t – promień toczny
 r_W – promień walca
 r_0 – promień wsadu
 s – skok walcowania
 t – czas
 t_p – czas przerwy między kolejnymi gniotami

v	prędkość liniowa
v_N	prędkość liniowa narzędzia
v_p	prędkość poślizgu
w	współczynnik wagowy
x, y, z	współrzędne kartezjańskie
z	liczba zębów
Δ	przesunięcie noży rozcinających (odcinających), parametr owalizacji
Δ_o	błąd obliczeniowy
Δr	gniot bezwzględny
Δ_p	błąd przeszukiwań
Δs	przemieszczenie liniowe
$\Delta \varphi$	przemieszczenie kątowe
Φ	odkształceniowy współczynnik zbędności
Γ	funkcja celu
Λ	zapas plastyczności metalu
Λ_{kr}	krytyczny stopień ścinania
Ψ	nierównomierność rozkładu nacisku powierzchniowego
α	kąt kształtujący
β	kąt rozwarcia klina
δ	stopień gniotu
δ_{sp}	współczynnik spęczenia
δ_{gr}	średni stopień gniotu
δ_z	zastępczy stopień gniotu
ε	intensywność odkształcenia
$\dot{\varepsilon}$	prędkość odkształcenia
ε_H	odkształcenie jednorodne
ε_p^*	graniczne odkształcenie pękania
γ	parametr kątowy, kąt wzniosu klina
η	parametr kątowy
φ	kąt obrotu
λ	współczynnik toczny
μ	współczynnik tarcia
ν	współczynnik Poissona, parametr kątowy
θ	kąt gięcia
ρ	kąt tarcia, gęstość
σ	naprężenie normalne

- σ_m – naprężenie średnie
- σ_p – naprężenie uplastyczniające
- σ_{ZR} – naprężenie zredukowane
- $\sigma_{1,2,3}$ – naprężenia główne
- τ – naprężenie normalne
- ω – prędkość kątowna
- ω_o – prędkość kątowna odkuwki
- ω_w – prędkość kątowna walca
- ξ – współczynnik wzrostu średnicy
- ψ – kąt rozstawu rolki

Od Autora

Procesy plastycznego kształtowania metali znane są człowiekowi od stuleci. Już około 4.500 roku p.n.e. przerabiano plastycznie miedź, pierwotnie za pomocą młotków z wytrzymałych kamieni, a następnie używając narzędzi odlewanych z miedzi i utwardzanych bizmutem. W starożytnym Egipcie stosując metody obróbki plastycznej wykonywano naczynia i kielichy ze srebra i złota, już wtedy stosując młotkowanie umiano wytwarzać z tych metali blaszki o grubości 1/100 mm. Żelazo poddawano przekuwaniu zaraz po wytwarzaniu w dymarkach i otrzymywano z niego stal na szerszą skalę około 1000 roku p.n.e. Począwszy od VII wieku p.n.e. w kręgu cywilizacji greckiej rozpoczęto bicie monet (ze srebra lub elektronu) w procesach przypominających prymitywne kucie matrycowe.

W średniowieczu nastąpił rozwój kuźnictwa w związku z upowszechnieniem koła wodnego, które wykorzystywano w ówczesnych kuźnicach do napędzania młotów do kucia swobodnego (takich prymitywnych zakładów kuźniczych było w XV wiecznej Polsce około 350). W okresie tym rozpoczęto również stosowanie walcarek napędzanych ręcznie do przeróbki metali łatwo odkształcających się, takich jak: ołów, cyna.

Pierwsze walcarki napędzane kołem wodnym, używane były w wieku XVII do produkcji blach ołowianych, wykorzystywanych prawdopodobnie do obijania den okrętów. Pod koniec wieku XVIII opanowano procesy walcowania na gorąco żelaza i jego stopów. Wówczas zaczęto wprowadzać także walcarki napędzane silnikami parowymi (pierwsza taka walcownia została uruchomiona w roku 1783 w zakładach Wilkinsona w Anglii).

W wieku XIX następuje intensywny rozwój procesów obróbki plastycznej, co związane jest z wprowadzaniem nowych maszyn i technologii, takich jak: młot parowy (Nasmyth, 1839 r.), kucie matrycowe (zakłady Colta, 1853 r.), prasa hydrauliczna (Haswell, 1861 r.), linia do walcowania ciągłego (Bedson, 1862 r.). W tym czasie opatentowano wiele nowych, mniej rozpowszechnionych procesów kształtowania plastycznego, których wdrażanie przypadło na lata późniejsze.

Jednym z takich procesów jest walcowanie poprzeczno-klinowe WPK (pierwszy patent Lebek, 1879 r.), które zaczęto stosować na szerszą skalę dopiero w latach 60-tych i 70-tych XX wieku. Jednakże proces ten pomimo wielu wdro-

żeń przemysłowych oraz opracowania szeregu rozwiązań konstrukcyjnych walcarek przemysłowych nie był dostatecznie rozpoznany w sposób teoretyczny jeszcze w ostatnim dziesięcioleciu ubiegłego wieku. Fakt ten był przyczyną podjęcia w Politechnice Lubelskiej, począwszy od roku 1989 intensywnych studiów nad technologią WPK.

Prace badawcze odnoszące się do procesu WPK, realizowane w Politechnice Lubelskiej, przebiegały początkowo przy czynnym udziale autora, a następnie były realizowane pod jego kierunkiem. Uzyskane w efekcie tych badań rezultaty teoretyczno-doświadczalne zaowocowały zakończonymi pracami doktorskimi (Pater, 1994 r.; Bartnicki, 2005 r.; Tofil, 2008 r.; Tomczak, 2008 r.) oraz rozprawą habilitacyjną (Pater, 2001 r.). Część wyników podano w kilku monografiach [157, 172, 181, 184, 190, 191] oraz licznych artykułach naukowych, wyszczególnionych w bibliografii książki.

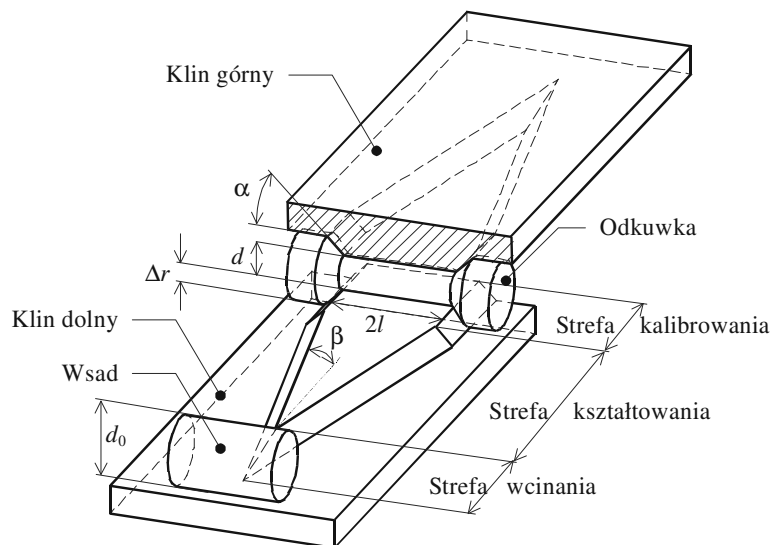
W bieżącym opracowaniu autor podsumowuje wyniki swoich blisko 20-letnich badań poświęconych procesowi WPK, których realizacja nie byłaby możliwa bez czynnego udziału pracowników Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. W tym miejscu zatem autor kieruje do nich słowa podziękowania, które w szczególności adresuje się do: prof. dr hab. inż. Wiesława S. Werońskiego, dr hab. inż. Andrzeja Gontarza, dr hab. inż. Krzysztofa Łukasika, dr inż. Jarosława Bartnickiego, dr inż. Grzegorza Samołyka, dr inż. Arkadiusza Tofila, dr inż. Janusza Tomczaka, mgr inż. Czesława Junga i mgr Joanny Drozd. Osobne podziękowania są natomiast skierowane do recenzentów prof. dr hab. inż. Kazimierza Świątkowskiego i prof. dr hab. inż. Wiesława S. Werońskiego, których cenne uwagi i spostrzeżenia wpłynęły na nadanie tej pracy jej obecnej postaci.

1. Wprowadzenie

Walcowanie poprzeczno-klinowe (WPK) polega na plastycznym kształtowaniu wyrobów osiowo-symetrycznych, w wyniku oddziaływania narzędzi w kształcie klinów. Narzędzia te montowane są na walcach, bądź płaskich lub wklęsłych płytach walcarek.

Na rys. 1.1 przedstawiającym schemat WPK wałka elementarnego (posiadającego pojedyncze przewężenie) zaznaczono podstawowe parametry geometryczne procesu. Należą do nich: kąt kształtujący α , kąt rozwarcia klina β , średnica wsadu d_0 , średnica kształtowanego stopnia wałka d oraz długość odcinka walcowanego l .

W narzędziach wykorzystywanych do WPK wyróżnia się następujące podstawowe strefy: wcinania, kształtowania i kalibrowania. W strefie wcinania klin stopniowo zagłębia się w materiał na głębokość Δr , redukując średnicę wsadu do zakładanej wartości d . W strefie kształtowania w wyniku oddziaływania bocz-



Rys. 1.1. Schemat procesu walcowania poprzeczno-klinowego narzędziami płaskimi

nych ścian klina następuje spiralne rozwinięcie redukcji na całą długość l walcowanego stopnia odkuwki. Natomiast w strefie kalibrowania odkuwka poddawana jest obciskaniu obrotowemu, w czasie którego usuwane są powstałe w poprzednich fazach procesu nieprawidłowości kształtu.

Za podstawowe miary przerobu plastycznego materiału w procesie WPK uznaje się [56, 172, 267]:

- stopień gniotu δ , definiowany jako

$$\delta = \frac{d_0}{d}. \quad (1.1)$$

- redukcję względną R_p przekroju poprzecznego obliczaną z zależności

$$R_p = \frac{S_0 - S}{S_0} \cdot 100\%, \quad (1.2)$$

gdzie: d_0 – średnica wsadu, d – średnica walcowanego stopnia odkuwki, S_0 – pole przekroju poprzecznego wsadu, S – pole przekroju poprzecznego walcowanego stopnia.

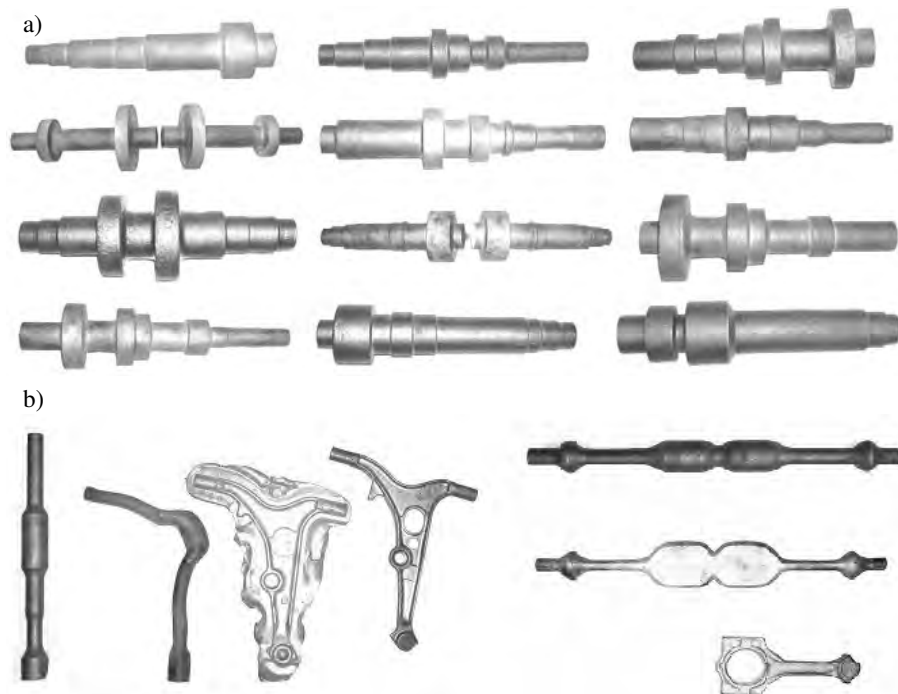
W porównaniu do innych metod wytwarzania (obróbki skrawaniem, kucia matrycowego, odlewnictwa) WPK odznacza się szeregiem korzystnych cech. Są to w szczególności [92, 190, 192, 243, 257]:

- Wysoka wydajność. W trakcie jednego cyklu roboczego (obrotu walców, przemieszczenia klinów płaskich) wykonywany jest co najmniej jeden wyrób. Uwzględniając, że prędkość obrotowa walców w walcarkach przemysłowych wynosi od 10 do 30 obr/min można szacować orientacyjną wydajność procesu WPK na 10÷30 szt/min. Jest to około 5÷20 razy więcej w stosunku do wydajności osiąganych w procesach kucia, bądź obróbki skrawaniem.
- Lepsze wykorzystanie materiału. Straty materiału występujące w procesie WPK z reguły nie przekraczają 10%, podczas gdy w kuciu straty te wynoszą średnio 15÷30%, a w przypadku obróbki skrawaniem nawet 40%.
- Polepszenie własności wytrzymałościowych. W trakcie WPK kształt wyrobu osiągany jest w wyniku plastycznego płynięcia metalu. Uzyskiwany w wyrobie ciągły układ włókien (zagęszczonych przy powierzchni) sprawia, że własności wytrzymałościowe odkuwek są lepsze od uzyskiwanych metodami obróbki skrawaniem i odlewnictwa.
- Ochrona środowiska. W porównaniu do kucia matrycowego WPK odznacza się znaczną redukcją emitowanego hałasu. Ponadto, proces ten nie wymaga stosowania materiałów dodatkowych, takich jak chłodziwa i smary.
- Mniejsza energochłonność. Materiałem wsadowym w procesach WPK są odcinki walcowanych prętów okrągłych, które są w sposób ciągły podawane w przestrzeń międzywalcową. W danym momencie nagrzewaniu

poddawany jest zatem wsad o objętości wyrobu kształtowanego. Pociąga to za sobą zmniejszenie strat cieplnych występujących podczas kształtowania.

- Automatyzacja i niski koszt wytwarzania. W procesach WPK wyrób jest wytwarzany na gotowo podczas jednej operacji. W efekcie zmniejszeniu ulega liczba pracowników, maszyn oraz wielkości powierzchni produkcyjnej niezbędnej do zabezpieczenia procesu wytwarzania.

Dzięki powyższym zaletom metoda WPK znalazła szerokie zastosowanie, przede wszystkim w przemyśle maszynowym w produkcji odkuwek wydłużonych typu stopniowanych osi i wałków [9, 14, 28, 128, 200, 204, 244, 274]. Równie często WPK wykorzystuje się do wykonywania przedkuwek do kucia matrycowego wyrobów takich jak: klucze maszynowe, korbowody, dźwignie, widelki, korby pedałów rowerowych [26, 43, 132, 237, 254, 255]. Do innych wyrobów kształtowanych analizowaną metodą zalicza się: rdzenie izolatorów wysokiego napięcia [75, 116, 123, 180], odkuwki części stosowanych w przemyśle motoryzacyjnym (czopy mechanizmów kierowniczych, czopy układów zawieszenia itp.) [50, 251], korpusy noży obrotowych [180, 198] oraz wkręty szynowe [59]. Przykłady wyrobów wytwarzanych z wykorzystaniem metody WPK podano na rys. 1.2.

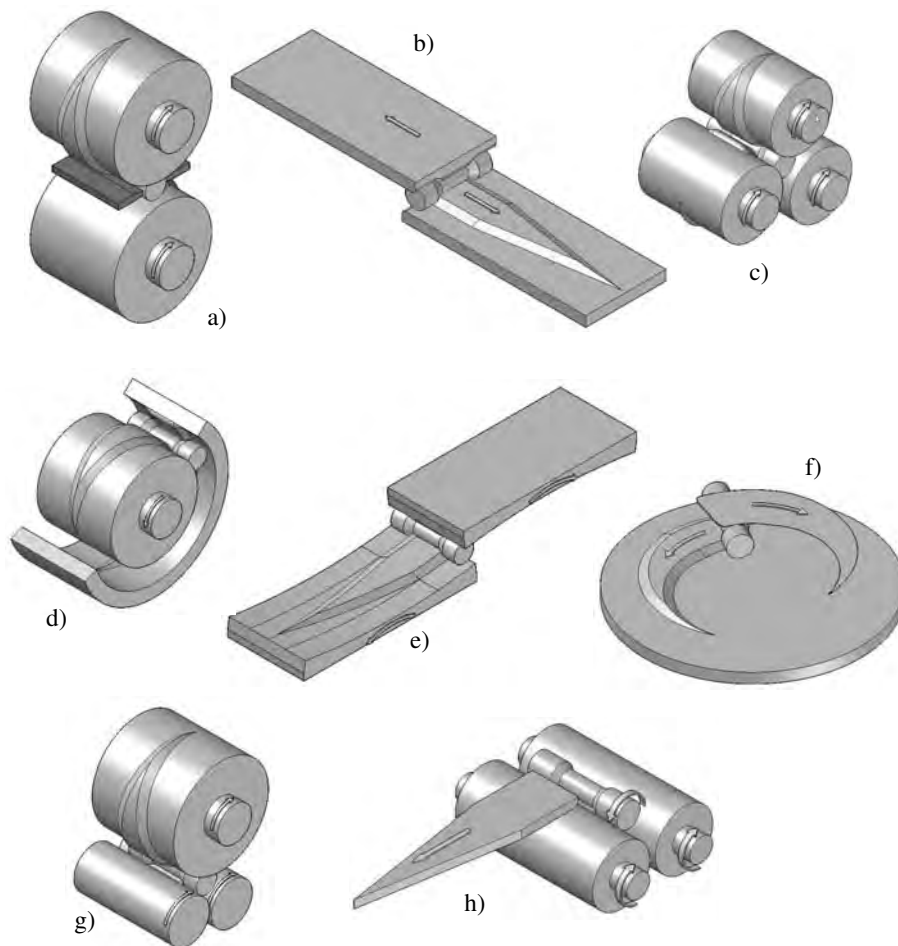


Rys. 1.2. Przykłady wyrobów wytwarzanych z udziałem WPK: a) odkuwki stopniowanych wałków i osi, b) przedkuwki walcowane wraz z odkuwkami wykonanymi na ich bazie

1.1. Metody walcowania poprzeczno-klinowego

Podstawowy podział metod WPK przeprowadza się ze względu na kształt klinów oraz zastosowany w walcierce sposób ich napędzania. Zgodnie z takim kryterium wyróżnia się osiem schematów WPK, pokazanych na rys. 1.3 i opisanych poniżej.

- Walcowanie poprzeczno-klinowe dwoma walcami - rys. 1.3a. W tej metodzie WPK wyrób kształtowany jest segmentami klinowymi, umiesz-



Rys. 1.3. Schematy procesów WPK realizowanych w układzie: a) dwóch walców, b) dwóch klinów płaskich, c) trzech walców, d) walec – segment wklęsły, e) dwóch klinów wklęsłych, f) dwóch dysków klinowych, g) jednego walca i dwóch rolek, h) klina płaskiego i dwóch rolek

czonymi na walcach o osiach równoległych. W czasie jednego obrotu walców odkuwka (przedkuwka) kształtowana jest na gotowo i w przypadku, gdy walcowana jest z pręta może być odcięta nożami zamocowanymi do walców. Podczas kształtowania dwoma walcami stosuje się listwy prowadzące, zabezpieczające odkuwkę przed jej wypadnięciem ze strefy roboczej walców. Podstawowymi zaletami tej odmiany WPK są: duża dokładność wyrobów walcowanych, możliwość walcowania wyrobów z pręta, duża trwałość narzędzi i możliwość ich wielokrotnej regeneracji. Natomiast za główne wady tej metody uważa się trudności związane z wykonawstwem narzędzi oraz konieczność przytrzymywania wyrobu pomiędzy walcami.

- Walcowanie poprzeczno-klinowe narzędziami płaskimi – rys. 1.3b. Do podstawowych zalet tej metody kształtowania zalicza się: łatwość wykonania narzędzi, dużą dokładność wyrobów walcowanych, samoprowadzenie wyrobu podczas walcowania, dużą trwałość narzędzi i możliwość wielokrotnej ich regeneracji, łatwość wymiany narzędzi. Natomiast głównymi wadami są: duże wymiary gabarytowe walcarek oraz występowanie biegu jałowego narzędzi (zajmującego około 40% czasu cyklu roboczego). WPK wg tego schematu można realizować przy poziomym oraz pionowym ustawieniu klinów, z których jeden lub dwa są napędzane i przemieszczają się ruchem posuwisto-zwrotnym.
- Walcowanie poprzeczno-klinowe trzema walcami – rys. 1.3c. Kształtowanie w układzie trzech walców nie wymaga stosowania listew prowadzących, niezbędnych w metodzie dwuwalcowej do utrzymywania wyrobów między walcami. Z powodu zastosowania trzech klinów (rozmieszczonych co 120°) zmianie ulega kinematyka płynięcia metalu podczas walcowania, zmniejsza się również prawdopodobieństwo utworzenia pęknięć wewnętrznych w odkuwce. Podstawową wadą kształtowania trzema walcami jest brak możliwości stosowania walców o dużych średnicach, co przekłada się na ograniczenia wymiarów odkuwek możliwych do wykonania tą metodą.
- Walcowanie poprzeczno-klinowe w układzie walec segment wklęsły – rys. 1.3d. W procesie WPK realizowanym wg tego schematu odcinek pręta jest kształtowany między obracającym się walcem, a nieruchomym wklęsłym segmentem narzędziowym, obejmującym ten walec na części łuku. W czasie walcowania odkuwka obraca się wokół własnej osi oraz toczy się po narzędziach klinowych walca i segmentu. Ze względu na rozdzielenie stref podawania wsadu i odbierania odkuwki możliwe jest podawanie kolejnego odcinka pręta podczas kształtowania poprzedniego, co pozwala na zwiększenie wydajności walcowania. Głównymi zaletami tej metody WPK są: duża wydajność produkcji, duża sztywność maszyny, samoprowadzenie odkuwki podczas walcowania, łatwość automatyzacji procesu oraz nieza-

wodność eksploatacyjna walcarki. Natomiast do wad WPK w układzie walec – segment wklęsły zalicza się: trudność wykonania narzędzi i brak lub bardzo ograniczoną regulację przestrzeni roboczej maszyny, możliwość regeneracji narzędzi tylko poprzez napawanie ich powierzchni oraz możliwość walcowania tylko z odcinków prętów.

- Walcowanie poprzeczno-klinowe w układzie dwóch wklęsłych segmentów narzędziowych – rys. 1.3e. Ten schemat walcowania stosowany jest głównie do kształtowania wielowypustów oraz uzębień kół zębatych [269]. Teoretycznie może on być również wykorzystany w procesie WPK. Jednakże ze względu na złożoność narzędzi zabezpieczających realizację kształtowania ta odmiana WPK nie znalazła zastosowania przemysłowego.
- Walcowanie poprzeczno-klinowe dwoma dyskami – rys. 1.3f. W procesie tym odkuwkę kształtują kliny umieszczone na dwóch obracających się przeciwnie dyskach. Wg Ščukina [201] ta metoda WPK nie rozpowszechniła się ze względu na trudności związane z wykonawstwem narzędzi roboczych.
- Walcowanie poprzeczno-klinowe jednym walcem – rys. 1.3g. W procesie tym odcinek pręta, umieszczony na dwóch rolkach gładkich, kształtowany jest w wyniku oddziaływania segmentu klinowego umieszczonego na jednym walcu roboczym [69]. Metoda ta nie znalazła zastosowania w przemyśle ze względu na występujące podczas walcowania intensywne krzywienie odkuwki.
- Walcowanie poprzeczne za pomocą jednego klina i dwóch rolek (gładkich lub profilowych) – rys. 1.3h. Ta odmiana WPK, znana pod nazwą walcowania klinowo-rolkowego (WKR) opracowana została w Politechnice Lubelskiej [183]. W porównaniu do innych metod WPK odznacza się ona szeregiem zalet, z których najważniejsze to: mniejsza skłonność do tworzenia pęknięć wewnętrznych w odkuwce, niższe koszty wdrożeniowe oraz ułatwione usuwanie zendry. Natomiast podstawową wadą WKR są ograniczenia w kształtach odkuwek, które można walcować w tym procesie.

1.2. Rys historyczny WPK

Idea procesu WPK zrodziła się w XIX wieku w Niemczech. Pierwszy patent dotyczący walcarki z klinami płaskimi udzielony został Lebek’owi w roku 1879 [107]. Sześć lat później miała miejsce pierwsza próba zastosowania przemysłowego technologii WPK w produkcji wałków stopniowanych, stosowanych w ówczesnych samochodach. Wykorzystano w niej walcarkę dwuwalcową, opa-

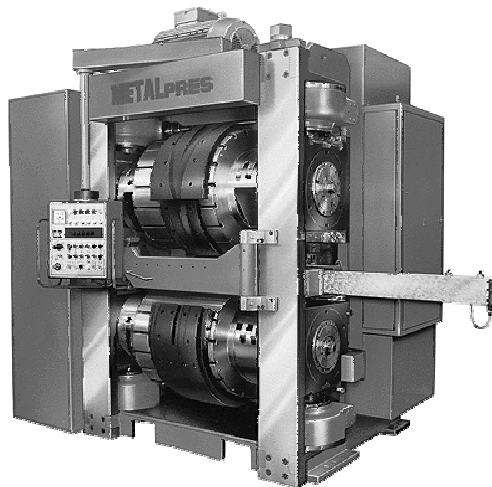
tentowaną również w Niemczech, przez Simondsa [206]. Kolejny patent dotyczący walcarki płaskoklinowej z nieruchomą dolną płytą narzędziową został uzyskany przez Erkenzweiga w roku 1893 [54]. Jednakże ze względu na fakt, iż WPK wymaga wysokiej kultury technicznej właściwy rozwój tej technologii przypadł na lata późniejsze.

Za datę pierwszego w pełni przemysłowego zastosowania technologii WPK przyjmowany jest rok 1949, w którym pod kierunkiem Balina w Fabryce Samochodów w Gorki (obecnie Rosja)

wdrożono tę metodę do kształtowania przedkuwek korbowodów [16]. W procesie tym wykorzystano schemat walcowania za pomocą klinów nawiniętych na walce wzdłuż linii śrubowej (obecnie praktycznie nie stosowany ze względu na duże koszty wdrożeniowe).

Główne prace badawcze poświęcone opracowaniu dwuwalcowej technologii WPK zostały wykonane w Czechach. Tamże pod koniec lat 50-tych XX wieku w Fabryce Samochodów w Lethnanach koło Pragi opracowano konstrukcję nowoczesnej walcarki [73, 76]. Maszyna ta została opatentowana w roku 1961 przez Holuba [157]. W sumie do roku 1970 w Czechach skonstruowano i zbudowano trzy typy walcarek dwuwalcowych, oznaczonych w zależności od ich wielkości symbolami UI-35, UI-60 i UI-100 [10, 77, 251, 277]. Dane techniczne obecnie produkowanych w Czechach walcarek (przez firmę Šmeral z Brna), z których jedną pokazano na rys. 1.4, zamieszczono w tabeli 1.1.

W tym samym czasie co w Czechach prace badawcze nad technologią WPK prowadzono w Japonii. Pierwszą walcarkę japońską do WPK opatentował w 1955 roku Motomura [134]. Pięć lat później drugiego patentu udzielono Shirai [203]. Oba patenty dotyczyły walcarek dwuwalcowych pracujących w układzie poziomym. Również w roku 1955 w Japońskim Instytucie Fizyki i Chemii zbudowano eksperymentalny egzemplarz walcarki klinowej [194]. W roku 1964 rozpoczęto badania nad procesami WPK w Hiroshima Technical Institute of Mitsubishi Heavy Industries Ltd., gdzie w 1968 roku wykonano pierwsze próby walcowania części samochodowych [244]. W roku 1967 Awano i Danno z Toyota Co. zbudowali walcarkę eksperymentalną posiadającą walce robocze o wymiarach



Rys. 1.4. Nowoczesny agregat do WPK, serii ULS, produkowany przez firmę Šmeral w Brnie (Czechy)

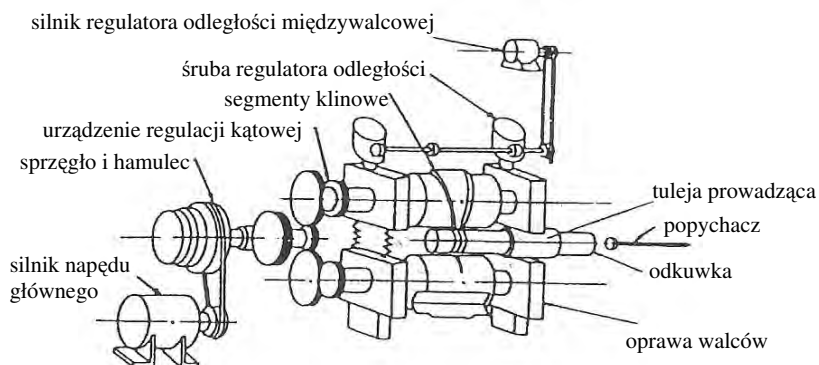
Ø140x130 mm [12]. Po kolejnych czterech latach w 1971 roku w Mitsubishi Co. zbudowano walcarkę dwuwalcową MCR-1000, którą zastosowano w produkcji stopniowanych wałków wykorzystywanych w przemyśle samochodowym. Jak pokazano na rys. 1.5 w maszynie tej napęd na walce przekazywany jest przez przekładnię pasową i zębatą oraz pneumatyczne sprzęgło. Walce zatrzymywane są za pomocą hamulca pneumatycznego. Dolny walec jest zamocowany na sztywno w korpusie walcarki, natomiast górny jest przesuwany (do góry i do dołu) dzięki czemu możliwa jest regulacja wielkości przestrzeni pomiędzy segmentami narzędziowymi. Walcarki tego typu produkowane w Japonii w trzech modelach (MCR-700, MCR-1000, MCR-1200) znajdują się w sprzedaży komercyjnej już od 1976 r. [131, 244].

Tab. 1.1.

Wybrane parametry techniczne produkowanych obecnie w firmie Šmeral (Czechy) dwuwalcowych walcarek poprzeczno-klinowych

Typ walcarki	ULS 55	ULS 70	ULS 70R	UL 80	UL 90	ULS 80	ULS 100
Parametr							
Min./max. średnica wsadu [mm]	20-55	30-80	30-70	35-80	35-90	35-80	35-100
Max. długość wsadu [mm]	350	300	300	500	500	500	500
Max. długość wyrobu walcowanego [mm]	450	550	650	700	700	650	750
Odległość między osiami walców [mm]	600	700	700	800	900	800	1000
Szerokość robocza walców [mm]	500	600	700	700	700	700	800
Średnica robocza walców [mm]	725	850	850	950	1070	950	1170
Regulacja rozstawu między osiami walców [mm]	+/-25	+/-30	+/-30	+/-25	+/-25	+/-50	+/-25
Moc silnika [kW]	55	90	90	100	132	75	158
Masa maszyny [kg]	10 100	13 400	18 500	21 640	22 150	17 000	45 000

Najwięcej rozwiązań konstrukcyjnych walcarek, pracujących w układzie dwóch walców roboczych, opracowano w byłym ZSRR. W latach 60-tych XX wieku w Instytucie Projektowania Technologii w Gorki, pod kierunkiem Balina opracowano modele walcarek, które oznaczono symbolami D-650, D-800 i D-1000. Agregat typu D (rys. 1.6) składał się z podajnika prętów, urządzenia do nagrzewania indukcyjnego i walcarki. Napęd na walce robocze przekazywany był od silnika przez przekładnię pasową i zębatą oraz sprzęgła uniwersalne [215].



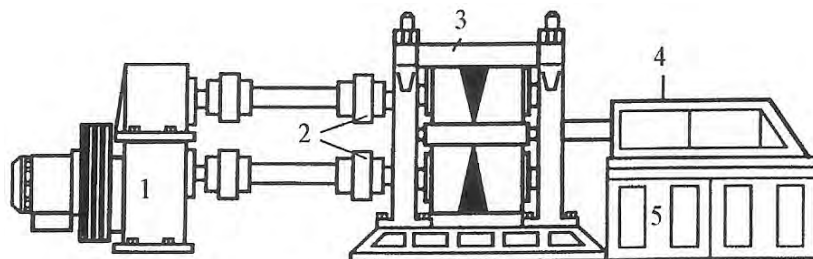
Rys. 1.5. Schemat napędu walcarki MCR-1000

W latach siedemdziesiątych intensywne prace w zakresie budowy i unowocześnienia dwuwalcowych walcarek do WPK prowadziła grupa pracowników VNIIMETMASH w Moskwie, pod kierownictwem Celikova. Pierwsza walcarka, oznaczona symbolem HELZ, zaprojektowana przez ten zespół badawczy była przeznaczona do walcowania przedkuwek wałów silników elektrycznych w Charkowie. W okresie tym wymieniona grupa badawcza opracowała i wdrożyła do przemysłu konstrukcje walcarek oznaczone symbolami 40-400, 25-60, 50-520, 110-300, 100-500 i 130-300 [30]. Dane techniczne walcarek obecnie produkowanych przez VNIIMETMASH zestawiono w tabeli 1.2.

Tab. 1.2.

Wybrane parametry techniczne produkowanych obecnie w firmie VNIIMETMASH (Rosja) dwuwalcowych walcarek poprzeczno-klinowych

Typ walcarki	100x300	80x500	130x600	100x700
Parametr				
Max. średnica odkuwki [mm]	100	80	130	100
Max. długość odkuwki [mm]	300	500	600	700
Max. średnica wsadu [mm]	105	80	130	100
Max. średnica walców [mm]	945	980	940	1010
Wydajność [szt./godz]	340	420	240	450
Zapotrzebowanie mocy [kW]	340	420	240	450
Wymiary gabarytowe (długość x szerokość x wysokość) [mm]	4745x3030 x2570	6430x4500 x3950	12365x4850 x4120	6080x4450 x4590
Masa walcarki (bez urządzenia grzewczego) [t]	35	55	107	54



Rys. 1.6. Widok walcarki klinowej D-1000: 1– system napędowy; 2– sprzęgła uniwersalne; 3 – klatka walcownicza; 4 – urządzenie do nagrzewania indukcyjnego; 5 – pojemnik na pręty

W 1976 r. Veremeewiç i inni [253] w Naukowo-Technologicznym Instytucie Maszyn w Wołgogradzie opracowali nową dwuwalcową walcarkę poprzeczną, której nadali oznaczenie ASK. Do roku 1980 wykonano trzy modele agregatów typu ASK, tj. ASK 45/400, ASK 80/500 i ASK 90/550 [127]. Przykładowo w skład agregatu typu ASK 80/500 wchodzi: walcarka, indukcyjne urządzenie grzewcze, urządzenie załadowcze, mechanizmy podawania oraz środki automatyki. Agregat ten przeznaczony jest do produkcji odkuwek typu stopniowanych wałków o maksymalnej średnicy $45\div 80$ mm i długości wynoszącej do $500\div 550$ mm, z wydajnością 600 szt./godz. Odległość pomiędzy osiami walców wynosi 930 ± 15 mm. Walcarka ta posiada odrębny układ napędowy ruchów ustawnych, pozwalający na ustawienie walców z prędkością obrotową 1,1 obr/min, uzyskiwaną od silnika o mocy 1,3 kW [252]. Agregaty typu ASK zalecane są do produkcji odkuwek na gotowo, ponieważ ich zastosowanie do kształtowania przedkuwek nie jest ekonomiczne ze względu na dużą moc napędu głównego i urządzenia do nagrzewania, zaprojektowanego do produkcji przy wydajnościach dwu- czy nawet czterokrotnie większych niż w przypadku kucia na prasach czy młotach.

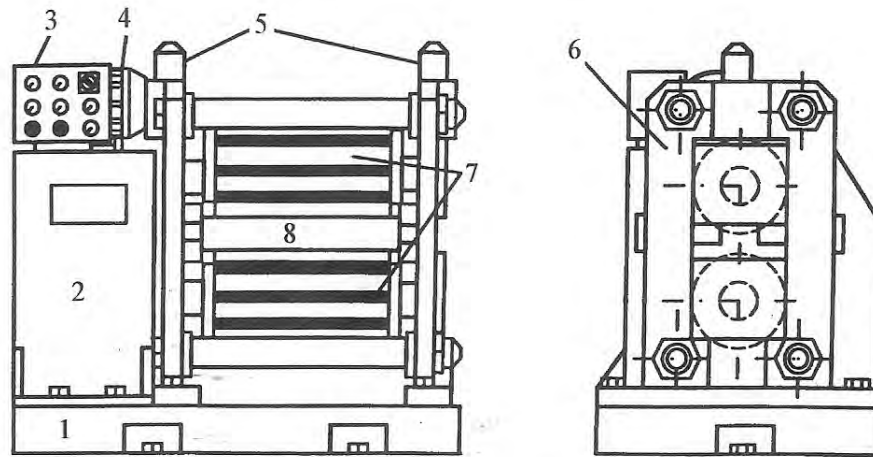
W 1983 r. w Wołgogradzie zaprojektowano i wdrożono do produkcji agregaty WPK, służące do walcowania przedkuwek kutych następnie na gotowo na młotach bądź prasach. Zasadniczą część agregatów stanowią konsolowe walcarki poprzeczne z pionowymi walcami klinowymi, oznaczone symbolami K500, K630 lub K800. Zamontowana na korpusie walcarki (odlewanym lub spawanym) klatka robocza uzyskuje napęd od silnika elektrycznego poprzez reduktor obrotów umieszczony w dolnej części korpusu. Walce robocze osadzone są konsolowo na łożyskach wahliwych w tulejach. Otwór tulei pod łożysko rozmieszczony jest mimośrodowo w stosunku do zewnętrznej średnicy tulei, dzięki czemu poprzez obrót tulei realizowana jest regulacja luzu między walcami. Regulacja dokonywana jest ręcznie za pomocą przekładni ślimakowej. Walcarki mają urządzenia służące do centrowania pręta wsadowego w czasie obróbki i do kątowej regulacji walców, wyposażone są w rynnę spustową, zabezpieczenie

przed przeciążeniem, hamulec, silnik elektryczny napędu głównego oraz urządzenie załadownicze. Smarowanie walców odbywa się w systemie osiowym, smarem ciekłym. W celu zabezpieczenia przed przegrzaniem materiału smarnego w wannie olejowej wbudowano węzownicę z czynnikiem chłodniczym (wodą). System sterowania zawiera przygotowawczy i automatyczny tryb pracy walców. W trybie automatycznym praca przebiega przy ciągłym ruchu obrotowym walców. Pręt przenoszony jest z zasobnika za pomocą przenośnika do leja zasypowego, gdzie z położenia poziomego ustawia się w położenie niemal pionowe i zatrzymywany jest przez ogranicznik ruchu. W momencie podejścia do obszaru roboczego strefy wprowadzania, lej ustawiany jest w położeniu pionowym, a wypadający z niego nagrzany pręt ustalany jest z jednej strony przez zderzak na walcu, z drugiej zaś przez listwy kierujące. Po odkształceniu przedkuwka po pochylej rynnie zsuwa się na przenośnik, za pomocą którego podawana jest na młot lub prasę. Urządzenie załadownicze zapewnia podawanie wyłącznie pojedynczych prętów, a walcarka posiada kompensatory zabezpieczające przed uszkodzeniem mechanizmów napędu w przypadku zakleszczenia przedkuwki. Walcarki tego typu wymagają jednak budowy fundamentu na stanowisku pracy w zakładzie produkcyjnym [255].

W Chinach proces walcowania poprzeczno-klinowego po raz pierwszy wdrożono w 1963 r. Natomiast w 1970 r. współpraca Uniwersytetu w Chongqing oraz Fabryki Samochodów w Chongqing zaowocowała opracowaniem i wykonaniem walcarki dwuwalcowej [79].

W 1974 r. w wyniku współpracy Pekińskiego Uniwersytetu Nauki i Technologii oraz Fabryki Maszyn w Hua Shan zaprojektowano i zbudowano dwuwalcową walcarkę H750, pracującą w układzie pionowym, którą zainstalowano w Xi'an [234]. W latach 1975-76 w Północnej Korporacji Przemysłowej (NORINCO) zbudowano duże walcarki typu H680. Jedna z nich używana była w Shanxie, natomiast druga w Instytucie Obróbki Plastycznej NORINCO w Chongqing. Opracowany model "H" walcarek stanowi kopię agregatów typu "D" produkcji radzieckiej (opisanych uprzednio). Walcarki te posiadały napęd mechaniczny oraz wyposażone były w sprzęgło pneumatyczne i hamulec. W końcu lat 70-tych XX wieku dalsze badania skoncentrowano głównie na konfiguracji dwuwalcowej [212, 235, 236].

W 1987 r. w Chińskiej Fabryce Samochodów w Hubei zmontowano największą chińską dwuwalcową walcarkę oznaczoną symbolem H1000. Pod koniec tego samego roku Li [109, 110] zaprojektował dwie walcarki (H680 i H800), charakteryzujące się odlewanyymi stalowymi korpusami, odpowiednio dla Jiangshu Bike Industrial Co i Shanxi Havy Forging Works. Równocześnie Kuźniczo-Odlewniczy Instytut w Jinan wykonuje projekt nowej kompaktowej walcarki o dwóch walcach roboczych, oznaczonej symbolem D46, przedstawionej na rys. 1.7 [46]. Obecnie w Chinach dwuwalcowe walcarki wytwarzane są w dwóch se-



Rys. 1.7. Walcarka kompaktowa typu D46: 1 – łożo, 2 – reduktor obrotów, system sprzęgło - hamulec; 3 – pulpit sterowania; 4 – silnik napędu głównego; 5 - silniki sterowania odległości międzywalcowej; 6 – rama; 7 – walce; 8 – listwy podtrzymujące kształtowany wyrób

riach: "D46" (walcarki kompaktowe) – patrz tab. 1.3, oraz "H" (walcarki niekompaktowe) – tab. 1.4. Różnice w konstrukcji walcarek dotyczą m.in. sposobu przenoszenia napędu od silnika do walców roboczych. Różnice te przedstawiono schematycznie na rys. 1.8.

Tab. 1.3.

Dwuwalcowe walcarki serii "D46", produkowane w Chinach

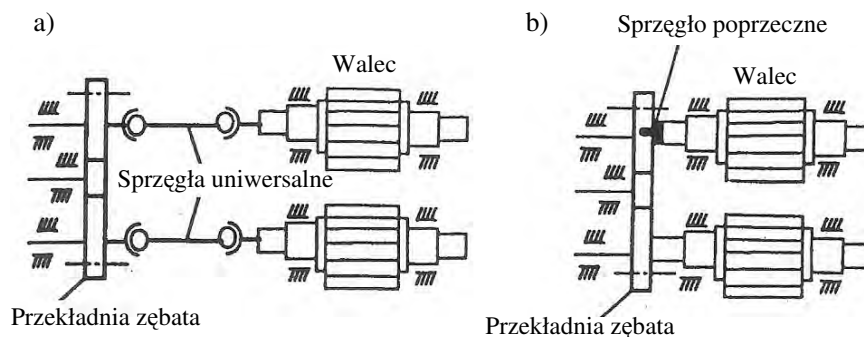
Typ walcarki Parametr	D46- 15x300	D46- 35x400	D46- 50x500	D46- 63x600	D46- 100x750
Średnica walców [mm]	300	400	500	600	800
Szerokość walców [mm]	350	500	600	750	850
Liczba obrot. walców [obr/min]	12-16	14	12	8-10	8
Max.średnica wyrobu [mm]	15	35	50	80	100
Max.długość wyrobu [mm]	200	400	500	650	750
Max.siła walcowania [kN]	60	100	140	180	220
Moc silnika [kW]	15	30	45	75	115
Wymiary zewnętrzne [mm]					
– długość	1193	1950	2500	3125	4200
– szerokość	1095	1560	1850	2500	3500
– wysokość	1160	1800	2100	2100	3700
Masa [t]	3	17	20	35	45

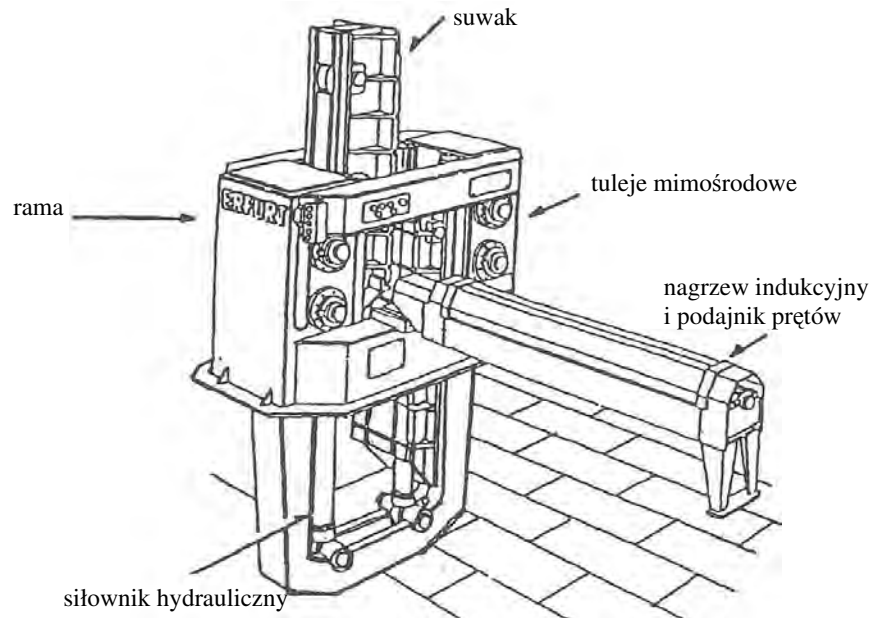
Tab. 1.4.

Dwuwałcowe walcarki poprzeczne typu H, produkowane w Chinach

Typ walcarki	H 520	H 630	H 680	H 800	H1000
Parametr					
Średnica walców [mm]	350	500	550	600	800
Szerokość walców [mm]	450	500	600	700	850
Liczba obrotów walców [obr/min]	15	14	10	10	8
Max. średnica wyrobu [mm]	30	50	60	80	100
Max. długość wyrobu [mm]	350	400	500	600	750
Max. siła walcowania [kN]	64	120	140	180	240
Moc silnika [kW]	22	35	45	75	110
Wymiary zewnętrzne [mm]					
– długość	2300	3950	5060	6580	9700
– szerokość	1590	1760	20570	2170	2600
– wysokość	1670	1800	1900	2100	2500
Masa [t]	7,5	11	14	24	40

Metoda walcowania poprzecznego klinami była intensywnie rozwijana (począwszy od lat 60-tych XX wieku) w Centralnym Laboratorium Produkcji i Technologii Politechniki Drezdeńskiej, w byłej NRD. W roku 1967 Kaul oraz Mockel opatentowali komercyjną walcarkę płaskoklinową [86]. W tym samym roku na Wiosennych Targach w Lipsku zaprezentowano agregat oznaczony symbolem UWQ 40x400 (UWQ 40), wyposażony w urządzenie do nagrzewania indukcyjnego oraz podajnik prętów [86, 130]. Po sukcesie tej maszyny na tych samych targach w roku 1969 przedstawiono jej kolejny (większy) model oznaczony symbolem UWQ 80x630 [242].

**Rys. 1.8.** Różnice w napędach walcarek typu „H” (rys. a) i „D46” (rys. b)



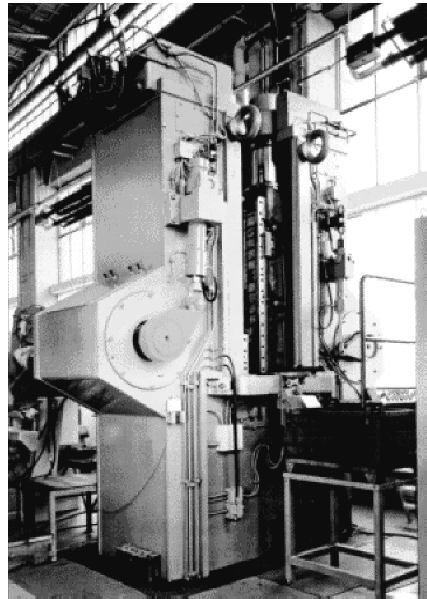
Rys. 1.9. Walcarka płaskoklinowa UWQ 40x400

Walcarki typu UWQ (rys. 1.9) mają korpus spawany, którego część dolna jest „zatopiona” w fundamencie. Płyty narzędziowe opierają się na dwóch wałkach, zamocowanych do korpusu za pomocą specjalnych mimośrodowych tulei. Obracając te tuleje można w prosty sposób rozsuwać płyty narzędziowe na odległość do 20 mm. Takie rozwiązanie pozwala na szybkie usunięcie półfabrykatu, który zakleszczył się między narzędziami klinowymi. Układ napędowy walcarki stanowią dwa siłowniki hydrauliczne (jeden ciągnący, a drugi pchający) zamontowane poniżej poziomu podłogi. Taki układ pozwala na płynną regulację prędkości walcowania, przyspieszony ruch jałowy suwaków oraz zabezpiecza walcarkę przed przeciążeniem (zniszczeniem), w przypadku dostania się do przestrzeni roboczej nienagrzanego do właściwej temperatury wsadu. Bazując na opisanej konstrukcji w VEB Press & Shear Co. w Erfurcie uruchomiono produkcję walcarek UWQ 40.2, UWQ 63.2 i UWQ 100.2. Po zjednoczeniu Niemiec bazując na modelu UWQ w firmie Beche opracowano nowy zmodyfikowany agregat, któremu nadano oznaczenie FBQ – rys. 1.10. W walcarce tej m.in. zwiększono szybkość przesuwu segmentów klinowych do około 1 m/s.

Prace związane z budową przemysłowych walcarek płaskoklinowych prowadzone były również w dawnym ZSRR. Pierwsza radziecka walcarka tego typu została opracowana pod kierownictwem Nikolskiego w roku 1970 [139]. Następna walcarka posiadająca ruchomy tylko jeden segment narzędziowy

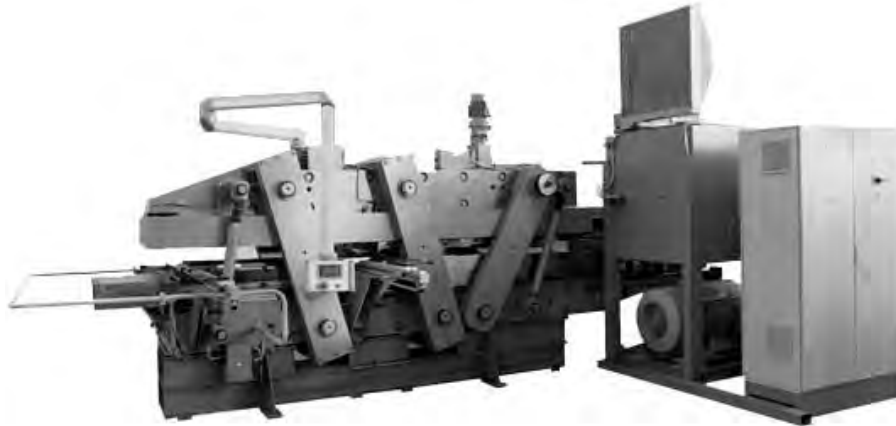
opatentowana została przez Andreeva i innych w roku 1975 [220, 223]. Dalsze badania nad rozwojem konstrukcji walcarek wykonywane były głównie w Instytucie Techniki i Fizyki Akademii Nauk BSRR. W wyniku prowadzonych działań opracowano i wdrożono 8 typów walcarek płaskoklinowych, oznaczonych symbolami PM [92].

Po rozpadzie ZSRR badania i opracowania w dziedzinie walcowania poprzeczno-klinowego, kontynuowano głównie w Spółce Akcyjnej Zamkniętej „Beltehnologia & M”. Nowe oprzyrządowanie tej firmy gwarantuje uzyskanie wysokiej dokładności walcowania. Jest to wynikiem zastosowania klatki walcowniczej o podwyższonej sztywności, jak również utrzymania wysokiej stabilności temperatury nagrzewania wsadu i szybkiego uzyskania termodynamicznej równowagi systemu: walcarka – kształtowany wyrób – narzędzie. Na przykład w walcarce typu SP-1250 osiągnięto sztywność klatki walcowniczej 1 MN/mm głównie dzięki zastosowaniu pakietów płyt (o wysokości 450 mm i szerokości 525 mm) jako elementów nośnych, przejmujących obciążenie gnące. Dodatkową sztywność w porównaniu z konstrukcją jednolitą (np. odlewaną), osiąga się stosując płyty o anizotropowych własnościach mechanicznych. Stabilność temperatury wsadu uzyskuje się w wyniku zastosowania specjalnego urządzenia sterującego temperaturą nagrzewania każdego półfabrykatu, z uwzględnieniem: natężenia, napięcia, częstotliwości oraz kąta przesunięcia fazowego prądu. Szybkie uzyskanie równowagi termodynamicznej walcarki przy walcowaniu na gorąco otrzymuje się dzięki jej szczególnym zaletom konstrukcyjnym. Zastosowanie klatki walcowniczej odkrytej w czasie trwania procesu kształtowania, stwarza sprzyjające warunki naturalnego chłodzenia narzędzi i suwaka. Oprócz tego zastosowanie gazowego materiału smarnego do prowadnic suwaka powoduje sztuczne (wymuszone) odprowadzenie ciepła poprzez strumień powietrza, co znacznie zmniejsza współczynnik przekazywania ciepła od suwaka do klatki walcowniczej. Taka konstrukcja walcarki pozwala osiągnąć równowagę termodynamiczną na etapie przygotowania i włączenia oprzyrządowania w automatyczny cykl pracy.



Rys. 1.10. Walcarka płaskoklinowa typu FBQ
100/1600

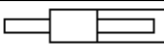
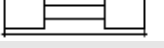
Dane techniczne walcarek serii SP, obecnie produkowanych przez firmę „Beltechnologia & M” zestawiono w tablicy 1.5. Natomiast na rys. 1.11 pokazano walcarkę SP-4200, w której zastosowano schemat walcowania z dwoma poruszającymi się przeciwnie klinami.



Rys. 1.11. Walcarka płaskoklinowa SP-4200, produkowana przez „Beltechnologia & M”

Tab. 1.5.

Wybrane parametry techniczne produkowanych w firmie „Beltechnologia & M” walcarek poprzeczno-klinowych

Parametr	Typ walcarki	SP-IH 1250	SP-IH 1600	SP-IH 2000	SP-IH 3400	SP-IH 4200
 Średnica, mm		12...35	25...50	25...60	40...80	60...120
 Długość max, mm		150	230	320	500	650
 Długość max, mm		250	350	450	650	800
Wydajność max., szt./godz.		600	450	400	360	240
Moc, kW		125	160...290	180...380	350...800	700...1000
Zużycie powietrza, m ³ /godz.		1,6	1,6	3...4	8...12	10...14
Zużycie wody, m ³ /godz.		3...10	8...25	10...15	10...30	25...40
Powierzchnia zabudowy, m ²		22	30	34	56	80
Masa, t		7...8	11...13	14...16	25...30	30...35

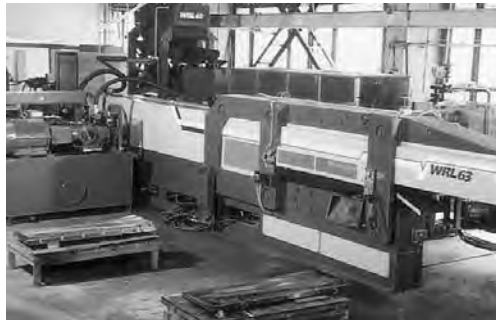
Obecnie walcarki płaskoklinowe produkowane są również przez firmę <<AMT Inżyniring>> (Białoruś). Zakład ten opracował dwanaście modeli walcarek serii WRL, umożliwiających kształtowanie odkuwek osiowo-symetrycznych

w zakresie średnic $7\div 200$ mm oraz długości dochodzącej do 1200 mm (w przypadku odkuwek największych) [196]. Na rys. 1.12 pokazano jeden z najpopularniejszych modeli walcarek oferowanych przez <<AMT Inżyniring>>.

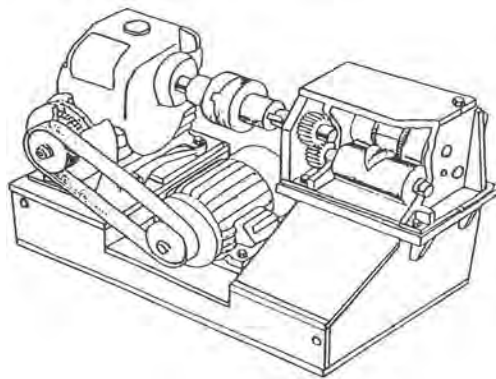
W końcu lat 80-tych XX wieku także w Chinach, w Fabryce Maszyn Metalurgicznych w Haian, rozpoczęto produkcję walcarek płaskoklinowych. Maszyny te były zaprojektowane przez Pekijski Uniwersytet Nauki i Technologii.

Również pod koniec lat 80-tych ubiegłego wieku w USA w „Roll-Flo Inc.” Zbudowano dwie walcarki płaskoklinowe, które oznaczono symbolami #30 i #60. Maszyny te wykorzystano do walcowania na ciepło, w temperaturze $430\div 650$ °C, odkuwek łączników. Jednakże danych technicznych tych maszyn nie opublikowano.

Historia WPK trzema walcami sięga lat 60-tych XX wieku. Prototyp pierwszej walcarki klinowej pracującej w układzie trzech walców roboczych został opracowany i zbudowany przez Henry Wiggin & Co. Ltd w roku 1968 [74]. Bazując na tym projekcie firma Redman Engineering Ltd. w 1969 r. zbudowała trójwalcową walcarkę dla Drop Forging Research Association [195]. W ogóle wyprodukowano tylko cztery walcarki tego typu [237]. Na rys. 1.13 przedstawiono omawianą maszynę do WPK. Walce robocze napędzane są od silnika elektrycznego poprzez przekładnię pasową, reduktor obrotów i sprzęgło cierne. Klatka walcownicza montowana na oddzielnej podstawie może być różnego rozmiaru (zaprojektowano trzy typy klatek z walcami o różnych średnicach). Dwa rodzaje omawianych klatek stosowane przez Redman Eng. Ltd. pozwalały na wykonanie odkuwek, których średnica maksymalna wynosiła od 12 do 50 mm, przy długości $150\div 300$ mm.



Rys. 1.12. Walcarka płaskoklinowa WRL63, umożliwiająca kształtowanie odkuwek o średnicach $32\div 80$ mm, produkowana przez <<AMT Inżyniring>>



Rys. 1.13. Trójwalcowy agregat do WPK, produkowany w Wielkiej Brytanii



Rys. 1.14. Trójwalcowa walcarka serii QRM, przeznaczona do WPK na zimno

W latach osiemdziesiątych XX wieku prace badawcze w zakresie WPK trzema walcami prowadzono w Japonii w Toyota Central Research & Development Laboratories Inc. Na podstawie tych badań zbudowano walcarkę trójwalcową pozwalającą na kształtowanie odkuwek o maksymalnej średnicy $\varnothing 60$ mm, przy długości nie przekraczającej 250 mm [38]. Jednakże walcarki tej nie zastosowano w produkcji przemysłowej.

Do rozwoju konstrukcji walcarek poprzecznych, pracujących w układzie trzech walców roboczych, przyczynił się głównie zespół badawczy pracujący pod kierunkiem Luana (Chiny). W 1984 r. opatentował on pierwszą walcarkę trójwalcową, na której poczynając od 1985 r. prowadzono intensywne prace badawcze. W efekcie tych badań zostały dopracowane konstrukcje przemysłowych walcarek DS-200 i DS-400, których dane techniczne zamieszczono w tabeli 1.6 [120]. Obecnie w warunkach przemysłowych walcarki klinowe z trzema walcami stosuje się tylko w Chinach (ich liczba nie przekracza 10) [80].

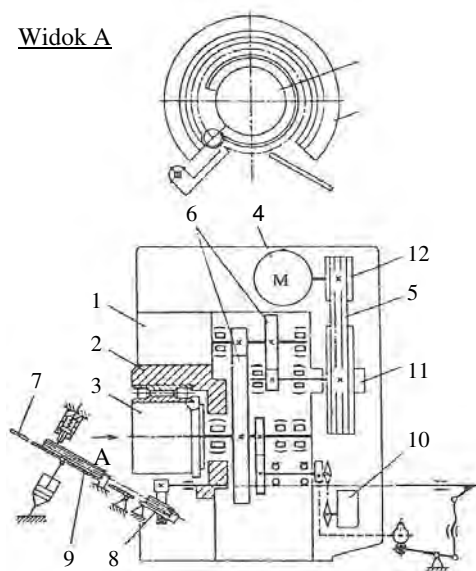
W latach 90-tych XX wieku w białoruskiej firmie <<AMT Inżyniring>> opracowano trójwalcowe walcarki serii QRM (rys. 1.14), przeznaczone do kształtowania na zimno wyrobów, których średnica nie przekracza 12 mm (przy długości dochodzącej do 120 mm) [196]. Na uwagę zasługuje wysoka wydajność tych walcarek, wynosząca około 1000 szt./godz. Walcowanie można prowadzić z pręta lub drutu rozwijanego z kęgu.

W latach 70-tych XX wieku powstały rozwiązania konstrukcyjne walcarek pracujących w układzie wałek – wklęsły segment narzędziowy. Pierwszą walcarkę działającą wg tego schematu kształtowania opracowano w 1973 r. w Instytucie Projektowania Maszyn w Woroneżu pod kierunkiem Nikolskiego [140, 217, 218]. Walcarka ta (rys. 1.15) zbudowana jest z korpusu 1, w którym znajduje się nieruchomy segment 2 i napędzany wałek 3. Układ napędowy walcarki składa się z silnika elektrycznego 4, przekładni pasowej 5 oraz dwustopniowego reduktora obrotów. Do ładowania pojedynczych odcinków pręta, stanowiących wsad, wykorzystywany jest podajnik automatyczny. Materiał wejściowy jest podawany po pochylej rynnie 7 do szczęk zaciskowych 8, wprowadzanych w ruch obrotowy od wałka roboczego przez układ dźwigniowo-krzywkowy. Dla zabezpieczenia przed jednoczesnym załadunkiem dwóch od-

cińków pręta wsadowego w podajniku umieszczono komorę 9 kierowaną zespołem sterowniczym 10. W procesie walcowania materiał wyjściowy umieszczany jest samoistnie w kotlinie walcowniczej, dzięki czemu tak jak i w przypadku walcarek płasko-klinowych odpada konieczność stosowania układów kierujących. Strefy załadunku i wyprowadzania są rozdzielone, dzięki czemu kolejny odcinek wsadowy może być wprowadzany jeszcze w czasie odkształcania poprzedniego, co pozwala na osiągnięcie znacznie większej wydajności.

Niezależnie od ośrodka radzieckiego w 1976 r. Detrich i Muller [42] zbudowali walcarkę działającą w układzie walec – wklęsły segment narzędziowy. Maszyna ta została wykorzystana w badaniach (prowadzonych w Politechnice Drezdeńskiej) dotyczących kształtowania w procesie, któremu nadano nazwę „wklęsło-wypukłe walcowanie poprzeczne” [53]. Jednakże walcarki tej nie stosowano w produkcji przemysłowej.

Widok A



Rys. 1.15. Schemat kinematyczny walcarki S31138, pracującej w układzie walec – segment wklęsły

Tabl. 1.6

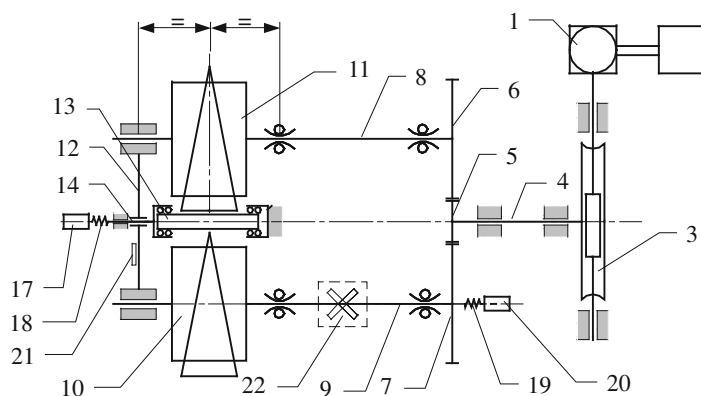
Dane techniczne trójwalcowych walcarek poprzeczno-klinowych, produkowanych w Chinach

Parametr	Typ walcarki	DS-200	DS-400
Wymiary walców [mm]			
średnica		150-200	250-500
długość		500	900
Wymiary wyrobu [mm]			
min. średnica		20-35	40-80
max. średnica		30-50	60-120
max. długość		450	850
Prędkość obrotowa walców [obr/min]		11,54	6,5
Wydajność [szt/godz]		346-692	196-390
Max. siła walcowania [kN]		196	294
Max. moment walcowania [Nm]		3920	9800
Moc silnika [kW]		30	75

W naszym kraju prace badawcze w zakresie WPK podjęto w Politechnice Lubelskiej na przełomie lat 80-tych i 90-tych ubiegłego stulecia. Początkowo ograniczały się one do rozważań teoretycznych, weryfikowanych w urządzeniu napędzanym przezciągarkę ławową. Intensyfikacja badań wymagała jednakże budowy specjalistycznych stanowisk badawczych.

W połowie lat 90-tych XX wieku zbudowano walcarkę laboratoryjną WPK-1, pracującą w układzie dwóch walców roboczych. Schemat kinematyczny tej maszyny pokazano na rys. 1.16, zaś jej widok przedstawiono rys. 1.17. Wały główne walcarki 8 i 9 napędzane są silnikiem elektrycznym 1 poprzez przekładnię ślimakową 3, wał pośredni 4 oraz przekładnie zębate 5, 6 i 7. Silnik elektryczny o mocy 4 kW i prędkości nominalnej 1500 obr/min zasilany jest przez falownik 2. Taki układ napędowy umożliwia nastawianie małych prędkości obrotowych (w zakresie $2\div 20$ obr/min), przy dużym momencie obrotowym (do 1200 Nm dla każdego z wałów). Obracające się w tych samych kierunkach segmenty klinowe 10 i 11 nałożone na wały 8 i 9 kształtując odkuwkę 13 wprawiają ją w ruch obrotowy. Odkuwka 13 wraz z podajnikiem 14 ma możliwość swobodnego ruchu poosiowego. Czopy wałów głównych łożyskowane są w płycie spinającej 12 i klatce walcowniczej 15. Całości konstrukcji dopełnia rama 16, na której zamontowane są poszczególne zespoły walcarki.

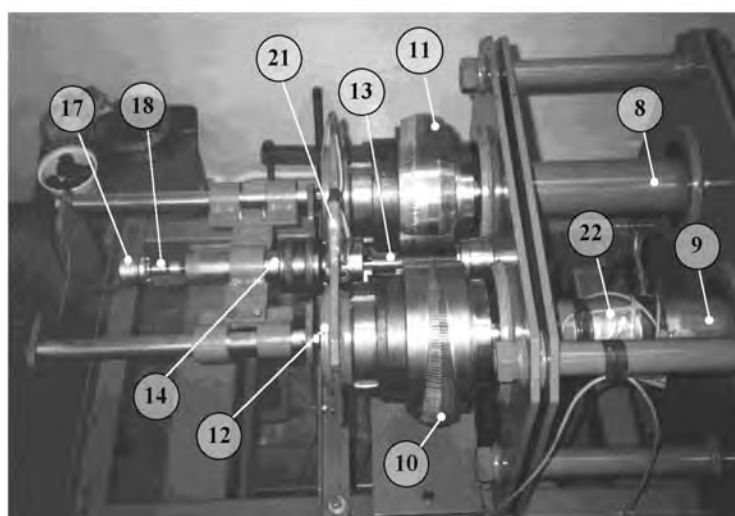
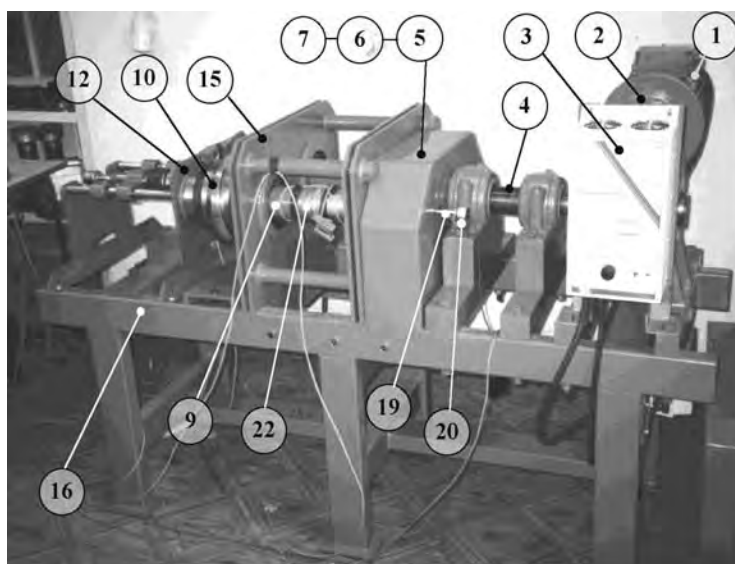
Walcarka wyposażona została w specjalny cyfrowy układ pomiarowy, szczegółowo opisany w opracowaniu [172]. W trakcie procesu walcowania dokonywano pomiarów: prędkości obrotowych walców i odkuwki, siły promieniowej oraz momentu walcowania. Przeszaczenia kątowe walców mierzono za pomocą optoelektrycznego przetwornika 20 o rozdzielczości 360 impulsów/obróć. Przetwornik ten jest połączony z wałem 9 sprzęgłem helikalnym 19. Również sprzęgłem 18 połączony jest przetwornik 17 z oprawą podajnika 14. Rozdzielczość przetwornika 17 mierzącego kąt obrotu odkuwki wynosiła 2500 impulsów/obróć.



Rys. 1.16. Schemat kinematyczny walcarki WPK-1 (opis w tekście)

1. Wprowadzenie

sów/obróć. Do pomiaru momentu walcowania oraz siły promieniowej zastosowano zestawy czujników tensometrycznych 22 i 21 naklejonych odpowiednio na wał 9 i płytę spinającą 12. Przed każdą serią pomiarów czujniki tensometryczne były skalowane. Pomiar wszystkich parametrów został zsynchronizowany z obrotem walców i był dokonywany co 1° ich obrotu. Aparaturę pomiarową obsługiwano za pomocą specjalnie w tym celu napisanego programu komputerowego.

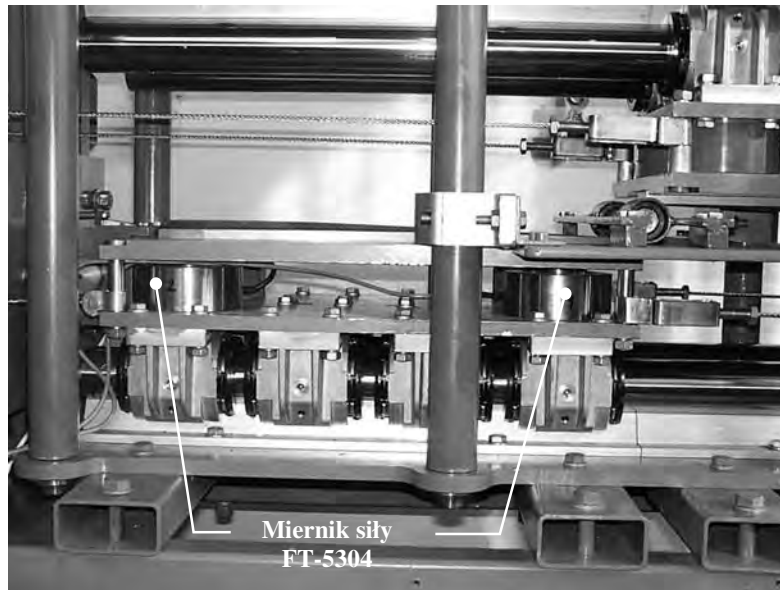


Rys. 1.17. Laboratoryjna walcarka poprzeczno-klinowa WPK-1 (opis w tekście)

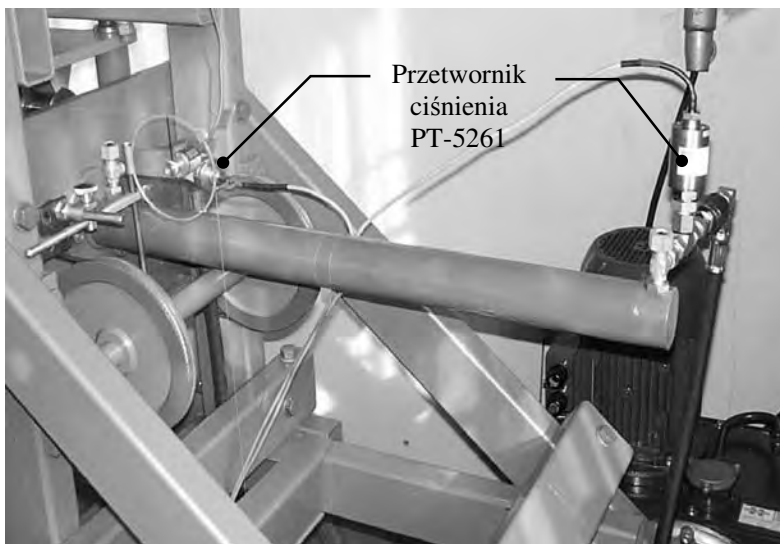
W latach 1999–2000 zbudowano laboratoryjną walcarkę płaskoklinową LUW-1, pokazaną na rys. 1.18. Agregat ten składa się z klatki roboczej, dolnego i górnego suwaka, zespołu napędowego oraz korpusu. Klatka robocza została wykonana jako konstrukcja skręcana, składająca się z dwóch ażurowych płyt, do których przytwierdzone są prowadnice z wałkami. Po wałkach tych suwają się napędzane hydraulicznie suwaki, ułożyskowane przy pomocy ośmiu łożysk każdy. Łożyska przykręcone są śrubami do dolnej płyty suwaka, która śrubami łącznikowymi połączona jest z płytą górną. W płycie górnej mocowany jest klinowy segment narzędziowy. W suwaku dolnym pomiędzy płytami umieszczone są dwa mierniki siły FT-5304 (rys. 1.19), za pomocą których dokonywany jest pomiar siły rozporowej. Układ napędowy walcarki stanowi układ hydrauliczny, składający się z zasilacza hydraulicznego (napędzanego silnikiem elektrycznym o mocy 5,5 kW) oraz dwóch siłowników hydraulicznych (o skoku 630 mm każdy). Przy maksymalnym ciśnieniu 20 MPa można uzyskać na każdym z siłowników siłę 39 kN. Na jednym z siłowników zainstalowane są dwa przetworniki pomiarowe ciśnienia PT-5261 (rys. 1.20), za pomocą których w sposób pośredni wyznaczono siłę styczną. W celu zsynchronizowania ruchu suwaków poruszających się w kierunkach przeciwnych, zastosowano linowy układ sprzęgający. Korpus walcarki wykonano jako konstrukcję spawano-skręcaną z rur prostokątnych 100 x 50 x 6.



Rys. 1.18. Płaskoklinowa walcarka laboratoryjna LUW-1

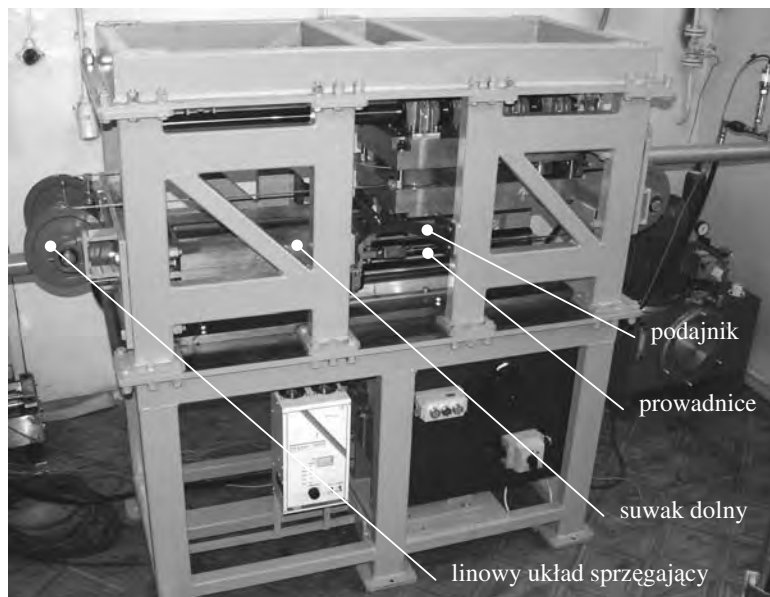


Rys. 1.19. Czujniki mierzące siłę promieniową, w walcach LUW-1



Rys. 1.20. Czujniki umożliwiające wyznaczenie siły stycznej, w walcach LUW-1

W latach 2003–2004 walcarka LUW-1 poddana została modernizacji. Wymieniono wówczas korpus oraz suwaki, w których umieszczane są klinowe segmenty narzędziowe. Rozbudowano również układ hydrauliczny walcarki, dwukrotnie zwiększając prędkość ruchu roboczego klinów (do 0,12 m/s). Układ pomiarowy pozostawiono bez zmian. W efekcie wykonanych prac uzyskano możliwość kształtowania w walcarce laboratoryjnej odkuwek z materiałów rzeczywistych. Na rys. 1.21 pokazano stanowisko do walcowania poprzeczno-klinowego po modernizacji, które dla odróżnienia oznaczono symbolem LUW-2.



Rys. 1.21. Stanowisko laboratoryjne LUW-2 , umożliwiające kształtowanie odkuwek z materiałów rzeczywistych

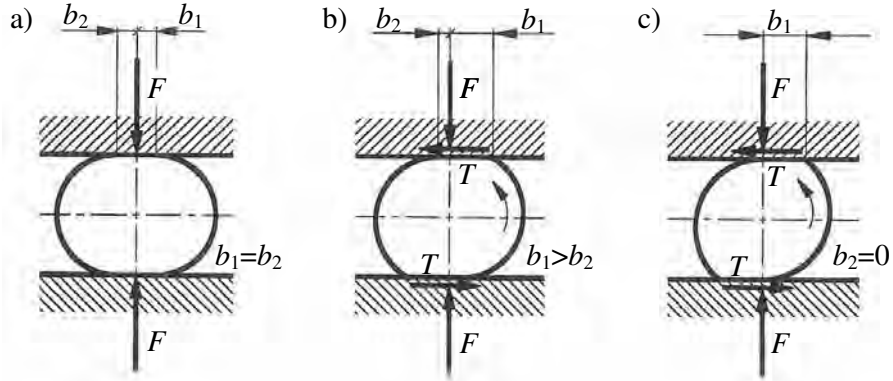
2. Obciskanie obrotowe prętów okrągłych

Termin obciskania obrotowego prętów (walcowania poprzecznego na płaskich beczkach walców) dotyczy przypadku obciążenia występującego w procesach rotacyjnej obróbki plastycznej, do których zalicza się m.in.: kucie na kowarkach, dziurowanie metodą Mannesmanna, walcowanie poprzeczno-klinowe, walcowanie walcami śrubowymi. Proces ten można realizować za pomocą dwóch narzędzi (walce, szczęki płaskie i wklęsłe) lub trzech walców. Dotychczasowe badania poświęcone obciskaniu obrotowemu prętów skupione były na określaniu szerokości powierzchni styku materiał – narzędzie oraz na obliczaniu nacisków jednostkowych, występujących na tej powierzchni. Na ogół rozważania te prowadzono zakładając, że długość próbek jest znacznie większa od dwukrotności ich średnicy ($l > 2d_0$). W takich bowiem przypadkach kształtowania płynięcie metalu w kierunku osiowym praktycznie nie występuje, co prowadzi do założenia, że spełniony jest warunek płaskiego stanu odkształcenia.

2.1. Geometria przekroju poprzecznego pręta obciskanego obrotowo

Określenie geometrii wyrobów obciskanych obrotowo (w szczególności szerokości powierzchni styku) jest niezbędne do wyznaczenia nacisków jednostkowych, sił oraz warunków stabilnego przebiegu procesu kształtowania.

Na rys. 2.1 przedstawiono kształty przekroju poprzecznego odkuwek, występujące podczas kształtowania metodami rotacyjnej obróbki plastycznej. Rys. 2.1a dotyczy prasowania bocznego prętów (występującego np. w procesie kucia na kowarkach), w którym zachowana jest symetria pionowa przekroju poprzecznego półwyrobu, będąca skutkiem braku sił tarcia na powierzchni styku. Pojawienie się sił tarcia wywołuje owalizację przekroju poprzecznego, zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 2.1b, doprowadzającą do zmiany szerokości powierzchni styku po obydwu stronach osi pionowej półwyrobu kształtowanego. Wzrost siły tarcia T powoduje zwiększenie szerokości powierzchni b_1 , któremu towarzyszy zmniejszenie szerokości b_2 . W przypadku granicznym, pokazanym na rys. 2.1c, powierzchnia o szerokości b_2 zanika.



Rys. 2.1. Typowe kształty przekroju poprzecznego półwyrobów, obserwowane w procesach obciskania obrotowego: a, b, c – występujące przypadki

Jako pierwszy zależność na szerokość powierzchni styku b wyprowadził Celikov [31], który założył, że proces obciskania obrotowego przebiega zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 2.1c. Zależność ta dla przypadku obciskania dwoma walcami o średnicach d_w (rys. 2.2a), określona jest wyrażeniem

$$b = \sqrt{\frac{\Delta r \cdot d_0 + 2(\Delta r)^2}{1 + \frac{d_0}{d_w} + \frac{2\Delta r}{d_w}}}, \quad (2.1)$$

które dla przypadku walcowania segmentami płaskimi, $d_w = \infty$ (rys. 2.2b), przybiera postać:

$$b = \sqrt{\Delta r \cdot d_0 + 2(\Delta r)^2}, \quad (2.2)$$

gdzie: Δr , d_0 , d_w – oznaczają odpowiednio gniot bezwzględny, średnicę pręta i średnicę walca.

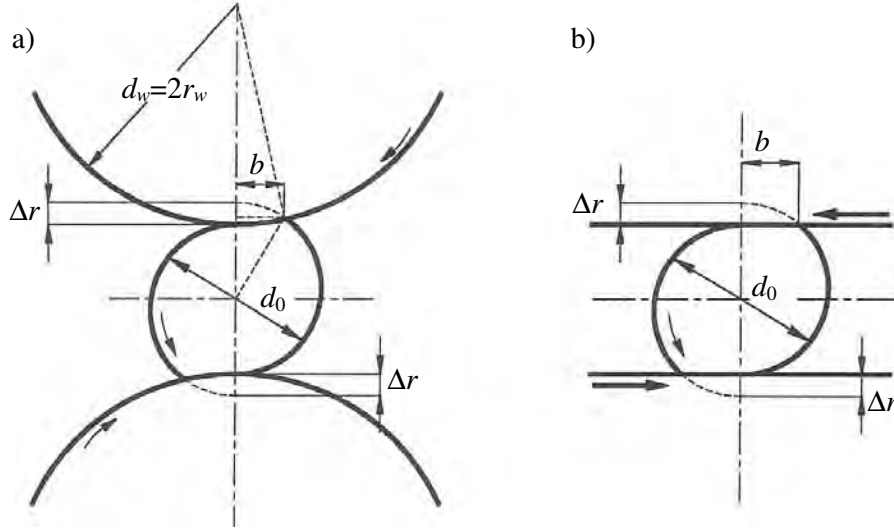
Inna zależność na b , opracowana przez Smirnova [208], definiowana jest dla metody dwuwalcowej (znak „+” w mianowniku) oraz dla obciskania w układzie walec – segment wklęsły (znak „-”) jako:

$$b = \sqrt{\frac{2\Delta r r_0}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}}, \quad (2.3)$$

a dla obciskania segmentami płaskimi przez

$$b = \sqrt{2\Delta r r_0}, \quad (2.4)$$

gdzie: Δr – gniot bezwzględny, r_0 – promień wsadu, r_w – promień walca lub segmentu wklęsłego.



Rys. 2.2. Schematy wykorzystane do określenia szerokości powierzchni kontaktu w procesach obciskania obrotowego prętów: a) między dwoma walcami; b) między segmentami płaskimi

Autor do wyznaczania szerokości powierzchni styku metal – narzędzie zaleca stosować zależność uniwersalną otrzymaną poprzez aproksymację wyników badań doświadczalnych, dotyczących obciskania obrotowego próbek z ołowiu [158]:

$$b = \sqrt{\frac{3\Delta r r_0}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}}, \quad (2.5)$$

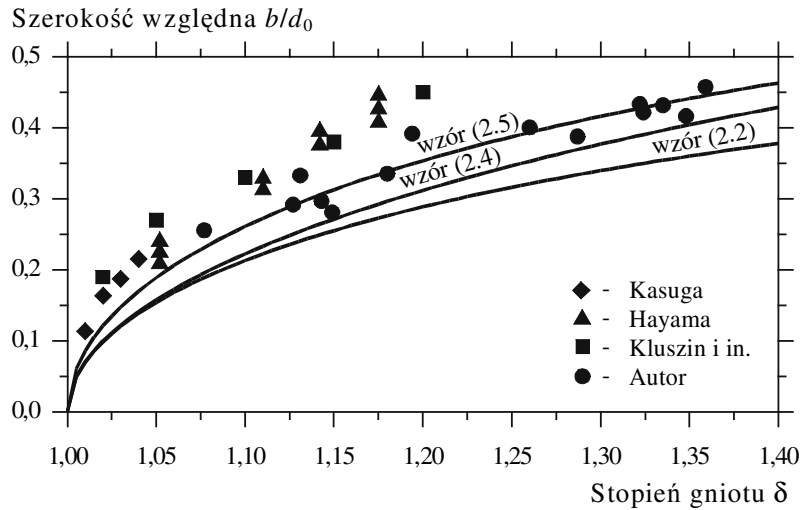
Dla procesu kształtowania segmentami płaskimi przyjmuje się $r_w = \infty$. W przypadku metody dwuwalcowej stosunek r_0/r_w przyjmuje się ze znakiem „+”, a dla metody wałek – segment wklęsły ze znakiem „-”.

Na rys. 2.3 zestawiono szerokości powierzchni styku obliczone z zależności (2.2), (2.4) i (2.5) z rezultatami badań doświadczalnych Hayamy [66], Kasugi [84], Klušina i in. [92] oraz autora [158]. Prezentowane zestawienie dotyczy obciskania prętów segmentami płaskimi, w zależności od stopnia gniotu δ definiowanego jako:

$$\delta = \frac{d_0}{d}, \quad (2.6)$$

gdzie: d_0 – średnica pręta wsadowego, d – średnica pręta po obciskaniu.

Z danych zamieszczonych na rys. 2.3 wynika, że stosując przytoczone zależności teoretyczne wyznacza się zaniżone wartości szerokości powierzchni styku b . Fakt ten jest wynikiem nieuwzględnienia w analizie owalizacji przekroju



Rys. 2.3. Zależność szerokości względnej b/d_0 , obliczonej i zmierzonej, od stopnia gniotu δ w procesie obciskania obrotowego

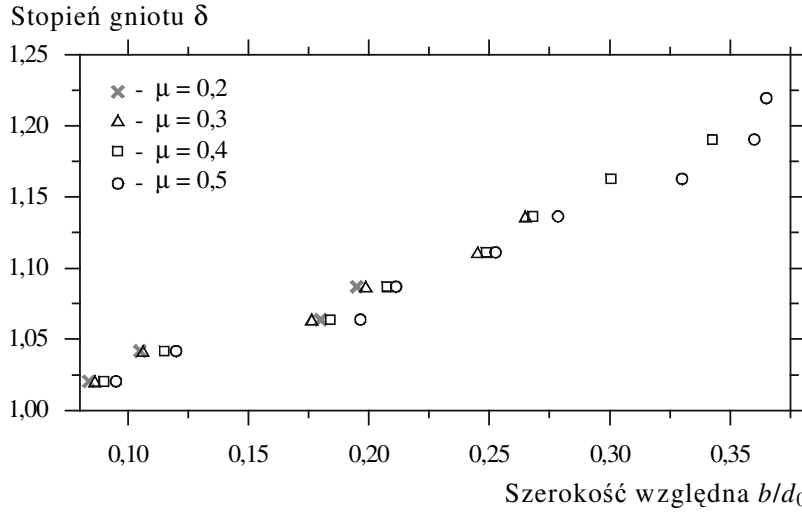
poprzecznego wywołanej siłami tarcia. Dążąc do zwiększenia dokładności obliczania b początkowo wprowadzano współczynniki korekcyjne [207], a następnie uwzględniano owalizację przekroju poprzecznego [205].

Nowe możliwości poznawcze procesu obciskania obrotowego uzyskano dzięki zastosowaniu do jego analizy metody elementów skończonych [142]. Na rys. 2.4 zilustrowano zależność szerokości b od współczynnika tarcia μ oraz stopnia gniotu δ . Wykres wykonano na podstawie obliczeń przeprowadzonych w programie FORM2D, w których założono, że obciskaniu poddawane są w temperaturze otoczenia próbki z ołowiu. Z danych zamieszczonych na rys. 2.4 wynika, że zasadniczy wpływ na szerokość powierzchni styku b wywiera stopień gniotu δ , przy czym wzrost δ powoduje zwiększenie szerokości b . Natomiast zwiększanie współczynnika tarcia μ prowadzi głównie do zwiększenia gniotów możliwych do uzyskania w procesach obciskania obrotowego.

Bazując na wynikach badań doświadczalnych [6, 66, 92, 199] w przekroju poprzecznym półwyrobu obciskanego obrotowo wyróżniono: dwa obszary plastyczne (DO_2O_1E i FO_1O_2G) oraz dwa obszary sztywne (DO_1F i EO_2G), obracające się wokół środków obrotu O_1 i O_2 (rys. 2.5). Dodatkowo stwierdzono, że promień powierzchni swobodnej r_s jest zawsze mniejszy od promienia pręta wsadowego r_0 . Rozważając geometrię tak przyjętego modelu zapisano, że:

$$b = f + r_s \sin \gamma_1, \quad (2.7)$$

$$r_s = h + \frac{f}{2} \operatorname{tg} \gamma_2, \quad (2.8)$$



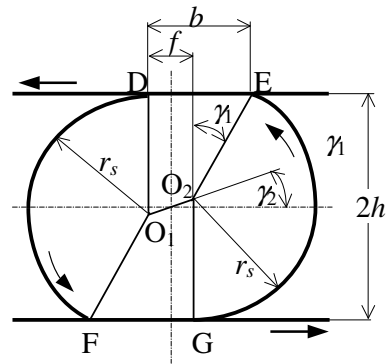
Rys. 2.4. Zależność szerokości powierzchni styku b/d_0 , obliczona metodą elementów skończonych, od stopnia gniotu δ i współczynnika tarcia μ w procesie obciskania obrotowego

$$2h = r_s (1 + \cos \gamma_1). \quad (2.9)$$

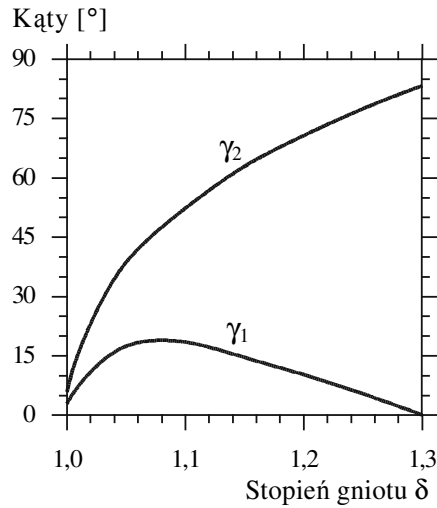
Przyjmując, że proces obciskania obrotowego przebiega w warunkach płaskiego stanu odkształcenia wprowadzono warunek równości pól przekroju poprzecznego wsadu i półfabrykatu, w postaci:

$$\pi r_0^2 = \pi r_s^2 \left(1 - \frac{\gamma_1}{\pi}\right) + 2hf + r_s^2 \sin \gamma_1 \cos \gamma_1. \quad (2.10)$$

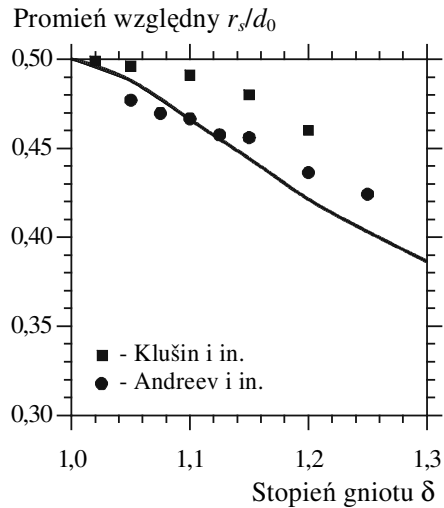
Układ równań (2.7)÷(2.10) w sposób jednoznaczny opisuje przekrój poprzeczny półwyrobu podczas obciskania obrotowego. Rozwiązanie numeryczne tych równań, przedstawione w pracy [163], pozwoliło na wyznaczenie zależności parametrów γ_1 , γ_2 , r_s , f od stopnia gniotu δ . Zilustrowano je na kolejnych rysunkach 2.6÷2.8, na których zaznaczono również wyniki badań doświadczalnych przeprowadzonych przez Hayamę [66], Kasugę [84], Andreeva [6] oraz Klušina i in. [92].



Rys. 2.5. Kształt przekroju poprzecznego pręta w trakcie procesu obciskania obrotowego



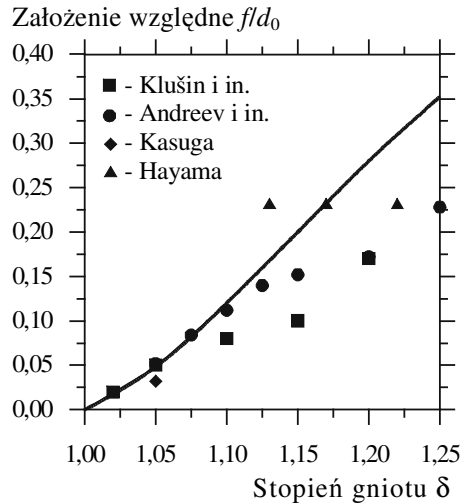
Rys. 2.6. Zależność kątów γ_1, γ_2 od stopnia gniotu δ , w procesie obciskania obrotowego



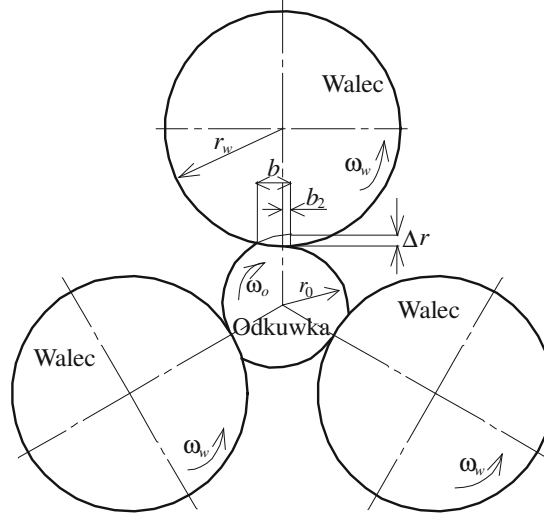
Rys. 2.7. Zależność promienia powierzchni swobodnej r_s/d_0 od stopnia gniotu δ , w procesie obciskania obrotowego

Kształt przekroju poprzecznego wyrobu poddanego obciskaniu obrotowemu trzema walcami w sposób zasadniczy różni się od występującego w kształtowaniu, gdy stosuje się dwa narzędzia. Na rys. 2.9 przedstawiono schemat obciskania obrotowego trzema walcami. Łatwo jest zauważyć, że w odróżnieniu od metody dwunarzędziowej w analizowanym procesie nie można stosować walców o relatywnie dużej średnicy w stosunku do wymiarów odkuwki. Warunek określający wartość graniczną promienia walca r_{Wmax} , możliwą do zastosowania przy kształtowaniu wyrobu o promieniu r , zapisuje się w postaci:

$$r_{Wmax} = \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} r. \quad (2.11)$$



Rys. 2.8. Zależność założenia względnego f/d_0 od stopnia gniotu δ , w procesie obciskania obrotowego



Rys. 2.9. Schemat obrotowego obciskania trzema walcami

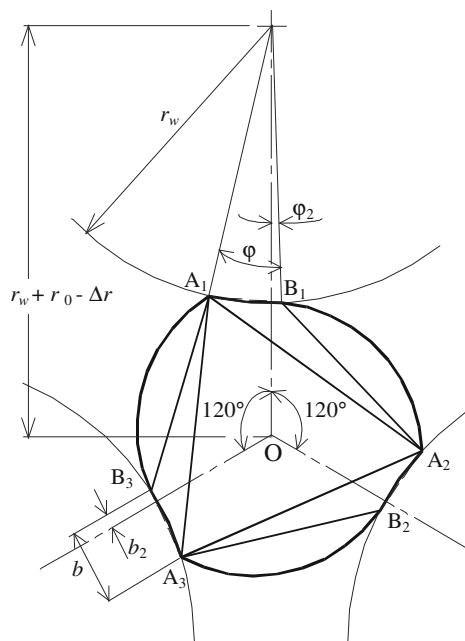
Analiza kształtu odkuwki w procesie obciskania obrotowego trzema walcami została wykonana przez autora, przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia, i opisana w opracowaniu [143]. W rozważaniach przyjęto, że oddziaływanie sił tarcia powoduje nierównomierne rozłożenie szerokości styku b względem linii łączącej środki odkuwki i walców. Szerokość b można obliczyć z przytaczanych uprzednio wzorów (2.1) i (2.3), opracowanych przez Celikova i Smirnova. W rozwiązaniu własnym kształt przekroju poprzecznego obliczano numerycznie, wychodząc z warunku równości pól przekroju poprzecznego wsadu i wyrobu kształtowanego. Na rys. 2.10 przedstawiono schemat przekroju poprzecznego wyrobu kształtowanego w procesie obrotowego obciskania trzema walcami. Pole przekroju tego wyrobu opisano następującą zależnością:

$$S = S_{\Delta B_1 B_2 B_3} + 3(S_{\Delta A_1 B_1 B_3} - S_{\cap A_1 B_1}) + 3S_{\cap A_1 B_3}. \quad (2.12)$$

Obliczenia przebiegały wg następującego schematu. Najpierw określano położenia punktów A_1 i B_1 , ograniczających styk metalu z walcem górnym. Współrzędne tych punktów znajdowano numerycznie, uwzględniając, że stosunek szerokości powierzchni b_2/b określony jest wyrażeniem:

$$\frac{b_2}{b} = \frac{\varphi_2}{\varphi} = 0,71008 \cdot \frac{\Delta r}{r} + 0,06733, \quad (2.13)$$

opracowanym na podstawie badań doświadczalnych [6, 84]. Następnie poprzez obrót względem środka O punktów A_1 i B_1 (o kąty 120° i 240°) znajdowano położenia punktów A_2 , B_2 i A_3 , B_3 – ograniczających styk z pozostałymi walcami.



Rys. 2.10. Przekrój poprzeczny wyrobu w trakcie procesu obciskania obrotowego trzema walcami

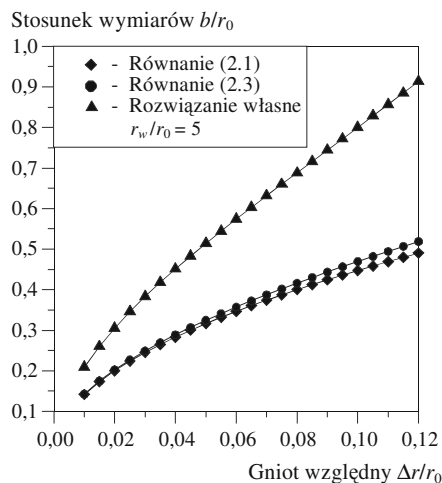
W kolejnym kroku obliczeniowym przyjmując, że łuk B_1A_2 jest styczny do odcinka łączącego punkty A_1B_1 znajdowano położenie środka tego łuku oraz wartość jego promienia. Uzyskane dane były wystarczające do obliczenia, wyszczególnionych w zależności (2.13), pól figur elementarnych składających się na przekrój poprzeczny odkuwki. W konsekwencji wyznaczano pole przekroju odkuwki S , które przyrównywano do pola przekroju wsadu S_0 . W przypadku, gdy różnica między polami S_0 i S była większa od założonego błędu obliczeniowego Δ_o , zmieniano szerokość b i obliczenia powtarzano do momentu spełnienia nierówności $|S_0 - S| < \Delta_o$.

Opracowana metoda obliczeniowa pozwoliła nie tylko na okre-

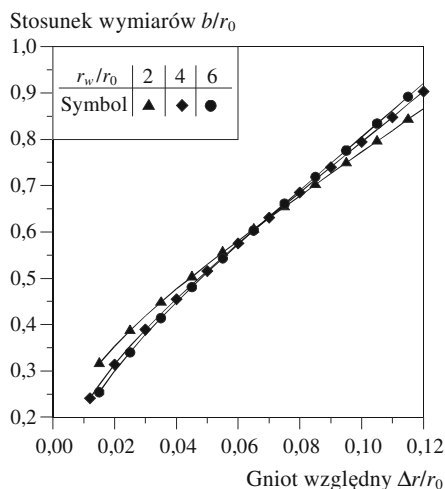
ślenie szerokości powierzchni kontaktu, ale również na przewidzenie kształtu przekroju poprzecznego wyrobu. Na rys. 2.11 zestawiono szerokości powierzchni kontaktu b wyznaczone na podstawie wzorów (2.1), (2.3) oraz zastosowanej metody. Jak wynika z wykresu zwiększaniu gniotu Δr , przy stałym promieniu r_0 , towarzyszy wzrost szerokości powierzchni kontaktu. Porównanie wartości b , obliczonych w oparciu o wzory (2.1) i (2.3) oraz uzyskanych z rozwiązania własnego, wykazuje duże rozbieżności. Z badań doświadczalnych wykonanych przez Kazaneckiego [88] wynika, że szerokości b obliczone na podstawie zależności (2.3), są mniejsze od rzeczywistych o około 20÷60%. Jest to wynikiem nieuwzględnienia przez Smirnova i Celikova owalizacji odkuwki występującej w trakcie obrotowego ściskania. Natomiast wartości b obliczone numerycznie są nieco zawyżone z powodu założenia mówiącego o równości pól przekroju poprzecznego wsadu i wyrobu kształtowanego. W rzeczywistości odkuwka podczas obciskania ulega wydłużeniu, w konsekwencji którego zmniejsza się jej przekrój poprzeczny.

Analizując wpływ stosunku r_w/r_0 na szerokość powierzchni kontaktu (rys. 2.12) można stwierdzić, że przy $\Delta r/r_0 < 0,07$ wzrośtowi r_w/r_0 towarzyszy zmniejszanie szerokości powierzchni styku. Natomiast w pozostałych przypadkach efekt jest odwrotny. Przyczyny takiej zależności można upatrywać w relacjach

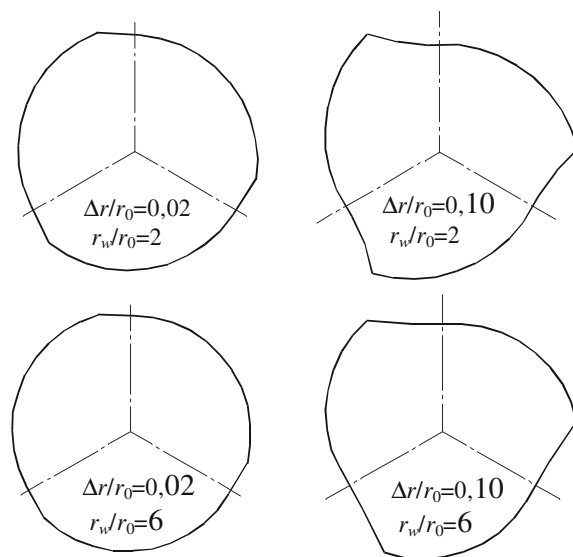
wiązących krzywiznę powierzchni kontaktu oraz krzywiznę powierzchni swobodnej (łuk B₁A₂ na rys. 2.11). Przykładowe kształty przekroju poprzecznego wyrobu otrzymane po zastosowaniu bieżącej metody analizy przedstawiono na rys. 2.13.



Rys. 2.11. Zależność szerokości powierzchni kontaktu b/r_0 od gniotu względnego $\Delta r/r_0$, wyznaczona dla procesu obrotowego obciskania trzema walcami



Rys. 2.12. Wpływ gniotu względnego $\Delta r/r_0$ oraz stosunku wymiarów r_w/r_0 na szerokość powierzchni kontaktu b/r_0 w procesie obciskania obrotowego trzema walcami

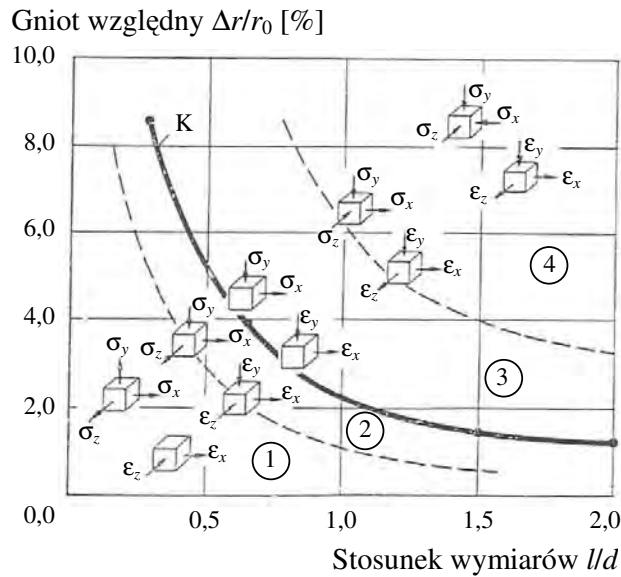


Rys. 2.13. Kształty przekroju poprzecznego wyrobów obciskanych obrotowo trzema walcami, wyznaczone przy różnych stosunkach wymiarów r_w/r_0 i $\Delta r/r_0$

2.2. Stan naprężenia i odkształcenia

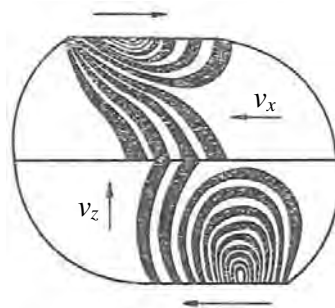
W pierwszych opracowaniach dotyczących analizy stanu naprężenia i odkształcenia w procesie obciskania obrotowego dokonywano uproszczenia, zrównując ten proces z bocznym prasowaniem prętów okrągłych. Należy tutaj przytoczyć prace Kolmogorova [95] oraz Lomsadze [118], który wykorzystując wyniki badań doświadczalnych przedstawił nomogram (rys. 2.14) pozwalający na określenie stanu naprężenia i odkształcenia występującego w strefie osiowej prętów, podlegających prasowaniu bocznemu. Autor ten zaproponował wykorzystanie opracowanego przez siebie rozwiązania w analizie procesu obciskania obrotowego. Należy jednakże zauważyć, że pominięcie w przytaczanych rozważaniach ruchu obrotowego oraz sił tarcia działających na powierzchni styku czyni, że rozwiązanie podane przez Lomsadze można potraktować wyłącznie jako orientacyjne.

Pierwsze badania doświadczalne stanu naprężenia i odkształcenia w procesie obciskania obrotowego, wykonane przez Andreeva [6], bazowały na metodzie mory. Szczegółowe informacje dotyczące tej metody badawczej podano w opracowaniu [214]. W trakcie badań obciskano w walcierce płaskoszczękowej próbki z ołowiu (o wymiarach $\varnothing 70 \times 200$ mm), stosując następujące stopnie



Rys. 2.14. Schemat stanu naprężenia i odkształcenia, w strefie osiowej ściskanych bocźnie prętów cylindrycznych, w funkcji gniotu względnego $\Delta r/r_0$ i stosunku wymiarów l/d – opracowany przez Lomsadze [118], gdzie: K – czyste ścinanie, 1 – obszar rozciągania, 2 – obszar dwuosiowego rozciągania z jednoosiowym ściskaniem, 3 – obszar dwuosiowego ściskania z jednoosiowym rozciąganiem, 4 – obszar ściskania

gniotu δ : 1,015; 1,05; 1,10; 1,15 i 1,20. W wyniku badań otrzymano – dla każdej próbki – obrazy mory pionowej i poziomej (rys. 2.15), odnoszące się do przemieszczenia materiału odpowiednio w kierunku x i z . Korzystając z tych obrazów obliczano następnie parametry stanu odkształcenia i naprężenia. Obserwacja obrazów mory wykazała, że podczas obciskania ze stopniem gniołu 1,015 odkształcenie miało charakter powierzchniowy. Natomiast w pozostałych przypadkach kształtowania ($\delta=1,05$; 1,10; 1,15; 1,20) w przekroju poprzecznym półwyrobu wyróżniano dwie strefy sztywne oraz strefę plastyczną dochodzącą do osi obciskanego pręta.



Rys. 2.15. Obrazy mory w procesie obciskania obrotowego [6]

W rezultacie wykonanych badań Andreev wyznaczył naprężenia normalne działające w punktach 0...7, leżących na osi pionowej Oz półwyrobu – tab. 2.1. Analiza wartości naprężeń wykazuje, że są one rozłożone nierównomiernie w przekroju poprzecznym półwyrobu. Mianowicie naprężenia σ_x i σ_y są ściskające w strefie przypowierzchniowej i zwiększają się w miarę zbliżania do osi wzdłużnej odkuwki. Przy czym naprężenia σ_x działające w kierunku równoległym do powierzchni styku materiał–narzędzie w osi półwyrobu są rozciągające i tym większe im mniejszy jest stopień gniołu δ . Równocześnie naprężenia σ_y w środku odkuwki są ściskające, z wyjątkiem przypadku obciskania z najmniejszym gniołem ($\delta = 1,05$), gdy przyjmują wartości dodatnie.

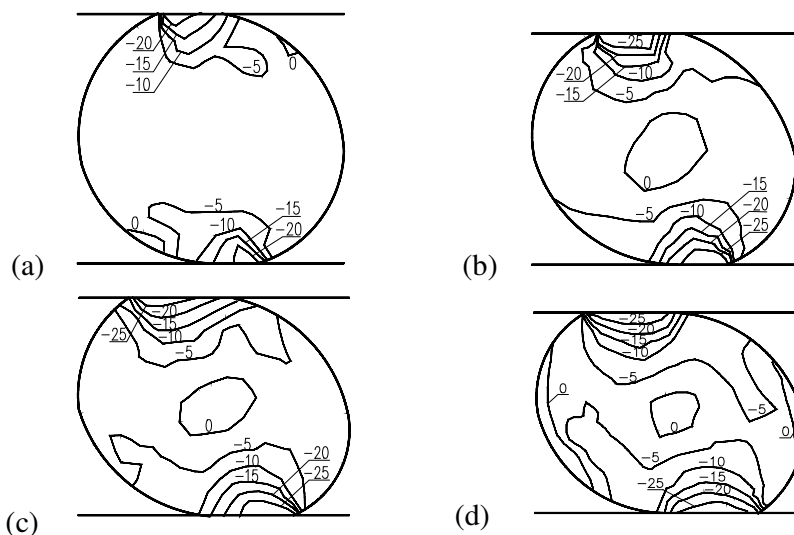
Tab. 2.1.

Rozkład naprężeń normalnych (odniesionych do granicy plastyczności metalu), wzdłuż osi Oz obciskanego poprzecznie półwyrobu, wg [6]

Naprężenie normalne	Stopień gniołu δ	Nr punktu na osi Oz							
		0	1	2	3	4	5	6	7
σ_x	1,05	1,83	1,75	1,52	1,25	0,69	-0,25	-1,51	-2,41
	1,10	1,38	1,34	1,16	0,87	0,31	-0,43	-1,53	-2,47
	1,15	1,02	0,84	0,67	0,51	0,02	-0,64	-1,53	-2,52
	1,20	0,76	0,59	0,48	0,24	-0,22	-0,87	-1,55	-2,59
σ_z	1,05	0,21	0,03	-0,19	-0,46	-0,79	-1,25	-1,51	-1,51
	1,10	-0,22	-0,37	-0,54	-0,87	-1,13	-1,38	-1,43	-1,43
	1,15	-0,72	-0,74	-0,96	-1,18	-1,31	-1,35	-1,38	-1,33
	1,20	-0,74	-0,78	-0,94	-1,12	-1,25	-1,28	-1,30	-1,30
σ_y	1,05	1,02	0,89	0,67	0,40	-0,05	-0,75	-1,51	-1,96
	1,10	0,58	0,49	0,31	0,00	-0,41	-0,91	-1,48	-1,95
	1,15	0,15	0,05	-0,15	-0,34	-0,65	-1,00	-1,46	-1,95
	1,20	0,01	-0,10	-0,23	-0,44	-0,75	-1,08	-1,43	-1,95

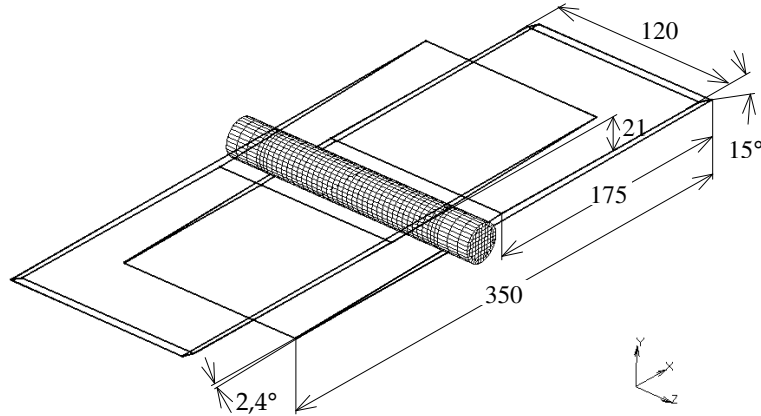
Podobne jakościowo rezultaty dotyczące stanu naprężenia w półwyrobach obciskanych obrotowo uzyskali Saito, Higashino i Kato [199], którzy w pracach badawczych zastosowali metodę wizjoplastyczności.

Stan naprężenia i odkształcenia w półwyrobie poddanym obrotowemu obciskaniu można wyznaczyć stosując metodę elementów skończonych. Na rys. 2.16 podano rozkłady naprężenia średniego σ_m , obliczone przez autora [142] przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia. Prezentowane mapy σ_m dotyczą przypadków obciskania szczękami płaskimi próbek z ołowiu, przy $\delta = 1,05; 1,10; 1,15$ i $1,20$. Analiza rozkładów naprężeń wykazuje, że zwiększanie stopnia gniotu δ powoduje rozszerzenie obszarów ujemnych naprężeń σ_m , które osiągają wartości ekstremalne w strefie przypowierzchniowej. Uzyskane rezultaty obliczeń potwierdzają spostrzeżenia z przytaczanych powyżej badań doświadczalnych, wykonanych przez Andreeva [6] oraz Saito i in. [199]. Należy również zwrócić uwagę na fakt niejednakowego rozkładu σ_m w częściach przekroju poprzecznego: górnej i dolnej. Wynika on ze zmian położenia chwilowego środka obrotu, występujących podczas obciskania, które są następstwem poślizgu.



Rys. 2.16. Obliczone MES rozkłady naprężenia średniego (w MPa) w przekroju poprzecznym odkuwek obciskanych obrotowo, przy a) $\delta = 1,05$; b) $\delta = 1,10$; c) $\delta = 1,15$; d) $\delta = 1,20$ oraz $\mu = 0,5$ – materiał próbek ołów Pb1 [142]

Rozwój techniki komputerowej umożliwił modelowanie płynięcia metalu w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia. Analiza taka odnosząca się do procesu obrotowego obciskania wykonana została przy współudziale autora i przedstawiona jest w opracowaniu [179]. Na potrzeby symulacji opracowano model geometryczny procesu obrotowego obciskania, pokazany na rys. 2.17, na



Rys. 2.17. Schemat procesu obciskania obrotowego szczękami płaskimi

którym zamieszczono również ważniejsze wymiary narzędzi. W obliczeniach przyjmowano różne średnice d_0 kształtowanych wsadów, co przy zachowaniu jednakowej odległości między narzędziami ($d = 21$ mm), zapewniało realizację procesów obciskania obrotowego przy różnych stopniach gniotu δ (gdzie $\delta = d_0/d$). Analizą objęto procesy kształtowania wsadów z ołowiu w gatunku Pb1, którego krzywa płynięcia opisana jest następującą zależnością [184]:

$$\sigma_p = 24,803 \dot{\epsilon}^{0,088}, \quad (2.14)$$

gdzie: σ_p – naprężenie uplastyczniające, $\dot{\epsilon}$ – prędkość odkształcenia.

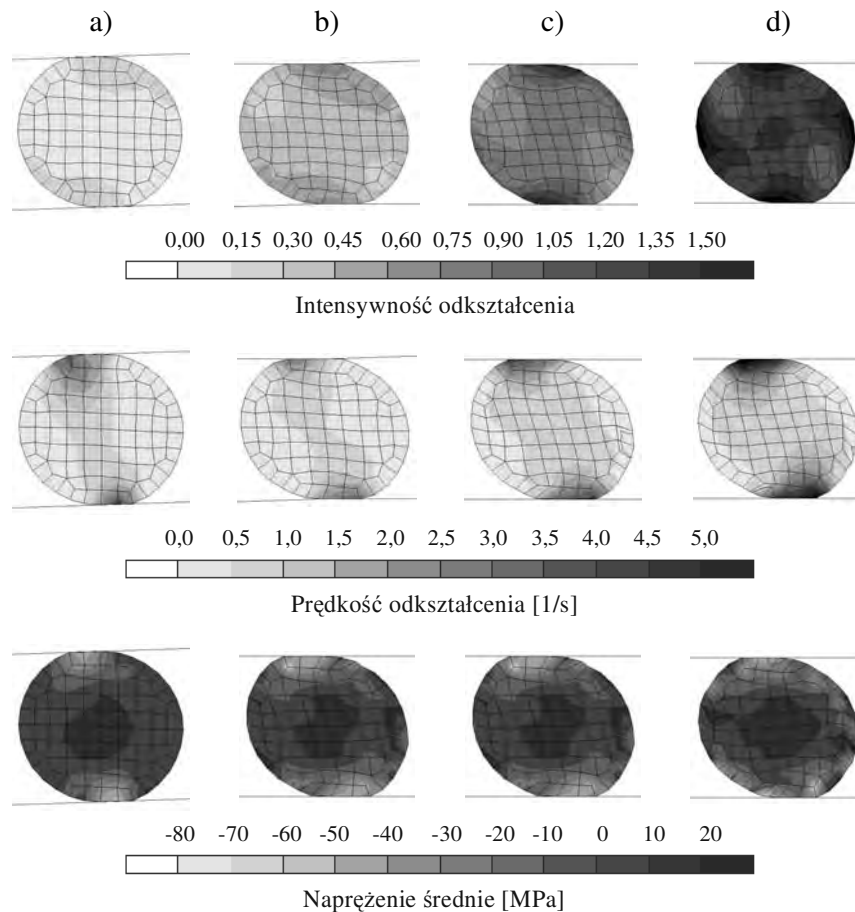
W obliczeniach przyjmowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia zgodnie z zależnością:

$$\tau = -mk \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{v_p}{a_p}\right) \frac{v_p}{|v_p|}, \quad (2.15)$$

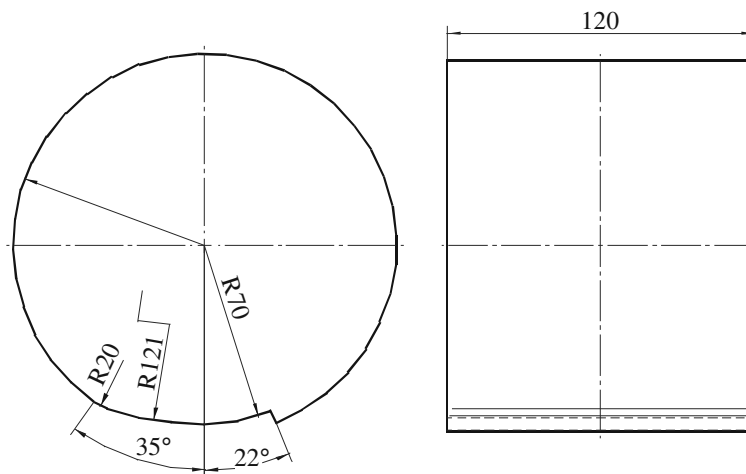
gdzie: m – czynnik tarcia, v_p – wektor prędkości poślizgu, a_p – współczynnik o kilka rzędów mniejszy od prędkości poślizgu v_p .

W rezultacie wykonanych obliczeń wyznaczono między innymi rozkłady odkształceń, prędkości odkształcenia i naprężenia średniego w przekrojach poprzecznych prętów obciskanych. Rozkłady te dla przypadku kształtowania pręta ze średnicy $\varnothing 24$ mm na $\varnothing 21$ mm, przy czynniku tarcia $m = 1,0$, podaje się na rysunku 2.18. Analiza danych zamieszczonych na tym rysunku wykazuje, że przekrój poprzeczny w trakcie obciskania ulega silnej owalizacji, która zmniejsza się wraz ze wzrostem zaawansowania procesu. Interesująco przedstawia się lokalizacja maksymalnych wartości prędkości odkształcenia. Znajdują się one bowiem w narożach przekroju wchodzących w kontakt z narzędziem. Na uwagę zasługuje fakt występowania większych przyrostów prędkości odkształcenia w dal-

szych fazach procesu. Świadczy to o tym, że wówczas odkuwka obraca się szybciej, występują mniejsze poślizgi, a kształtowanie przebiega w sposób stabilny. Istotne dane otrzymuje się również z rozkładu naprężenia średniego σ_m . Wiadomo, że jeśli $\sigma_m > 0$ i im jest większe, tym wyższe jest prawdopodobieństwo utraty spójności w materiale w tym miejscu. Jak wynika z rys. 2.18 obszar występowania dodatnich naprężeń średnich ogranicza się do środkowych (osiowych) obszarów materiału i tam mogą powstawać pęknięcia wewnętrzne. Jest to jakościowo zbieżne z rezultatami otrzymanymi w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, prezentowanymi na rys. 2.16.



Rys. 2.18. Obliczone rozkłady intensywności odkształcenia, prędkości odkształcenia i naprężenia średniego dla procesu obrotowego obciskania narzędziami płaskimi przy $d_0=24$ mm, $d=21$ mm, $m=1,0$ po wykonaniu przez odkuwkę: a) $\frac{1}{4}$ obrotu, b) $\frac{1}{2}$ obrotu, c) $\frac{3}{4}$ obrotu, d) 1 obrotu



Rys. 2.19. Profil walca stosowanego w analizie MES procesu obciskania obrotowego trzema walcami

Analiza teoretyczna płynięcia metalu w procesie obciskania obrotowego trzema walcami wykonana została przez autora [164]. Wykorzystano w niej program komputerowy MARC/AutoForge bazujący na reprezentacji przemieszczeniowej MES. Na potrzeby obliczeń opracowano model geometryczny procesu obciskania, w skład którego wchodziły wsad oraz trzy walce (obracające się w tym samym kierunku, z jednakową prędkością kątową wynoszącą 2 rad/s). Do zamodelowania wsadu wykorzystano ośmiowęzłowe elementy prostopadłościennne. Na węzły znajdujące się w osi wsadu narzucono dodatkowe ograniczenia, odbierając im możliwość przemieszczania się w kierunkach prostopadłych do osi. Pozwoliło to na idealne utrzymywanie kształtowanego materiału w centralnym położeniu pomiędzy walcami. Obliczenia wykonano dla procesów obciskania obrotowego wsadów o wymiarach: $\varnothing 31,5 \times 60$ mm, $\varnothing 33 \times 60$ mm, $\varnothing 34,5 \times 60$ mm. Zastosowany w analizie profil walca pokazano na rys. 2.19.

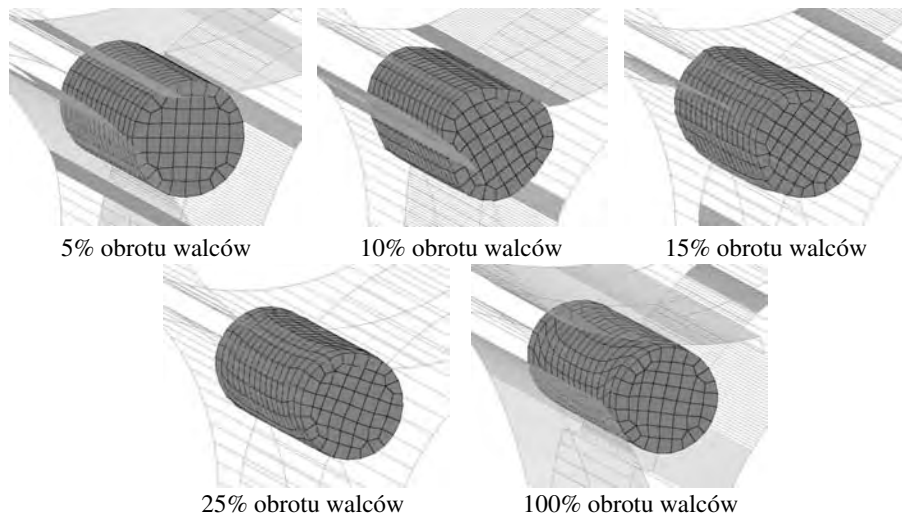
W symulacji wykorzystano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia zgodnie z zależnością (2.15), przyjmując jednocześnie, że czynnik tarcia na powierzchni styku materiał narzędzie przyjmuje wartość graniczną $m = 1,0$. Obliczenia wykonano uwzględniając zjawiska cieplne zachodzące w metalu podczas obciskania. Przyjęto, że metalem podlegającym obciskaniu jest stal w gatunku 20G, której krzywe płynięcia określa równanie:

$$\sigma_p = 1198,2 \varepsilon^{0,279} \exp(0,005 \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{0,142} \exp(-0,00235 T), \quad (2.16)$$

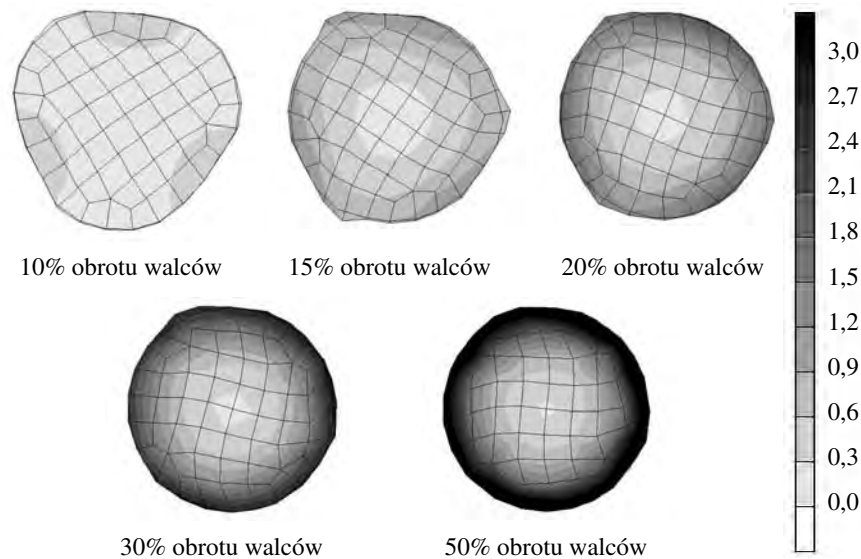
gdzie: σ_p – granica plastyczności [MPa], ε – intensywność odkształcenia, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia [1/s], T – temperatura [°C].

W rozważaniach zastosowano sprężysto-plastyczny model kształtowanego materiału. Wartości modułu sprężystości wzdłużnej, współczynnika rozszerzalności cieplnej, ciepła właściwego oraz współczynnika przewodzenia od temperatury przyjęto z biblioteki programu MARC/AutoForge. Natomiast wartości współczynnika Poissona (0,3) i gęstości (7860 kg/m^3) przyjęto za stałe w trakcie obliczeń. Wykonanie symulacji wymagało również przyjęcia temperatury narzędzi oraz współczynników wymiany ciepła. W trakcie procesów obciskania obrotowego kontakt narzędzi z gorącym metalem powtarza się cyklicznie, co w konsekwencji powoduje zwiększenie temperatury walców. W warunkach przemysłowych temperatura ta ustala się na poziomie około 120°C [237]. Natomiast temperaturę powietrza w bezpośrednim otoczeniu odkuwki przyjęto równą 50°C . Założony w obliczeniach współczynnik wymiany ciepła $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$ był już stosowany w modelowaniu procesów walcowania na gorąco, bez smaru, stali ze zgorzeliną o grubości około $10 \mu\text{m}$ [193].

Zagadnienie płynięcia metalu można prześledzić na przykładzie kształtowania odkuwki przy $\delta = 1,10$ (rys. 2.20). W początkowym stadium procesu obciskania walce zgniatają materiał, wywołując jednocześnie jego ruch obrotowy w kierunku przeciwnym do kierunku obrotu walców. W wyniku zwiększania gniotu Δr zwiększa się owalizacja przekroju poprzecznego kształtowanego wyrobu, która jest najbardziej widoczna dla gniotu maksymalnego $\Delta r = r_0 - r$. Owalizacja przekroju poprzecznego jest sukcesywnie usuwana w dalszej



Rys. 2.20. Progresja kształtu odkuwki w procesie obciskania obrotowego trzema walcami, przy:
 $d_0 = 33 \text{ mm}$, $\delta = 1,10$, $T = 1100^\circ\text{C}$, $l_0 = 60 \text{ mm}$, $m = 1,0$

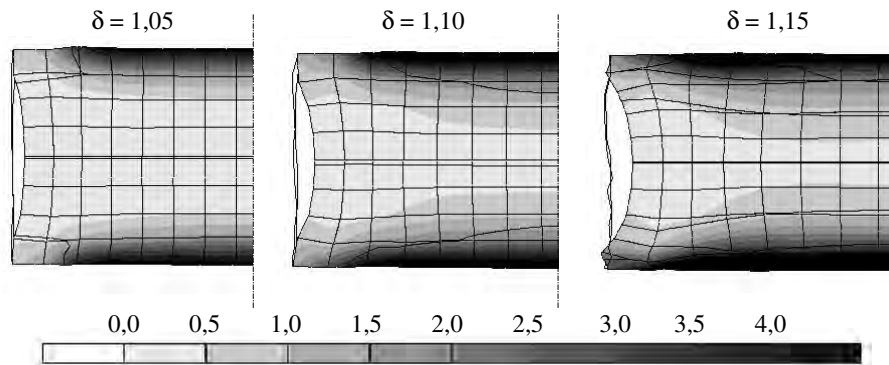


Rys. 2.21. Rozkład intensywności odkształcenia w płaszczyźnie symetrii obliczony dla procesu obrotowego obciskania trzema walcami przy: $d_0 = 33 \text{ mm}$, $\delta = 1,1$, $T = 1100^\circ\text{C}$, $l_0 = 60 \text{ mm}$, $m = 1,0$

fazie procesu obciskania, w wyniku oddziaływania cylindrycznych powierzchni kalibrujących walców (rys. 2.19).

Na rys. 2.21 zamieszczono rozkłady intensywności odkształcenia w przekroju poprzecznym odkuwki, znajdującym się w jej płaszczyźnie symetrii. Z analizy danych przedstawionych na rys. 2.21 wynika, że rozkład odkształceń ma charakter pierścieniowy (warstwowy). Największe odkształcenia występują w warstwach zewnętrznych i zmniejszają się w kierunku do środka odkuwki. Z rys. 2.21 można również śledzić zmiany kształtu przekroju poprzecznego zachodzące w trakcie procesu kształtowania. Z analizy takiej wynika, że w rezultacie oddziaływania mimośrodowej powierzchni walca (w czasie odpowiadającym obrotowi walca o około 10% obrotu) występuje owalizacja przekroju odkuwki, która usuwana jest przez walcową kalibrującą powierzchnię walca.

Z kolei na rys. 2.22 porównano rozkłady intensywności odkształcenia w osiowym przekroju wzdłużnym odkuwek. Na uwagę zasługuje warstwowy rozkład odkształceń oraz fakt, że obszar przypowierzchniowy, w którym występują największe odkształcenia zwiększa się wraz ze wzrostem stopnia gniotu δ . Uwagę zwracają również leje tworzone w powierzchniach czołowych kształtowanych odkuwek, które świadczą o powierzchniowym charakterze płynięcia metalu w procesach obciskania obrotowego trzema walcami. Głębokość lejów zwiększa się wraz ze wzrostem zastosowanego stopnia gniotu δ .



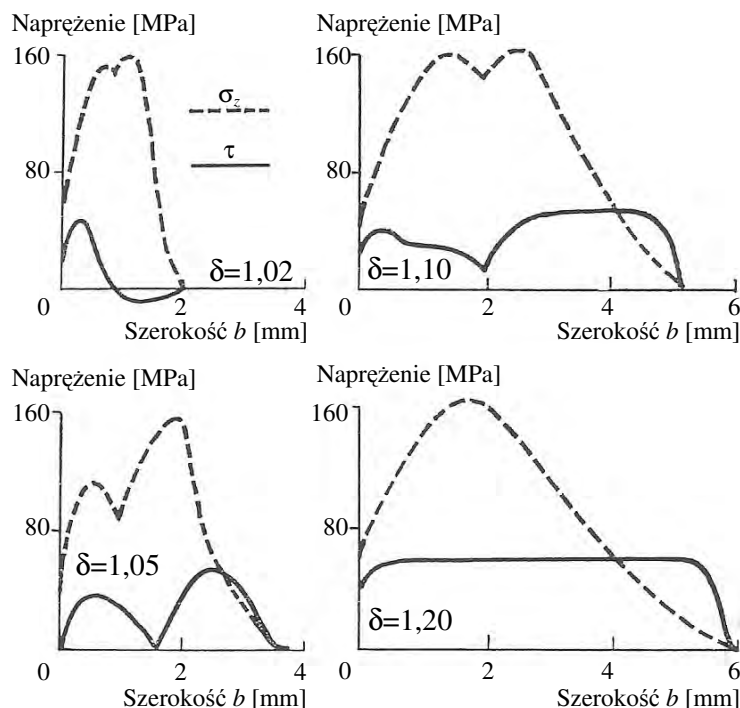
Rys. 2.22. Rozkłady intensywności odkształcenia w przekrojach wzdłużnych odkuwek obliczone dla procesów obrotowego obciskania trzema walcami, przy: $d = 30$ mm, $T = 1100^{\circ}\text{C}$, $l_0 = 60$ mm, $m = 1,0$

2.3. Obliczanie nacisku jednostkowego na powierzchni styku materiał – narzędzie

Znajomość zależności nacisku powierzchniowego od podstawowych parametrów procesu obciskania obrotowego jest bardzo ważna. Można wówczas bowiem tak zaprojektować proces obciskania, by osiągać gnioły maksymalne bez naruszenia stabilności kształtowania.

Doświadczalnie rozkłady naprężeń normalnych σ_z i stycznych τ , występujących na powierzchni styku materiał – narzędzie, w procesie obciskania obrotowego wyznaczyli Andreev i in. [6]. W trakcie badań korzystając ze specjalnego narzędzia (umożliwiającego pomiar siły stycznej i promieniowej) kształtowano próbki o średnicy $\varnothing 20$ mm, wykonane ze stali 45, przy temperaturze $900 \div 1200^{\circ}\text{C}$. Wyznaczone przez Andreeva rozkłady naprężeń pokazano na rys. 2.23. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że podczas obciskania ze stopniami gniołu $\delta < 1,025$ na powierzchni styku występują strefy wyprzedzenia i opóźnienia. Natomiast wówczas, gdy $\delta > 1,025$ występuje tylko strefa opóźnienia. Ponadto zauważono, że podczas kształtowania z dużymi gniołami naprężenie styczne na całej długości styku rozłożone jest równomiernie i osiąga wartość graniczną równą granicy plastyczności przy czystym ścinaniu.

Ze względu na złożoność zagadnienia w początkowych rozważaniach teoretycznych zrównywano procesy obciskania obrotowego z prasowaniem bocznym prętów okrągłych, realizowanym w warunkach statycznych. Z powstałych wówczas rozwiązań na uwagę zasługują opracowania Johnson'a [82], Celikova [29], Jain'a i Kobayashi'ego [81] (uzyskane metodą linii poślizgów i charaktery-



Rys. 2.23. Rozkłady naprężeń normalnych σ_z i stycznych τ , działających na powierzchni styku w procesie obciskania obrotowego, zmierzone przez Andreeva i in. [6]

styk) oraz Lee i Kobayashi'ego [108] (otrzymane metodą elementów skończonych). W późniejszych latach powstały rozwiązania, w których zakładając płaski stan odkształcenia uwzględniono kinematykę procesu obciskania obrotowego. Natomiast w ostatnim czasie dzięki rozwojowi techniki komputerowej uzyskano możliwość wyznaczenia nacisku powierzchniowego w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia. Ważniejsze z tych rozwiązań przytoczono w niniejszym podrozdziale.

2.3.1. Metoda równań różniczkowych równowagi

Metodę równań różniczkowych równowagi do obliczenia naprężeń w procesie obrotowego obciskania zastosował Ščukin [201]. Naprężenie normalne σ_z do powierzchni styku oraz naprężenie styczne τ na tej powierzchni, wg Ščukina, opisują następujące zależności:

$$\sigma_z = A - 2k\delta^2 x^2 \sqrt{1 - m^2}, \quad (2.17)$$

$$\tau = mk - 2mk\delta^2 x^2 + 2k\delta x \sqrt{1-m^2}, \quad (2.18)$$

gdzie: A jest stałą całkowania określaną z warunku równości momentów sił przeciwnych i sprzyjających obrotowi odkuwki.

Przykładowy rozkład naprężeń $\sigma_z/2k$ oraz $\tau/2k$ otrzymany dla procesu obrotowego obciskania przedstawiono na rysunku 2.24 (dla parametrów podanych w podpisie tego rysunku).

Zgodnie z zasadą akcji i reakcji przyjmuje się, że nacisk powierzchniowy p równy jest naprężeniu σ_z na powierzchni styku materiału z narzędziem.

2.3.2. Metoda linii poślizgów i charakterystyk

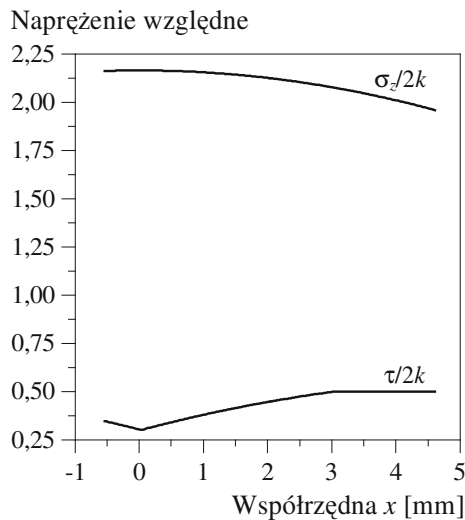
Metoda linii poślizgów i charakterystyk w dalszym ciągu stosowana jest do analizy stanu odkształcenia i naprężenia oraz do obliczania nacisków powierzchniowych, występujących w procesach obróbki plastycznej realizowanych w warunkach płaskiego lub osiowo-symetrycznego stanu odkształcenia. Szybki rozwój tej metody związany był z jej możliwościami, które pozwalały nie tylko na obliczanie sił kształtowania, ale również na wyznaczenie pól naprężeń i prędkości płynięcia w przekroju poprzecznym odkształcanego ciała.

W procesach obrotowego obciskania, realizowanego w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, wyróżnia się trzy typowe rodzaje siatek linii poślizgów:

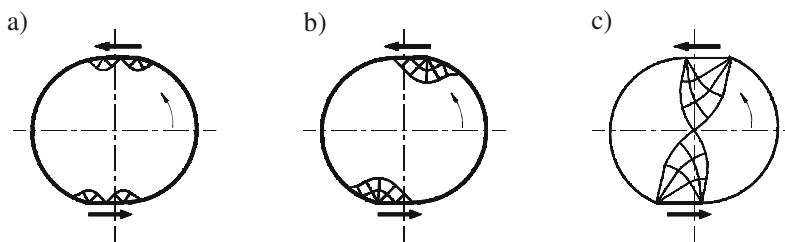
powierzchniową dwustronną [100, 211] (rys. 2.25a), powierzchniową jednostronną [121] (rys. 2.25b) oraz centralną – dochodzącą do osi wyrobu walcowanego [1, 70] (rys. 2.25c).

W konkretnych warunkach wystąpi ta siatka, której realizacja wymagać będzie przyłożenia najmniejszych nacisków. Przyjmuje się, że podczas obciskania ze stopniami gniotu $\delta < 1,02$ najbardziej prawdopodobne jest wystąpienie siatki powierzchniowej jednostronnej, a w przypadkach pozostałych siatki centralnej.

W roku 1977 Higashino, Saito, Toyama i Kato opublikowali opracowanie [70], w którym zaproponowali siatkę linii poślizgu, posia-

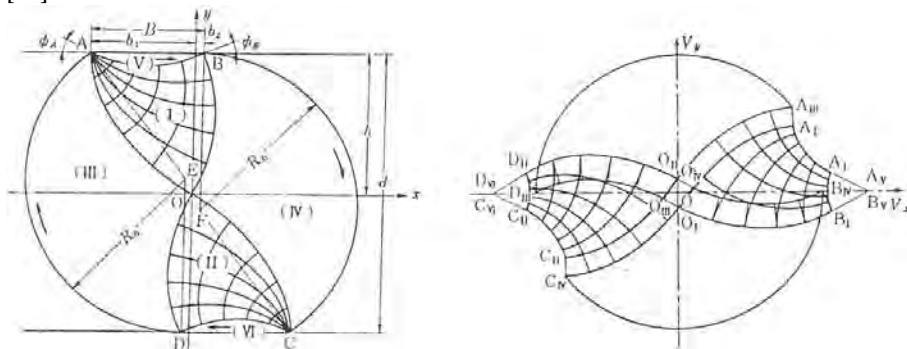


Rys. 2.24. Rozkład naprężeń $\sigma_z/2k$ i $\tau/2k$ na szerokości powierzchni styku (w funkcji współrzędnej x), wyznaczony dla procesu obciskania obrotowego przy: $r_0 = 10$ mm, $\delta = 1,1$ i $m = 0,6$



Rys. 2.25. Siatki linii poślizgu w procesach obciskania obrotowego dwoma narzędziami: a, b, c – występujące przypadki

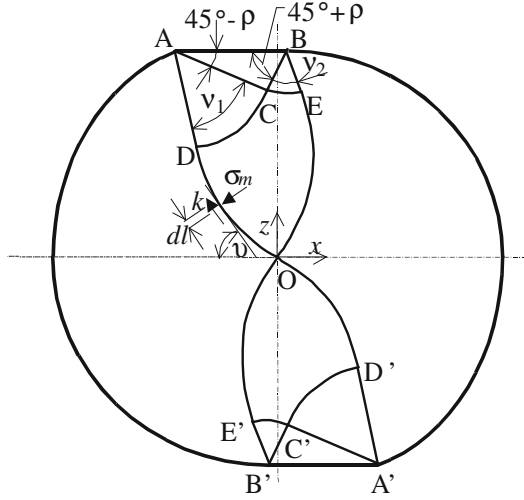
dającą tylko jeden punkt charakterystyczny, w miejscu pierwszego styku materiału z narzędziem. Siatkę, opracowaną przez tych autorów, dla procesu obciskania obrotowego z gniotem 7,5% wraz z odpowiadającym jej hodografem prędkości przedstawiono na rys. 2.26. Szczegółowe wytyczne dotyczące procedury rozwiązania, przeprowadzanego na drodze numerycznej, zawiera opracowanie [70]. Inne siatki linii poślizgów również uwzględniające warunki kinematyczne, zostały podane przez Segala [202], Ščukina [201] oraz Koževnikovą [97].



Rys. 2.26. Siatka linii poślizgów (rys. z lewej) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (rys. z prawej), opracowane dla procesu obciskania obrotowego z gniotem 7,5% przez Higashino i in. [70]

Wyznaczenie siatek linii poślizgów na podstawie przytoczonych powyżej rozwiązań nastręcza wiele trudności, wynikających głównie z konieczności przeprowadzania żmudnych obliczeń. Z tych też względów, autor oraz Weroński w opracowaniu [187] zaproponowali obliczanie nacisków jednostkowych w sposób uproszczony, uwzględniający jednakże specyfikę procesu obciskania obrotowego.

Rozwiązanie własne rozpoczyna się od wyznaczenia wymiarów (b i f), opisujących powierzchnię styku materiału z narzędziem, oraz przyjęcia warunków



Rys. 2.27. Schemat ilustrujący sposób wyznaczania siatki linii poślizgu w procesie obciskania obrotowego dwoma narzędziami, gdy odkształcenia przenika do osi kształtowanego wyrobu

tarcia panujących na tej powierzchni (określonych wartością czynnika tarcia m). Obliczenia siatki wykonuje się przyjmując równomierny rozkład nacisku $p/2k$, wywieranego przez segment narzędziowy na materiał oraz zaniedbując ruch obrotowy odkuwki. Wtedy przy powierzchni narzędzia, w obszarze ABC występuje równomierny stan naprężenia z prostoliniową siatką charakterystyk (rys. 2.27). Kształt tego trójkątnego obszaru ABC determinowany jest wielkością kąta tarcia ρ , wyznaczanego z zależności:

$$\rho = \frac{1}{2} \arcsin(m). \quad (2.19)$$

W narożnych punktach A i B występują nieciągłości obciążenia. Są to więc punkty osobliwe, z których rozchodzą się wachlarze siatek biegunowych BCE i ACD. Wielkości kątów v_1, v_2 dobiera się w taki sposób, aby charakterystyki brzegowe ADO i BEO zbiegły się w punkcie O (środek kształtowanego wyrobu). Wewnątrz czworokąta krzywoliniowego DCEO rozwiązuje się problem charakterystyczny. Znajomość siatki charakterystyk oznacza znajomość wartości parametru kąтового v w poszczególnych punktach węzłowych. Następnie w sposób numeryczny wyznacza się wartość naprężenia średniego σ_m w przypowierzchniowym trójkątnym wycinku siatki ABC. W tym celu wykorzystuje się warunek równowagi sił działających w kierunku x na obszar sztywny charakterystyki brzegowej ADOE'B' (rys. 2.27)

$$\sum F_{ix} = \int_A^{B'} \sigma_m \sin v \, dl + \int_A^{B'} k \cos v \, dl = 0. \quad (2.20)$$

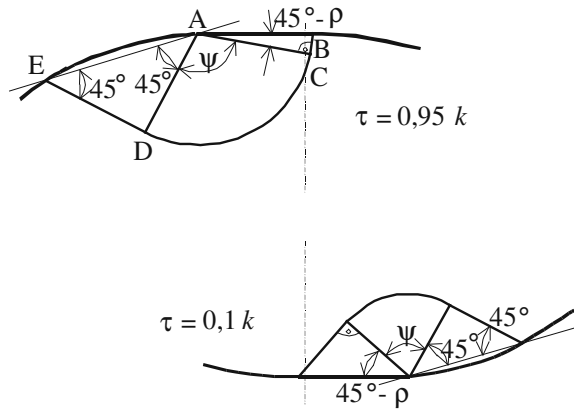
Znając naprężenie średnie σ_m w obszarze ABC można określić wartości tego naprężenia w pozostałych punktach węzłowych, a następnie wyznaczyć w nich naprężenia $\sigma_x, \sigma_z, \tau_{xz}$ wykorzystując podstawienie Levy'ego w postaci:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_z &= \sigma_m + k \cos 2\nu \\ \sigma_x &= \sigma_m - k \cos 2\nu \\ \tau_{xz} &= k \sin 2\nu \end{aligned} \right\}. \quad (2.21)$$

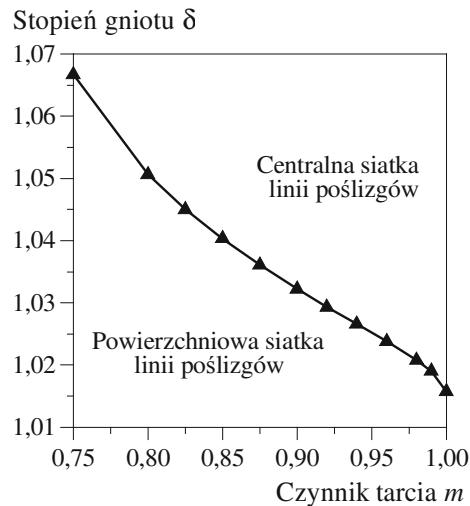
Średni nacisk powierzchniowy $p_n/2k$ równy jest naprężeniu normalnemu $\sigma_z/2k$ w obszarze przypowierzchniowym.

Jak uprzednio wspomniano w procesach obciskania obrotowego, przy małych stopniach gniotu odkształcenie ma charakter powierzchniowy. Dlatego też w analizie teoretycznej tego procesu należy rozważyć możliwość wystąpienia innego schematu siatki linii poślizgów (rys. 2.28), umownie nazwanego siatką powierzchniową. W siatce tej linie poślizgów wychodzą na swobodną, boczną powierzchnię kształtowanej odkuwki pod kątem $\pm 45^\circ$. W celu uproszczenia zadania łuk powierzchni swobodnej AE zastąpiono linią prostą przechodzącą przez punkty A i E. W wyniku takiego założenia otrzymano dwa trójkątne obszary ABC i ADE, w których występują równomierne stany naprężenia z prostoliniowymi siatkami charakterystyk. Z geometrii rozważanej siatki linii poślizgów wynika jednoznacznie wartość parametru kąтового ψ . Następnie wykorzystując warunek, że naprężenie normalne do powierzchni swobodnej AE równe jest 0 wyznacza się składowe stanu naprężenia w poszczególnych punktach siatki. Podobnie jak dla przypadku centralnego pola linii poślizgów, średni nacisk powierzchniowy $p_n/2k$ równy jest naprężeniu $\sigma_z/2k$ w trójkącie ABC.

Dla konkretnego procesu obciskania obrotowego (przy określonym δ i m) wystąpi taki schemat siatki linii poślizgów, dla którego realizacji potrzebny będzie mniejszy nacisk powierzchniowy $p_n/2k$. Na rys. 2.29 przedstawiono krzywą rozgraniczającą wystąpienie poszczególnych schematów siatek. Ze względów



Rys. 2.28. Przykłady siatek powierzchniowych linii poślizgów, wyznaczone dla procesów obciskania obrotowego



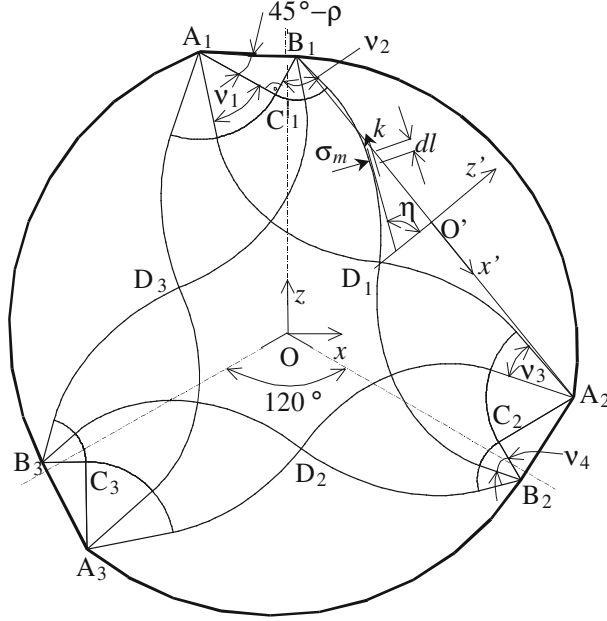
Rys. 2.29. Rozgraniczenie siatek linii poślizgów, występujących w procesach obciskania obrotowego

praktycznych wykres zawężono do dużych wartości czynnika tarcia m , zapewniających ciągłość ruchu obrotowego kształtowanej odkuwki.

Wyznaczając siatkę linii poślizgów dla procesu obrotowego obciskania trzema walcami – podobnie jak w metodzie dwunarzędziowej – zakłada się równomierny rozkład nacisku $p/2k$ na powierzchni kontaktu oraz nie uwzględnia się ruchu obrotowego wyrobu. Przy tak poczynionych założeniach w obszarach przypowierzchniowych $A_iB_iC_i$ (gdzie $i = 1, 2, 3$)

występuje równomierny stan naprężenia z prostoliniową siatką charakterystyk (rys. 2.30). Kształt trójkątnego wycinka $A_iB_iC_i$ determinowany jest wielkością kąta tarcia ρ , wyznaczanego z zależności (2.30). Z narożnych punktów A_iB_i , w których występują nieciągłości obciążenia, wychodzą wachlarze siatek biegunowych. Wartości kątów ν_1, ν_2, ν_3 i ν_4 dobierane są w taki sposób, by charakterystyki brzegowe zbiegały się w punktach D_i . Przy czym wartości naprężenia średniego $\sigma_m/2k$ i parametru kąтового ν obliczone przykładowo w punkcie D_1 na podstawie charakterystyk $A_1B_1D_1$ i $A_2B_2D_1$ muszą być jednakowe. Oznacza to równość składowych stanu naprężenia w tym punkcie, wyznaczonych przy wykorzystaniu charakterystyk $A_1B_1D_1$ lub $A_2B_2D_1$.

Poszukiwanie położenia punktu D_1 rozpoczyna się od określenia siatek linii poślizgów wychodzących z powierzchni kontaktu A_1B_1 (rys. 2.31a) i A_2B_2 (rys. 2.31b). Siatki te wykreślane są w ten sposób by pokrywały obszar przekroju poprzecznego odkuwki, w którym zawarty będzie poszukiwany punkt D_1 . Następnie wykonywany jest szereg sekwencji obliczeniowych, podczas których zmieniane jest położenie punktu D_1 . Dla każdego z przyjętych położen obliczane są wartości naprężenia średniego $\sigma'_{mD_1}/2k$ i $\sigma''_{mD_1}/2k$ oraz parametru kąowego ν'_{D_1} i ν''_{D_1} , odpowiednio przy wykorzystaniu danych pochodzących z obu siatek. Do obliczenia tych wartości zastosowano następujące zależności, opracowane na podstawie metody odwrotnych odległości [40]:



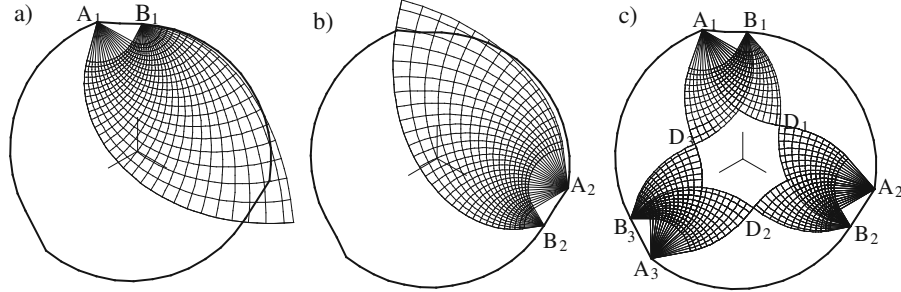
Rys. 2.30. Schemat ilustrujący sposób wyznaczania siatki linii poślizgów dla procesu obciskania obrotowego trzema walcami

$$\left. \begin{aligned} v'_{D1} &= \frac{\sum_{n=1}^4 \frac{v'_n}{l_n'^2}}{\sum_{n=1}^4 \frac{1}{l_n'^2}} & v''_{D1} &= \frac{\sum_{n=1}^4 \frac{v''_n}{l_n''^2}}{\sum_{n=1}^4 \frac{1}{l_n''^2}} \\ \sigma'_{m'D1}/2k &= \frac{\sum_{n=1}^4 \frac{\sigma'_{m'n}/2k}{l_n'^2}}{\sum_{n=1}^4 \frac{1}{l_n'^2}} & \sigma''_{m'D1}/2k &= \frac{\sum_{n=1}^4 \frac{\sigma''_{m'n}/2k}{l_n''^2}}{\sum_{n=1}^4 \frac{1}{l_n''^2}} \end{aligned} \right\} \quad (2.22)$$

Danymi wejściowymi do obliczeń wymienionych powyżej parametrów były wartości $\sigma'_m/2k$ i v , wyznaczone w punktach węzłowych oczek siatek otaczających punkt D (rys. 2.32). Następnie stosując zależność

$$\Delta p = \left| \sigma'_{m'D1}/2k - \sigma''_{m'D1}/2k \right| + |v'_{D1} - v''_{D1}|, \quad (2.23)$$

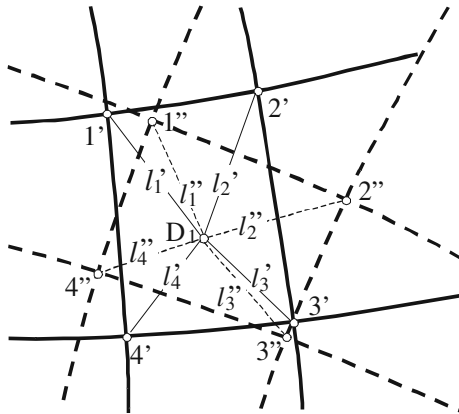
określano wartość błędu pomiędzy parametrami obliczonymi na podstawie obu wyznaczonych siatek linii poślizgów (rys. 2.31a-b). Ostatecznie przyjmowano to położenie punktu D_1 , dla którego wartość błędu była najmniejsza. Po wyznaczeniu punktu D_1 wykreślana jest finalna siatka linii poślizgów dla analizowanego przypadku kształtowania (rys. 2.31c).



Rys. 2.31. Schemat ilustrujący sposób wyznaczania położenia punktu D_1

Znajomość siatki charakterystyk oznacza znajomość wartości parametru kątownego ν w poszczególnych punktach węzłowych. Następnie w sposób numeryczny wyznaczana jest wartość naprężenia średniego σ_{mC} w przypowierzchniowym wycinku siatki $A_1B_1C_1$. W tym celu wykorzystuje się warunek równowagi sił działających w kierunku z' na obszar sztywny charakterystyki brzegowej $B_1D_1A_2$ (rys. 2.30)

$$\sum F_{iz'} = \int_{B_1}^{A_2} \sigma_m \sin \eta \, dl + \int_{B_1}^{A_2} k \cos \eta \, dl = 0. \quad (2.24)$$

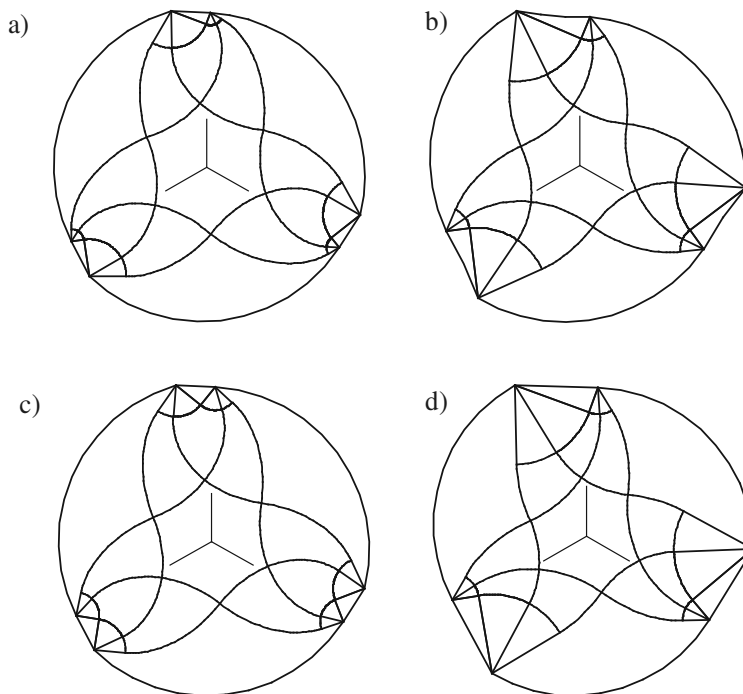


Rys. 2.32. Punkty uwzględniane przy obliczaniu wartości σ_m i ν w punkcie D_1

Znajomość naprężenia średniego σ_m w obszarze $A_1B_1C_1$ pozwala na wyznaczenie jego wartości w pozostałych punktach węzłowych oraz na obliczenie w nich naprężeń σ_x , σ_z , τ_{xz} , wykorzystując podstawienie Levy'ego. Wartość nacisku na powierzchni kontaktu równa jest składowej naprężenia σ_z w obszarze przypowierzchniowym $A_1B_1C_1$ (rys. 2.30).

Na rys. 2.33 przedstawiono siatki linii poślizgów wyznaczone dla kilku wariantów obrotowego

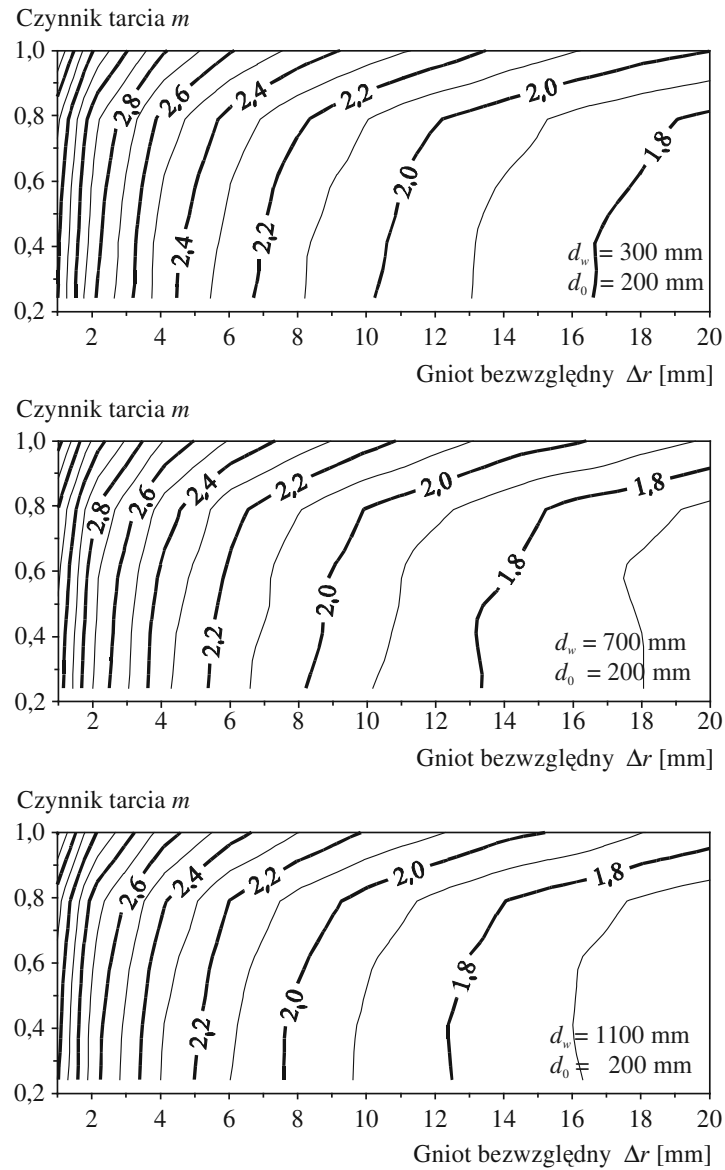
obiciskania trzema walcami. Ilustrują one wpływ podstawowych parametrów procesu, tj. czynnika tarcia m , gniotu bezwzględnego Δr , promienia walca r_w na kształt siatek linii poślizgów.



Rys. 2.33. Przykładowe siatki linii poślizgów wyznaczone dla procesu obrotowego obciskania trzema walcami przy: a) $r_w = 200$ mm, $r_0 = 100$ mm, $m = 0,8$, $\Delta r =$ mm; b) $r_w = 200$ mm, $r_0 = 100$ mm, $m = 0,8$, $\Delta r = 10$ mm; c) $r_w = 200$ mm, $r_0 = 100$ mm, $m = 0,3$, $\Delta r = 3$ mm; d) $r_w = 600$ mm, $r_0 = 100$ mm, $m = 0,8$, $\Delta r = 10$ mm

Opracowana metoda obliczeniowa pozwala na wyznaczenie nacisku powierzchniowego $p_n/2k$, dla obciskania obrotowego trzema walcami, uśrednionego na szerokości powierzchni styku. Na rys. 2.34 przedstawiono wpływ podstawowych parametrów procesu na wartość $p_n/2k$. Z prezentowanych wykresów wynika, że wraz ze zwiększaniem wartości czynnika tarcia m oraz zmniejszaniem wartości gniotu bezwzględnego Δr i średnicy walca d_w zwiększa się wartość nacisku powierzchniowego. Należy jednakże zauważyć, że wartości nacisku obliczone dla bardzo małych gniotów mogą być przeszacowane. Jest to konsekwencją przyjętego mechanizmu odkształcenia, zgodnie z którym pola odkształceń powstające w wyniku oddziaływania różnych walców łączą się. Tymczasem, dla bardzo małych gniotów bardziej prawdopodobne jest wystąpienie odkształceń powierzchniowych, praktycznie nie odbiegających od tych jakie występują

podczas obciskania obrotowego dwoma walcami. W takich przypadkach można wykorzystać rozwiązanie opracowane dla metody dwunarzędziowej, podane na rys. 2.28.

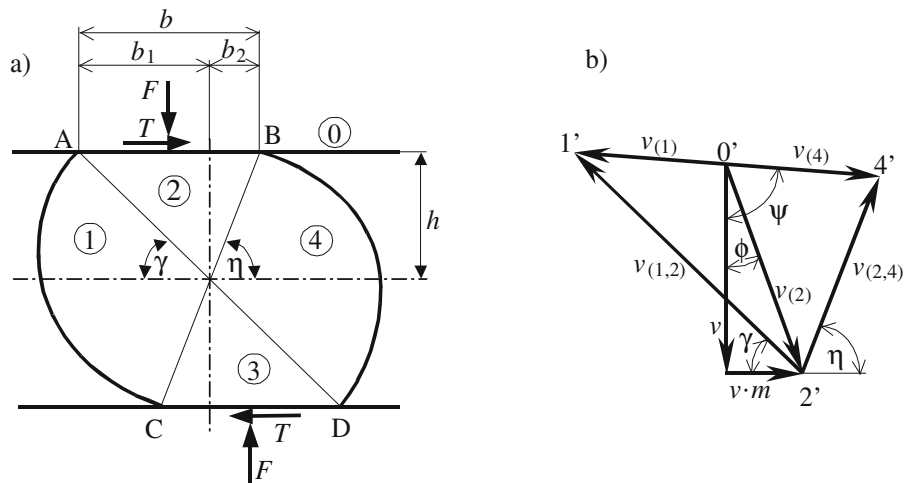


Rys. 2.34. Zależność nacisku powierzchniowego $p_n/2k$ od podstawowych parametrów procesu obciskania obrotowego trzema walcami: gniotu bezwzględnego Δr , czynnika tarcia m oraz średnic walcu d_w i wsadu d_0

2.3.3. Metoda górnej oceny

Metoda górnej oceny jest metodą przybliżoną pozwalającą na oszacowanie obciążeń uplastyczniających potrzebnych do realizacji procesów obróbki plastycznej. Pomimo wprowadzania licznych uproszczeń, otrzymane wyniki w wielu przypadkach potwierdzone są przez rezultaty prowadzonych eksperymentów. Prostota analizy oraz stosunkowo niska pracochłonność czyni tę metodę bardzo przydatną w analizie procesu obciskania obrotowego. Analizę taką przy założeniu jednorodnego pola prędkości, przeprowadzili niezależnie od siebie Klušin i in. [92] oraz Hayama [66]. Natomiast pierwsze rozwiązanie, w którym przyjęto niejednorodne pole prędkości zostało opracowane przez Na i Cho [33], przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia. Ci sami autorzy, wspólnie z Kimem w roku 1993 opublikowali opracowanie [135], w którym przedstawili kinematycznie dopuszczalne, przestrzenne pole prędkości dla procesu obciskania obrotowego. Poniżej podaje się rozwiązania: dla kształtowania dwoma narzędziami – bazujące na mechanizmie odkształcenia podanym przez Hayamę [66] oraz własne [143] – odnoszące się do przypadku obciskania trzema walcami.

Kinematycznie dopuszczalny mechanizm odkształcenia, gdy przenika ono do osi kształtowanego wyrobu, podczas obrotowego obciskania dwoma narzędziami przedstawiono na rys. 2.35a. Założono, że występuje mechanizm plastycznego płynięcia w postaci przesuwających się wzajemnie po sobie sztywnych bloków, powstałych z podziału obszaru przekroju na podobszary. Geometria tych podobszarów jest jednoznacznie określona przez parametry kątowe podziału γ i η (rys. 2.35). Przyjęty mechanizm odkształcenia polega na, wymuszono-



Rys. 2.35. Przypadek obciskania obrotowego, gdy odkształcenie przenika do osi wyrobu kształtowanego: a) mechanizm plastycznego płynięcia, b) hodograf prędkości

nym działaniem sił zewnętrznych, przemieszczaniu się podobszaru „2”, z prędkością $v_{(2)}$, nachyloną do pionowej osi symetrii pod kątem ϕ . Wartość kąta ϕ determinowana jest wzajemnym stosunkiem sił nacisku F oraz tarcia T . Podobszar „2” wymusza ruch podobszarów „1” i „4” wzdłuż prostej, nachylonej do osi symetrii pod kątem ψ . Wartość kąta ψ wyznacza się z warunku zwartości ośrodka, zgodnie z którym składowe prędkości przemieszczeń, normalne do powierzchni nieciągłości, powinny być sobie równe. Warunek ten dla analizowanego przypadku kształtowania można zapisać w postaci:

$$\operatorname{tg}\psi = \frac{\operatorname{tg}\eta - \operatorname{tg}\gamma \cdot (2\operatorname{tg}\eta \cdot \operatorname{tg}\phi + 1)}{\operatorname{tg}\phi \cdot (\operatorname{tg}\eta - \operatorname{tg}\gamma) + 2}. \quad (2.25)$$

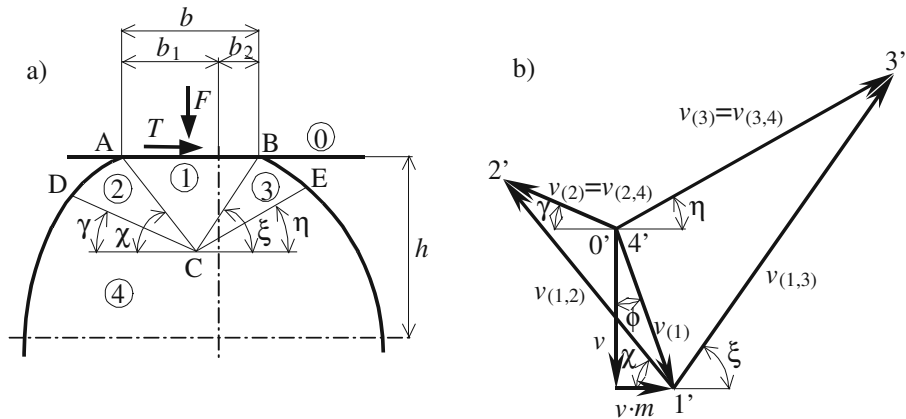
Plan prędkości dla tak przyjętej kinematyki odkształcenia przedstawiono na rys. 2.35b.

Z bilansu mocy włożonej i dysypowanej wyznacza się zależność do obliczania średniego nacisku powierzchniowego w postaci bezwymiarowej:

$$\frac{p_n}{2k} = \frac{1}{2bv} \cdot (l_{(1,2)} \cdot v_{(1,2)} + l_{(2,4)} \cdot v_{(2,4)} + m \cdot b). \quad (2.26)$$

Długości powierzchni poślizgu $l_{(1,2)}$ i $l_{(2,4)}$ wynikają z wymiarów geometrycznych b_1 , b_2 i h , zaś prędkości poślizgu $v_{(1,2)}$ i $v_{(2,4)}$ wyznacza się z hodografu prędkości podanego na rys. 2.35b.

W przypadku zastosowania małych stopni gniotu, odkształcenie obserwowane w procesach obrotowego obciskania, ma charakter powierzchniowy. Kinematycznie dopuszczalny mechanizm odkształcenia dla tego przypadku kształtowania przedstawiono na rys. 2.36a, zaś odpowiadający mu hodograf prędkości na rys. 2.36b.



Rys. 2.36. Przypadek obciskania obrotowego, gdy odkształcenie ma charakter powierzchniowy:
a) mechanizm plastycznego płynięcia, b) hodograf prędkości

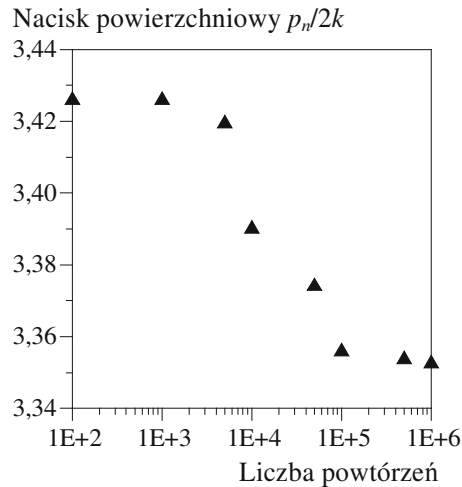
Działanie przyjętego mechanizmu odkształcenia polega na przemieszczaniu się podobszaru „1”, który wymusza ruch podobszarów „2” i „3”, względem nieruchomej strefy „4”. Geometria wyszczególnionych podobszarów wynika z wymiarów szerokości powierzchni kontaktu b_1 i b_2 oraz parametrów kątowych podziału γ , η , ξ i ν , określających również jednoznacznie hodograf prędkości. Wartość średniego nacisku powierzchniowego, dla tego przypadku obrotowego obciskania, oblicza się z zależności:

$$\frac{p_n}{2k} = \frac{1}{2bv} \cdot (l_{(1,2)} \cdot v_{(1,2)} + l_{(1,3)} \cdot v_{(1,3)} + l_{(2,4)} \cdot v_{(2,4)} + l_{(3,4)} \cdot v_{(3,4)} + m \cdot b). \quad (2.27)$$

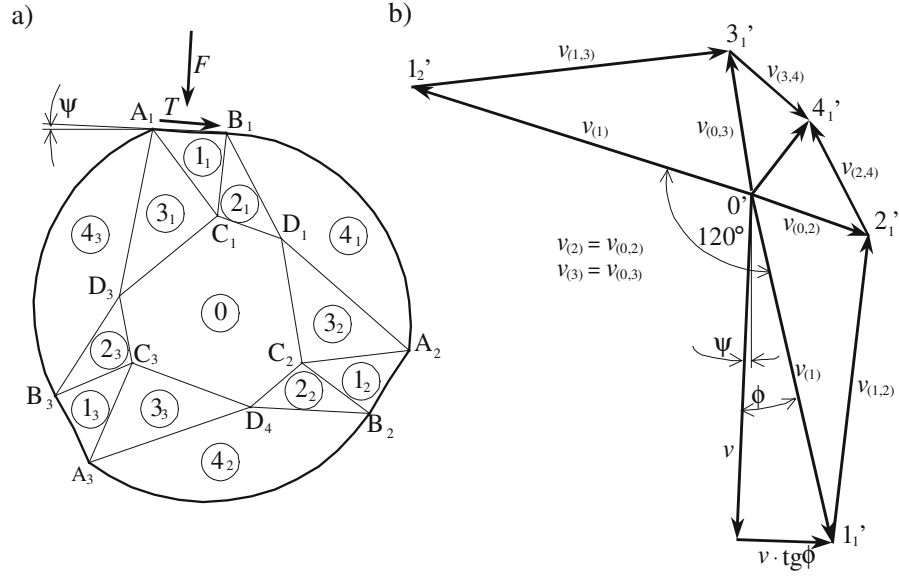
Aby wyznaczyć nacisk powierzchniowy w procesie obrotowego obciskania należy przeprowadzić szereg obliczeń symulacyjnych, w trakcie których zmieniane są parametry kątowe opisujące mechanizm odkształcenia. Dla ostatecznego określenia wartości $p_n/2k$ przyjmowane są takie parametry, przy których siła nacisku osiąga wartość minimalną.

Do poszukiwania parametrów kątowych zapewniających osiągnięcie przez $p_n/2k$ wartości minimalnej, wykorzystano metodę optymalizacji Monte Carlo, zaliczaną do grupy metod stochastycznych. W metodzie tej poszukiwane parametry wybiera się na podstawie losowania. Po każdym losowaniu zapamiętywana jest najmniejsza wartość funkcji celu ($p_n/2k$) oraz odpowiadające jej wartości zmiennych decyzyjnych (parametrów kątowych). W ten sposób przy większej liczbie losowań znajduje się minimum funkcji. W celu określenia optymalnej liczby losowań, zapewniającej osiągnięcie zbliżonej do minimum wartości funkcji celu (przy możliwym do zaakceptowania czasie obliczeń) prześledzono wpływ ilości losowań na wartość $p_n/2k$. Rezultaty testu przedstawiono na rys. 2.37. Wynika z nich, że zwiększenie liczby losowań o 10.000 razy (od 100 do 1.000.000), zmniejsza poszukiwaną minimalną wartość $p_n/2k$ o 2,1%.

Analizę procesu obrotowego obciskania trzema walcami wykonuje się, przy założeniu kinematycznie dopuszczalnego mechanizmu odkształcenia w postaci przesuwających się wzajemnie po sobie sztywnych bloków. Bloki te powstają w wyniku podziału kształtowanego wyrobu na podobszary zgodnie



Rys. 2.37. Wpływ ilości losowań na obliczaną wartość nacisku powierzchniowego w procesie obciskania obrotowego przy: $\delta = 1,02$ i $m = 1,0$



Rys. 2.38. Przypadek obciskania obrotowego trzema walcami: a) mechanizm odkształcenia, b) hodograf prędkości

z rys. 2.38a. Działanie przyjętego mechanizmu odkształcenia polega na wymuszonym oddziaływaniem walców przemieszczaniem się podobszarów „1” z prędkościami v_1 . Podobszary te wymuszają ruch podobszarów „2” i „3”, które ślizgając się po nieruchomym rdzeniu „0” wymuszają ruch podobszarów „4”, leżących na obrzeżach przekroju poprzecznego kształtowanego wyrobu. Na rys. 2.38b przedstawiono hodograf prędkości odpowiadający założonemu mechanizmowi płynięcia. W rozwiązaniu przyjęto, że kąt płynięcia materiału ϕ w strefach „1” określony siłami tarcia T i nacisku F wynosi:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{T}{F}. \quad (2.28)$$

Pozostałe kąty niezbędne do określenia prędkości poszczególnych stref wynikają z przyjętego podziału obszaru przekroju poprzecznego na podobszary.

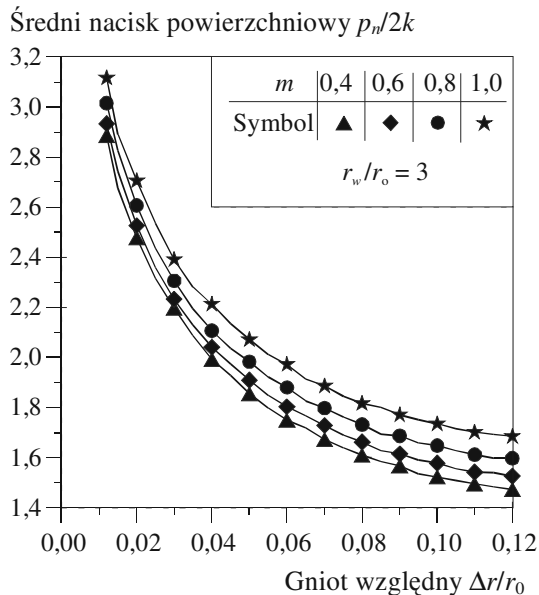
Zakładając jednostkową grubość kształtowanego wyrobu, z bilansu mocy włożonej i dysypowanej na powierzchniach nieciągłości i powierzchniach tarcia, obliczono zależność na średni nacisk jednostkowy w postaci bezwymiarowej:

$$\frac{p_n}{2k} = \frac{1}{2bv} (l_{(1,2)} v_{(1,2)} + l_{(1,3)} v_{(1,3)} + l_{(2,4)} v_{(2,4)} + l_{(3,4)} v_{(3,4)} + l_{(0,2)} v_{(0,2)} + l_{(0,3)} v_{(0,3)}) + \frac{m \operatorname{tg} \phi}{2}. \quad (2.29)$$

Określenie nacisku powierzchniowego wymaga wykonania szeregu sekwencji obliczeniowych, w trakcie których zmieniane są położenia punktów C i D (rys. 2.38) i minimalizowany jest nacisk powierzchniowy.

Na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono, że podstawowymi parametrami wpływającymi na wielkość nacisku powierzchniowego w procesie obciskania obrotowego trzema walcami są gniot Δr (przy stałym promieniu r_0) oraz czynnik tarcia m . Wpływ tych parametrów na wartość nacisku powierzchniowego w postaci bezwymiarowej podano na rys. 2.39. Z wykresu wynika, że wzrostowi czynnika tarcia

m oraz zmniejszaniu stosunku $\Delta r/r_0$ towarzyszy wzrost wartości $p_n/2k$. Należy również zauważyć, że naciski powierzchniowe obliczane proponowaną metodą przy bardzo małych wartościach $\Delta r/r_0$ mogą być znacznie zawyżone. Jest to konsekwencją przyjmowania dla tych przypadków rozważanego mechanizmu odkształcenia. Tymczasem w rzeczywistości dla bardzo małych gniotów bardziej prawdopodobne jest wystąpienie odkształceń powierzchniowych.



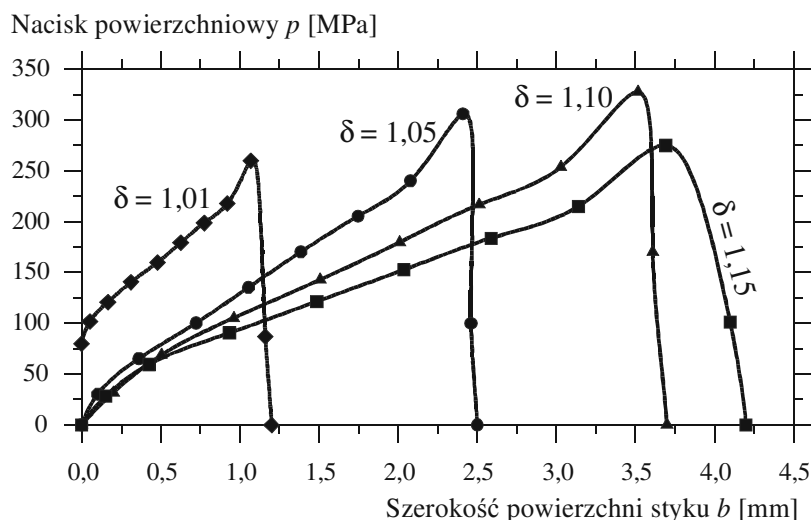
Rys. 2.39. Wpływ czynnika tarcia m oraz gniotu Δr na nacisk powierzchniowy $p_n/2k$ w procesie obciskania obrotowego trzema walcami – określony metodą górnej oceny

2.3.4. Metoda elementów skończonych

Zastosowanie MES w analizie procesów obróbki plastycznej metali stwarza wciąż nowe możliwości poznawcze, które można wykorzystać w analizie tak złożonych procesów jak obciskanie obrotowe. Stosując MES można wyznaczyć również rozkłady nacisków na powierzchni styku.

Analiza taka wykonana przez autora [142], przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia dotyczyła obciskania próbek o wymiarach $\varnothing 20 \times 50$ mm, wykonanych ze stali gatunku C45. Próbkę tę poddawano kształtowaniu przy temperaturze 1000°C , narzędziami poruszającymi się z prędkością $0,2$ m/s i nagrzanymi do temperatury 200°C . Obliczenia wykonano w programie FORM2D. W rezultacie przeprowadzonych obliczeń numerycznych wyznaczono rozkłady nacisku

powierzchniowego, które zestawiono na rys. 2.40. Prezentowane zestawienie dotyczy procesów kształtowania ze stopniami gniotu δ wynoszącymi: 1,01, 1,05, 1,10 i 1,15. Z danych zamieszczonych na rys. 2.40 wynika, że nacisk powierzchniowy rozkłada się w sposób nierównomierny wzdłuż szerokości powierzchni styku. Przy czym maksymalne wartości nacisku występują w pobliżu wchodzenia metalu w kontakt z narzędziami kształtującymi.

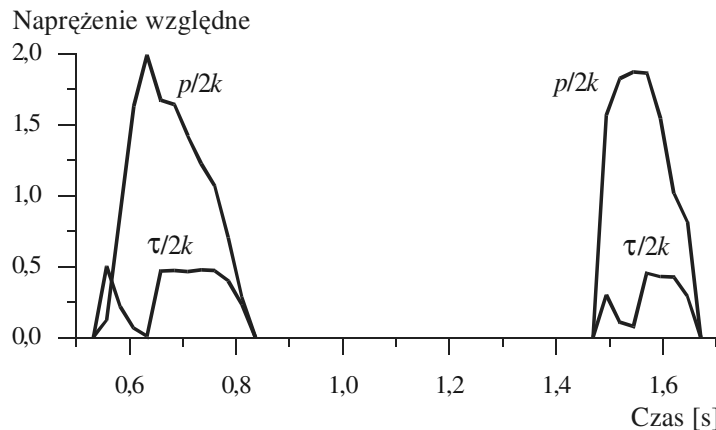


Rys. 2.40. Rozkłady nacisków na powierzchni styku metal – narzędzie, w procesach obciskania obrotowego, obliczone MES w warunkach płaskiego stanu odkształcenia

Rozkłady nacisków $p/2k$ oraz naprężeń stycznych $\tau/2k$, występujących na powierzchni styku materiału z narzędziami, obliczone zostały także przez autora w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia [179]. W analizie wykorzystano model procesu pokazany na rys. 2.17. Rozkłady wyznaczone dla dwóch kolejnych cykli odkształcenia przedstawiono na rys. 2.41. Charakterystyczną cechą uzyskanych przebiegów naprężeń jest fakt osiągnięcia przez naprężenia styczne lokalnych minimów w miejscach, w których z kolei naprężenia normalne przyjmują wartości maksymalne. Obliczone rozkłady naprężeń są w dobrej zgodności jakościowej z przebiegami wyznaczonymi metodą doświadczalną, przez Andreeva i in., które pokazano na rys. 2.23.

2.3.5. Porównanie metod obliczeniowych

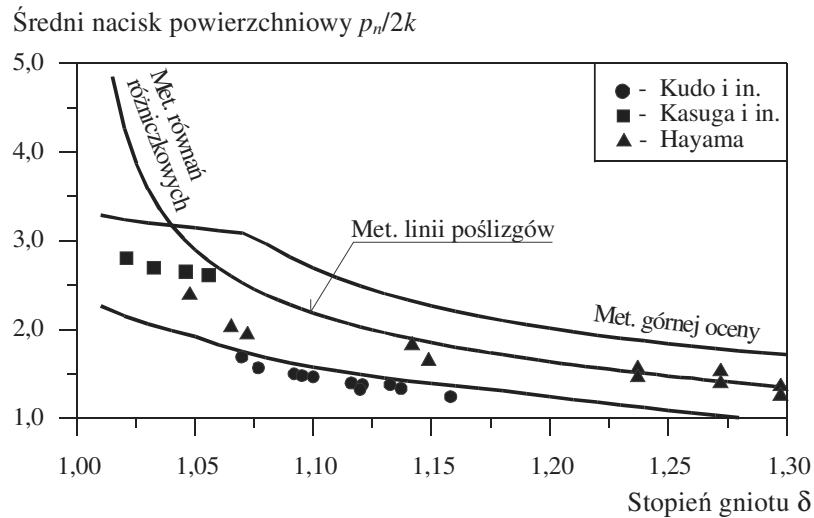
Na rys. 2.42 zestawiono wartości średnich nacisków jednostkowych (w postaci bezwymiarowej $p_n/2k$), wyznaczonych teoretycznie i zmierzonych w procesie obciskania obrotowego dwoma narzędziami płaskimi. W zestawieniu



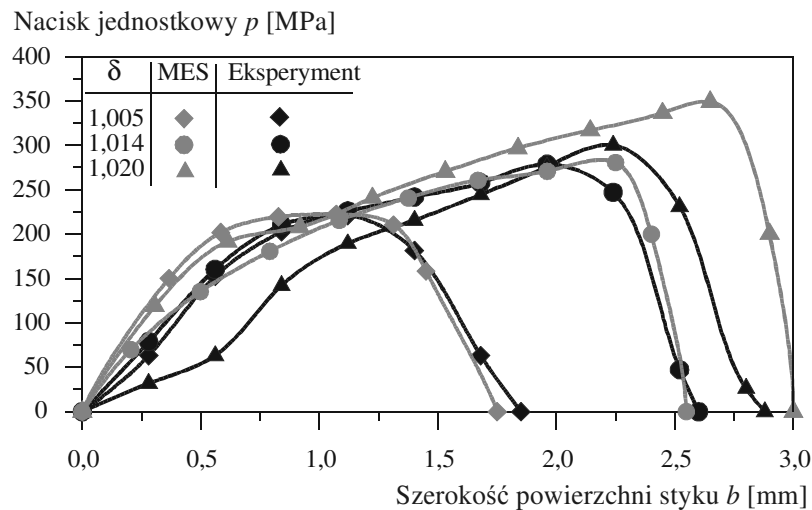
Rys. 2.41. Rozkłady napężenia normalnego $p/2k$ i stycznego $\tau/2k$, wyznaczone dla dwóch kolejnych cykli odkształcenia, w procesie obciskania obrotowego dwoma narzędziami przy: $d_0=24$ mm, $d=21$ mm, $m=1,0$

wykorzystano wyniki badań eksperymentalnych podanych przez Kudo i in. [100], dotyczących obrotowego obciskania na gorąco cylindrycznych próbek stalowych oraz wyniki eksperymentów – odnoszących się do obrotowego obciskania próbek wykonanych z ołowiu – prowadzonych przez Kasugę [84] i Hayamę [66]. Z porównania tych danych wynika, że najlepszą zbieżność pomiędzy naciskami prognozowanymi teoretycznie, a zmierzonymi doświadczalnie uzyskano stosując metodę linii poślizgów (dla próbek stalowych kształtowanych na gorąco) oraz metodę równań różniczkowych równowagi (w przypadku próbek z ołowiu). Natomiast stosowanie do obliczeń metody górnej oceny prowadziło do przeszacowania wartości $p_n/2k$. Jednocześnie należy zauważyć, że wykorzystanie metody równań różniczkowych równowagi do obliczania nacisku w procesach obrotowego obciskania przy małych gniotach prowadzi do dużych błędów. Wiąże się to z nieuwzględnieniem w tej metodzie możliwości wystąpienia odkształceń o charakterze powierzchniowym, co w rzeczywistości ma miejsce przy stosowaniu małych stopni gniotu.

Z kolei na rys. 2.43 zestawiono rozkłady nacisku powierzchniowego zmierzone przez Kasugę [85] oraz obliczone metodą elementów skończonych przez autora [142]. Prezentowane zestawienie dotyczy obciskania obrotowego na zimno próbek z aluminium, charakteryzowanego przez następujące parametry: współczynnik tarcia 0,3, stopień gniotu $1,05 \div 1,20$, temperaturę procesu 20°C oraz prędkość narzędzi 0,0055 m/s. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika bardzo dobra zgodność zarówno jakościowa, jak i ilościowa pomiędzy porównywanymi rozkładami. Świadczy to o zasadności stosowania MES w analizie tak złożonych procesów kształtowania, jak obciskanie obrotowe.



Rys. 2.42. Zestawienie średnich nacisków jednostkowych – w postaci bezwymiarowej – dla procesu obciskania obrotowego dwoma narzędziami, zmierzonych i obliczonych



Rys. 2.43. Zestawienie nacisków jednostkowych, obliczonych MES i zmierzonych przez Kasugę [85], w procesie obciskania obrotowego dwoma narzędziami

2.4. Siły w procesie obciskania obrotowego

Siłę działającą na narzędzie w procesie obciskania obrotowego rozkłada się na dwie składowe: styczną F_x (działającą w kierunku przemieszczania narzędzia

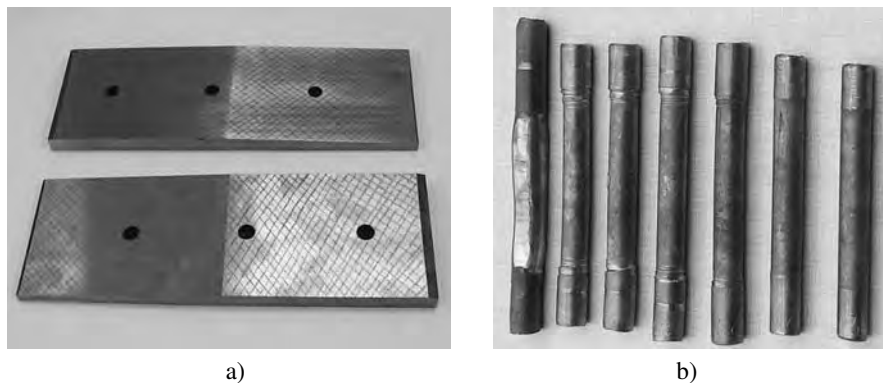
dzia) oraz promieniową F_z (prostopadłą do powierzchni roboczej narzędzia). Do oszacowania wartości tych sił można zastosować następujące, uproszczone zależności:

$$F_x = \tau_{sr} \cdot b \cdot l, \quad (2.30)$$

$$F_z = p_n \cdot b \cdot l, \quad (2.31)$$

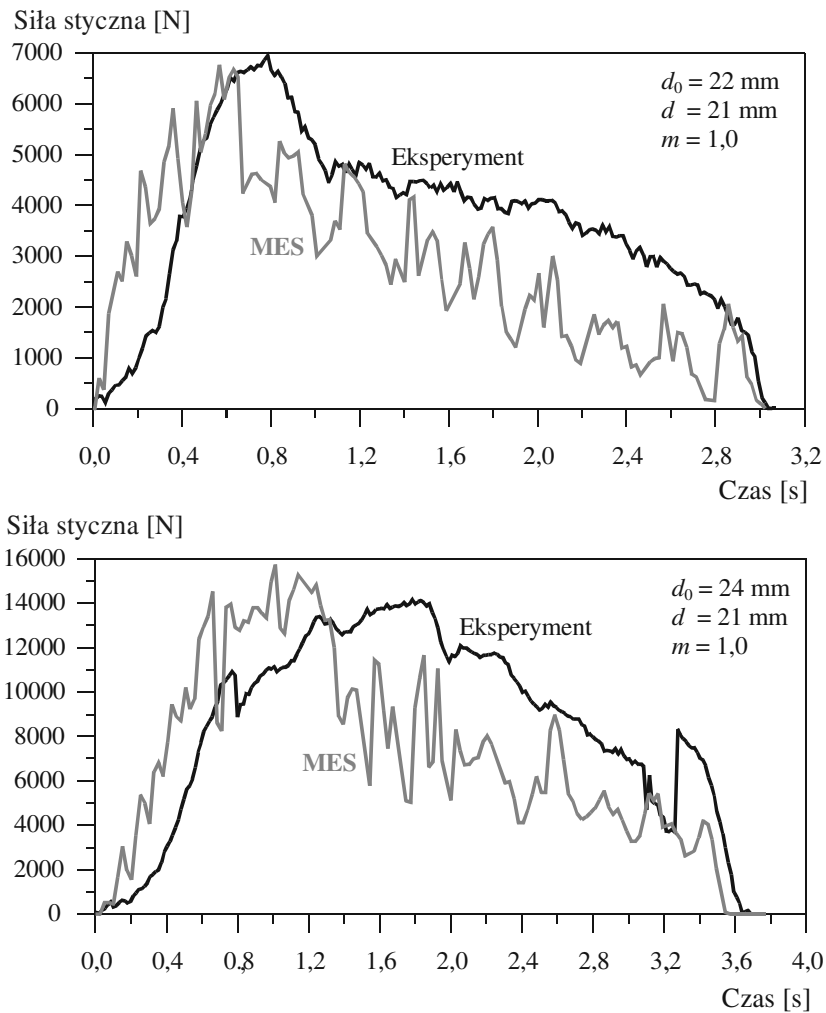
gdzie: τ_{sr} – średnie naprężenie styczne, p_n – średni nacisk jednostkowy, b – szerokość powierzchni styku, l – długość próbki poddanej obciskaniu.

Badania eksperymentalne procesów obciskania obrotowego szczękami płaskimi, zmierzające do określenia wartości sił wykonane zostały przez autora [181]. W trakcie prób laboratoryjnych, korzystając z walcarki płasko-klinowej LUW-1 (rys. 1.18), kształtowano próbki o średnicach $\varnothing 22$, $\varnothing 23$, $\varnothing 24$, $\varnothing 25$ oraz długości 180 mm. Próbki wykonane były z handlowo czystego ołowiu, którego krzywą umocnienia opisuje zależność (2.14). W badaniach doświadczalnych wykorzystano płaskie narzędzia, których powierzchnie robocze zostały celowo zryflowane w celu zwiększenia czynnika tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie (rys. 2.44a). Wszystkie próbki walcowano, w temperaturze pokojowej, na jednakową średnicę $\varnothing 21$ mm, co przy różnych średnicach wsadu gwarantowało realizację procesów obrotowego obciskania z różnymi stopniami gniotu δ . Odkształcone próbki pokazano na rys. 2.44b.



Rys. 2.44. Badania laboratoryjne procesu obciskania obrotowego: a) zastosowane narzędzia, b) próbki po procesie obciskania

Przyjmując parametry takie jak w wykonanych próbach doświadczalnych opracowano model geometryczny procesu obrotowego obciskania. Model ten, pokazany na rys. 2.17, wykorzystano do symulacji numerycznej (bazującej na MES) badanego procesu kształtowania.



Rys. 2.45. Porównanie obliczonych i zmierzonych sił stycznych w wybranych procesach obrotowego obciskania

Na rys. 2.45 zestawiono rozkłady siły stycznej (wciskającej narzędzie) wyznaczone dla dwóch przypadków obrotowego obciskania w sposób teoretyczny (metodą elementów skończonych) oraz doświadczalnie. Analiza danych zamieszczonych na rys. 2.45 wykazuje, że pomiędzy rozkładami siły stycznej obliczonymi i zmierzonymi występuje dobra zgodność jakościowa. Również wartości maksymalne tej siły, wyznaczone obydwiema metodami, pozostają w dobrej zgodności. Ponadto zauważa się, że zwiększenie stopnia gniotu δ z 1,047 do 1,143 skutkowało około dwukrotnym wzrostem wartości siły stycznej, będącym

w głównej mierze konsekwencją zwiększenia powierzchni styku materiał – narzędzie.

2.5. Ograniczenia procesu obciskania obrotowego

Stabilność procesu obciskania obrotowego może być naruszona głównie z powodu wystąpienia poślizgu niekontrolowanego (między materiałem kształtowanym, a narzędziami) lub pęknięć wewnętrznych w odkuwce. Poniżej omawia się szczegółowo podane ograniczenia.

2.5.1. Poślizg niekontrolowany

Dla określenia poślizgu występującego podczas obciskania obrotowego wprowadzono pojęcie współczynnika poślizgu i , definiowanego jako stosunek prędkości kątowej odkuwki ω_0 do prędkości kątowej ω_u wałka urojonego, którego warstwa zewnętrzna toczy się z prędkością liniową v równą prędkości narzędzia v_N :

$$i = \frac{\omega_0}{\omega_u}. \quad (2.32)$$

Na temat zależności współczynnika i od stopnia gniotu δ w procesie obciskania obrotowego można wnioskować na podstawie danych eksperymentalnych, uzyskanych przez Andreeva i in. [6], które podano w tabeli 2. 2.

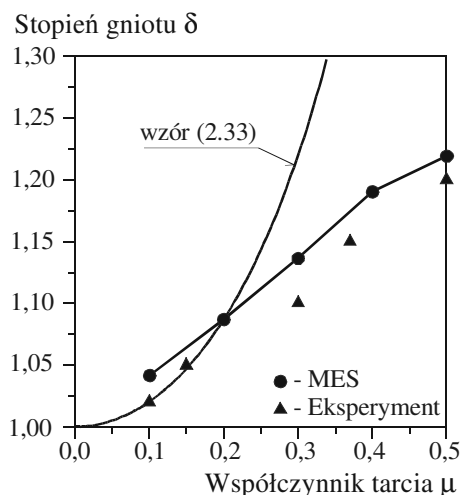
Tab. 2.2.

Zależność współczynnika poślizgu i od stopnia gniotu δ , wyznaczona w badaniach doświadczalnych przez Andreeva i in. [6]

δ	1,02	1,05	1,10	1,15	1,20	1,25
i	0,90	0,84	0,73	0,65	0,58	0,55

Wówczas, gdy stabilność obciskania ze względu na poślizg zostaje naruszona obserwuje się wzrost współczynnika i (przyjmuje się, że gdy $i \rightarrow \infty$ odkuwka zaprzestaje wykonywania ruchu obrotowego).

Warunek, stabilnego przebiegu procesu obciskania obrotowego, definiuje się w sposób następujący: suma momentów sił sprzyjających obrotowi odkuwki musi być mniejsza lub równa sumie momentów sił przeciwnych temu obrotowi. Wychodząc z przytoczonego warunku Lisočkin podał zależność na gniot maksymalny, osiągany w danych warunkach tarcia [115]:



Rys. 2.46. Zestawienie stopni gniotów δ , osiągniętych w danych warunkach tarcia, w procesie obciskania obrotowego segmentami płaskimi – przyjęto, że $\delta = d_0/(d_0 - 2\Delta r)$

$$\frac{\Delta r}{d_0} = \frac{\mu^2}{1 + \frac{d_0}{d_w}}, \quad (2.33)$$

gdzie: μ – współczynnika tarcia, a parametry pozostałe zostały podane zgodnie z rys. 2.2.

Na rys. 2.46 zestawiono wartości maksymalnych stopni gniotu δ , obliczone na podstawie wzoru (2.33) oraz zmierzone w próbach eksperymentalnych [92]. Podane zestawienie wykazuje znaczne rozbieżności, wynikające z różnic kształtu przekroju poprzecznego oraz rozkładu nacisku powierzchniowego, występującego w rzeczywistości i przyjętego przez Lisočkina.

Zastosowanie MES do analizy

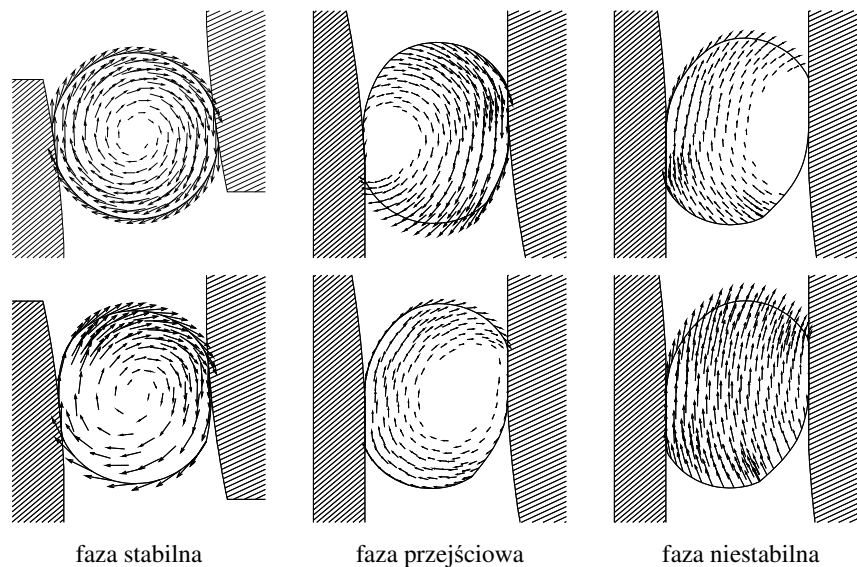
procesu obciskania obrotowego pozwoliło nie tylko na bardziej trafne określenie wartości granicznych stopni gniotu δ (rys. 2.46), ale również na prześledzenie samego zjawiska utraty stabilności. Zauważono, że pomiędzy fazami stabilnego i niestabilnego kształtowania, ma miejsce faza przejściowa, która charakteryzuje się występowaniem zmian w położeniu chwilowego środka obrotu – przemieszczającego się od jednego segmentu narzędziowego do drugiego. Przykład procesu obciskania obrotowego, w którym stabilność kształtowania zostaje naruszona przez poślizg pokazano na rys. 2.47.

2.5.2. Pęknięcia wewnętrzne

Jednym z częściej występujących ograniczeń stabilności procesu obciskania obrotowego są pęknięcia wewnętrzne, nazywane również efektem Mannesmanna. Forma pęknięć jest zależna od zastosowanego schematu obciskania. I tak, podczas kształtowania dwoma narzędziami powstają pęknięcia w kształcie wzdłużnych, osiowych szczelin (rys. 2.48a). Natomiast wówczas, gdy obciskanie realizowane jest trzema walcami pęknięcia przybierają kształt pierścieni (rys. 2.48b).

W jednej z pierwszych prac [209], poświęconych wadom wyrobów kształtowanych obciskaniem obrotowym, Smirnov upatrywał przyczyn powstawania pęknięć wewnętrznych w oddziaływaniu naprężeń stycznych i naprężeń rozciągających. Związek pomiędzy kształtowaniem pęknięć, a naprężeniami stycznymi

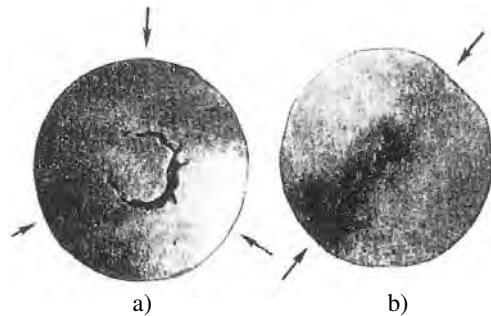
występującymi w procesie dziurowania tulei został określony już w roku 1957 przez Mise i in. [133]. Z kolei badania wykonane przez Teterina i Luzina [233] wykazały wpływ naprężeń osiowych i promieniowych na mechanizm pęknięcia oraz fakt, iż powstawaniu tych pęknięć sprzyja występowanie strefy intensywnych odkształceń plastycznych w strefie osiowej odkuwki. Celikov i in. [29], na podstawie analizy teoretycznej popartej wynikami badań doświadczalnych stwierdzili, że wraz ze wzrostem liczby obrotów wykonywanych przez obciskaną obrotowo odkuwkę zmniejsza się zdolność metalu do odkształceń plastycznych. Prowadzi to w konsekwencji do utworzenia pęknięcia w chwili, gdy występujące w odkuwce naprężenia rozciągające osiągną granicę plastyczności materiału odkształcanego.



Rys. 2.47. Przebieg procesu walcowania poprzecznego próbki ołowianej przy $\delta = 1,16$, $\mu = 0,3$

W 1965 roku Smirnov i Luniev [210] dokonali analizy stanu naprężenia i stwierdzili, że ściskanie materiału w strefie osiowej jest przyczyną powstawania tamże wtórnych naprężeń rozciągających, które doprowadzają do pęknięć osiowych. Wyjaśnienie takie poparły wyniki prac Danno i Awano [37] oraz Kusunokiego i in. [104].

W roku 1979 Thompson i Hawkyard, w przeglądzie prac naukowo badawczych [238] poświęconych zjawisku tworzenia się pęknięć w procesach obciskania obrotowego wnioskowali, by za przyczynę powstawania tych wad uznać niskocyklowe zmęczenie materiału. W większości przypadków kształtowania warstwy materiału (w strefie centralnej odkuwki) w kierunku normalnym do powierzchni narzędzi podlegają ścisaniu, natomiast w kierunku prostopadłym do



Rys. 2.48. Pęknięcia osiowe występujące w odkuwkach obciskanych obrotowo za pomocą: a) trzech walców, b) dwóch narzędzi [29]

kierunku normalnego – rozciąganiu. Po wykonaniu $\frac{1}{4}$ obrotu warstwy rozciągane podlegają ścisnieniu, a ścisniane rozciąganiu. Występowanie w strefie osiowej takiego stanu naprężenia, potwierdzone m. in. wynikami badań doświadczalnych [263], może doprowadzić do powstawania pęknięć zmęczeniowych. Trwałość zmęczeniową, w przypadku zmęczenia niskocyklowego, w ujęciu odkształceniowym opisuje równanie

Mansona – Coffina [101]. Korzystając z tego równania autor i Weroński w pracy [187] zaproponowali zależność na graniczną liczbę obrotów odkuwki n_{gr} doprowadzającą do powstawania pęknięcia zmęczeniowego w strefie osiowej:

$$n_{gr} = c' \sqrt{\frac{2\varepsilon'_f}{\ln \delta}} - 1, \quad (2.34)$$

gdzie ε'_f jest współczynnikiem, a c' wykładnikiem cyklicznego odkształcenia plastycznego. Wartości parametrów ε'_f i c' , wyznaczone metodami doświadczalnymi, podane są w literaturze specjalistycznej (np. [101, 260]).

Badania doświadczalne zmierzające do określenia ilości cykli obciążenia, doprowadzających do powstania pęknięcia osiowego w wyrobie obciskany dwoma narzędziami płaskimi, zostały wykonane przez Andreeva i in. [6]. Podczas badań walcowano próbki o średnicy $\varnothing 20$ mm, przy temperaturach $900^\circ\text{C} \div 1200^\circ\text{C}$, stosując stopnie gniotu w zakresie $1,05 \div 1,20$. Na podstawie wykonanych badań wyznaczono ilość cykli obciążeń N (na jeden obrót odkuwki przypadają dwa cykle) wywołujących pękanie w danych warunkach kształtowania, określonych przez temperaturę T oraz stopień gniotu δ . Otrzymaną przez Andreeva zależność między N a T i δ pokazano na rys. 2.49. Przy czym, obszary leżące na prawo od wyznaczonych krzywych granicznych dotyczą procesów obciskania, w których powstają pęknięcia wewnętrzne. Na podstawie danych zamieszczonych na rys. 2.49 można stwierdzić, że powstawaniu pęknięć wewnętrznych podczas obciskania obrotowego sprzyja zwiększanie stopnia gniotu δ oraz zmniejszanie temperatury metalu.

Moment powstawania pęknięć wewnątrz odkuwek kształtowanych metodą obciskania obrotowego można przewidywać stosując MES oraz kryteria pękania. Spośród licznych kryteriów [105, 136, 230] stosowanych w analizie objętościo-

wych procesów obróbki plastycznej na szczególną uwagę zasługuje kryterium energetyczne opracowane przez Cockrofta i Lathama [35], zdefiniowane jako:

$$\int_0^{\varepsilon_p^*} \sigma_1 d\varepsilon = C, \quad (2.35)$$

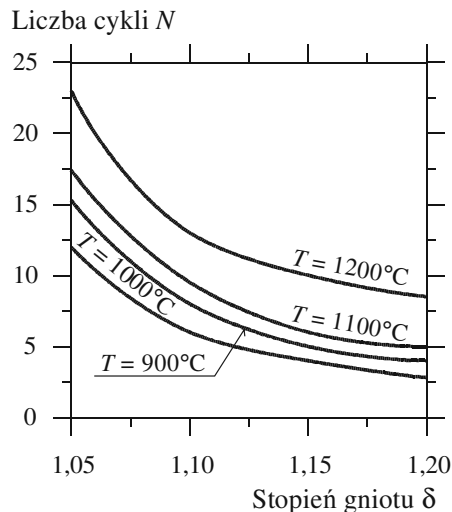
gdzie: ε_p^* – graniczne odkształcenie pękania, C – stała materiałowa, σ_1 – największe naprężenie rozciągające. Według tego kryterium do pękania materiału dochodzi wówczas, gdy praca wykonana przez największe naprężenie rozciągające osiąga wartość krytyczną C , stałą dla danego materiału. Przytoczone

kryterium pękania było dotychczas z powodzeniem stosowane w różnych procesach obróbki plastycznej, realizowanych zarówno na zimno jak i na gorąco.

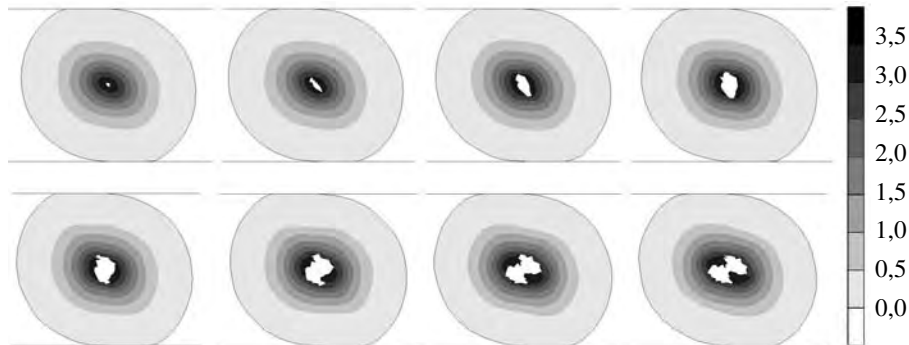
Dla wyznaczenia stałej materiałowej C , w przypadku kształtowania odkuwek ze stali 45, przy temperaturze 1000°C, autor zasymulował procesy obciskania wykonane przez Andreeva i in. [6]. Analizując wartości osiągane przez całkę (2.35) stwierdzono, że pękanie następować będzie wówczas, gdy stała C osiągnie wartość 3,32. Korzystając z powyższej informacji wykonano następnie symulacje procesów obciskania obrotowego, realizowanych za pomocą dwóch segmentów płaskich oraz trzech walców. Obliczenia prowadzono zakładając, że kształtowanie przebiegać będzie przy $\delta = 1,1$ oraz $T = 1000^\circ\text{C}$.

Na rys. 2.50 pokazano, uzyskany w wyniku obliczeń, przebieg kształtowania pęknięcia osiowego w procesie obciskania obrotowego szczękami płaskimi. Z rysunku tego wynika, iż pęknięcie inicjowane dokładnie w osi próbki początkowo postępuje w kierunku zbliżonym do działania maksymalnych naprężeń stycznych. Następnie rozszerza się ono osiągając kształt zbliżony do owalnego i ostatecznie (w wyniku intensywnego płynięcia metalu w kierunku stycznym) ulega skręceniu osiągając kształt zbliżony do litery S. Należy zauważyć, że pęknięcia osiowe o kształcie zbliżonym (wyznaczone doświadczalnie) zamieszczono w opracowaniu Andreeva i in. [6].

W przypadku obciskania obrotowego trzema walcami, realizowanego w warunkach określonych przez $\delta = 1,1$ i $T = 1000^\circ\text{C}$, nie stwierdzono pękania materiału. Na uwagę zasługuje jednakże, prezentowany na rys. 2.51, rozkład zniszc-

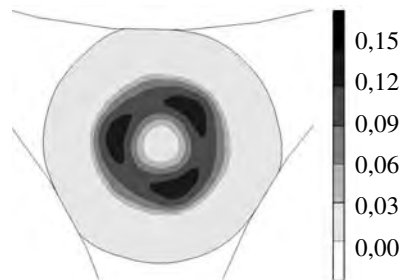


Rys. 2.49. Liczba cykli obciążenia doprowadzająca do pęknięć wewnętrznych metalu, podczas obciskania obrotowego próbek ze stali C45



Rys. 2.50. Propagacja pęknięcia osiowego w procesie obciskania obrotowego narzędziami płaskimi, obliczona MES przy założeniu kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama, w próbce ze stali C45 kształtowanej przy temperaturze 1000°C – w skali szarości pokazano rozkłady kryterium zniszczenia, określonego całką (2.35)

czenia metalu obliczany wg kryterium Cockrofta-Lathama. Wskazuje on bowiem na charakterystyczny kształt pierścieniowy, potwierdzający, iż w tym przypadku obciskania ewentualne pęknięcie nie występuje w osi próbki lecz w pewnej odległości od jej środka. Tym samym wyniki obliczeń numerycznych, jednoznacznie potwierdziły spostrzeżenia praktyczne, prezentowane przez autorów opracowań [6, 29, 163].



Rys. 2.51. Rozkład zniszczenia metalu, obliczony MES przy założeniu kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama, w próbce ze stali C45 obciskanej obrotowo trzema walcami przy temperaturze 1000°C i $\delta = 1,1$

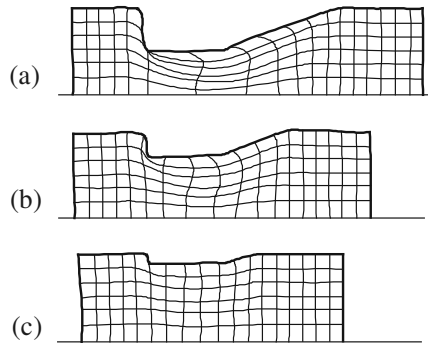
3. Charakterystyka stanu odkształcenia i naprężenia

3.1. Kinematyka płynięcia metalu

Pierwsze badania dotyczące kinematyki płynięcia metalu w procesie WPK wykonane zostały przez Balina [16], który analizował procesy walcowania próbek z wkręconymi w nie śrubami. O przebiegu płynięcia metalu wnioskował on na podstawie zmian skoku gwintu wkręconych śrub. W rezultacie wykonanych badań Balin stwierdził, że największe przemieszczenia metalu w kierunku promieniowym występują w warstwach przypowierzchniowych próbek. Zastosowana przez Balina metoda badawcza posiadała wiele wad, z których za najważniejszą należy uznać szacowanie przemieszczania metalu na podstawie ostatecznych wymiarów śrub. Przykładowo, zmiany wymiarów wywołane przyłożonymi kolejno po sobie naprężeniami ściskającymi i rozciągającymi znoszą się, co w konsekwencji prowadzi do błędnych wniosków na temat przebiegu kształtowania w procesie WPK.

Znacznie więcej informacji na temat mechanizmu odkształcenia w procesie WPK dostarczyły badania polegające na walcowaniu próbek wielowarstwowych, wykonanych z plasteliny. Próbki te kształtowali metodą dwuwalcową Awano i Danno [12] oraz Tsukamoto i in. [245]. Natomiast Danno i Tanaka [39] w walcowaniu zastosowali trzy walce. Przykładowe, typowe zniekształcenia modelowej siatki kwadratowej – naniesionej na przekroju wzdłużnym próbki – obrazujące rozkład odkształceń w procesach WPK przedstawiono na rys. 3.1. Podsumowując rezultaty tych badań stwierdzono, że w wyniku oddziaływania bocznych ścian klinów, odkuwka doznaje wydłużenia w kierunku osiowym, a odkształcenia zmierzone w jej przekroju wzdłużnym osiągają maksymalne wartości w pobliżu powierzchni styku materiał – narzędzie. Ponadto zauważono, że wybór metody kształtowania (dwu- lub trójwalcowa) nie miał praktycznie wpływu na charakter zniekształceń siatki modelowej w przekroju wzdłużnym odkuwki.

W trakcie procesu WPK kształtowany materiał ulega silnemu płynięciu w kierunku obwodowym. Na rys. 3.2 przedstawiono zniekształcenia warstwy mo-

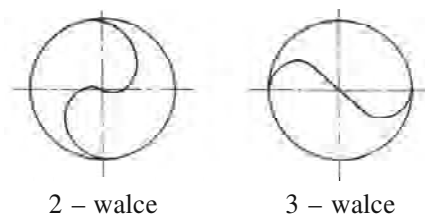


Rys. 3.1. Zniekształcenia siatki modelowej otrzymane w procesach WPK, przy redukcji przekroju poprzecznego R_p równej: a) 75%; b) 49%; c) 22%. Metoda walcowania – trzy walce, materiał – plastelina, $d_0=50$ mm, $\alpha=20^\circ$, $\beta=14,4^\circ$ [39]

delowej, obserwowane przez Danno i Tanakę [39] na przekrojach poprzecznych próbek kształtowanych dwoma oraz trzema walcami klinowymi. Stwierdzono, że liczba stosowanych narzędzi wywierała zasadniczy wpływ na charakter przemieszczenia materiału w przekroju poprzecznym walcowanych odkuwek. I tak, w przypadku trzech walców materiał w strefie osiowej ulegał wyłącznie płynięciu w kierunku promieniowym. Natomiast podczas kształtowania dwoma walcami w strefie centralnej odkuwki dodatkowo występowało intensywne przemieszczanie materiału w kierunku obwodowym.

Szersze możliwości poznawcze mechanizmu odkształcania w procesach WPK stworzyło zastosowanie do jego analizy metody mory (rys. 3.3). Korzystając z tej metody Andreev i in. [6] wykonali szereg badań doświadczalnych, w wyniku których ustalili następujące zasady – określające kinematykę płynięcia materiału w procesach WPK:

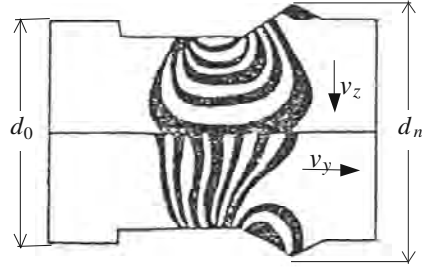
- Na bocznej (nachylonej) powierzchni kontaktu (rys. 3.3) występuje płaszczyzna graniczna, rozdzielająca płynięcie materiału do wewnątrz (podlegającego obciskaniu) i na zewnątrz (powodującego miejscowy wzrost średnicy walcowanej odkuwki). Ponadto stwierdzono, że wraz ze wzrostem stopnia gniotu δ objętość materiału ulegającego płynięciu na zewnątrz maleje.
- Stan odkształcenia w pobliżu osi odkuwki zbliżony jest do jednorodnego.
- W płaszczyźnie prostopadłej do osi wzdłużnej walcowanego wyrobu, kinematyka płynięcia materiału zbliżona jest do kinematyki płynięcia w procesie obciskania obrotowego pręta.



Rys. 3.2. Odkształcenia obserwowane w przekrojach poprzecznych próbek modelowych, kształtowanych metodą WPK [39]

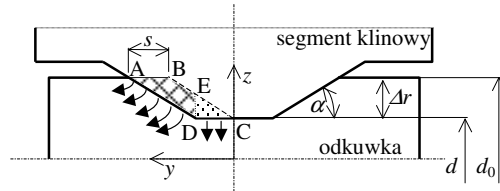
Pierwszy teoretyczny opis mechanizmu odkształcania w procesach WPK podany został przez Hayamę [67, 68]. Autor ten założył, że materiał ulega płynięciu głównie w kierunku promieniowym i osiowym. Bazując na tym założeniu Hayama przyjął, że z pewnym przybliżeniem do modelowania procesu WPK można stosować teorię płaskiego stanu od-

kształcenia. Na rys. 3.4 w sposób schematyczny pokazano tę chwilę walcowania, gdy narzędzie zagłębiło się w materiał na zadaną wartość gniotu bezwzględnego $\Delta r = (d_0 - d)/2$. Zakłada się, że objętość materiału ABCD, podlegającą przemieszczeniu w trakcie cyklu kształtowania, można podzielić na dwie części: ABED ulegającą płynięciu w kierunku wzdłużnym oraz ECD przemieszczana promieniowo.



Rys. 3.3. Obrazy mory w procesie WPK [6]

Przybliżając do warunków rzeczywistych (zakładając symetrię osiową) autor oraz Weroński w pracy [189] dokonali analizy mechanizmu odkształcenia w procesie WPK. Na rys. 3.5 przedstawiono schematycznie odkuwkę, w której wyróżniono trzy obszary: wejściowy (nieodkształcony) „A”, kształtowania „B” oraz wyjściowy (w pełni odkształcony) „C”. W wyniku oddziaływania przemieszczających się z prędkością v_N narzędzi, kształtowana odkuwka wprowadzana jest w obrót z prędkością kątową ω . W przytoczonej pracy założono, że poszczególne obszary przemieszczają się z jednakową prędkością kątową ω , przy różnych prędkościach liniowych. Wykorzystując zasadę stałej objętości materiału wyznaczono prędkości osiowego przemieszczania się metalu w poszczególnych obszarach, a następnie wyprowadzono wzory do obliczania:



Rys. 3.4. Schemat przemieszczania materiału w procesie WPK, wg Hayamy [67]

- liczby obrotów n odkuwki niezbędnej do uzyskania zadanego odkształcenia, charakteryzowanego wartością stopnia gniotu δ

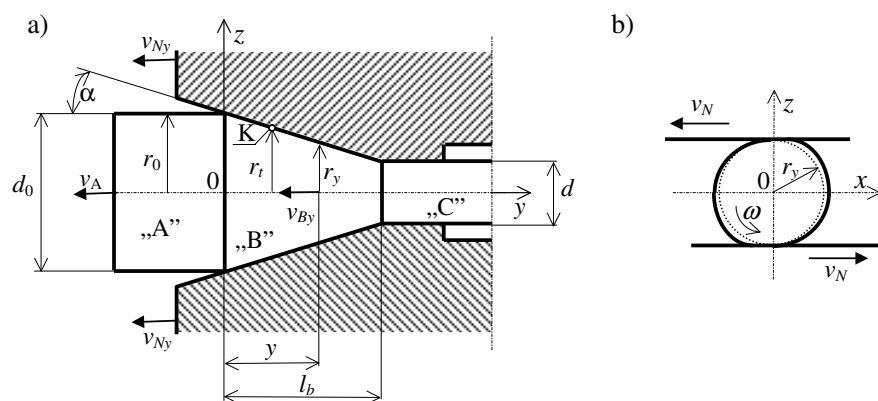
$$n = \frac{r_0}{6\pi r_i \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta} \frac{\delta^3 - 1}{\delta}; \quad (3.1)$$

- czasu t , w którym zachodzi pełne odkształcenie wyodrębnionej warstwy materiału

$$t = \frac{r_0}{3 v_N \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta} \frac{\delta^3 - 1}{\delta}; \quad (3.2)$$

- średniego stopnia gniotu δ_{sr} przypadającego na jeden cykl odkształcenia

$$\delta_{sr} = \delta \frac{3 r_i \delta \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{r_0 (\delta^3 - 1)}. \quad (3.3)$$



Rys. 3.5. Schemat procesu WPK, wykorzystany w opracowaniu [189], do określenia liczby cykli odkształcenia niezbędnych do osiągnięcia założonego stopnia gniotu δ : a) przekrój wzdłużny, b) przekrój poprzeczny. Przez K oznaczono punkt toczenia.

Nowe możliwości poznawcze przemieszczania metalu w procesie WPK uzyskano dzięki zastosowaniu metod numerycznych, a w szczególności metody elementów skończonych (MES). Proces WPK ze względu na swoją złożoność może być modelowany wyłącznie w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia (3D). W literaturze specjalistycznej znaleźć można liczne wyniki symulacji tego procesu kształtowania otrzymane z zastosowaniem MES, np. [19, 20, 21, 34, 47, 51, 58, 112, 113, 117, 119, 149, 162, 177, 181, 256, 258, 259, 272, 273], których dokładność została potwierdzona wieloma pracami eksperymentalnymi.

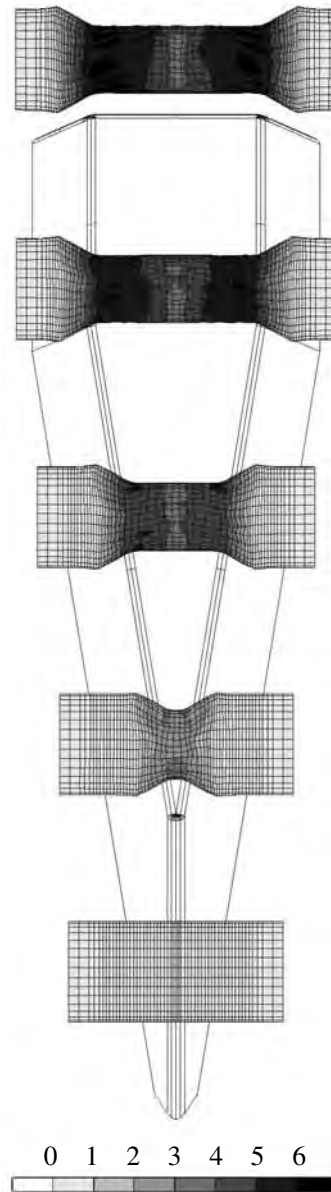
Analizę płynięcia metalu, z wykorzystaniem MES, przedstawiono na przykładzie walcowania odkuwki (segmentami płaskimi) przy $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 6^\circ$, $\delta = 1,5$, $d_0 = 30$ mm (rys. 3.6). W początkowym stadium procesu kliny ustalają pozycję materiału. Następnie po wcięciu się klinów w metal na odpowiednią głębokość (zależną głównie od wartości kątów α i β) rozpoczyna się właściwe kształtowanie, w trakcie którego materiał obracany jest zgodnie z kierunkiem ruchu narzędzi. Kliny wciskając się w materiał kształtują na jego obwodzie klinowy rowek. Przemieszczany metal ulega spiętrzeniu powodując miejscowy wzrost średnicy wsadu. Natomiast przekrój poprzeczny w strefie odkształcenia ulega owalizacji zwiększającej się wraz ze wzrostem gniotu Δr . Najbardziej niebezpieczny, ze względu na utratę stabilności kształtowania jest ten moment procesu, gdy w kontakt z odkształcanym materiałem wchodzi płaska powierzchnia kalibrująca klina. Powierzchnia ta kształtuje materiał w identyczny sposób jak w klasycznej metodzie obrotowego obciskania. W tej chwili, ze względu na największą owalizację przekroju poprzecznego, występuje najbardziej niekorzystny układ sił pod względem wprawiania materiału w ruch obrotowy. Poprawę warunków kształtowania daje zastosowanie narzędzi z dodatkową strefą prowa-

dzącą, która zapewnia obciśnięcie materiału na całym obwodzie wsadu na jednakową głębokość $\Delta r = (d_0 - d)/2$. W dalszej fazie procesu WPK następuje spiralne rozszerzenie redukcji przekroju poprzecznego na całą długość odcinka walcowanego.

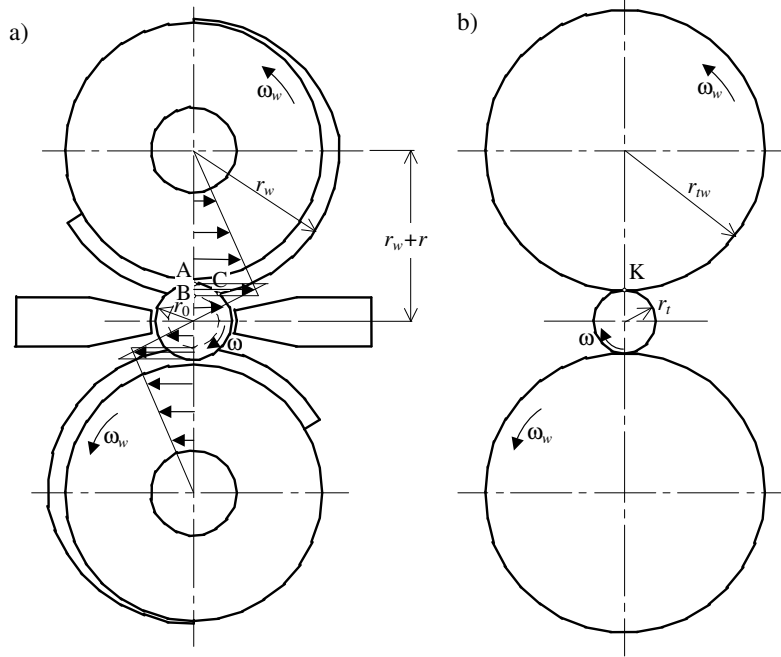
3.2. Promień toczny

Na rys. 3.7 przedstawiono rozkłady prędkości liniowych walców i odkuwki w procesie WPK. W obszarze styku (ograniczonym przez łuk AC oraz odcinki AB i BC) prędkość liniowa walca różni się od prędkości odkuwki, co jest przyczyną poślizgu występującego na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie. W obszarze styku możemy wyróżnić punkt K, w którym prędkości liniowe walca i odkuwki są sobie równe. Punkt ten nazywany jest punktem tocznym, zaś odległości r_w i r_t dzielące go od środków walca i odkuwki promieniami tocznymi (odpowiednio walca i odkuwki). W obszarze powierzchni styku materiału, charakteryzowanym promieniem większym od r_t prędkość liniowa przemieszczania się metalu jest większa od prędkości walca, natomiast w pozostałej części obszaru styku odpowiednio niższa. Obszary te przez analogię do procesu walcowania wzdłużnego nazywane są strefami wyprzedzenia i opóźnienia.

Bezpośredni pomiar promienia tocznego w trakcie procesu kształtowania jest niemożliwy. W praktyce do określenia jego wartości wykorzystywane są metody pośrednie, polegające na pomiarze przemieszczeń kątowych walca $\Delta\phi_w$ i odkuwki $\Delta\phi$ zachodzących w tym samym czasie. Znajac wartości tych przemieszczeń promień toczny odkuwki w procesie WPK oblicza się stosując wzór [145]:



Rys. 3.6. Zmiana kształtu odkuwki w procesie WPK, przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 6^\circ$, $\delta = 1,5$, $d_0 = 30$ mm. Dodatkowo na rys. zaznaczono rozkład intensywności odkształcenia



Rys. 3.7. Zagadnienie promienia tocznego w procesie WPK: a) schemat procesu z zaznaczonym rozkładem prędkości liniowych walca i odkuwki; b) schemat uproszczony. Punkt K – zwany punktem tocznym – charakteryzuje równość prędkości liniowych walca i odkuwki

$$r_t = \frac{r_w + r}{\frac{\Delta\varphi}{\Delta\varphi_w} + 1} \quad (3.4)$$

Natomiast w przypadku kształtowania segmentami płaskimi do obliczania r_t wykorzystuje się zależność:

$$r_t = \frac{\Delta s_x}{\Delta\varphi} \quad (3.5)$$

W literaturze specjalistycznej [6, 32, 38, 174] do określania promienia tocznego r_t wykorzystywany jest współczynnik korekcyjny a oraz współczynnik toczny λ :

$$r_t = r + a \cdot \Delta r, \quad (3.6)$$

$$r_t = \lambda \cdot r_0. \quad (3.7)$$

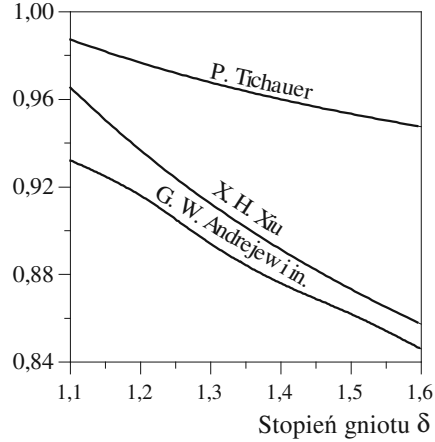
Pierwsze badania w celu określenia promienia tocznego w procesach WPK, przeprowadził Tichauer [239]. W wyniku badań stwierdził on, że promień toczny odkuwki r_t równy jest promieniowi wsadu r_0 pomniejszonemu o 14% wartości gniotu bezwzględnego Δr – co odpowiada przyjęciu przez współczyn-

nik a wartości 0,86. Z kolei Xiu [271] zaleca przyjmowanie niższych wartości współczynnika a równych 0,62. Andrejew i in. w pracy [6] przedstawili wyniki badań doświadczalnych, zgodnie z którymi promień tocny r_t zależy wyłącznie od stopnia gniotu δ . Wartości współczynnika tocznego λ obliczone na podstawie przytoczonych prac przedstawiono na rys. 3.8.

Chao-Fu w opracowaniu [32] przeanalizował wpływ wielu parametrów procesu WPK na wartość promienia tocznego r_t – tabele 3.1 i 3.2. W wyniku wykonanych badań stwierdził on, że geometria stosowanych segmentów narzędziowych

(kąt rozwarcia klina β , kąt kształtujący α , zastosowanie paska kalibrującego), prędkość obrotowa walców ω_w , temperatura procesu T oraz gniot bezwzględny Δr wywierają zasadniczy wpływ na wartość r_t . Jednakże ze względu na małą liczbę danych (z reguły dwa punkty pomiarowe dla każdego z parametrów) praca ta ma charakter poglądowy i nie może być wykorzystywana do prognozowania wartości promienia tocznego r_t w innych procesach WPK.

Współczynnik toczny λ



Rys. 3.8. Zależność współczynnika tocznego λ od stopnia gniotu δ

Tab. 3.1.

Wartości współczynnika a otrzymane doświadczalnie metodą dwuwalcową dla: $d_0 = 24$ mm, $\Delta r = 3$ mm ($\delta = 1,33$), $\omega_w = 11,58$ obr/min [32]

T [°C]	1100		1000		900	
β [°]	4,67	6,18	4,67	6,18	4,67	6,18
$\alpha = 30^\circ$	0,81	0,91	0,80	0,88	0,77	0,87
$\alpha = 25^\circ$	0,56	0,75	0,49	0,60	0,43	0,54

Tab. 3.2.

Zależność współczynnika a od prędkości obrotowej walców ω_w dla $d_0 = 18$ mm, $\Delta r = 3$ mm ($\delta = 1,5$), $\alpha = 25^\circ$, $T = 1100^\circ\text{C}$ [32]

β [°]	4,67	6,18
$\omega_w = 11,58$ [ob/min]	0,63	0,79
$\omega_w = 20,77$ [ob/min]	0,51	0,67

Dążąc do wyznaczenia zależności empirycznej, służącej do określenia promienia tocznego w funkcji podstawowych parametrów procesu, autor oraz Weroński wykonali szereg badań doświadczalnych [189]. Prace eksperymentalne przeprowadzono wykorzystując walcarkę płaskoklinową wyposażoną w segmenty narzędziowe zapewniające realizację procesu w zakresie kątów: kształtującego α od 20° do 60° oraz rozwarcia klina β od 3° do 15° . W trakcie badań stwierdzono, że wzrost wartości kątów α i β powoduje podwyższenie wartości r_u , podczas gdy zwiększanie stopnia gniotu δ pociąga za sobą obniżanie jego wartości. Aproksymując uzyskane wyniki badań doświadczalnych do obliczania r_t zaproponowano stosowanie następującej zależności empirycznej:

$$\lambda = (2,587 - 1,557 \cdot \delta^{0,3528}) \cdot (0,00355 \cdot \alpha + 0,927) \cdot \beta^{0,0568}, \quad (3.8)$$

w której kąty α i β podawane są w stopniach.

Teoretyczne obliczenie promienia tocznego wymaga zastosowania obliczeń numerycznych. Poniżej przytacza się rozwiązania uzyskane przez autora w oparciu o metodę modelowania warstwowego [174] oraz MES [159].

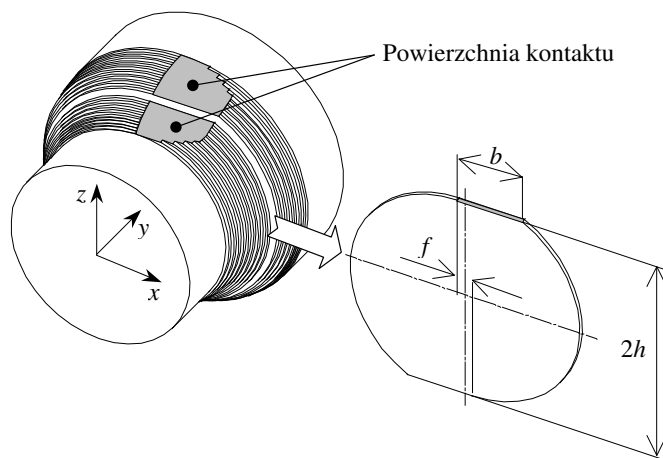
3.2.1. Obliczenia metodą warstwową

Do analizy procesu WPK można stosować metodę modelowania warstwowego, opracowaną przez autora i opisaną wstępnie w pracach [141, 154, 160]. Metoda ta bazuje na podobieństwie przemieszczania się materiału w przekrojach poprzecznych wyrobów kształtowanych metodą WPK i obrotowo obciskanych. Korzystając z tego podobieństwa przyjęto, że strefę odkształcenia w dowolnym stadium procesu WPK można zamodelować w postaci wzajemnie przylegających do siebie warstw (rys. 3.9).

Główne założenia, na których oparto konstrukcję rozwiązania są następujące:

- strefa odkształcenia modelowana jest warstwowo;
- nacisk powierzchniowy w dowolnie wybranej warstwie strefy odkształcenia można symulować analizując proces obrotowego obciskania pręta, w warunkach płaskiego stanu odkształcenia;
- kształtowany materiał zachowuje się jak materiał sztywno-plastyczny ze wzmocnieniem;
- w obliczeniach nie uwzględnia się sił masowych oraz sił tarcia pochodzących od listew lub rolek prowadzących;
- czynnik tarcia posiada stałą wartość na bocznej i kalibrującej powierzchni kontaktu materiał – narzędzie.

Danymi wejściowymi do obliczeń są parametry opisujące geometrię stosowanych segmentów narzędziowych, dane materiałowe oraz grupa parametrów wpływających na dokładność i szybkość uzyskiwania rozwiązania. Szczeg-



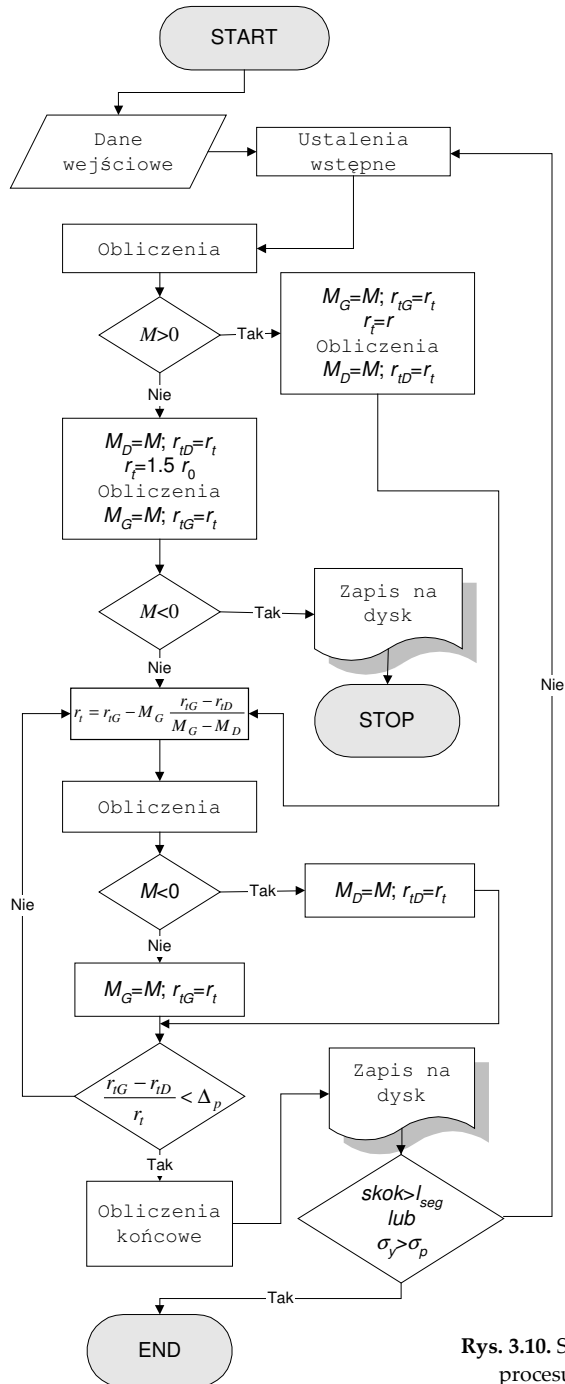
Rys. 3.9. Strefa odkształcenia dla procesu WPK, modelowana warstwowo

główne zestawienie ważniejszych danych wejściowych do obliczeń obejmuje: m_b – czynnik tarcia na powierzchni bocznej; m_k – czynnik tarcia na powierzchni kalibrującej; α – kąt kształtujący (pochylenia bocznej ściany klina); β – kąt rozwarcia klina; l – długość walcowanej części odkuwki; l_{klin} – długość części kształtującej klina; l_{kal} – długość części kalibrującej klina; r_w – promień walca lub wklęsłego segmentu narzędziowego; $\sigma_p(\epsilon, \dot{\epsilon})$ – równanie konstytutywne kształtowanego materiału; i_p – liczbę kroków obliczeniowych pomiędzy kolejnymi kontaktami odkuwki z segmentami narzędziowymi; i_k – liczbę wydzielonych warstw metalu modelujących strefę odkształcenia; d_0 – średnicę materiału wejściowego ($d_0 = 2r_0$); d – średnicę odkuwki po walcowaniu ($d = 2r$).

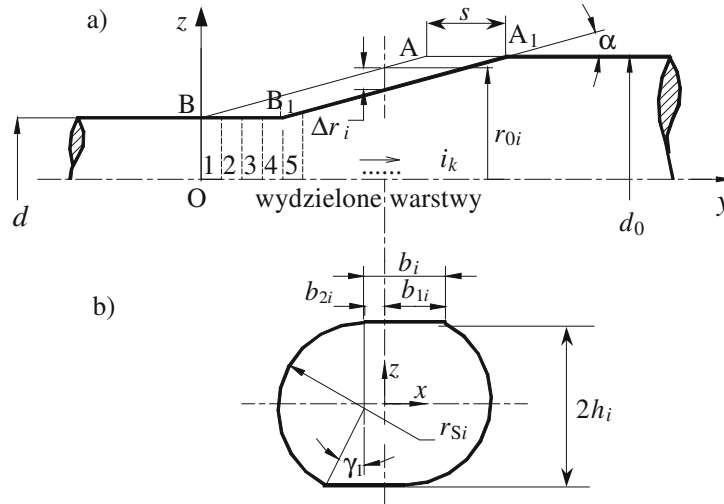
W celu uzyskania rozwiązań dla możliwie szerokiego zakresu parametrów WPK, opracowano metodę modelowania tego procesu wg schematu blokowego przedstawionego na rys. 3.10.

W pierwszej fazie symulacji numerycznej, w trakcie procedury Dane wejściowe, wprowadza się dane do obliczeń. Następnie w procedurze Ustalenia wstępne nadaje się wartości parametrom pomocniczym oraz sterującym przebiegiem procesu obliczeniowego. W kolejnym etapie wykonuje się najważniejszą procedurę Obliczenia. W procedurze tej ustala się położenie punktów ABA₁B₁ (rys. 3.11), jednoznacznie określających kształt strefy odkształcenia, którą następnie dzieli się na i_k warstw.

Dla każdej warstwy kolejno oblicza się jej parametry geometryczne: promień wejściowy r_{0i} , wysokość warstwy po walcowaniu h_i , gniot bezwzględny Δr_i oraz szerokości powierzchni kontaktu b_{1i} , b_{2i} , b_i . Po określeniu wymienionych parametrów wykonuje się obliczenia nacisku powierzchniowego. W tym celu stosuje się rozwiązania opracowane dla procesu obrotowego obciskania, podane



Rys. 3.10. Schemat blokowy modelowania procesu WPK metodą warstwową



Rys. 3.11. Strefa odkształcenia w zaawansowanym stadium procesu WPK: a) widok wzdłużny; b) wydzielona i -ta warstwa materiału

w rozdziale 2.3. Po wyznaczeniu nacisku oblicza się przyporządkowany danej warstwie elementarny moment walcowania. Sumaryczny moment walcowania M obliczany jest jako suma momentów elementarnych przyporządkowanych wydzielanym warstwom.

W przypadku, gdy $M > 0$ zakłada się, że przyjęta wstępnie wartość promienia tocznego r_t jest za duża, a w konsekwencji za duża jest strefa opóźnienia, w której siły tarcia na powierzchni styku sprzyjają wykonaniu obrotu przez kształtowaną odkuwkę. Z kolei osiągnięcie $M < 0$ oznacza za małą wartość promienia tocznego r_t rozdzielającego strefy wyprzedzenia i opóźnienia. W drugiej iteracji obliczeń wykonywana jest korekta promienia tocznego odpowiednio do wartości maksymalnej $r_t = 1,5 r_0$ (przypadek, gdy $M < 0$) lub minimalnej $r_t = r$ ($M > 0$). Równocześnie zapamiętywane są skrajne wartości momentu walcowania i promienia tocznego (indeksy D i G oznaczają odpowiednio dolną i górną skrajną wartość parametru). Po powtórzeniu toku obliczeniowego otrzymywane są wartości dwóch pozostałych parametrów $r_{t(D \text{ lub } G)}$ i $M_{(D \text{ lub } G)}$. W ten sposób określony zostaje przedział wartości r_t , z którego w trakcie kolejnych iteracji wyznaczana jest jego ostateczna wartość (przy której $M = 0$) w danym etapie walcowania. W tej chwili symulacji możliwe jest już przerwanie obliczeń. Ma to miejsce wówczas, gdy pomimo zwiększenia r_t do 150% r_0 w dalszym ciągu moment walcowania jest mniejszy od zera. To oznacza, że w procesie kształtowania wystąpił niekontrolowany poślizg.

Poszukiwanie ostatecznej wartości promienia tocznego r_t realizowane jest wg następującej procedury. Na podstawie obliczeń wstępnych określony jest

przedział, w którym zawiera się poszukiwana wartość $r_t \in (r_{iD}; r_{iG})$. Znale są również wartości skrajnych momentów M_D i M_G . Bazując na znajomości tych momentów wyznaczany jest (zakładając liniowy rozkład momentu walcowania) promień toczny, dla kolejnej iteracji obliczeniowej, z zależności:

$$r_t = r_{iG} - M_G \frac{r_{iG} - r_{iD}}{M_G - M_D}. \quad (3.9)$$

Następnie powtarzana jest sekwencja obliczeń, w wyniku której szacowany jest nowy moment walcowania. W przypadku, gdy $M < 0$ zakłada się, że $M_D = M$ i $r_{iD} = r_t$. Tym samym zawęża się obszar poszukiwań promienia tocznego od dołu. Natomiast, gdy $M > 0$ przyjmuje się $M_G = M$ i $r_{iG} = r_t$ ograniczając zakres poszukiwań od góry. Następnie dokonuje się sprawdzenia czy obszar poszukiwań $(r_{iD}; r_{iG})$ zawierający r_t nie jest mniejszy od założonego błędu poszukiwań Δ_p . W tym celu stosuje się zależność:

$$\frac{r_{iG} - r_{iD}}{r_t} < \Delta_p. \quad (3.10)$$

W przypadku spełnienia zależności (3.10) obliczenia dla danego etapu walcowania (charakteryzowanego wielkością *skok* klina) są zakończone, a wyniki obliczeń zapisywane na dysku. Po wykonaniu operacji zapisu sprawdzany jest stopień zaawansowania symulacji. Gdy skok walcowania jest większy od długości segmentu narzędziowego symulacja jest przerywana, natomiast w przypadku przeciwnym tok obliczeń jest powtarzany. Jednocześnie sprawdzany jest warunek wystąpienia przewężenia odkuwki $\sigma_y \geq \sigma_p$. Spełnienie tego warunku oznacza również zakończenie obliczeń.

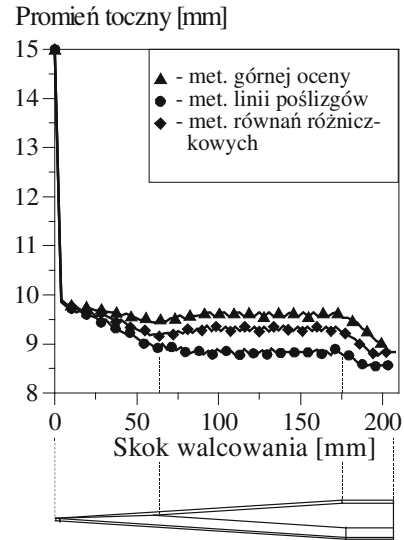
Szerszy opis omawianej metody obliczeniowej, obejmujący zastosowane procedury obliczeniowe podany jest w monografii [172]. Dla ułatwienia modelowania procesów WPK, wykorzystującego metodę warstwową, w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej opracowano program komputerowy „Wedge_Roll”, szczegółowo opisany w opracowaniu [172].

Omówiony sposób modelowania warstwowego umożliwił obliczenie promienia tocznego w procesie WPK. Na rys. 3.12 przedstawiono rozkłady tego parametru prognozowane dla jednego z przypadków walcowania, przy użyciu omówionych w podrozdziale 2.3 metod obliczania nacisku powierzchniowego. Prześledzenie podanych przebiegów r_t wykazuje, że w początkowej fazie procesu WPK następuje obniżanie jego wartości, co jest konsekwencją zwiększania gniotu. Następnie, począwszy od chwili wejścia w kontakt z materiałem walcowej powierzchni kalibrującej klina następuje zwiększanie r_t , aż do ustalenia się jego wartości na względnie stałym poziomie. Ostatecznie na etapie kalibrowania procesu WPK wartość promienia tocznego stopniowo maleje. Analiza zmian wartości r_t uzyskanych za pomocą różnych metod wykazuje znaczne podobień-

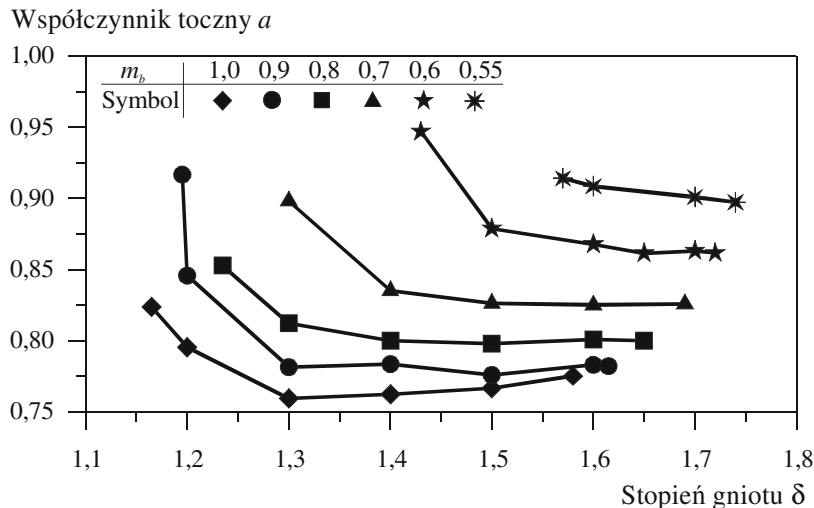
stwo jakościowe. Natomiast ilościowe różnice są konsekwencją dysproporcji w wartościach obliczonego nacisku powierzchniowego, wywierającego bezpośredni wpływ na warunek równowagi półwyrobu kształtowanego.

W celu określenia wpływu podstawowych parametrów procesu WPK tj. kątów α , β , stopnia gniotu δ oraz tarcia określonego przez m_b i m_k wykonano szereg symulacji numerycznych. Wyznaczano w nich wartość współczynnika toczonego a , uśrednianą dla etapu kształtowania, gdzie r_t wykazywał względnie stałą wartość. Takie rozwiązanie umożliwiło porównanie współczynnika a w procesach przebiegających przy różnych wartościach gniotów bezwzględnych Δr .

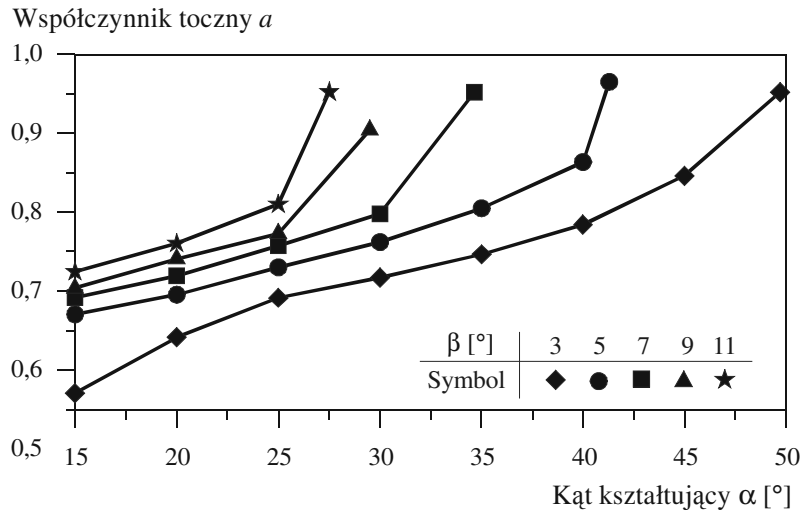
Na rys. 3.13 zilustrowano wpływ stopnia gniotu δ oraz czynnika tarcia m na wartość współczynnika toczonego a . Można stwierdzić, że obniżaniu m towarzyszy wzrost promienia toczonego r_t , co wynika ze zmniejszenia naprężeń stycznych sprzyjających wykonaniu ruchu ob-



Rys. 3.12. Rozkłady promienia toczonego obliczone dla procesu WPK, przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=5^\circ$, $\delta=1,43$, $d_0=20$ mm, $m_b=1,0$, $m_k=0,6$ oraz materiale, dla którego $\sigma_r=27,1\epsilon^{0,3}$



Rys. 3.13. Zależność współczynnika toczonego a od δ i m_b wyznaczona dla procesów WPK przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $r_0 = 10$ mm i $m_k = 0,5$



Rys. 3.14. Zależność współczynnika toczego a od kątów α i β wyznaczona dla procesów WPK przy: $\delta = 1,4$, $r_0 = 10$ mm, $m_b = 1,0$ i $m_k = 0,5$

rotowego przez odkuwkę. Na uwagę zasługuje fakt zawężania zakresów stopni gniotów, w których proces przebiegał stabilnie, wraz z obniżaniem wartości m . I tak dla $m_b = 1$ rozwiązania znaleziono symulując procesy przy $\delta \in \langle 1,16 : 1,58 \rangle$ zaś dla $m_b = 0,55$ już tylko przy $\delta \in \langle 1,57 : 1,74 \rangle$. Natomiast dla $m_b = 0,5$ nie znaleziono już ani jednego rozwiązania spełniającego warunki stabilnego przebiegu procesu WPK. Dolne wartości δ limitowane były przez wystąpienie nadmiernego poślizgu, zaś górne pojawieniem się przewężenia rdzenia walcowanej odkuwki.

Analizując wpływ stopnia gniotu δ na współczynnik a (rys. 3.13) można stwierdzić, że po początkowym ostrym obniżeniu jego wartości obserwowanym w pobliżu dolnych wartości granicznych δ , współczynnik ten stabilizował się i utrzymywał na względnie stałym poziomie.

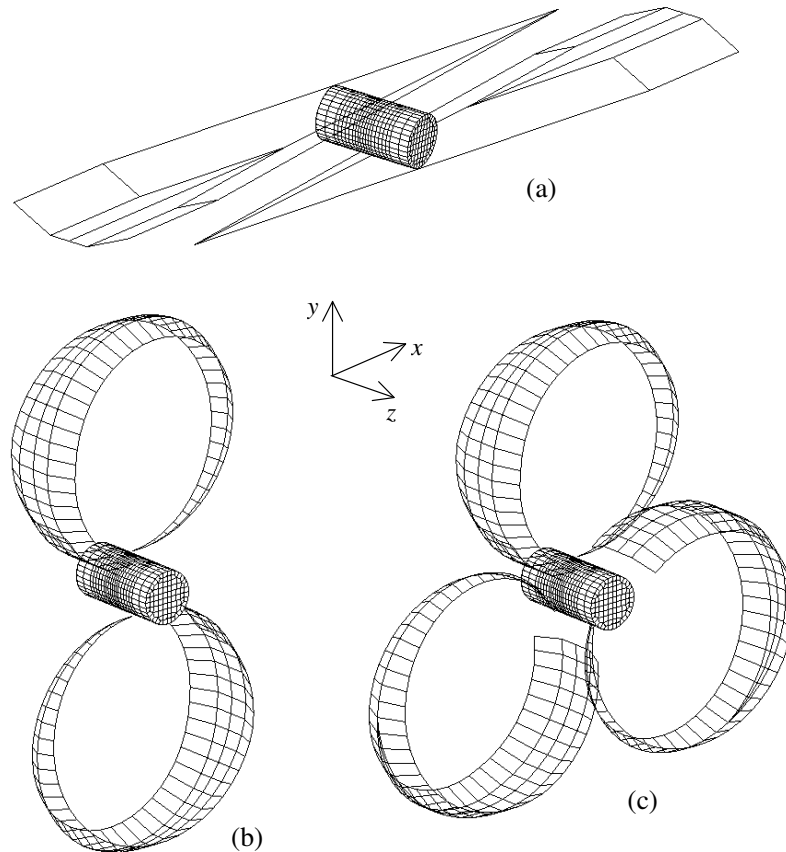
Na rys. 3.14. przedstawiono wyniki symulacji mających na celu określenie wpływu kątów α i β segmentu narzędziowego na wartość współczynnika toczego a . Na podstawie otrzymanych wyników można stwierdzić, że a zwiększa się wraz z podwyższaniem wartości α i β .

3.2.2. Obliczenia metodą elementów skończonych

Wyznaczone metodą warstwową wartości r_i należy uznać za przybliżone, ze względu na liczne założenia upraszczające przyjmowane w obliczeniach. Poplepszenia jakości prognozowania rozkładów promienia toczego można oczekiwać po zastosowaniu do tego celu metody elementów skończonych, w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia.

Do zamodelowania procesu WPK wykorzystano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.MARC/AutoForge, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Dążąc do skrócenia czasu obliczeń w analizie przyjęto następujące uproszczenia: założono stałą wartość czynnika tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie, przyjęto sztywny model materiału narzędzi, założono stałą temperaturę procesu kształtowania oraz pominięto promienie zaokrągleń narzędzi.

Opracowane przez autora modele geometryczne procesu WPK przedstawiono na rys. 3.15. W skład modelu wchodzi: wsad oraz narzędzia (kliny płaskie lub wypukłe) przemieszczające się z prędkością 0,1 m/s każdy. Do modelowania wsadu wykorzystano ośmiowęzłowe elementy sześciennie. Na węzły leżące w osi symetrii wsadu nałożono dodatkowe ograniczenia odbierając im możliwość przemieszczania się w kierunkach x i y . Zabezpieczało to ustalenie pozycji



Rys. 3.15. Opracowane modele geometryczne procesu WPK: a) walcowanie klinami płaskimi, b) walcowanie dwoma walcami, c) walcowanie trzema walcami

wsadu oraz pozwalało uniknąć stosowania listew prowadzących, w przypadku walcowania dwoma walcami.

Symulacje numeryczne procesu WPK wykonano dla procesów kształtowania, w temperaturze otoczenia, wsadów z aluminium A0 o krzywej płynięcia określonej zależnością [57]:

$$\sigma_p = 127(0,0023 + \varepsilon)^{0,261}. \quad (3.11)$$

Pozostałe parametry aluminium A0, wykorzystane w analizie obejmują: moduł Younga $E = 70000$ MPa, liczbę Poissona $\nu = 0,34$ oraz gęstość $\rho = 2700$ kg/m³.

Ze względu na zmianę kierunku sił tarcia na powierzchni kontaktu, w obliczeniach wykorzystano model tarcia stałego uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, zgodnie z zależnością (2.15). Równocześnie przyjęto graniczną wartość czynnika tarcia $m = 1$.

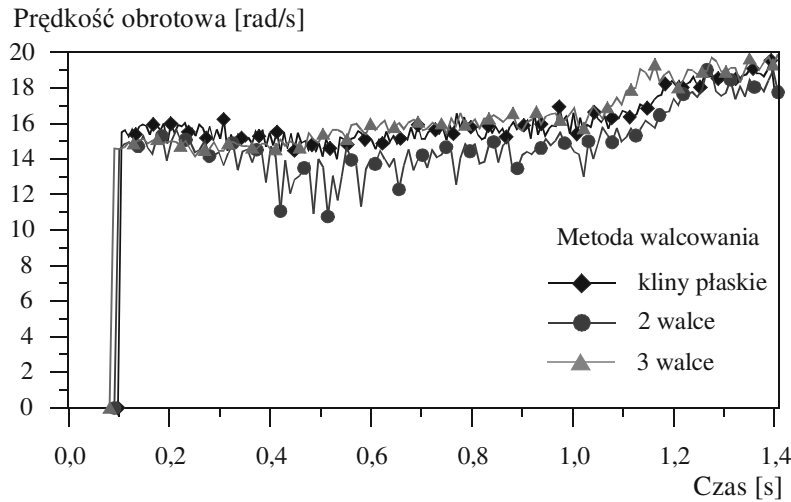
Analizą objęto szereg przypadków procesu WPK, których parametry zestawiono w tabeli 3.3. Parametry analizowanych procesów dobrano w ten sposób by możliwym było przeanalizowanie ich wpływu na wartości promienia tocznego r_t .

Tab. 3.3.

Ważniejsze parametry procesów WPK analizowanych metodą elementów skończonych w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia

Lp.	d_0 [mm]	δ	α [°]	β [°]	$\text{tg}\alpha \text{ tg}\beta$	Metoda walcowania
1	12	1,2	20	5	0,0318	Kliny płaskie
2	13	1,3	20	5	0,0318	Kliny płaskie
3	14	1,4	20	5	0,0318	Kliny płaskie
4	15	1,5	20	5	0,0318	Kliny płaskie
5	13	1,3	30	5	0,0505	Kliny płaskie
6	13	1,3	40	5	0,0734	Kliny płaskie
7	13	1,3	50	5	0,1042	Kliny płaskie
8	13	1,3	20	3	0,0191	Kliny płaskie
9	13	1,3	20	7	0,0447	Kliny płaskie
10	13	1,3	20	9	0,0576	Kliny płaskie
11	13	1,3	20	11	0,0707	Kliny płaskie
12	13	1,3	20	5	0,0318	Dwa walce $r_w=2,5d_0$
13	13	1,3	20	5	0,0318	Trzy walce $r_w=2,5d_0$

Zastosowanie MES umożliwiło wyznaczenie prędkości liniowej poszczególnych węzłów. Znajomość tej prędkości, po uwzględnieniu odległości analizowanego węzła od osi obrotu, umożliwia wyznaczenie prędkości kątowej odkuwki. W bieżącej analizie obliczenia wykonywano dla jednego z węzłów znaj-



Rys. 3.16. Rozkład prędkości obrotowej odkuwki w procesie WPK przy: $d_0 = 13$ mm, $d = 10$ mm, $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $l = 10$ mm, $v = 0,1$ m/s, $m = 1,0$

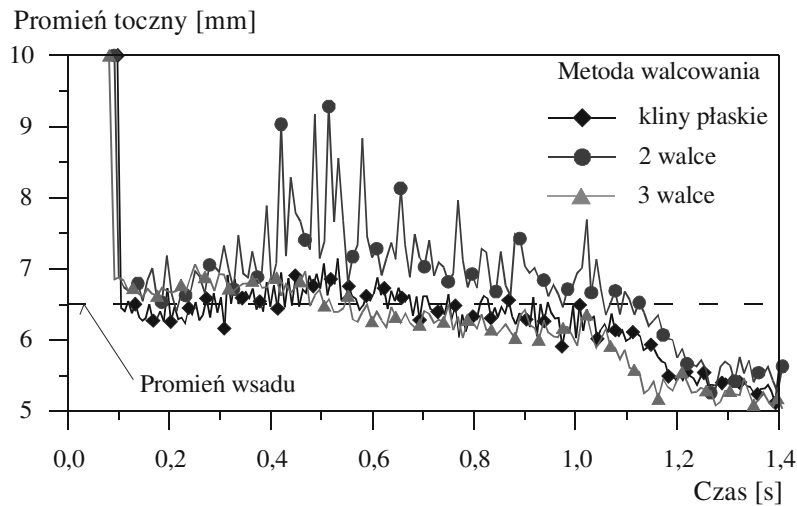
dującego się na krawędzi powierzchni czołowej. Wybór ten podyktowany był faktem, że obszary materiału odkuwki przylegające do jej czoł w trakcie kształtowania nie ulegały odkształceniom plastycznym. Zatem nie zmieniała się ich odległość od osi, co w konsekwencji ułatwiało analizę obliczeń.

Na rys. 3.16 przedstawiono przykładowe rozkłady prędkości obrotowych ω , wyznaczone dla przypadku kształtowania przy $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$ i $\delta = 1,3$ z wykorzystaniem różnych metod walcowania. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że największe prędkości obrotowe uzyskiwane są w końcowej fazie procesu WPK (kalibrowaniu), gdy usuwane są nieprawidłowości kształtu przekroju poprzecznego odkuwki.

Po uwzględnieniu prędkości liniowej narzędzi v oraz obliczonej prędkości kątowej ω odkuwki określano wartość promienia tocznego, stosując zależność:

$$r_t = \frac{v}{\omega}. \quad (3.12)$$

Rozkłady promienia tocznego r_t wyznaczone dla przytaczanego przypadku walcowania, przy $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$ oraz $\delta = 1,3$ podano na rys. 3.17. Analiza uzyskanych przebiegów r_t wykazuje, że parametr ten zwiększa się w początkowej fazie procesu, uzyskuje maksymalną wartość na granicy stref wcinania i kształtowania. Następnie promień toczny stabilizuje swoją wartość (przy lekkiej tendencji spadkowej) na etapie kształtowania i ulega zmniejszeniu w fazie kalibrowania. Uzyskane rozkłady r_t wskazują, że największa skłonność do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu odpowiada przejściu ze strefy wcinania do strefy kształtowania. Za główną przyczynę występowania skłonności do poślizgu, na tym etapie

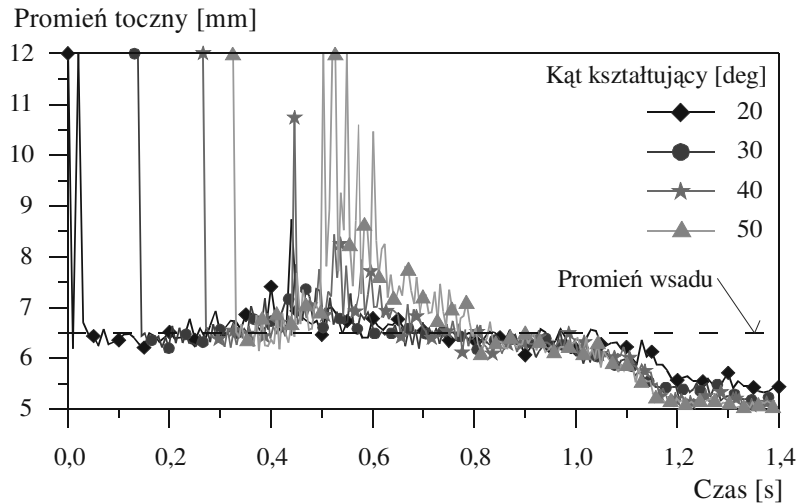


Rys. 3.17. Rozkład promienia toczonego odkuwki w procesie WPK przy: $d_0 = 13$ mm, $d = 10$ mm, $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $l = 10$ mm, $v = 0,1$ m/s, $m = 1,0$

kształtowania, uznaje się rozpoczęcie redukowania średnicy odkuwki przez powierzchnię kalibrującą klina mimo braku ukształtowania klinowego rowka na całym obwodzie odkuwki.

Z porównania wpływu zastosowanej metody walcowania na rozkład promienia toczonego wynika, że największa skłonność do poślizgu występuje przy kształtowaniu dwoma walcami. Dla tej metody kształtowania odnotowano bowiem największe wartości r_t , które na długościach stref wcinania i kształtowania były większe od promienia wsadu r_0 . Świadczy to o tym, że w strefach tych walcowanie przebiegało przy znacznych poślizgach, a strefa wyprzedzenia na powierzchni styku materiał – narzędzie zanikała. Najmniejszą tendencję do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu odnotowano dla przypadku kształtowania trzema walcami. Należy jednak zauważyć, że w praktyce przemysłowej rzadko stosuje się walcarki z trzema walcami. Związane jest to z ograniczeniem długości klina nawiniętego na wałek, wynikającego z warunku geometrycznego zabezpieczającego przed zetknięciem się walców roboczych. Natomiast szeroko stosowane są walcarki z klinami płaskimi, charakteryzujące się najbardziej uproszczonym wykonawstwem narzędzi. Jak wynika z rys. 3.17 zastosowanie klinów płaskich tylko w nieznacznym stopniu powoduje zwiększenie wartości r_t , w stosunku do kształtowania trzema walcami.

Wpływ kąta kształtującego α na uzyskiwane rozkłady promienia toczonego r_t , obliczone przy stałych wartościach $\beta = 5^\circ$ i $\delta = 1,3$, przedstawiono na rys. 3.18. Analiza danych zamieszczonych na tym rysunku potwierdza spostrzeżenia dotyczące występowania maksymalnych wartości r_t w początkowej fazie strefy

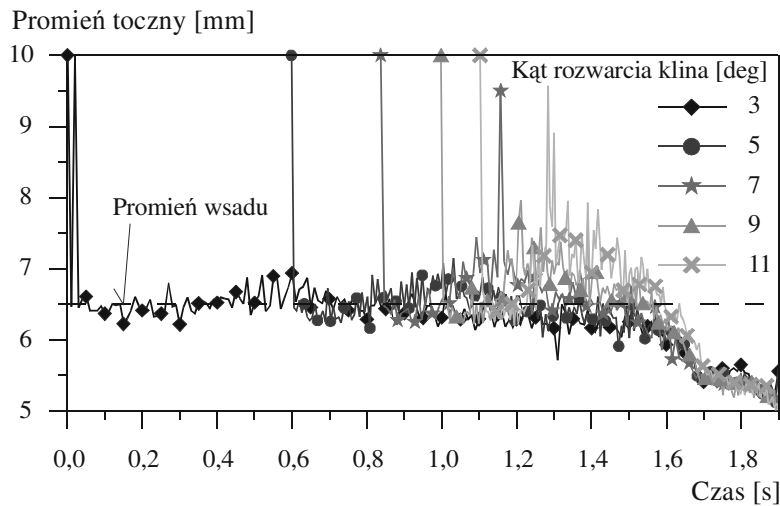


Rys. 3.18. Zależność promienia toczonego od kąta kształtującego α obliczona dla procesów walcowania klinami płaskimi przy: $d_0=13$ mm, $d=10$ mm, $\beta=5^\circ$, $l=10$ mm, $v=0,1$ m/s, $m=1,0$

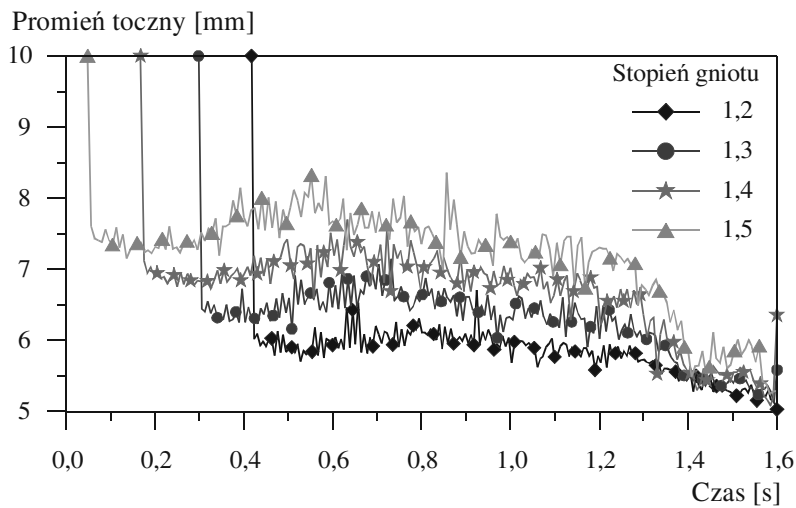
kształtowania. Ponadto stwierdza się, że zwiększaniu wartości kąta kształtującego α odpowiada podwyższanie wartości r_t . Praktycznie przy stosowaniu kąta kształtującego $\alpha = 50^\circ$ występowały tak duże zaburzenia w rozkładzie wartości promienia toczonego, że przypadek ten należy uznać za niestabilny ze względu na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu.

Na rys. 3.19 przedstawiono wpływ kąta rozwarcia klina β na wartości r_t wyznaczone dla procesów walcowania, przy $\alpha = 20^\circ$ oraz $\delta = 1,3$. Podobnie jak w przypadku kąta α stwierdza się, że zwiększanie wartości kąta rozwarcia klina β powoduje wzrost skłonności do wystąpienia w trakcie procesu WPK niekontrolowanego poślizgu. Należy jednak podkreślić, że zwiększanie wartości kąta β prowadzi do skracania długości narzędzi oraz do zmniejszania ilości cykli odkształcenia niezbędnych do zredukowania przekroju poprzecznego odkuwki. Tym samym obniżeniu ulega prawdopodobieństwo wystąpienia innego ograniczenia stabilności procesu WPK, mianowicie pęknięć wewnętrznych.

Rysunek 3.20 przedstawia rozkłady promienia toczonego wyznaczone dla przypadków kształtowania klinem o kątach $\alpha = 20^\circ$ i $\beta = 5^\circ$, przy jednoczesnym zastosowaniu różnych stopni gniotu δ . Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że zwiększaniu δ odpowiadało podwyższenie wartości r_t . Jednakże ze względu na fakt, że w przytoczonych przypadkach stosowano wsady o różnych średnicach właściwa analiza wpływu stopnia gniotu δ na r_t jest utrudniona. Lepsze możliwości poznawcze daje w tym przypadku porównanie wartości współczynnika toczonego λ , które przedstawiono na rys. 3.21. Uzyskane przebiegi λ wykazują znaczne różnice dopiero w końcowym etapie procesu

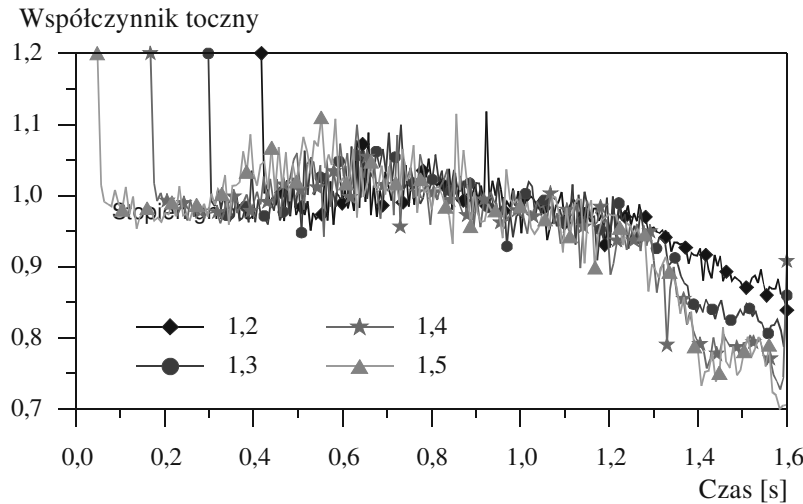


Rys. 3.19. Zależność promienia tocznego od kąta rozwarcia klina obliczona dla procesów walcowania klinami płaskimi przy: $d_0=13$ mm, $d=10$ mm, $\alpha=20^\circ$, $l=10$ mm, $v=0,1$ m/s, $m=1,0$



Rys. 3.20. Zależność promienia tocznego od stopnia gniotu obliczona dla procesów walcowania klinami płaskimi przy: $d=10$ mm, $\alpha=20^\circ$, $\beta=5^\circ$, $l=10$ mm, $v=0,1$ m/s, $m=1,0$

(kalibrowanie), w którym niebezpieczeństwo wystąpienia niekontrolowanego poślizgu nie występuje. Natomiast rozkłady λ w pozostałych fazach procesu (wcinania i kształtowania) są zbliżone. Zatem uzasadnione jest stwierdzenie, że wartość zastosowanego stopnia gniotu nie jest istotna ze względu na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu.



Rys. 3.21. Zależność współczynnika toczonego od stopnia gniotu obliczona dla procesów walcowania klinami płaskimi przy: $d = 10$ mm, $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $l = 10$ mm, $v = 0,1$ m/s, $m = 1,0$

W wyniku wykonanych obliczeń numerycznych, pod kątem określania promienia toczonego w procesie WPK, można sformułować następujące wnioski:

- Promień toczonego w procesie WPK wykazuje dużą zmienność oraz przyjmuje maksymalne wartości na granicy stref wcinania i kształtowania.
- Spośród stosowanych w przemyśle metod WPK największą skłonnością do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu odznacza się kształtowanie dwoma walcami, a najmniejszą walcowanie przy pomocy trzech walców.
- Zwiększanie wartości kąta kształtującego α oraz kąta rozwarcia klina β podwyższa prawdopodobieństwo wystąpienia zjawiska niekontrolowanego poślizgu.
- Nie stwierdza się istotnego wpływu stopnia gniotu δ na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu.

3.3. Wzrost średnicy wyrobów kształtowanych

Jak wynika z badań doświadczalnych i analiz teoretycznych w trakcie procesu WPK następuje spiętrzenie materiału wchodzącego do strefy odkształcenia, co jest widoczne na rys. 3.3 i 3.6. W efekcie średnica wsadu wzrasta z d_0 do d_n (rys. 3.3). Przy czym zauważono, że spiętrzenie materiału osiąga wartość maksymalną już w początkowej fazie procesu kształtowania, tj. na długości stref wcinania i prowadzenia. Wynikiem zwiększenia średnicy wsadu jest wzrost po-

wierzchni styku materiał – narzędzie, a w konsekwencji zwiększenie sił i momentów walcowania.

Za miarę spiętrzenia materiału w procesie WPK przyjmuje się współczynnik wzrostu średnicy ξ , definiowany jako:

$$\xi = \frac{d_n}{d_0}. \quad (3.13)$$

W celu określenia wartości współczynnika ξ w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej wykonano szereg badań teoretyczno-doświadczalnych. Do obliczenia współczynnika ξ zastosowano metodę linii poślizgów i MES. Poniżej podaje się rezultaty obliczeń, które częściowo były opublikowane w opracowaniach [268, 191].

3.3.1. Rozwiązanie metodą linii poślizgów i charakterystyk

W obliczeniach przyjęto mechanizm kształtowania zgodny z sugestią Hayamy. Pierwsze dwie fazy procesu walcowania (wcinania i prowadzenia) przyrównano do procesu przecinania pasma dwoma klinowymi stemplami. Wykonana analiza uwzględniała dwa przypadki procesu wgłębiania klinów w ośrodek plastyczny, tj. wgłębianie bez występowania i z występowaniem strefy martwej materiału [15, 44, 64, 71, 72].

Proces wgłębiania bez występowania strefy martwej materiału (gdy ostrze klina zagłębiło się na głębokość g) przedstawia rys. 3.22. Przyjmuje się, że objętość wypchniętego po obu stronach klina materiału równa jest objętości metalu usuniętego przez zagłębioną część klina. Dodatkowo zakłada się, że krawędź swobodna tych spiętrzeń jest prostoliniowa. Siatka linii poślizgów składa się z dwóch trójkątów prostokątnych, w których występują jednorodne stany naprężenia oraz z biegunowego wycinka ADC. Z geometrii procesu wynika, że

$$AB = a = \frac{g}{\sin \alpha - \sqrt{2} \cos(45^\circ - \rho) \cdot \sin(90^\circ - \alpha - \gamma + \rho)}. \quad (3.14)$$

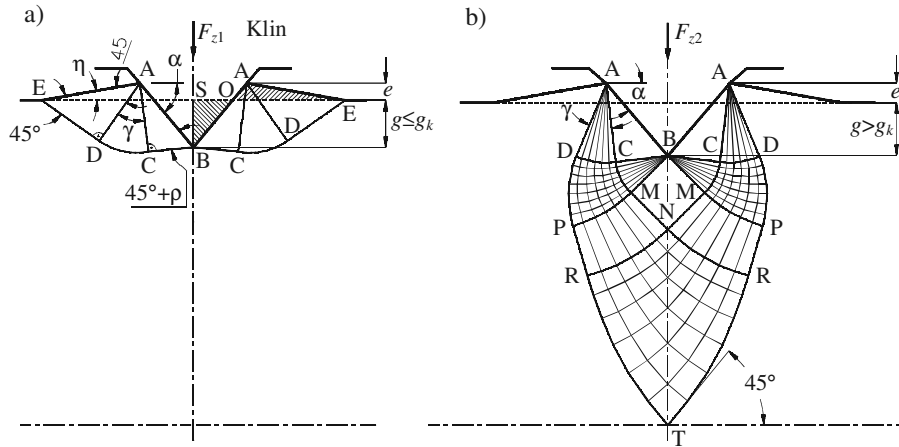
Wartość kąta tarcia ρ określona jest zależnością:

$$\rho = \frac{1}{2} \arcsin\left(\frac{\tau}{k}\right) = \frac{1}{2} \arcsin(m), \quad (3.15)$$

w której przez m oznaczono czynnik tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie.

Korzystając z warunku stałej objętości ($V_{\Delta EAO} = V_{\Delta OSB}$) wyznacza się następującą zależność kąta γ od kątów α i β :

$$\sin \alpha = \sqrt{2 \cos(45^\circ - \alpha) \sin(90^\circ - \alpha - \gamma + \rho)} \left(\sqrt{\tan \alpha \cotg(90^\circ - \alpha - \gamma + \rho) + 1} + 1 \right). \quad (3.16)$$



Rys. 3.22. Siatki linii poślizgów w procesie wgłębiania klina w ośrodek plastyczny, dla przypadku bez występowania strefy martwej materiału, przy: $\alpha = 50^\circ$ i $\tau = 0,4 k$

Po zagłębieniu klina na pewną krytyczną wartość g_k następuje zmiana schematu odkształcenia. Wówczas materiał pod klinem przechodzi całkowicie w stan plastyczny. Wtedy rozpoczyna się druga faza procesu, w której kształtowanie odbywa się w wyniku plastycznego płynięcia materiału pod ostrzem klina. Siatkę linii poślizgu dla tej fazy procesu przedstawiono na rys. 3.22b. O tym, który ze schematów odkształcenia wystąpi w rzeczywistości decyduje siła wciskająca klin F_z . Krytyczną wartość zagłębienia g_k , przy której kończy się wypychanie metalu na boki przez klin wyznacza się z warunku $F_{z1} = F_{z2}$.

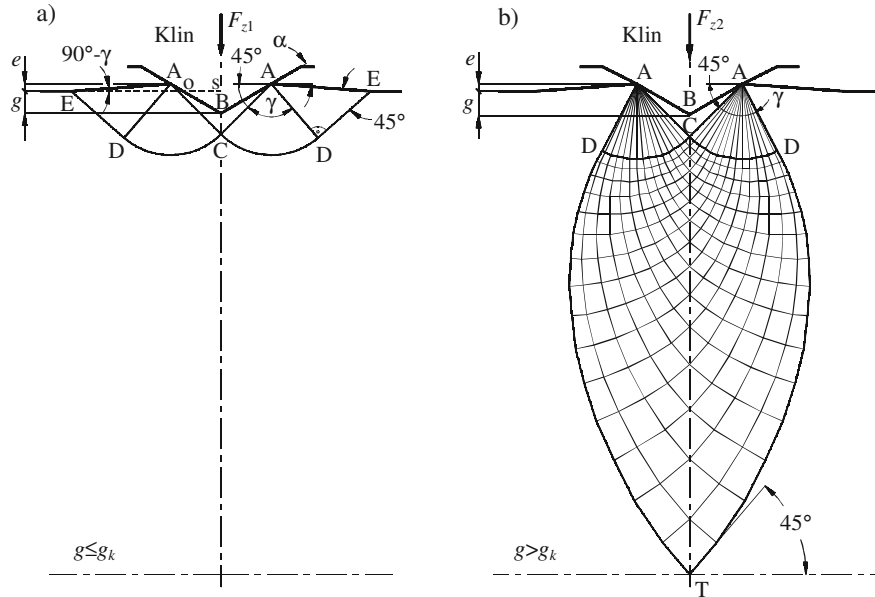
Proces wgłębiania z występującą strefą martwą metalu, przylegającą do ostrza klina, przedstawiono schematycznie na rys. 3.23. W początkowej fazie tego procesu (rys. 3.23a) wciskaniu klina towarzyszy lokalne wypychanie materiału na boki. Siatka linii poślizgu składa się wówczas z trójkąta prostokątnego AED, trójkąta strefy martwej ABC (w których panują jednorodne stany naprężenia) oraz z biegunowego wycinka ADC. W sposób analogiczny do przedstawionego uprzednio przypadku wgłębiania wyznacza się:

$$AB = a = \frac{g}{\sin \alpha - 2 \sin(45^\circ + \alpha) \cos \gamma}, \quad (3.17)$$

$$\sin \alpha = 2 \sin(\alpha + 45^\circ) \cos \gamma \left(\sqrt{(\tan \gamma + \tan \alpha) \tan \alpha} + 1 \right). \quad (3.18)$$

Po wciśnięciu klina na graniczną głębokość g_k zmianie ulega charakter odkształcenia i kształtowanie jest wynikiem plastycznego płynięcia materiału wyłącznie pod ostrzem klina (rys. 3.23b). Wartość g_k wyznacza się z warunku identycznego jak w przypadku poprzednim.

Czynnikiem decydującym o tym czy zaistnieje wgłębianie bez lub z występującą strefą martwą materiału jest wartość kąta CBC (rys. 3.22). Wówczas, gdy



Rys. 3.23. Siatki linii poślizgów w procesie wgłębiania klina w ośrodek plastyczny, dla przypadku z występującą strefą martwą materiału, przy: $\alpha = 30^\circ$ i $\tau = 0,9 k$

kąt $CBC \geq 90^\circ$ przyjmuje się, że bardziej statystycznie dopuszczalna jest siatka linii poślizgów przedstawiona na rys. 3.22. Natomiast, gdy kąt $CBC < 90^\circ$ bardziej prawdopodobne jest wystąpienie siatki z rys. 3.23. Warunek rozgraniczający oba przypadki (kąt $CBC = 90^\circ$) można również przedstawić jako $\rho - \alpha = 0$.

Wyznaczenie wartości współczynnika wzrostu średnicy walcowanego wyrobu ξ przebiega następująco: dla danego m i α określa się przypadek wgłębiania. Następnie zwiększając stopniowo wartość zagłębienia g wyznacza się siatki linii poślizgów dla schematów odkształcenia a i b (rys. 3.22 lub 3.23), dla których oblicza się wielkości nacisku jednostkowego (p_1 i p_2). W przypadku, gdy $p_1 < p_2$, oblicza się wysokość spiętrzenia materiału e po obu stronach klina. Stosuje się wówczas następujące zależności:

- w procesie wgłębiania bez występowania strefy martwej materiału

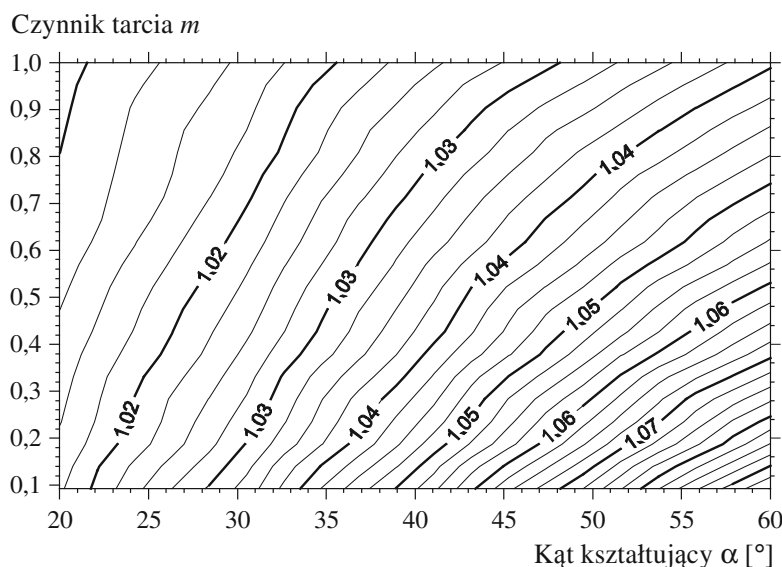
$$e = \sqrt{2}a \cos(45^\circ - \rho) \sin(90^\circ - \alpha - \gamma + \rho), \quad (3.19)$$

- w procesie wgłębiania z występującą strefą martwą materiału

$$e = 2a \sin(45^\circ + \alpha) \sin(90^\circ - \gamma), \quad (3.20)$$

gdzie a określa się odpowiednio z zależności (3.14) lub (3.17).

Następnie wyznacza się wartość współczynnika ξ , odpowiadającego wgłębieniu przy założonym m . Z chwilą, gdy p_2 osiągnie wartość mniejszą lub równą p_1 , ob-

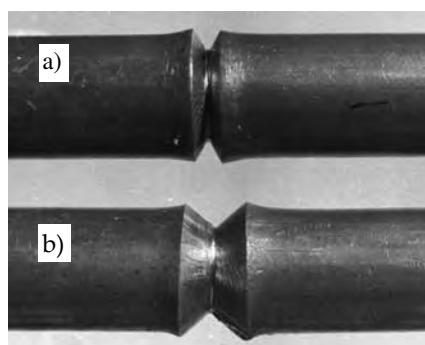


Rys. 3.24. Zależność współczynnika wzrostu średnicy ξ od kąta kształtującego α oraz czynnika tarcia m na powierzchni klina

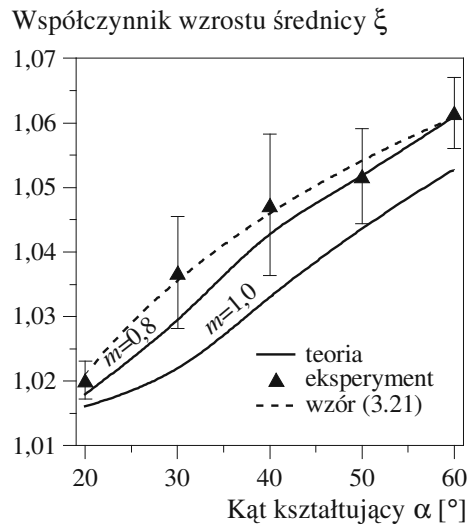
liczenia są zakończone przy czym ξ ma wtedy wartość graniczną, a aktualna wartość g jest równa krytycznej (g_k).

W wyniku wykonanych obliczeń sporządzono nomogram, do określania wartości współczynnika ξ w zależności od czynnika tarcia m i kąta kształtującego α , przedstawiony na rys. 3.24.

Weryfikację doświadczalną otrzymanych rozwiązań wykonano wykorzystując stanowisko laboratoryjne do walcowania poprzecznego, zainstalowane na ciągarce ławowej [163]. W badaniach wykorzystano segmenty klinowe o kątach kształtujących α równych: 20°, 30°, 40°, 50° i 60°. Kształt klinów przyjęto w taki sposób by zamodelować dwie pierwsze fazy procesu WPK (tj. wcinania i prowadzenia), podczas których występuje gwałtowne wypychanie materiału na boki. Przykładowe próbki z ukształtowanymi, w czasie eksperymentu, klinowymi rowkami przedstawiono na rys. 3.25. W trakcie badań doświadczalnych zmierzono wartości d_n (w zależności od kąta



Rys. 3.25. Próbki z odwalcowanym rowkiem klinowym przy: a) $\alpha = 60^\circ$, $\delta = 1,36$; b) $\alpha = 40^\circ$, $\delta = 1,46$



Rys. 3.26. Zestawienie wartości współczynnika ξ obliczonych oraz zmierzonych

kształtującego α), na podstawie których obliczano wartości współczynnika ξ . Na rys. 3.26 zestawiono wartości ξ wyznaczone doświadczalnie oraz obliczone. Ze względu na fakt, że w procesach walcowania poprzecznego z powodów technologicznych dąży się do zwiększenia czynnika tarcia m (związane jest to z ograniczeniem wystąpienia niekontrolowanego poślizgu), na rysunku tym przedstawiono wartości ξ , obliczone dla skrajnych wartości czynnika tarcia. Należy zauważyć, że obliczone wartości współczynnika ξ (prezentowane na rys. 3.26) przekraczają wartości podane na rys. 3.24. Jest to wynikiem nie uwzględnienia w rozważaniach teo-

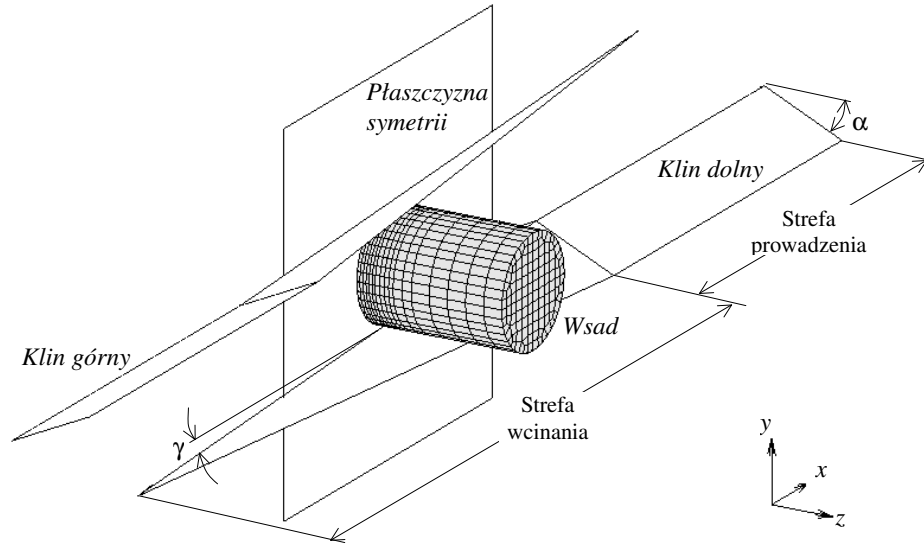
retycznych dodatkowych oporów tarcia występujących w procesach WPK na listwach lub rolkach prowadzących. Dodatkowo na rys. 3.26 przedstawiono (linią kreskowaną) wartości współczynnika ξ wyznaczone z równania empirycznego:

$$\xi = 0,92 \alpha^{0,035}, \quad (3.21)$$

w którym kąt kształtujący α podawany jest w stopniach.

3.3.2. Rozwiązanie metodą elementów skończonych

Analiza zagadnienia wzrostu średnicy wyrobu w procesie WPK wymagała zastosowania MES, w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia (3D). Przyjęty przez autora model geometryczny procesu pokazano na rys. 3.27. W skład modelu wchodzi: dwa kliny (górny i dolny) przemieszczające się przeciwnie z prędkością 0,1 m/s każdy, płaszczyzna symetrii oraz wsad o wymiarach $\varnothing 30 \times 80$ mm. Wsad modelowano za pomocą 8-węzłowych elementów prostopadłościennych, przy czym na węzły znajdujące się w osi narzucono ograniczenia odbierając im możliwość przemieszczenia się w kierunku prostopadłym do osi (zabieg ten pozwolił zwiększyć stabilność obliczeń). Przyjęty kształt klinów pozwalał zasymulować płynięcie metalu w dwóch pierwszych fazach procesu WPK (wcinania i prowadzenia), w których następuje spiętrzenie materiału. We wszystkich analizowanych przypadkach stosowano jednakową długość narzędzia w strefie prowadzenia, która wynosiła 100 mm. Natomiast długość narzędzia w strefie wcinania ulegała zmianie w zależności od zastosowanego gniotu



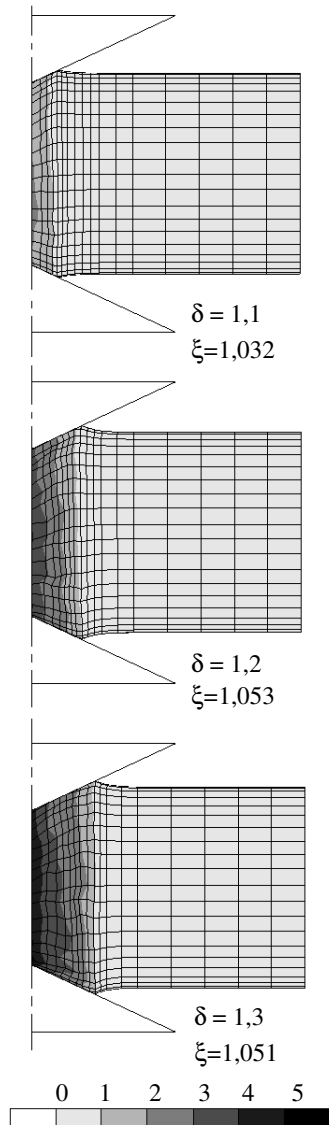
Rys. 3.27. Model procesu WPK przyjęty w analizie zagadnienia wzrostu średnicy wyrobu kształtowanego

Δr oraz kąta wzniosu klina γ . Obliczenia wykonano dla przypadków kształtowania na gorąco odkuwek ze stali w gatunku C45, zakładając stałą temperaturę metalu 1100°C . Model materiałowy stali przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2005. W analizie zastosowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu, opisany zależnością (2.15). Zgodnie z wynikami prac [59, 184, 262] przyjęto, że czynnik tarcia w procesie kształtowania na gorąco (bez smarowania) przyjmuje wartość graniczną $m = 1,0$.

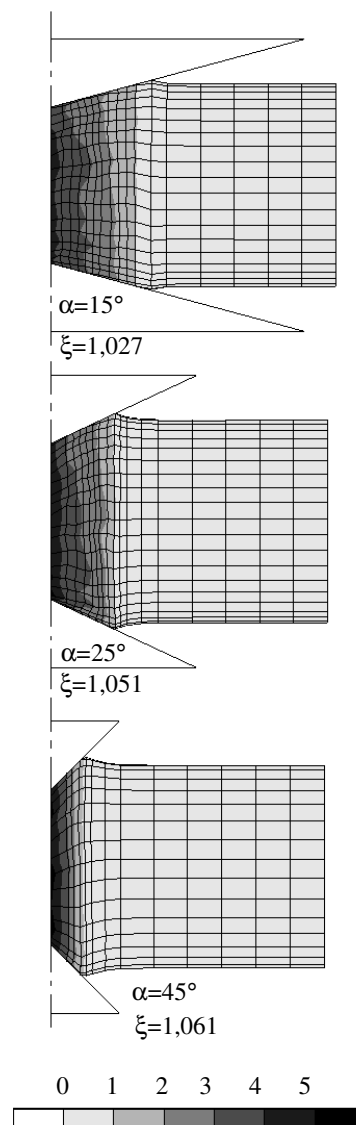
W efekcie wykonanych obliczeń prześledzono wpływ głównych parametrów procesu (tj. α , γ i δ) na wzrost średnicy wyrobu wchodzącego do strefy kształtowania w procesie WPK.

Na rys. 3.28 zilustrowano wpływ stopnia gniotu δ na zwiększenie średnicy odkuwki. Z uzyskanych rezultatów wynika, że w procesach WPK realizowanych przy $\delta \geq 1,2$ ma miejsce podobne spiętrzenie metalu. Ponieważ w typowych procesach WPK na ogół stosuje się stopnie gniotu znacznie większe od 1,2 zatem można przyjąć, że ten parametr nie jest istotny przy określaniu współczynnika wzrostu średnicy ξ . W dalszej analizie, w której określano wpływ kątów klina na spiętrzenie metalu ograniczono się do przypadków walcowania realizowanych przy $\delta = 1,3$.

Kolejny rysunek 3.29 pokazuje wpływ kąta kształtującego α na wzrost średnicy odkuwek walcowanych. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika,



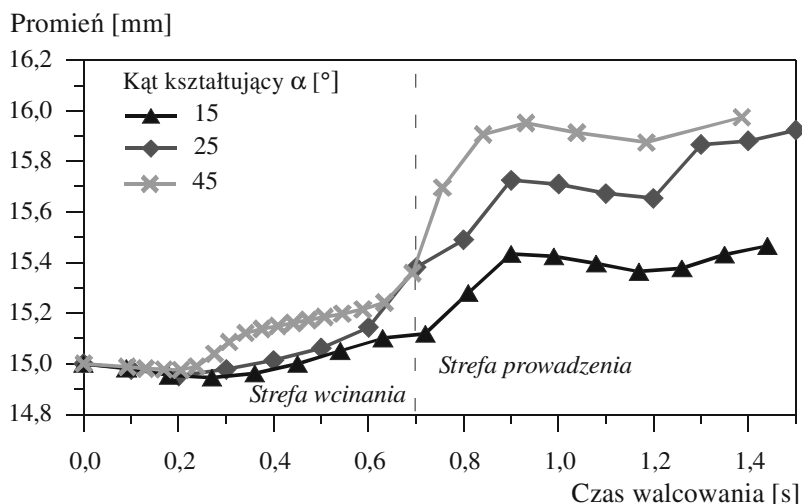
Rys. 3.28. Obliczone zmiany średnicy oraz rozkład intensywności odkształcenia w odkuwkach walcowanych przy: $\gamma = 3^\circ$, $\alpha = 25^\circ$, $d_0 = 30$ mm



Rys. 3.29. Obliczone zmiany średnicy oraz rozkład intensywności odkształcenia w odkuwkach walcowanych przy: $\gamma = 3^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 30$ mm

że zwiększanie kąta α powoduje istotny wzrost średnicy odkuwki wchodzącej do strefy odkształcenia.

Dla dokładnej oceny ilościowej współczynnika ξ prześlędzono jak zmienia się promień (odległość od osi wsadu) jednego z węzłów, który po procesie walcowania znajduje się w samym wierzchołku utworzonego spiętrzenia. Otrzymane wykresy promienia w funkcji czasu i kąta kształtującego α pokazano na rys. 3.30. Analiza rozkładów promienia wykazuje, że średnica pręta wchodzącego do strefy odkształcenia stopniowo wzrasta podczas wcinania się klina w materiał. Natomiast w strefie prowadzenia, po usunięciu owalizacji, średnica ta utrzymuje względnie stałą wartość.



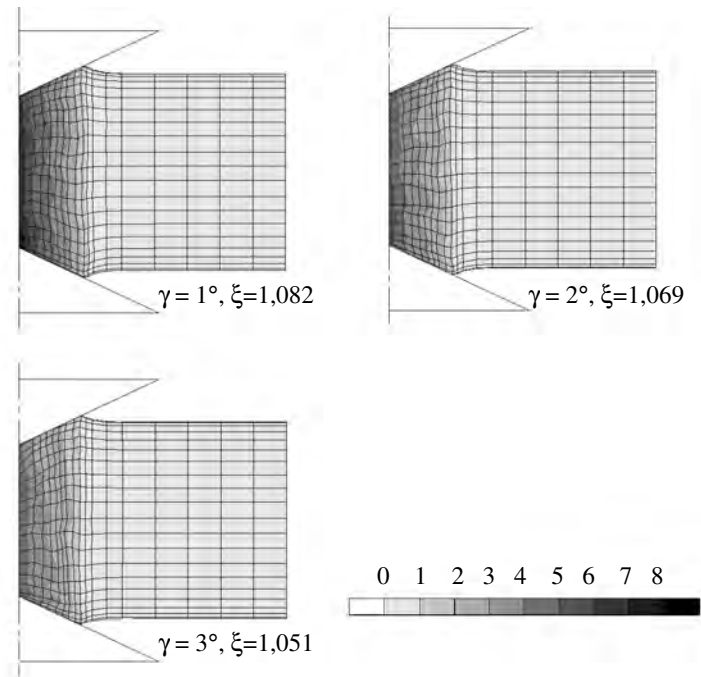
Rys. 3.30. Zmiana wartości promienia węzła, znajdującego się w wierzchołku spiętrzenia, w procesach WPK przy: $\gamma = 3^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 30$ mm

Zastosowanie MES umożliwiło analizowanie wpływu kąta wzniosu klina γ na zagadnienie wzrostu średnicy, co było niemożliwe w przypadku stosowania metody linii poślizgów i charakterystyk. Kąt γ związany jest z kątem kształtującym α oraz kątem rozwarcia klina β następującą zależnością:

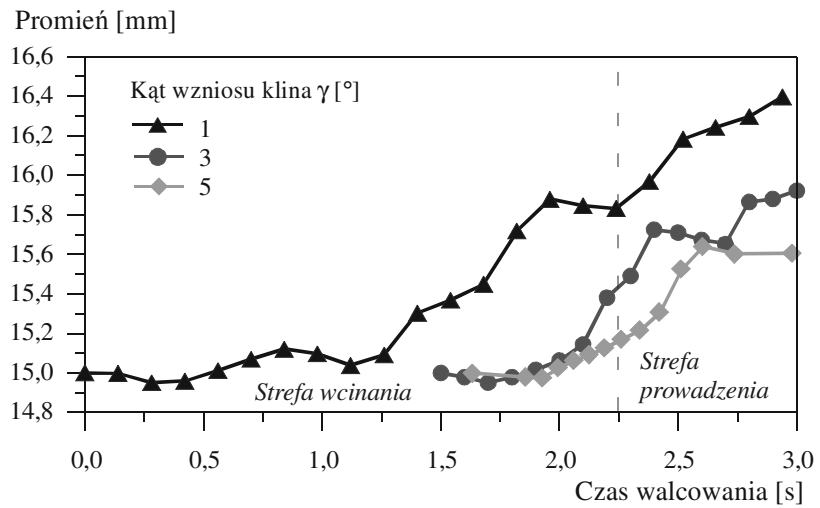
$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta. \quad (3.22)$$

Zatem analiza wpływu kąta γ (przy zachowaniu stałej wartości $\alpha = 25^\circ$) pozwala w sposób pośredni ocenić wpływ kąta rozwarcia klina β na spiętrzenie metalu. W ramach obliczeń przeanalizowano przypadki walcowania przy $\gamma = 1^\circ \div 5^\circ$, co odpowiadało stosowaniu klinów z kątami β w zakresie $2,14 \div 10,62^\circ$.

Z rys. 3.31, na którym pokazano kształty odkuwek odwalcowanych przy różnych kątach γ wynika, że stosowanie mniejszych kątów wzniosu klina powoduje istotne zwiększenie średnicy odkuwki. Wydłużenie strefy wcinania sprawia, że klin wgłębia się w materiał bardziej równomiernie, a czas, w którym następuje spiętrzenie metalu jest dłuższy – rys. 3.32.



Rys. 3.31. Obliczone zmiany średnicy oraz rozkład intensywności odkształcenia w odkuwkach walcowanych przy: $\alpha = 25^\circ, \delta = 1,3, d_0 = 30$ mm



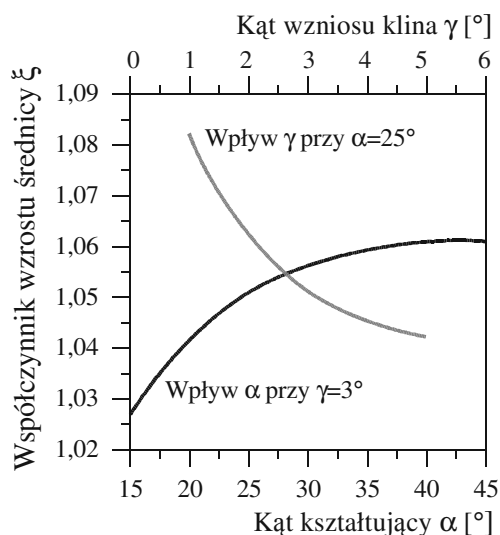
Rys. 3.32. Zmiana wartości promienia węża, znajdującego się w wierzchołku spiętrzenia, w procesach WPK przy: $\alpha = 25^\circ, \delta = 1,3, d_0 = 30$ mm

Podsumowując obliczenia ilościową ocenę wpływu kątów klina (α i γ) na współczynnik wzrostu średnicy ξ przedstawiono na rys. 3.33. Wynika z niej iż zmiana kąta α w zakresie 15° do 45° prowadzi do dwukrotnego zwiększenia współczynnika ξ . Podobny wpływ na analizowany współczynnik ma zmniejszenie kąta wzniosu klina γ z 5° do 1° .

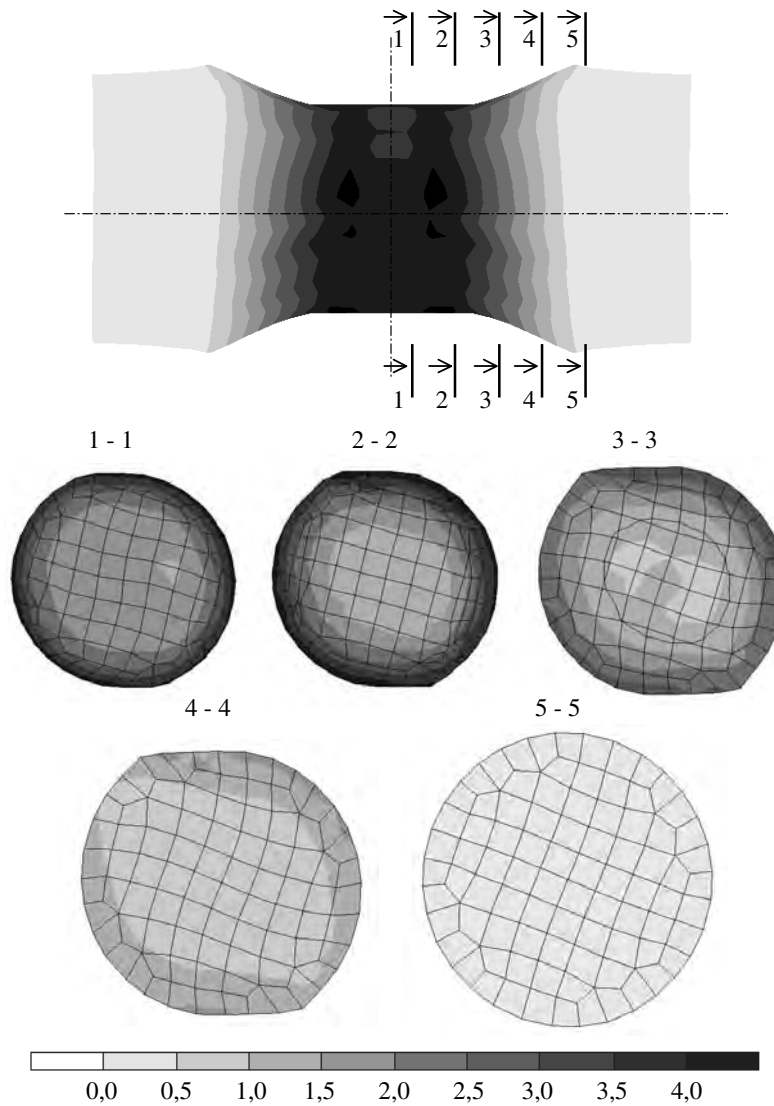
3.4. Stan odkształcenia

Do analizy stanu odkształcenia w wyrobach otrzymywanych metodą WPK, wygodnie jest stosować MES. Z analizy zamieszczonych w bieżącym rozdziale rysunków 3.6, 3.28, 3.29, 3.31 wynika, że odkształcenia na powierzchni odkuwek walcowanych osiągają bardzo duże wartości. Natomiast rozkład odkształceń wewnątrz odkuwki przedstawiony jest na rys. 3.34 i dotyczy przypadku walcowania segmentami płaskimi przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13$ mm. Rozkłady te pokazane są w przekrojach poprzecznych, dobranych w taki sposób by zilustrować przebieg zmian intensywności odkształcenia na całej długości strefy kształtowania. Z analizy danych przedstawionych na rysunku 3.34 wynika, że rozkład odkształceń ma charakter warstwowy. Największe odkształcenia występują w warstwach zewnętrznych i zmniejszają się w kierunku do środka odkuwki. Z rys. 3.34 można również śledzić zmiany przekroju poprzecznego materiału na całej długości kształtowania. Z uzyskanych danych wynika, że w rezultacie oddziaływania bocznej ściany klina występuje owalizacja przekroju odkuwki, która usuwana jest dopiero przez kalibrującą powierzchnię narzędzia. Wyniki symulacji MES potwierdziły występowanie powierzchniowego charakteru płynięcia materiału w procesie WPK, w wyniku którego powierzchnie boczne odkuwki ulegają wklęsnięciu.

Rozkłady intensywności odkształcenia obliczone w procesach kształtowania, przedstawionymi na rys. 3.15 metodami WPK, pokazano na rys. 3.35. Prezentowane rozkłady wykonano dla przekroju pokrywającego się z płaszczyzną symetrii. Analiza danych przedstawionych na rys. 3.35 wykazuje, że kształtując trzema walcami najszybciej uzyskuje się przekrój o kształcie zbliżonym do koła-

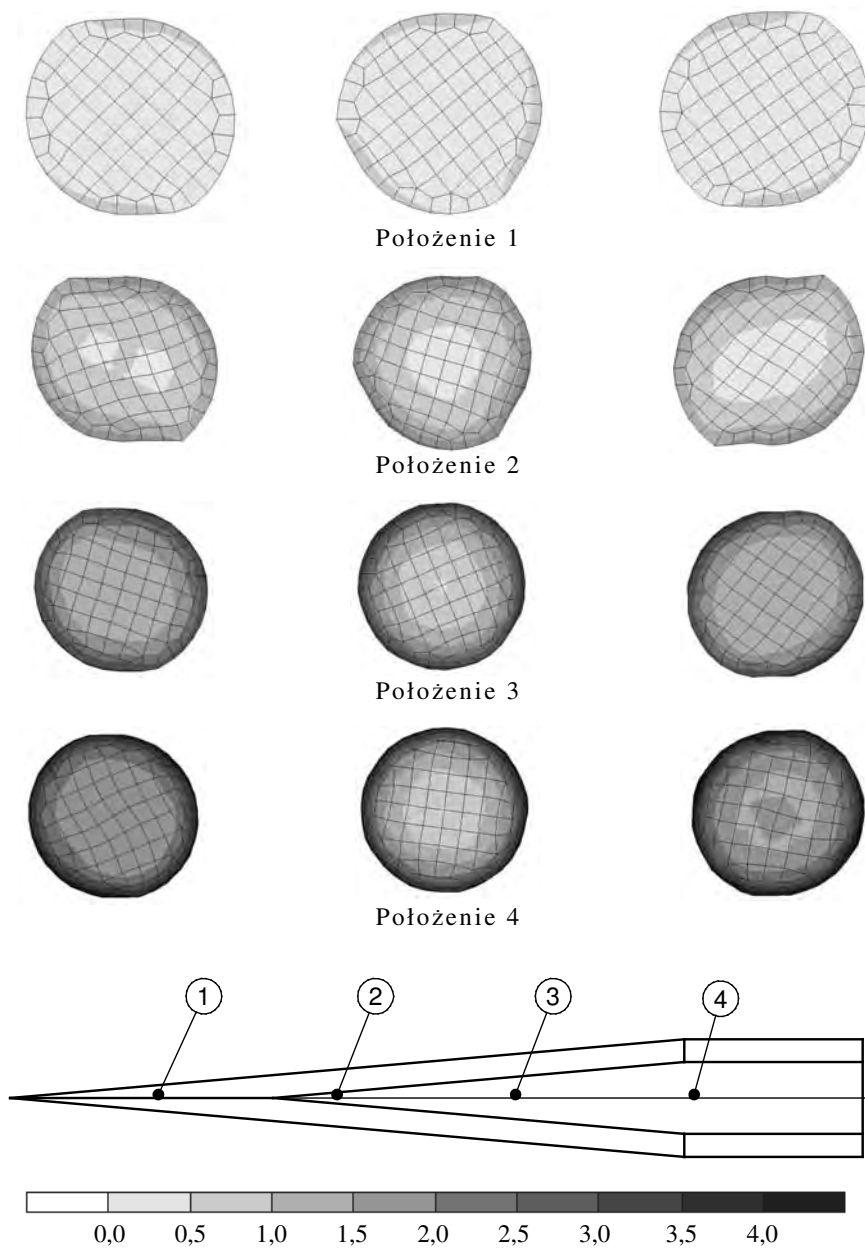


Rys. 3.33. Obliczony MES wpływ kątów klina (α i γ) na wzrost średnicy wyrobów kształtowanych metodą WPK

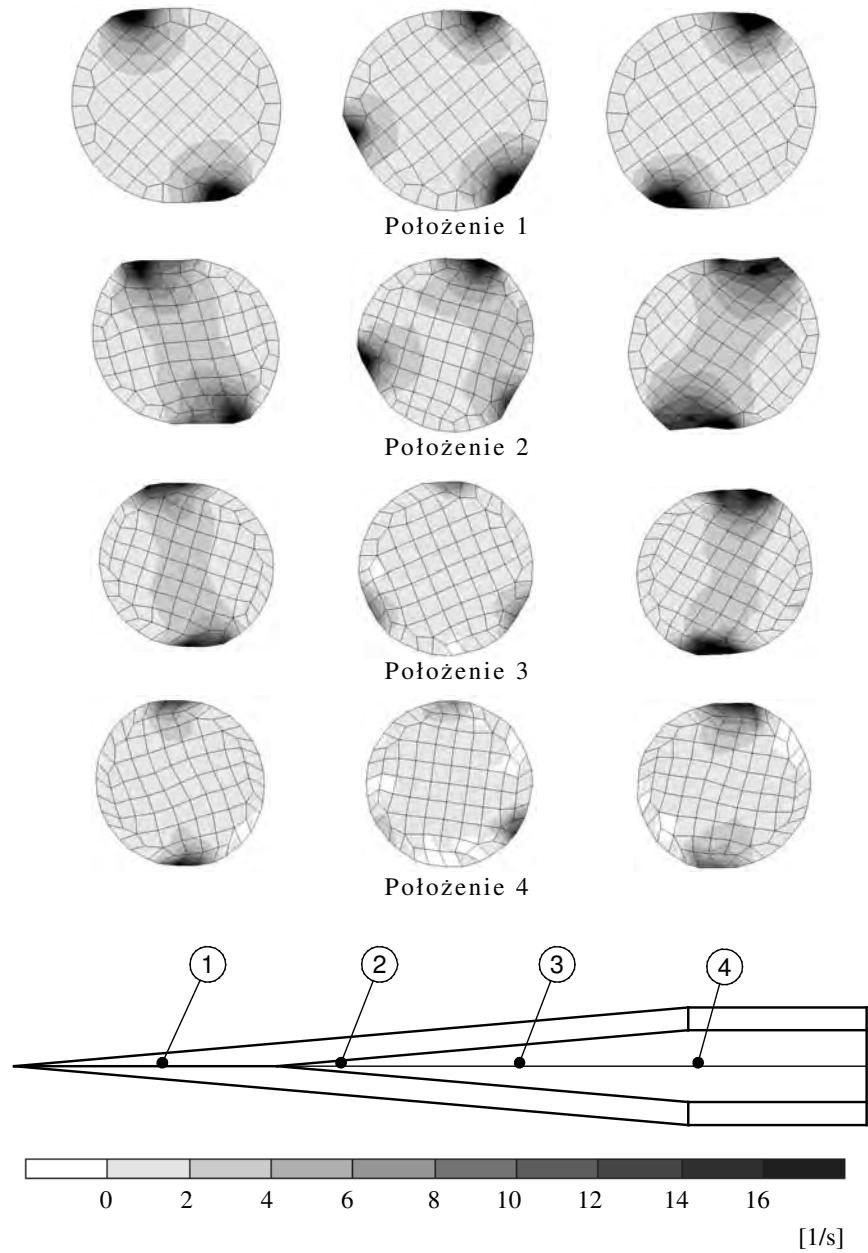


Rys. 3.34. Rozkład odkształceń obliczony MES dla zaawansowanego stadium procesu WPK, przy: $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13 \text{ mm}$, $v = 0,1 \text{ m/s}$

wego. Uzasadnione jest zatem przypuszczenie, że tę odmianę WPK charakteryzuje mniejsza skłonność do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu. Ponadto w procesie tym centralne warstwy materiału podlegają najmniejszym odkształceniom. Świadczy to o tym, że w metodzie trójwalcowej materiał płynie bardziej intensywnie w warstwach przypowierzchniowych, niż ma to miejsce w dwuna-



Rys. 3.35. Rozkład odkształceń w płaszczyźnie symetrii, obliczony dla procesów WPK klinami płaskimi (kolumna lewa), trzema walcami (kolumna środkowa) oraz dwoma walcami (kolumna prawa) przy: $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13$ mm, $r_w = 26$ mm, $v = 0,1$ m/s



Rys. 3.36. Rozkład prędkości odkształcenia w płaszczyźnie symetrii, obliczony dla procesów WPK klinami płaskimi (kolumna lewa), trzema walcami (kolumna środkowa) oraz dwoma walcami (kolumna prawa) przy: $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13$ mm, $r_w = 26$ mm, $v = 0,1$ m/s

rzędziowych metodach walcowania. Natomiast finalne mapy odkształceń obliczone dla procesów walcowania klinami płaskimi oraz dwoma walcami są bardzo zbliżone.

Na rys. 3.36 pokazano rozkłady prędkości odkształcenia obliczone dla analizowanych procesów WPK, przy parametrach podanych w podpisie rysunku. Największe przyrosty odkształceń występują podczas wcinania się klina w materiał, natomiast na etapie kalibrowania, gdy usuwane są tylko nieprawidłowości kształtu przekroju poprzecznego przyrosty te znacznie się zmniejszają. Interesująco przedstawia się lokalizacja maksymalnych wartości prędkości odkształcenia. Znajdują się one bowiem w narożach przekroju wchodzących w kontakt z narzędziem. O mniejszej skłonności do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu w trakcie kształtowania trzema walcami, w stosunku do metody dwunarzędziowej, świadczą większe wartości prędkości odkształcenia odnotowane w położeniu 1 (rys. 3.36). Oznacza to, że walcowana trzema walcami odkuwka obraca się szybciej i pewniej w początkowej fazie procesu, niż podczas kształtowania klinami płaskimi oraz dwoma walcami.

Analiza rozkładów odkształceń zamieszczonych na rysunkach 3.34 i 3.35 pokazuje iż pomimo niewielkich zmian w kształcie odkuwki intensywność odkształcenia osiąga duże wartości. Uzasadnione jest zatem stwierdzenie, że w wyrobach kształtowanych metodą WPK oprócz odkształceń podstawowych (jednorodnych) występują odkształcenia dodatkowe, zwane odkształceniami „zbędnymi” [27, 122].

Charakterystyczne dla procesów kształtowania plastycznego jest występowanie wewnętrznego ścinania struktury metalu, które nie przyczynia się do pożądanej zmiany kształtu i jest przyczyną zbytego odkształcania metalu. Występowanie dużych odkształceń zbytego jest cechą charakterystyczną procesów walcowania poprzecznego i skośnego. Jednakże wielkość tych odkształceń można minimalizować poprzez właściwe zaprojektowanie narzędzi kształtujących. Jako miarę odkształceń zbytego przyjmuje się odkształceniowy czynnik zbytego Φ , definiowany jako:

$$\Phi = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_H}, \quad (3.23)$$

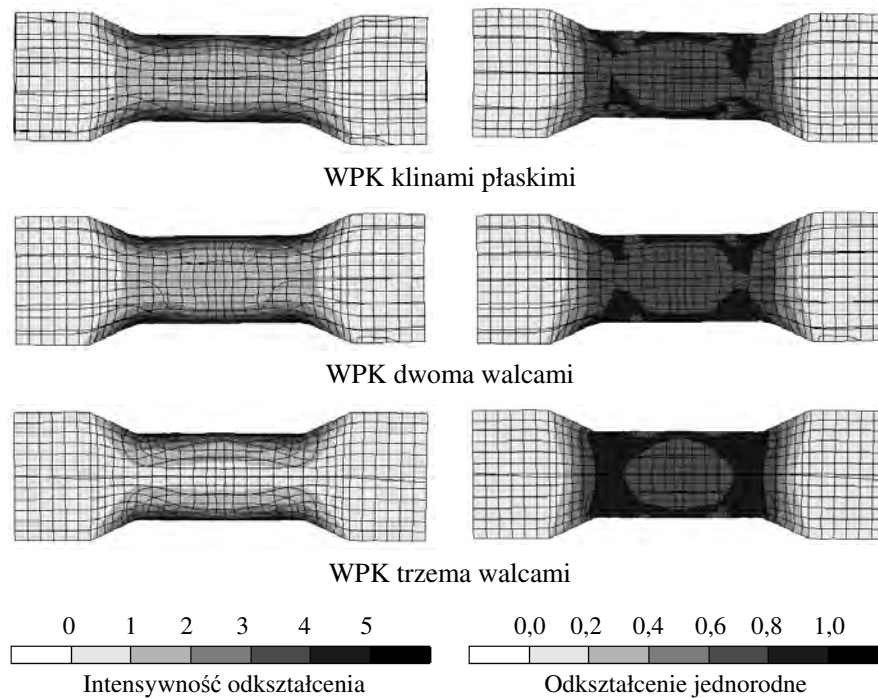
gdzie odkształcenie jednorodne ε_H oraz intensywność odkształcenia ε określają następujące zależności:

$$\varepsilon_H = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2}, \quad (3.24)$$

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{xz}^2 + \gamma_{yz}^2)}. \quad (3.25)$$

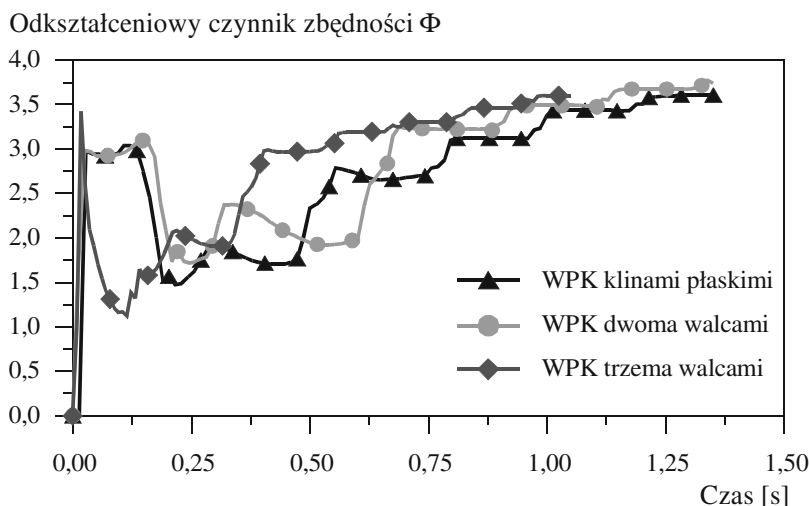
Dla oszacowania wpływu metody walcowania na wielkość odkształceń zbędnych wykonano symulacje numeryczne trzech najpopularniejszych metod WPK (klinami płaskimi, dwoma i trzema walcami). Dotyczyły one przypadku walcowania pojedynczego przewężenia, z wsadu o wymiarach $\varnothing 30 \times 69$ mm, charakteryzowanego stopniem gniotu $\delta = 1,5$. W obliczeniach przyjęto, że: kształtowany materiał to stal C45, temperatura walcowania jest stała i wynosi 1100°C , czynnik tarcia ma wartość graniczną $m = 1,0$, narzędzia przemieszczają się z prędkościami liniowymi $0,2$ m/s. Wszystkie narzędzia klinowe zaprojektowano przyjmując jednakowy kąt kształtujący $\alpha = 25^\circ$. Założono też, że kąt rozwarcia klina $\beta = 8^\circ$ (za wyjątkiem kształtowania trzema walcami, gdzie zastosowano $\beta = 12^\circ$). Przyjęcie takich parametrów narzędzi gwarantowało realizację procesów WPK przy jednakowej wartości względnego skoku walcowania, co uznano za konieczne do wykonania analizy porównawczej poszczególnych procesów WPK.

Na rys. 3.37 pokazano obliczone rozkłady intensywności odkształcenia ε i odkształcenia jednorodnego ε_H , w przekrojach wzdłużnych odkuwek, otrzymanych w analizowanych metodach WPK. Z uzyskanych map odkształceń wynika, że ε_H rozłożone jest w obszarze utworzonego przewężenia bardziej równomiernie niż ε , które rozłożone jest w formie zróżnicowanych warstw (pierścieni).



Rys. 3.37. Rozkłady intensywności odkształcenia i odkształcenia jednorodnego obliczone dla przypadków WPK przy: $\delta = 1,5$, $\alpha = 25^\circ$, $d_0 = 30$ mm

Ilościową ocenę wielkości odkształceń zbędnych w procesach WPK można przeprowadzić na podstawie wykresu pokazanego na rys. 3.38. Przedstawiono na nim rozkłady odkształceniowego współczynnika zbędności Φ , w węźle powierzchniowym znajdującym się w środku ukształtowanego przewężenia. Z uzyskanych danych wynika, że ostateczna wartość czynnika Φ nie zależy od zastosowanej metody kształtowania. Można się natomiast spodziewać, że istotny wpływ na ten parametr wywierają będą zastosowane parametry kątowe segmentów klinowych.



Rys. 3.38. Rozkłady odkształceniowego współczynnika zbędności, w węźle powierzchniowym w środku ukształtowanego przewężenia, obliczone dla przypadków WPK przy: $\delta = 1,5$, $\alpha = 25^\circ$, $d_0 = 30$ mm

Jedynie jak dotychczas badania doświadczalne [144, 147, 148], mające na celu wyznaczenie rozkładów odkształceń wykonane zostały przez autora i bazowały na metodzie pomiaru twardości. W trakcie tych badań wyznaczono mapy odkształceń w odkuwkach z aluminium w gatunku Al99 (w stanie wyżarzonym), dla którego krzywa płynięcia opisana była następującą zależnością:

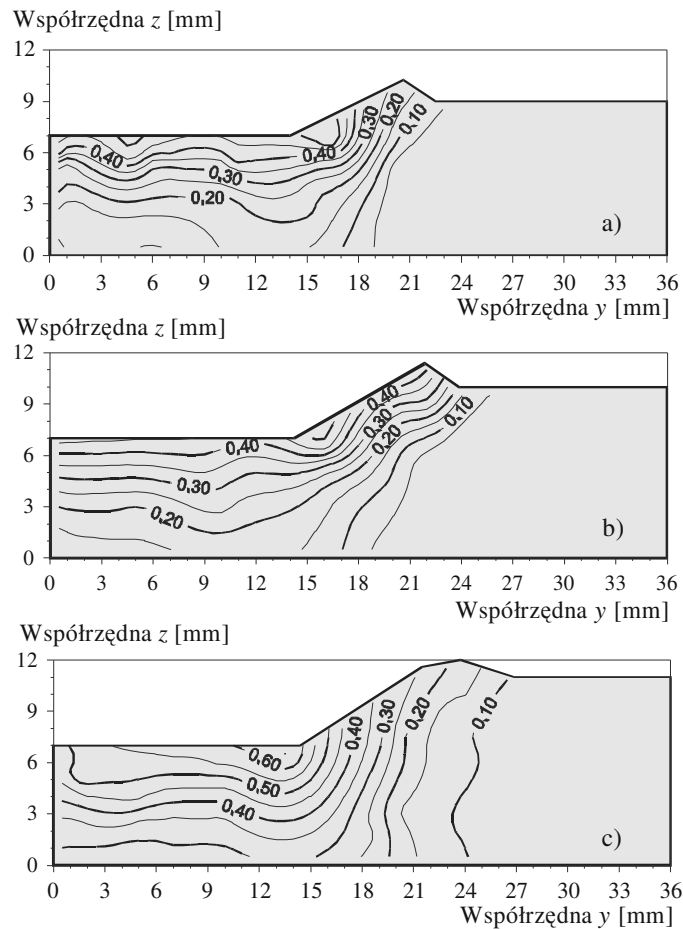
$$\sigma_p = 154,5 \varepsilon^{0,323} \text{ [MPa]}. \quad (3.26)$$

Natomiast charakterystykę HB- ε dla tego metalu, wyznaczoną na drodze doświadczalnej, określa zależność:

$$\text{HB} = 19,552 \varepsilon^{0,578} + 22,17. \quad (3.27)$$

Próbki do badań walcowano w walcierce laboratoryjnej WPK-1. Następnie frezowano je i szlifowano w ten sposób, by odkrywana płaszczyzna, w której mierzono twardość przechodziła przez oś wzdłużną odkuwki. W płaszczyźnie

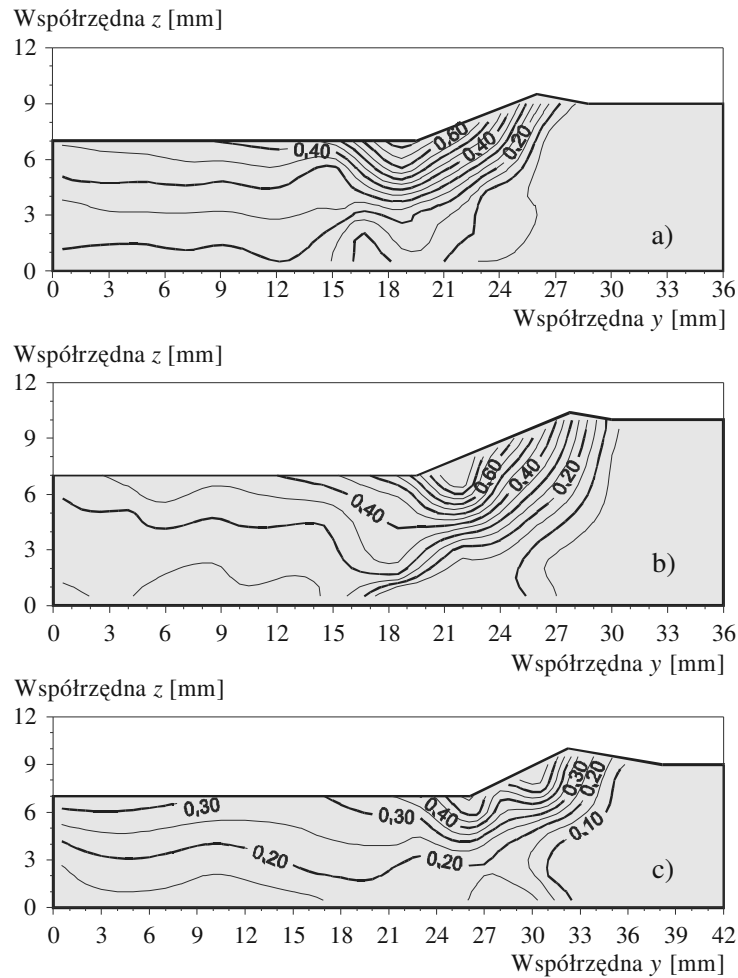
tej mierzono twardość, na podstawie której obliczano wartości ε . Korzystając z programu komputerowego „SURFER” po uwzględnieniu współrzędnych y i z punktów pomiaru, wykreślono mapy odkształceń. Mapy te podano na rys. 3.39 oraz 3.40.



Rys. 3.39. Mapy intensywności odkształcenia, wyznaczone metodą pomiaru twardości, dla procesów WPK przy: $d = 18$ mm, $l = 14,1$ mm oraz a) $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\delta = 1,28$; b) $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\delta = 1,43$; c) $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 3^\circ$, $\delta = 1,57$

Wyniki badań doświadczalnych potwierdziły powierzchniowy charakter płynięcia materiału w procesie WPK, w związku z którym większe odkształcenia występują przy powierzchni niż w strefie osiowej odkuwek. Zauważono również, że stosowanie większych stopni gniotu powoduje zwiększenie wartości odkształceń w odwalcowanej części odkuwek. Ponadto stwierdzono, że zwiększa-

nie kąta rozwarcia klina β oraz zmniejszanie kąta kształtującego α zmniejsza różnice pomiędzy wartościami ε wyznaczonymi w strefie przypowierzchniowej oraz osiowej odkuwki. Pomimo dobrej zbieżności jakościowej między wynikami obliczeń i badań doświadczalnych odnotowano duże różnice w wartościach liczbowych. Zdaniem autora za bliższe rzeczywistym należy uznać wartości otrzymane z obliczeń numerycznych, bazujących na MES.

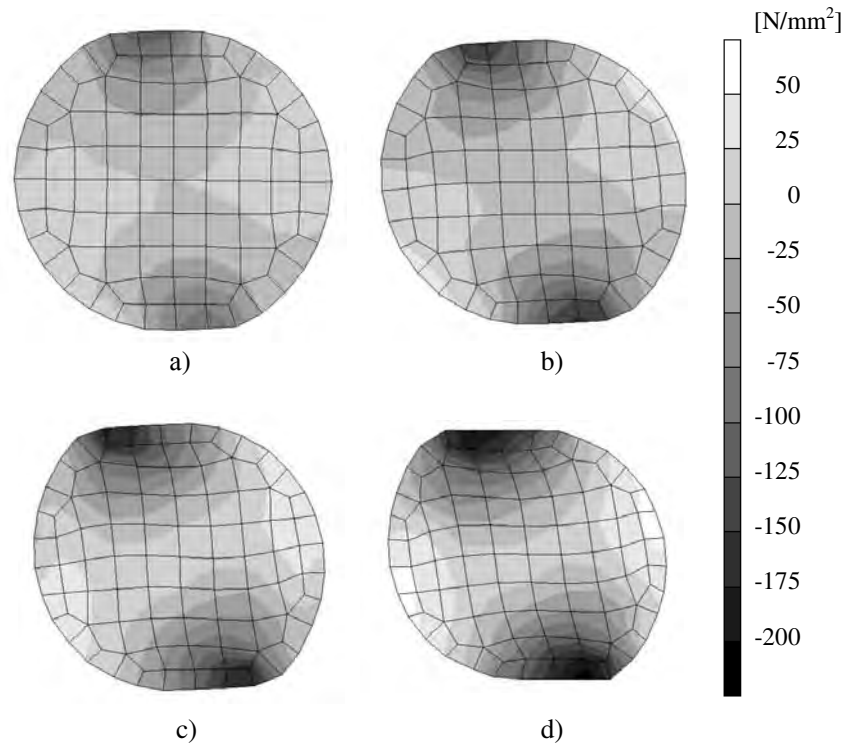


Rys. 3.40. Mapy intensywności odkształcenia, wyznaczone metodą pomiaru twardości, dla procesów WPK przy: $d = 18$ mm oraz a) $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,28$, $l = 19$ mm; b) $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,43$, $l = 19$ mm; c) $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,28$, $l = 26,1$ mm

3.5. Stan naprężenia

Do analizy stanu naprężenia wykorzystano metodę elementów skończonych. Objęte obliczeniami przypadki kształtowania zostały opisane szczegółowo w podrozdziale 3.2.2. Poniżej podaje się wybrane rezultaty obliczeń, dotyczące stanu naprężenia w odkuwkach kształtowanych metodą WPK.

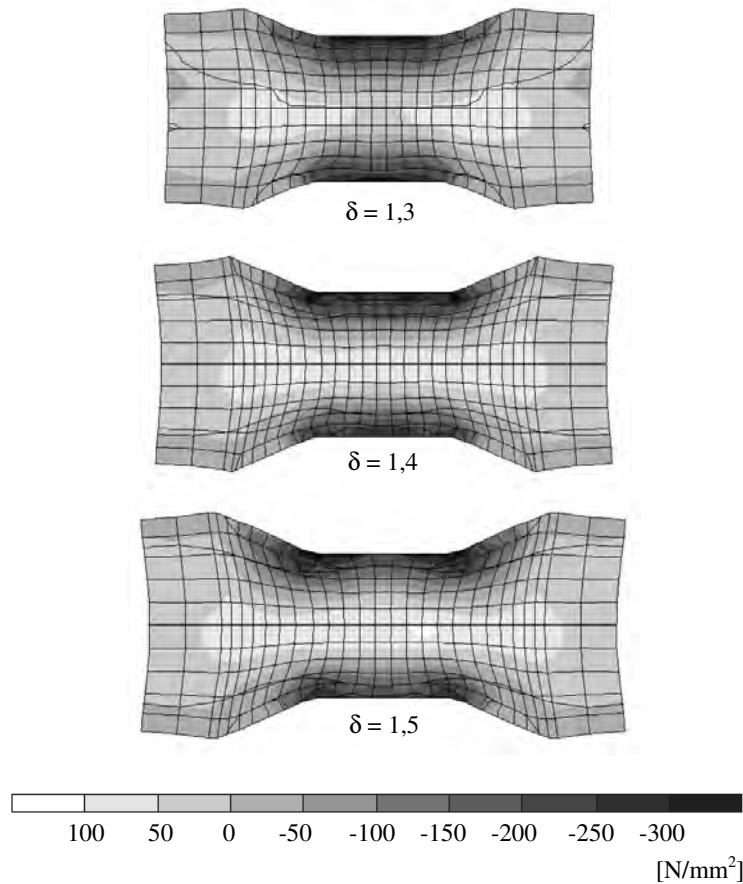
Na rys. 3.41 przedstawiono zmiany wartości naprężenia średniego σ_m w przekroju poprzecznym odkuwki, pokrywającym się z płaszczyzną symetrii, walcowanej przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13$ mm. Kolejne rysunki przedstawiają rozkłady σ_m po wykonaniu przez odkuwkę odpowiednio $\frac{1}{4}$ (rys. 3.41a), $\frac{1}{2}$ (rys. 3.41b), $\frac{3}{4}$ (rys. 3.41c) i 1 obrotu (rys. 3.41d). Wiadomo, że jeśli $\sigma_m > 0$ i im jest większe, tym wyższe jest prawdopodobieństwo utraty spójności w tym miejscu w materiale. W wyniku wciskania klinów w metal, w strefach bezpośrednio przylegających do narzędzi, działają na niego naprężenia ściskające. Przy czym najmniejsze naprężenia występują przy powierzchni, w pobliżu naroża



Rys. 3.41. Rozkład naprężenia średniego w płaszczyźnie symetrii, obliczony w procesie WPK klinami płaskimi przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13$ mm, $v = 0,1$ m/s: a) po $\frac{1}{4}$ obrotu, b) po $\frac{1}{2}$ obrotu, c) po $\frac{3}{4}$ obrotu, d) po 1 obrocie odkuwki

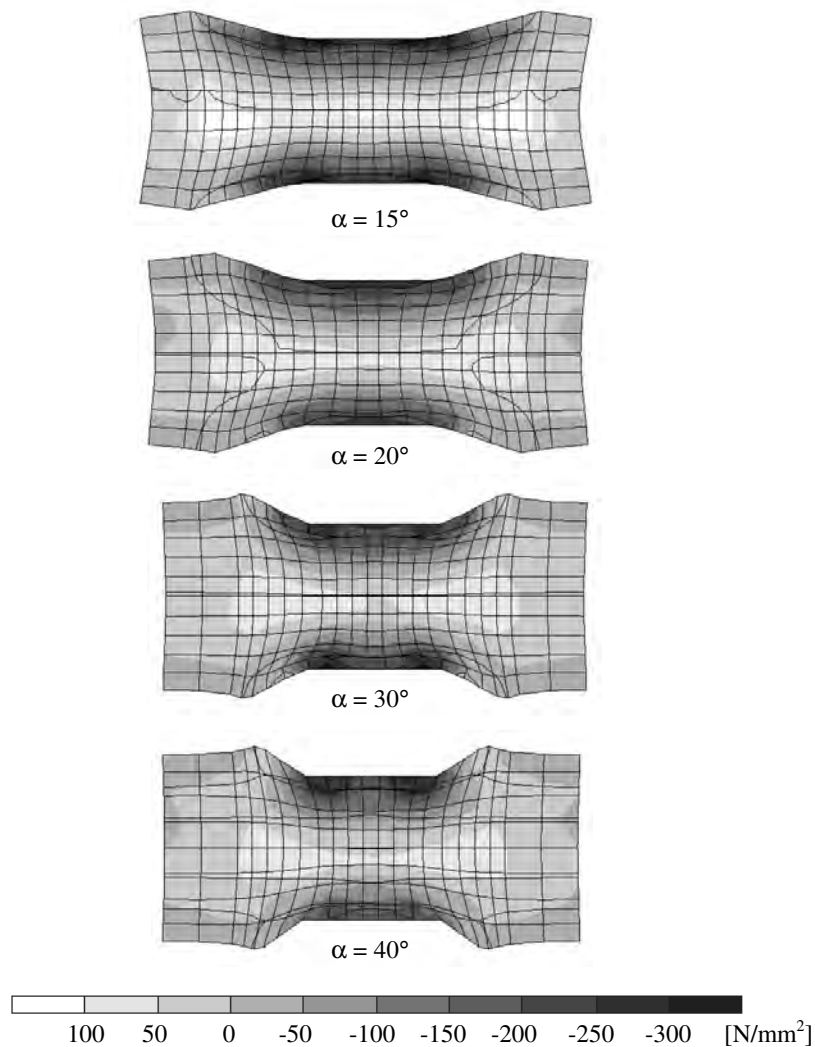
przekroju. Naprężenia rozciągające występują w obszarach odkuwki przylegających do jej swobodnych warstw powierzchniowych, w których nie ma kontaktu odkształcanego metalu z narzędziem. Obszary te łączą się ze sobą przechodząc przez środek przekroju. Na uwagę zasługuje asymetryczny rozkład naprężeń. W miarę wgłębiania się klinów w odkształcany materiał zmniejsza się obszar występowania naprężeń rozciągających.

Dzięki zastosowaniu MES możliwe jest przeanalizowanie wpływu głównych parametrów procesu WPK na wielkość obszarów, w których występują niekorzystne naprężenia rozciągające. Na rys. 3.42 – 3.44 przedstawiono obliczone finalne rozkłady naprężenia średniego, w przekrojach wzdłużnych odkuwek wykonanych metodą walcowania klinami płaskimi. Analiza danych przedstawionych na tych rysunkach wykazuje, że obszary materiału w których wystę-

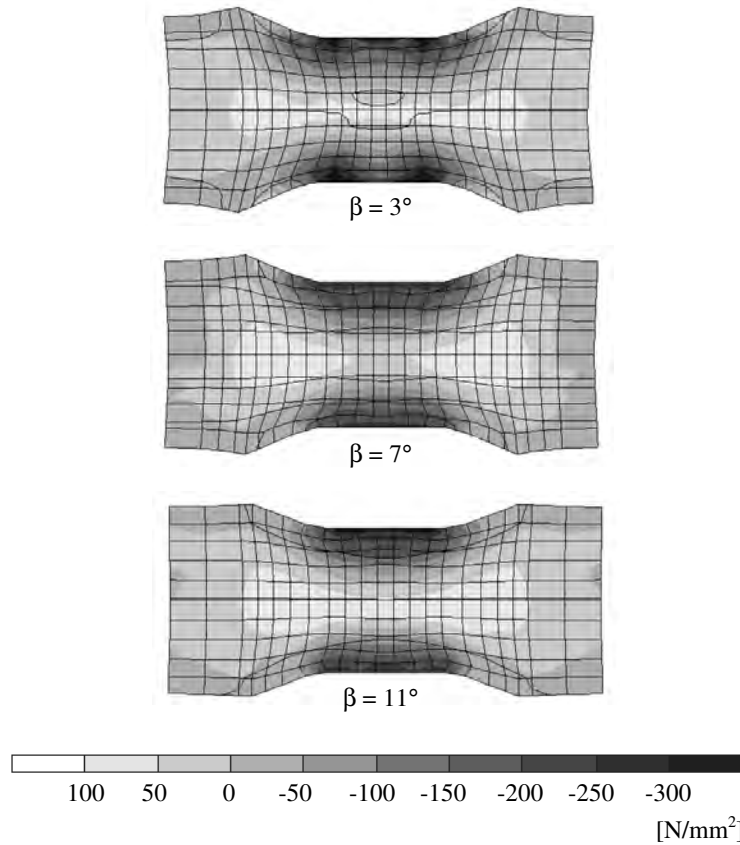


Rys. 3.42. Rozkłady naprężenia średniego w przekrojach wzdłużnych odkuwek, obliczone dla procesów WPK klinami płaskimi przy: $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d = 10 \text{ mm}$, $v = 0,1 \text{ m/s}$

pują dodatnie (rozciągające) naprężenia średnie σ_m lokalizowane są w otoczeniu osi wzdłużnej wyrobu. Zatem w strefie centralnej (osiowej) odkuwki występują warunki najbardziej sprzyjające do powstawania pęknięć wewnętrznych. Ponadto, w wyniku obliczeń stwierdzono, że zwiększeniu obszarów występowania niekorzystnych rozciągających naprężeń średnich sprzyja stosowanie: większych stopni gniotu δ (rys. 3.42), mniejszych kątów kształtujących α (rys. 3.43) oraz mniejszych kątów rozwarcia klina β (rys. 3.44).



Rys. 3.43. Rozkłady naprężenia średniego w przekrojach wzdłużnych odkuwek, obliczone dla procesów WPK klinami płaskimi przy: $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13 \text{ mm}$, $v = 0,1 \text{ m/s}$

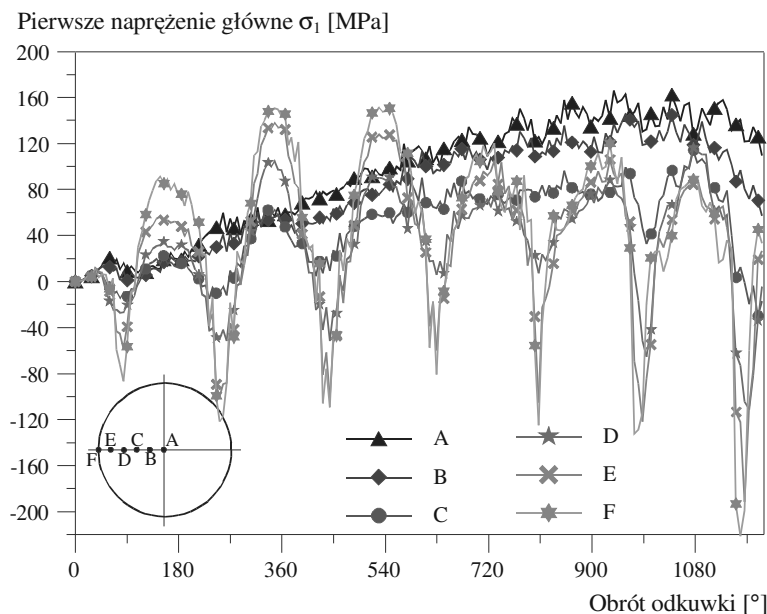


Rys. 3.44. Rozkłady naprężenia średniego w przekrojach wzdłużnych odkuwek, obliczone dla procesów WPK klinami płaskimi przy: $\alpha = 25^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 13 \text{ mm}$, $v = 0,1 \text{ m/s}$

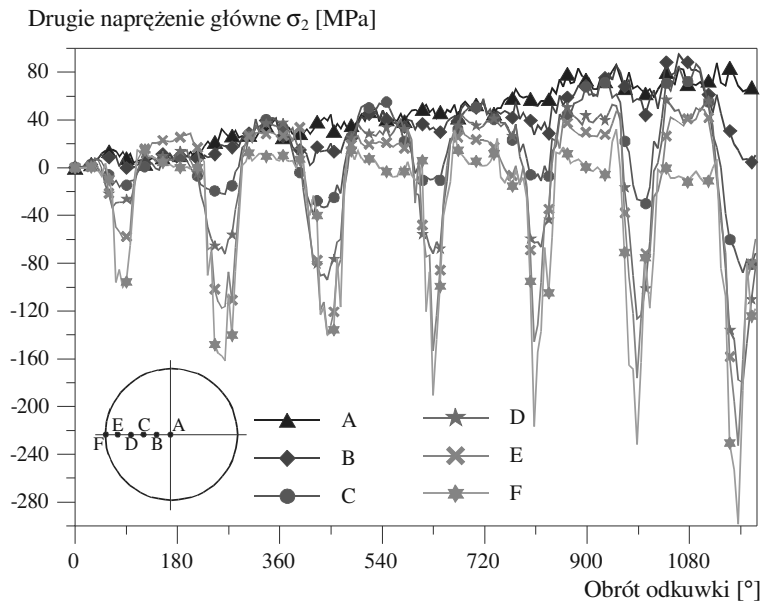
Jak opisano w podrozdziale 3.3 w procesach WPK dochodzi do spiętrzenia materiału przed klinem, prowadzącego do wzrostu średnicy wsadu. Z analizy rys. 3.43 do 3.44 wynika, że wzrost średnicy wsadu jest zależny od parametrów klina (α , β). Przy czym zwiększanie kąta kształtującego α oraz zmniejszanie kąta rozwarcia klina β sprzyja wzrostowi średnicy materiału wchodzącego do strefy odkształcenia. Ponadto zauważa się, że im większy jest miejscowy wzrost średnicy wsadu tym mniejsze są wklęsnięcia powierzchni czołowych odkuwek. Zatem wpływ parametrów kątów α i β na wielkość wklęsnięć (lejów) czołowych jest odwrotny do wpływu tych parametrów na miejscowe zwiększenie średnicy odkuwek walcowanych.

Dzięki MES można również dokładnie prześledzić jak zmieniają się naprężenia w odkuwce podczas procesu walcowania. Na rys. 3.45 – 3.47 przedstawiono rozkłady naprężeń głównych obliczone w punktach A, B, C, D, E

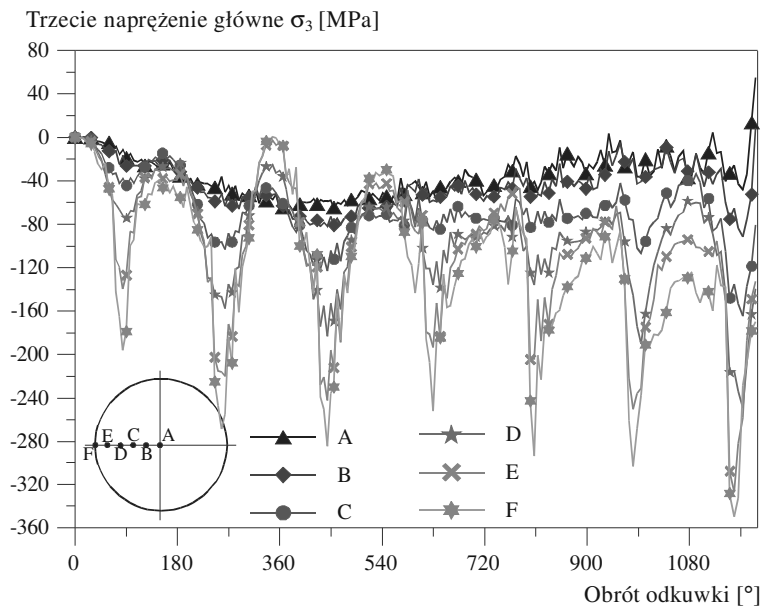
i F znajdujących się w przekroju poprzecznym odkuwki (pokrywającym się z płaszczyzną symetrii) – początkowo oddalonych odpowiednio o 0%, 20%, 40%, 60%, 80% i 100% wartości r_0 od osi. Prezentowane wykresy (rys. 3.45 – 3.47) dotyczą przypadku kształtowania klinami płaskimi przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,3$, $l = 5$ mm oraz $r_0 = 6,5$ mm. Analiza danych zamieszczonych na tych rysunkach pozwala stwierdzić, że w warstwach osiowych materiału występuje najbardziej niekorzystny stan naprężenia – dwuosiowe rozciąganie ze ściskaniem. Natomiast w warstwach zewnętrznych odkuwki naprężenia główne mają przebieg cykliczny oraz zmieniają znak w trakcie procesu walcowania. W przypadku, gdy punkty te usytuowane są prostopadle do narzędzi występują w nich naprężenia minimalne. Natomiast wartości maksymalne odpowiadają sytuacji, gdy punkty te układają się równolegle do powierzchni narzędzi. Taki przebieg naprężeń może doprowadzić do powstania pęknięcia o charakterze zmęczeniowym. Jednakże zgodnie z sugestią Wyrzykowskiego i in. [270] w przypadku, gdy liczba cykli naprężenia jest mniejsza od kilkuset mamy również do czynienia z pękaniem quasi-statycznym. Bardziej szczegółową analizę stanu naprężenia w odkuwkach kształtowanych metodą WPK znaleźć można w opracowaniach Donga i in. [49] oraz autora [162].



Rys. 3.45. Rozkłady pierwszego naprężenia głównego, obliczone MES, w odkuwce kształtowanej w procesie WPK przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 13$ mm, $v = 0,1$ m/s, $\delta = 1,3$



Rys. 3.46. Rozkłady drugiego naprężenia głównego, obliczone MES, w odkuwce kształtowanej w procesie WPK przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 13$ mm, $v = 0,1$ m/s, $\delta = 1,3$

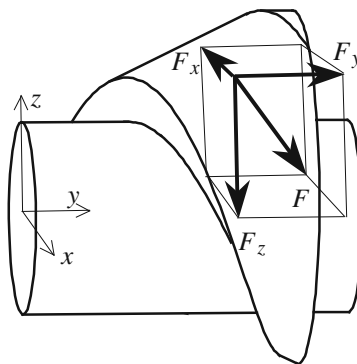


Rys. 3.47. Rozkłady trzeciego naprężenia głównego, obliczone MES, w odkuwce kształtowanej w procesie WPK przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 13$ mm, $v = 0,1$ m/s, $\delta = 1,3$

4. Siły w procesie WPK

Podstawowe znaczenie przy opracowywaniu procesu technologicznego WPK ma określenie sił kształtowania. Pozwala ono bowiem nie tylko trafnie dobrać odpowiednie agregaty i urządzenia zabezpieczające proces walcowania, ale może być również podstawą do opracowania systemu automatycznego sterowania procesem walcowania. Siłę F oddziaływującą na klin w procesie WPK (rys. 4.1) można rozłożyć na trzy składowe, skierowane zgodnie z osiami współrzędnych: promieniową (rozporową) F_z , osiową F_y oraz styczną F_x . Składowa promieniowa wpływa na obciążenie narzędzi oraz korpusu walcarki. Z kolei znajomość siły stycznej jest niezbędna do obliczenia mocy silnika walcarki. Ze względu na symetrię segmentu narzędziowego wiedza na temat siły wzdłużnej (osiowej) jest mniej istotna dla procesu projektowania (doboru) walcarki. Natomiast jest ona niezbędna do sprawdzenia warunku stabilnego przebiegu procesu, ze względu na możliwość wystąpienia przewężenia (zerwania) kształtowanej odkuwki.

Badania eksperymentalne procesów WPK [62], zmierzające do określenia wartości składowej promieniowej F_z i stycznej F_x wykonane zostały w walcierce laboratoryjnej płasko-klinowej LUW-1 (rys. 1.18). W trakcie badań walcowano próbki, o średnicach $\varnothing 22$, $\varnothing 24$, $\varnothing 28$, $\varnothing 30$, $\varnothing 32$ mm oraz długości 180 mm, na jednakową średnicę $\varnothing 18$ mm. W ten sposób uzyskiwano różny stopień gniotu δ . Pomiarzy prowadzono w temperaturze pokojowej. Próbki wykonane były z ołowiu w gatunku Pb1. W badaniach wykorzystano 5 kompletów płaskich segmentów klinowych, wykonanych ze stali narzędziowej do pracy na gorąco - w gatunku WNL. Zastosowane narzędzia umożliwiały realizację procesu WPK przy kątach kształtujących klinów α w zakresie od 20° do 40° oraz kątach rozwarcia klina β od 5° do 9° . W celu zwiększenia stabilności procesu walcowania na powierzchniach bocznych klinów wykonano nacięcia (rys. 4.2), dzięki którym



Rys. 4.1. Rozkład siły F , działającej na klin, na składowe

ograniczono możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu. Główne parametry zastosowanych w badaniach klinów zestawiono w tab. 4.1.

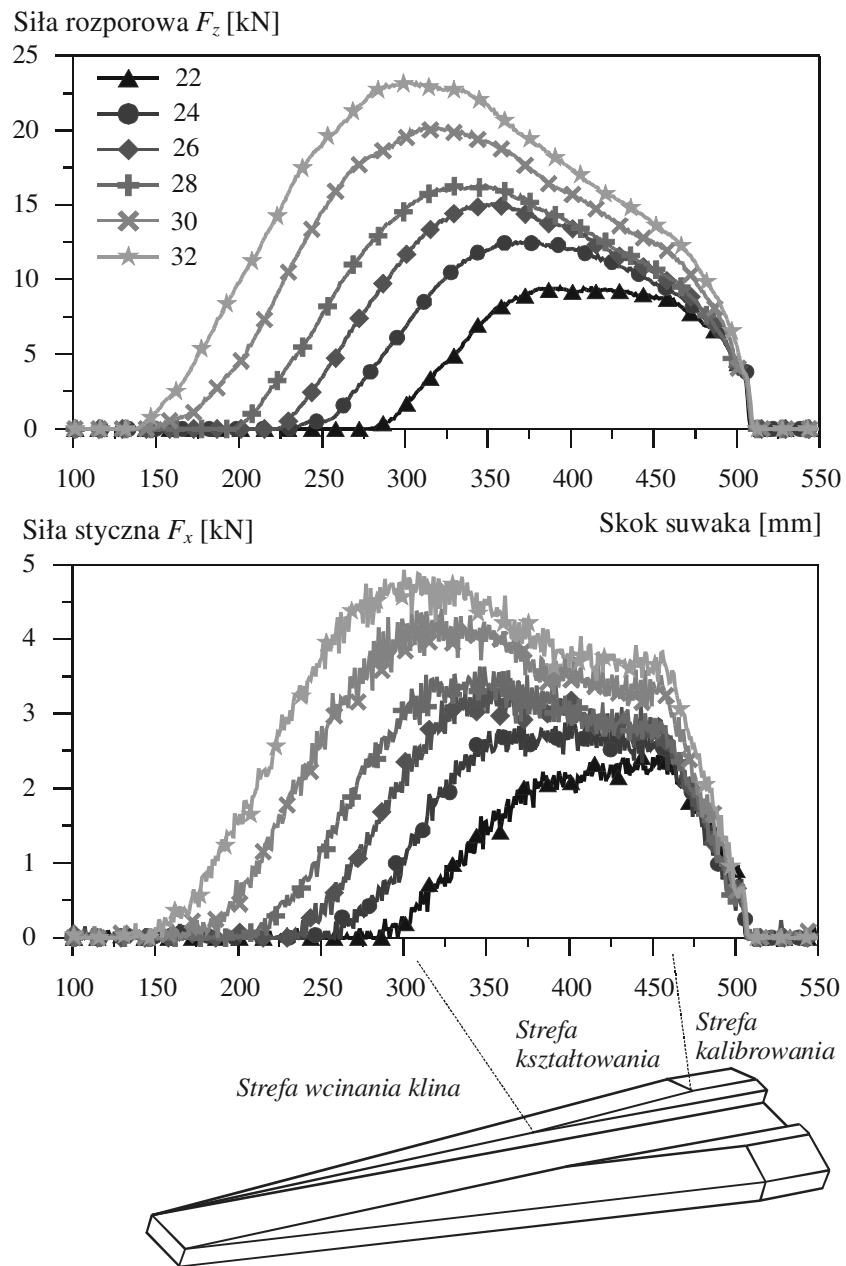
Tab. 4.1

Ważniejsze parametry klinów stosowanych w badaniach doświadczalnych

Klin	Parametr						
	Alfa [°]	Beta [°]	Gamma [°]	Dł. klina [mm]	Dł. kalibrowania [mm]	Dł. walcowania [mm]	l [mm]
KO1	20	5	1,82	510,0	52,8	12,5	40,0
KO2	30	5	2,89	510,0	52,8	22,7	40,0
KO3	40	5	4,20	510,0	52,8	28,1	40,0
KO4	20	7	2,56	421,0	54,5	22,5	30,0
KO7	20	9	3,30	339,0	54,9	22,5	30,0



Rys. 4.2. Kliny zastosowane w badaniach doświadczalnych, mających na celu wyznaczenie sił kształtowania



Rys. 4.3. Rozkłady sił stycznych i rozporowych zmierzone w procesach WPK, w których zastosowano kliny KO1 (tab. 4.1), w funkcji średnicy wsadu d_0 [mm]

Na rys. 4.3 przedstawiono rozkłady sił F_x i F_z zmierzone w procesach WPK klinem KO1 (tab. 4.1). Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że siły

zwiększają się w strefie wcinania klina, osiągając maksymalną wartość na granicy stref wcinania i kształtowania oraz gwałtownie zmniejszają się w strefie kalibrowania. Natomiast charakter przebiegu sił F_x i F_z w strefie kształtowania jest różny. I tak siła F_x po początkowym zmniejszeniu utrzymuje swoją wartość na względnie stałym poziomie, podczas gdy wartość siły F_z ulega stopniowemu zmniejszaniu.

Cechą charakterystyczną wyznaczonych rozkładów sił jest występowanie miejscowego wzrostu ich wartości, co ma miejsce na granicy stref wcinania i kształtowania narzędzia. Wzrost ten jest tym większy im większa jest wartość kąta wzniosu klina γ (tab. 4.1). Wydaje się, że przyczyną wystąpienia omawianego zwiększenia siły jest rozpoczęcie kształtowania materiału, z maksymalnym gniosem bezwzględnym, przez powierzchnię kalibrującą klina. W tej fazie proces WPK przebiega również przy relatywnie największym poślizgu. Te dwa fakty powodują zwiększenie powierzchni kontaktu materiał – narzędzie, a w konsekwencji zwiększenie wartości sił F_x i F_z .

Maksymalne wartości sił F_x i F_z zmierzone w procesach WPK, przebiegających przy różnych parametrach, przedstawiono w tabeli 4.2. dodatkowo w tabeli tej zamieszczono informacje na temat stabilności walcowania. Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych sformułowano następujące wnioski:

- ❑ Wartość siły stycznej F_x jest mniejsza od wartości siły promieniowej F_z . W zależności od parametrów procesu WPK $F_x = (0,2 \div 0,3)F_z$.
- ❑ Zwiększenie średnicy wsadu (w konsekwencji stopnia gniośu δ) powoduje zwiększenie wartości składowej F_x i F_z siły walcowania.
- ❑ Zwiększenie kąta kształtującego α powoduje zmniejszenie siły promieniowej F_z , natomiast wpływ kąta α na wartość siły F_x jest pomijalny.
- ❑ Zwiększenie kąta rozwarcia klina β wywołuje wyraźne zwiększenie siły stycznej F_x , natomiast wpływ kąta β na wartość siły F_z jest nieregularny.
- ❑ Zwiększenie kątów kształtujących α i rozwarcia klina β sprzyja wystąpieniu zjawisk ograniczających stabilność przebiegu procesu WPK: niekontrolowanego poślizgu i przewężenia (zerwania) odkuwki.

Do obliczania sił kształtowania najwygodniej stosować jest metodę elementów skończonych. O dokładności uzyskiwanej w symulacjach numerycznych świadczą porównania sił obliczonych ze zmierzonymi, opisane w pracy [157]. W ramach tych prac dokonano analizy procesu WPK, pokazanego na rys. 4.4, korzystając z MES oraz z walcarki LUW-2. Modelując numerycznie proces walcowania przyjmowano, że wsad nagrzewany jest do temperatury 1100°C. W obliczeniach założono, że temperatura narzędzi kształtujących wynosi 50°C, a temperatura powietrza 30°C. Ponadto przyjęto, że współczynnik wymiany ciepła między metalem a narzędziami równy jest 10000 W/m²K, zaś pomiędzy metalem a otoczeniem 160 W/m²K.

4. Siły w procesie WPK

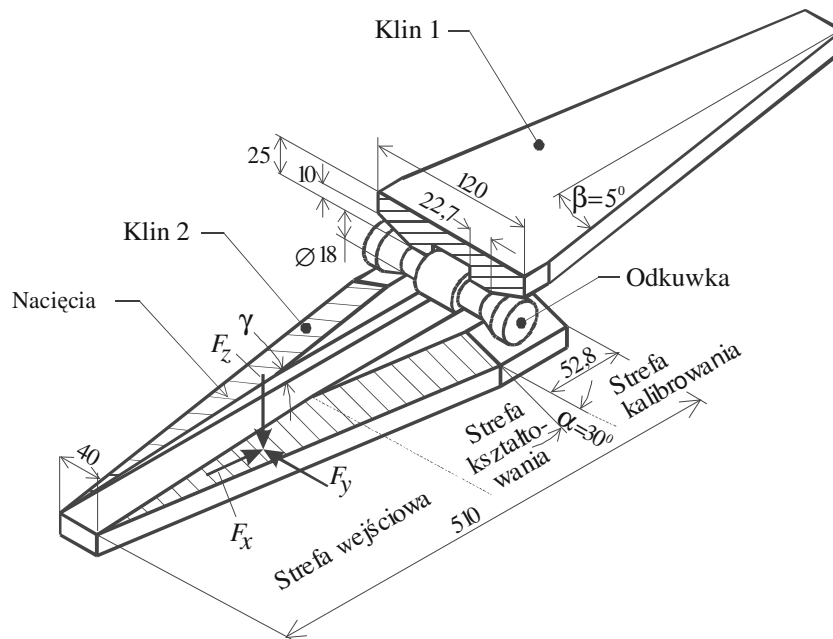
Tab. 4.2

Wyznaczone doświadczalnie wartości maksymalne sił oraz dane na temat stabilności procesu WPK

Legenda: ▲ - niekontrolowany poślizg ● - proces stabilny ■ - przewężenie (zerwanie)		Średnica wsadu					
		22 mm	24 mm	26 mm	28 mm	30 mm	32 mm
Klin KO1	Siła promieniowa [kN]	9,50	12,53	15,08	16,37	19,16	23,21
	Siła styczna [kN]	2,47	2,93	3,38	3,63	4,21	4,93
	Stabilność	● / ▲	●	●	●	●	●
Klin KO2	Siła promieniowa [kN]	11,24	12,08	14,45	15,59	17,48	19,37
	Siła styczna [kN]	2,28	2,84	3,29	3,54	4,23	4,78
	Stabilność	● / ▲	● / ▲	●	●	●	●
Klin KO3	Siła promieniowa [kN]	12,83	11,51	13,28	13,79	15,05	16,22
	Siła styczna [kN]	2,67	2,77	3,41	3,78	4,43	4,95
	Stabilność	▲	● / ▲	●	●	● / ■	■
Klin KO4	Siła promieniowa [kN]	10,49	14,33	16,10	17,93	19,94	23,12
	Siła styczna [kN]	2,55	3,85	4,25	4,55	5,05	5,69
	Stabilność	▲	▲	● / ▲	●	●	●
Klin KO7	Siła promieniowa [kN]	10,70	13,67	15,32	16,34	20,21	22,55
	Siła styczna [kN]	2,86	4,44	5,12	4,99	6,15	6,84
	Stabilność	▲	▲	▲	●	●	●

W badaniach eksperymentalnych (rys. 4.5) wykorzystano zestaw klinów (KO2 – tab. 4.1) o takim samym kształcie i wymiarach jak założono w obliczeniach numerycznych. Pozostałe parametry procesu WPK (wymiary próbek, gnioty, temperatury itp.) przyjmowano również identycznie jak w analizie teoretycznej.

Na podstawie obliczeń MES oraz badań doświadczalnych wyznaczono rozkłady siły stycznej F_x (wciskającej klin) w funkcji przemieszczenia klina. Na rys. 4.6 zestawiono przykładowe rozkłady siły F_x – obliczone i zmierzone. Z danych zamieszczonych na tych rysunkach wynika, że siły ulegają zwiększeniu w strefie wcinania klina, osiągają maksymalną wartość na granicy stref wcinania i kształtowania oraz gwałtownie zmniejszają się w strefie kalibrowania.



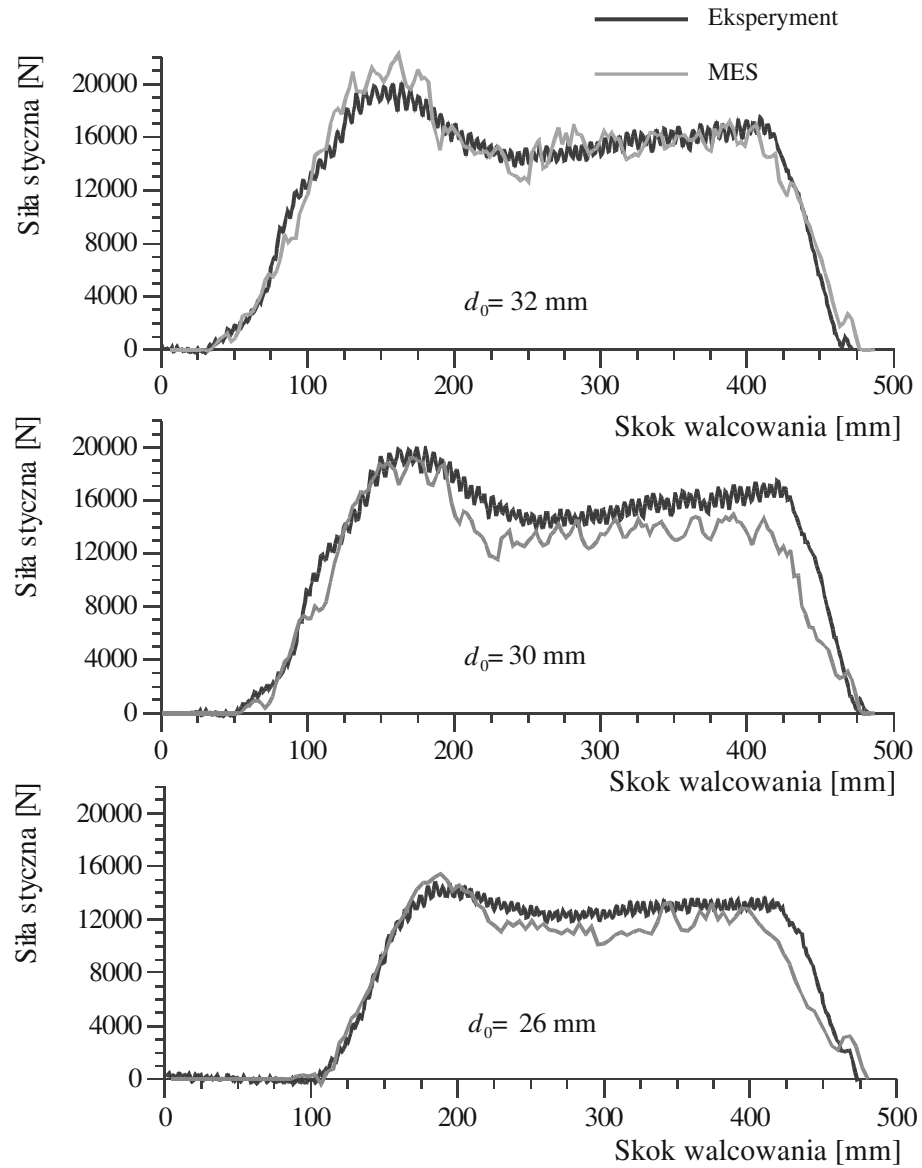
Rys. 4.4. Schemat procesu WPK, przyjęty w obliczeniach MES, wraz z ważniejszymi parametrami



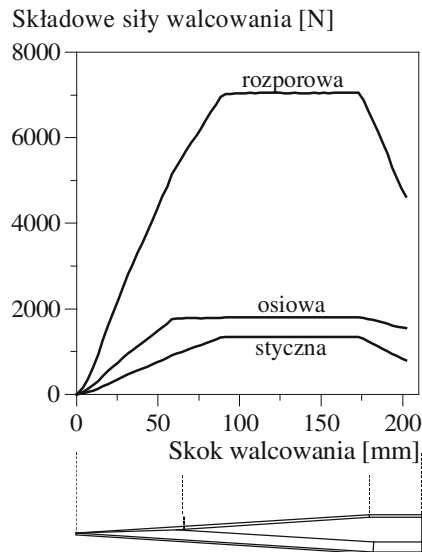
Rys. 4.5. WPK na gorąco odkuwki ze stali C45, w walcierce laboratoryjnej LUW-2

4. Siły w procesie WPK

Zestawienie sił prezentowane na rys. 4.6 wykazuje bardzo dobrą zgodność (zarówno w sensie ilościowym jak i jakościowym) pomiędzy przebiegami sił zmierzonymi i obliczonymi. Fakt ten potwierdza jednoznacznie przydatność MES w obliczaniu sił w tak złożonych procesach kształtowania plastycznego jak walcowanie poprzeczno-klinowe.



Rys. 4.6. Zestawienie sił stycznych F_x (wciskających klin) obliczonych MES i zmierzonych w próbach laboratoryjnych



Rys. 4.7. Rozkłady składowych siły walcowania, prognozowane metodą górnej oceny, dla procesu WPK, przy: $\alpha=30^\circ$; $\beta=5^\circ$; $\delta=1,43$; $r_0=10$ mm; $l=10$ mm; $m_b=1,0$; $m_k=0,6$; $\sigma_p=27,1 \epsilon^{0,3}$

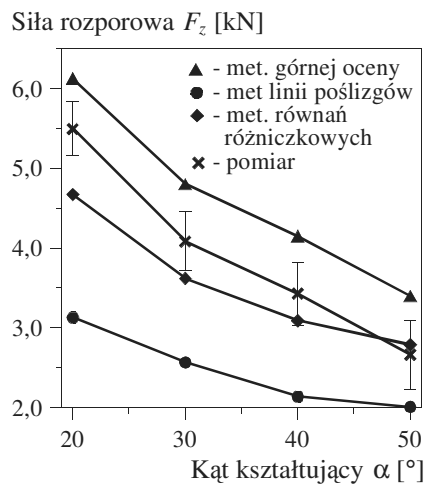
Siły występujące w procesach WPK można również obliczać stosując metodę modelowania warstwowego, opisaną w podrozdziale 3.2.1. Na rys. 4.7 pokazano przykładowe rozkłady poszczególnych składowych siły F , tj.: promieniową F_z , styczną F_x i osiową F_y wyznaczone w oparciu o metodę warstwową. Z analizy zamieszczonych na tym rysunku przebiegów sił wynika, że siły po początkowym wzroście w strefie wcinania utrzymują stałą wartość w strefie kształtowania, a następnie maleją podczas kalibrowania. Można zatem stwierdzić, że zbieżność jakościowa pomiędzy siłami obliczanymi metodą warstwową, a zmierzonymi nie jest tak dobra jak w przypadku MES. Jednakże stosując tę metodę obliczeniową można stosunkowo trafnie prognozować wartości sił maksymalnych występujących w procesie WPK. Świad-

czą o tym zestawienia prezentowane na rys. 4.8÷4.10, na których porównano wartości maksymalne sił promieniowych – zmierzonych i obliczonych.

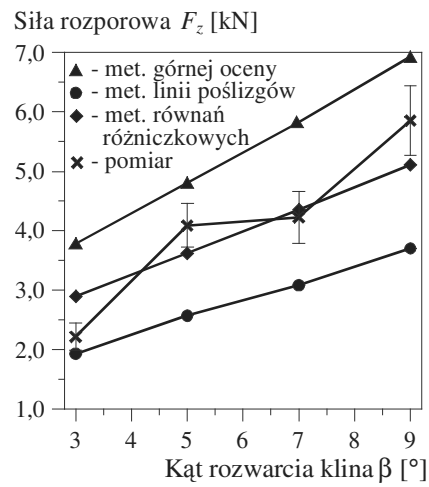
Rozważając wpływ geometrii segmentów klinowych na wartość składowej F_z zauważa się, że wzrostowi kąta kształtującego α (rys. 4.8) oraz zmniejszaniu wartości kąta rozwarcia klina β (rys. 4.9) towarzyszy spadek maksymalnych wartości siły. Natomiast jak wynika z danych przedstawionych na rys. 4.10 stosowanie większych stopni gniotu δ w procesie WPK powoduje zwiększenie wartości sił promieniowych (rozporowych). Przyczyny takich rozkładów sił F_z upatruje się głównie w zmianach powierzchni kontaktu materiał – narzędzie wywołanych zmianami wartości kątów α i β oraz średnicy wsadu d_0 . Spostrzeżenia te są zbieżne z wnioskami wynikającymi z badań doświadczalnych, zamieszczonych na początku niniejszego rozdziału.

Z porównania wartości maksymalnych sił zmierzonych i obliczonych metodą warstwową wynika dobra zgodność jakościowa. Ponadto, zauważono, że wynik obliczeń jest silnie uzależniony od metody zastosowanej do obliczenia nacisku jednostkowego w warstwie. I tak stosując metodę równań różniczkowych równowagi uzyskuje się wartości sił zbliżone do dolnych wartości sił zmierzonych. Natomiast korzystanie w obliczeniach z metody górnej oceny prowadzi do

4. Siły w procesie WPK



Rys. 4.8. Porównanie sił rozporowych, obliczonych i zmierzonych, w funkcji kąta kształtującego α w procesach WPK, przy: $\beta = 5^\circ$; $d_0 = 20$ mm; $d = 14$ mm, $m_b = 1,0$; $m_k = 0,59$; materiał – Pb1



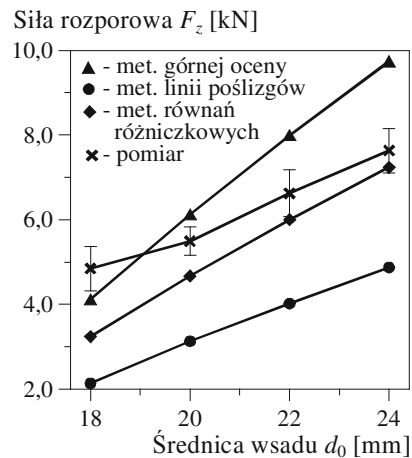
Rys. 4.9. Porównanie sił rozporowych, obliczonych i zmierzonych, w funkcji kąta rozwarcia klina β w procesach WPK, przy: $\alpha = 30^\circ$; $d_0 = 20$ mm; $d = 14$ mm, $m_b = 1,0$; $m_k = 0,59$; materiał – Pb1

przeszacowania sił. Najmniejszą dokładność – niedoszacowanie rzędu 40%, osiągnano stosując w symulacji metodę linii poślizgów.

W przypadku, gdy nie dysponuje się programami umożliwiającymi modelowanie procesu WPK poszczególne składowe siły walcowania F można szacować przyjmując, że są one równe iloczynom rzutów powierzchni styku metalu z narzędziem (na odpowiednią płaszczyznę układu współrzędnych) oraz średniego nacisku jednostkowego. W tym celu należy korzystać z następujących wzorów:

$$\left. \begin{aligned} F_x &= p_n \cdot S_{yz}, \\ F_y &= p_n \cdot S_{xz}, \\ F_z &= p_n \cdot S_{xy}, \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

gdzie przez S_{xy} , S_{xz} , S_{yz} oznaczono rzuty powierzchni styku na płaszczyzny xy , xz i yz układu współrzędnych zaś przez p_n średni nacisk jednostkowy.



Rys. 4.10. Porównanie sił rozporowych, obliczonych i zmierzonych, w funkcji średnicy wsadu d_0 w procesach WPK, przy: $\alpha = 20^\circ$; $\beta = 5^\circ$; $d = 14$ mm, $m_b = 1,0$; $m_k = 0,59$; materiał – Pb1

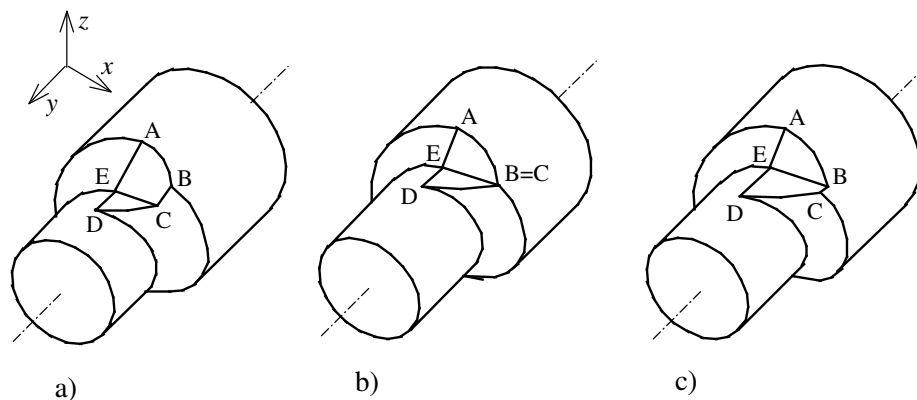
Poniżej, w kolejnych podrozdziałach omawia się zagadnienia związane z określaniem powierzchni styku oraz nacisku jednostkowego w procesach WPK.

4.1. Powierzchnia styku metalu z narzędziem

Powierzchnia styku metalu z narzędziem podczas walcowania poprzeczno – klinowego składa się z dwóch wycinków płaszczyzn: równoległego (kalibrującego) oraz nachylonego (bocznego) do osi wzdłużnej wyrobu walcowanego. Kształt i wielkość poszczególnych części zależy od: metody walcowania, geometrii stosowanych klinów, wymiarów wsadu oraz stosowanego gniotu. W czasie procesu walcowania kształt obu powierzchni ulega zmianie (tablica 4.3) i zależy od względnego skoku walcowania c (gdzie: $c = s/l_b$; s - skok walcowania; l_b – długość rzutu powierzchni bocznej na oś wzdłużną odkuwki) oraz od stadium procesu. Ze względu na c można wyróżnić trzy warianty procesu, tj. kształtowanie przy $c < 1$; $c = 1$ oraz $c > 1$, dla których kształt powierzchni styku w zaawansowanym stadium procesu przedstawiono na rys. 4.11. W pierwszym wariantcie walcowania, przy $c < 1$ wyróżnia się trzy stadia procesu: początek wcinania klina, przy kącie obrotu odkuwki dookoła osi $0 < \varphi \leq 180^\circ$; wcinanie klina na wymaganą głębokość, przy $\varphi > 180^\circ$ oraz kształtowanie. Natomiast w pozostałych wariantach procesu WPK wyróżnia się dwa stadia: wcinanie przy, $\varphi \leq 180^\circ$ i kształtowanie. Kształt powierzchni styku w poszczególnych stadiach wyróżnionych wariantów procesu WPK przedstawiono w tablicy 4.3.

W dotychczasowych opracowaniach [6, 13, 30, 188, 245, 248] ograniczano się do określania pola powierzchni styku metalu z narzędziem w stadium kształtowania, stanowiącym podstawową fazę procesu WPK.

Pierwsze nomogramy służące do wyznaczania powierzchni styku, wykonane na podstawie badań doświadczalnych, podano w pracy Tichauera [239].

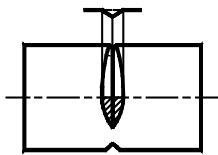
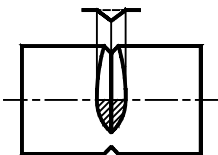
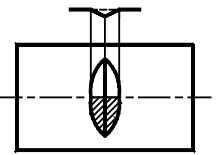
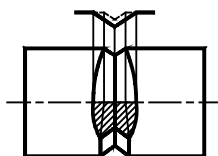
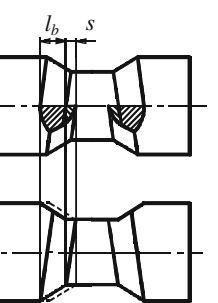
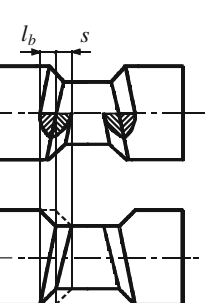
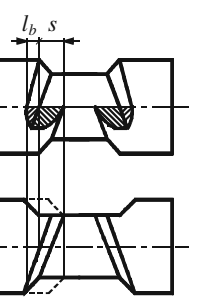


Rys. 4.11. Kształt powierzchni styku w procesach WPK, w zależności od względnego skoku walcowania: a) dla $c < 1$; b) dla $c = 1$; c) dla $c > 1$

Natomiast pierwsze zależności uzyskane na drodze teoretyczno-doświadczalnej, pozwalające na wyznaczenie rzutów powierzchni styku na poszczególne płaszczyzny układu współrzędnych opracowane zostały przez Awano i Danno [13]. W roku 1971 Udovin i Nikolskij [248], bazując na procesie walcowania poprzecznego, dla płaskiego stanu odkształcenia, przedstawili wyniki analizy teoretycznej obliczania styku materiał – narzędzie w procesach WPK. W następnych latach Andreev i in. [6] zaproponowali metodę wyznaczania pola powierzchni styku stosując geometrię brył. Metodę tę rozwinął Celikov [30], który stosując rachunek macierzowy wyznaczył zależności opisujące wielkości rzutów powierzchni styku w poszczególnych wariantach procesu WPK. W 1984 r Tsukamoto i in. [245] podali uproszczone wzory, do określania rzutów powierzchni

Tab. 4.3

Kształt powierzchni kontaktu materiału z segmentem narzędziowym w procesach WPK (φ – kąt obrotu odkuwki w procesie walcowania, s – skok walcowania, l_b – długość rzutu powierzchni bocznej na oś odkuwki)

Stadium Procesu	Wariant procesu		
	$c < 1$	$c = 1$	$c > 1$
Wcinanie I stadium $0 < \varphi \leq 180^\circ$			
Wcinanie II stadium $\varphi > 180^\circ$		nie występuje	nie występuje
Kształtowanie			
 Powierzchnia boczna  Powierzchnia kalibrująca			

styku w kierunku osiowym i promieniowym. Z kolei w 1987 roku Teterin i Ryklin w pracy [232] przedstawili algorytm obliczeń, dokonywanych na drodze numerycznej, do wyznaczania pola powierzchni styku w procesach WPK.

W pierwszej połowie lat dziewięćdziesiątych XX wieku w Katedrze Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej, opracowano zależności [158, 188, 265] opisujące rzuty powierzchni styku metalu z narzędziem na płaszczyzny xy oraz xz (rys. 4.11) układu współrzędnych. Wyprowadzone wzory uwzględniały nie tylko rodzaj wariantu procesu WPK, ale również i metodę walcowania.

Poniżej przybliżono ciekawsze, zdaniem autora, rozwiązania opisujące problematykę styku narzędzi z materiałem w procesie WPK. Przy czym dla poprawy czytelności ujednolicono oznaczenia, stosowane przez poszczególnych autorów w opisie tych samych parametrów.

4.1.1. Rozwiązanie Andreeva i in.

W rozważaniach [6] poświęconych m.in. określeniu powierzchni styku w procesie WPK Andreev i inni założyli, że kształt odkuwki jest zgodny z pokazanym na rys. 4.11a. Wówczas powierzchnia styku składa się z trójkąta krzywoliniowego CDE oraz z czworokąta krzywoliniowego ABCE, w których materiał styka się odpowiednio z częścią kalibrującą i kształtującą (boczną) klina. Zakładając, że prędkości kątowne wszystkich części odkuwki są równe obliczono skok walcowania s (w kierunku osiowym), przypadający na jeden obrót:

$$s = 2\pi r_i \beta, \quad (4.2)$$

gdzie: r_i – promień toczny, β – kąt rozwarcia klina [rad].

Następnie przyjęto, że część odkuwki wychodząca ze strefy odkształcenia określona jest powierzchnią walcową W_d (o średnicy $d+e\operatorname{tg}\gamma_1$, gdzie: $e = f/d_0$ – względna wielkość „założenia”, d_0 – średnica wsadu, f i γ_1 – zgodnie z rys. 2.5) oraz powierzchnią śrubową K (o skoku wynoszącym s) – rys. 4.12. Powierzchnia styku materiał – narzędzie jest wynikiem przecięcia podanych powierzchni z płaszczyznami kalibrującą i boczną klina. Poszczególne powierzchnie odkuwki (rys. 4.12) opisano następującymi zależnościami:

□ powierzchnia walcowa W_d

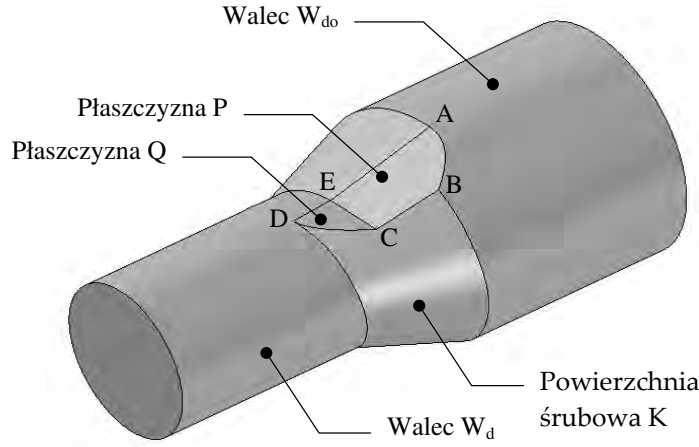
$$x^2 + z^2 = \frac{(d + e \operatorname{tg}\gamma_1)^2}{4}, \quad (4.3)$$

□ powierzchnia walcowa W_{d_0}

$$x^2 + z^2 = \frac{d_0^2}{4}, \quad (4.4)$$

□ płaszczyzna Q

$$z = \frac{d}{2}, \quad (4.5)$$



Rys. 4.12. Powierzchnie opisujące kształt odkuwki w procesie WPK, wg Andreeva i in.

- płaszczyzna P

$$x \beta \sin \alpha + y \sin \alpha + 2 \cos \alpha - \frac{d_0}{2} \cos \alpha = 0, \quad (4.6)$$

- powierzchnia śrubowa K

$$y \operatorname{tg} \alpha - \frac{s \operatorname{tg} \alpha}{2} - \frac{x s \operatorname{tg} \alpha}{z \pi} - \frac{d_0}{2} + \sqrt{x^2 + z^2} = 0. \quad (4.7)$$

Rozwiązując układ równań (4.3)÷(4.7) wyznaczono równania krzywych, ograniczających powierzchnię styku, a następnie całkując otrzymany zarys obliczono pole styku. Ostatecznie, do określania powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK Andreev i in. zaproponowali stosować następujące zależności:

- płaszczyzna kalibrująca S_k

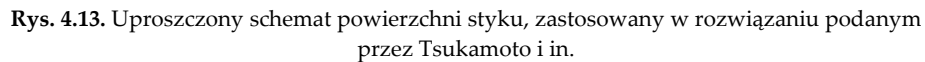
$$S_k = S_{\text{CDE}} = \frac{(\xi d_0)^2}{2} \sqrt{\frac{\lambda \beta \operatorname{tg} \alpha}{2 \xi \delta}}, \quad (4.8)$$

- płaszczyzna boczna S_b

$$S_b = S_{\text{ABCE}} = \frac{(\xi d_0)^2}{2} \sqrt{\frac{\pi \lambda \beta \operatorname{tg} \alpha}{2 (\xi \delta)^3} \left(\frac{\xi \delta - 1}{\sin \alpha} - \frac{\pi \lambda \beta}{2 \cos \alpha} \right)}, \quad (4.9)$$

gdzie: ξ – współczynnik wzrostu średnicy wyrobu walcowanego, d_0 – średnica wsadu, δ – stopień gniotu, α – kąt kształtujący, β – kąt rozwarcia klina, λ – współczynnik toczny.

Dążąc do uzyskania zależności o mało skomplikowanej strukturze Tsukamoto i in. [245] zaproponowali uproszczony model styku, który pokazano na rys. 4.13. Na rysunku tym przez S_{xy} i S_{xz} oznaczono rzuty powierzchni styku materiał – narzędzie, odpowiednio w kierunkach promieniowym i osiowym.


$$s_{\beta} = \frac{\pi}{2} d_0 \operatorname{tg} \beta, \quad (4.10)$$
$$s_l = \left[1 - \left(\frac{d}{d_0} \right)^2 \right] s_\beta \quad (4.11)$$
$$s = s_{\beta} - s_l = \left(\frac{d}{d_0} \right)^2 s_{\beta}. \quad (4.12)$$
$$\Delta r_s = s \operatorname{tg} \alpha \quad (4.13)$$
$$b_1 = \sqrt{\left(\frac{d}{2} + \Delta r_s\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} = d_0 \sqrt{\frac{d}{d_0} \frac{\Delta r}{d_0}}, \quad (4.14)$$

$$b_2 = \sqrt{\left(\frac{d_0}{2}\right)^2 - \left(\frac{d_0}{2} - \Delta r_s\right)^2} = d_0 \sqrt{\frac{\Delta r}{d_0}}. \quad (4.15)$$

Ostatecznie do obliczania rzutów powierzchni styku materiału z narzędziem, w procesach WPK, Tsukamoto i in. zaproponowali stosowanie następujących zależności:

$$S_{xy} = \frac{1}{2}(b_1 + b_2) \frac{1}{2}(d_0 - d) = \frac{d_0^2}{4} \sqrt{\frac{\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{2}} \frac{1}{\delta} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\delta}}\right) \left(1 - \frac{1}{\delta}\right), \quad (4.16)$$

$$S_{xz} = S_{xy} \operatorname{tg} \alpha = \frac{d_0^2}{4} \sqrt{\frac{\pi \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg}^3 \alpha}{2}} \frac{1}{\delta} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\delta}}\right) \left(1 - \frac{1}{\delta}\right). \quad (4.17)$$

4.1.3. Rozwiązanie Celikova i in.

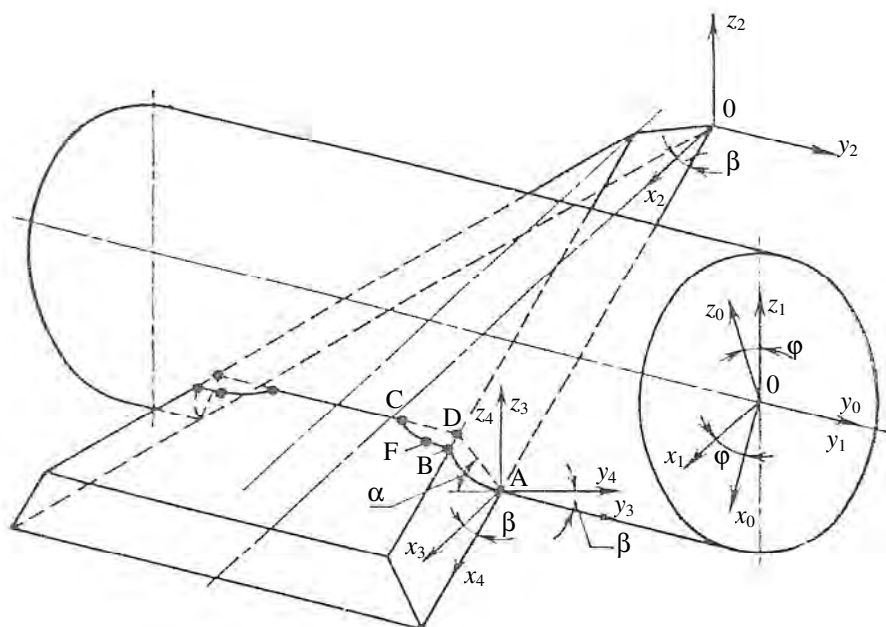
Celikov i in. [30] przyjęli, że powierzchnia styku w procesie WPK powstaje w wyniku wzajemnego przenikania się dwóch płaszczyzn (określonych w sposób jednoznaczny położeniem punktów CDF i ABD) z walcem wsadu oraz powierzchnią śrubową (powstałą w wyniku oddziaływania klina drugiego). Wykonanie obliczeń wymagało wprowadzenia następujących układów współrzędnych (rys. 4.14):

- $x_0y_0z_0$ – układ sztywno związany z półwyrobem walcowanym, przy czym oś y_0 skierowana jest zgodnie z osią wzdłużną półwyrobu;
- $x_1y_1z_1$ – nieruchomy układ o początku pokrywającym się z początkiem układu $x_0y_0z_0$, oś y_1 jest osią wzdłużną odkuwki, zaś oś z_1 jest prostopadła do kierunku ruchu klina;
- $x_2y_2z_2$ – układ sztywno związany z narzędziem, równoległy do układu $x_1y_1z_1$;
- $x_3y_3z_3$ – układ równoległy do układów $x_1y_1z_1$ i $x_2y_2z_2$, ze środkiem leżącym na linii 0A oraz osią z_3 przechodzącą przez oś wzdłużną odkuwki;
- $x_4y_4z_4$ – układ o początku pokrywającym się z początkiem układu współrzędnych $x_3y_3z_3$ obrócony względem osi z_3 o kąt β .

Wykorzystując geometrię brył oraz posługując się rachunkiem macierzowym Celikov i in. wyznaczyli następujący układ równań opisujących powierzchnię śrubową, kształtowaną przez ścianę boczną klina:

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= (\operatorname{tg}^2 \alpha \sin \beta \cos \varphi + \operatorname{tg} \alpha \sin \varphi) u + r_0 \sin \varphi \\ y_0 &= r_0 \varphi \operatorname{tg} \beta + u \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha \sin^2 \beta}{\cos \beta} \\ z_0 &= (\operatorname{tg}^2 \alpha \sin \beta \sin \varphi - \operatorname{tg} \alpha \cos \varphi) u - r_0 \cos \varphi \end{aligned} \right\}, \quad (4.18)$$

gdzie: φ – kąt skręcenia układu $x_0y_0z_0$ względem układu $x_1y_1z_1$, u – przemieszczenie segmentu narzędziowego w kierunku y_4 , zgodnie z rys. 4.14.



Rys. 4.14. Schemat procesu WPK klinami płaskimi, przyjęty w rozważaniach Celikova i in. [30]

Przystępując do określenia powierzchni styku w pierwszej kolejności wyznaczono równanie linii CF, wykorzystując warunek przecięcia powierzchni śrubowej (4.18) płaszczyzną przechodzącą przez punkty CDF – określoną równaniem:

$$z_0 = -\frac{r_0}{\delta}. \quad (4.19)$$

Z układu równań (4.18) i (4.19) uzyskano równanie linii CF, które w układzie x_0y_0 wyrażone jest przez:

$$\left. \begin{aligned} y_0 &= r_0 \operatorname{tg} \beta + r_0 \frac{\cos \varphi - \frac{1}{\delta}}{\operatorname{tg} \alpha (\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \sin \varphi - \cos \varphi)} \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha \sin^2 \beta}{\cos \beta} \\ x_0 &= r_0 \frac{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta - (\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \cos \varphi + \sin \varphi) \frac{1}{\delta}}{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \sin \varphi - \cos \varphi} \end{aligned} \right\}. \quad (4.20)$$

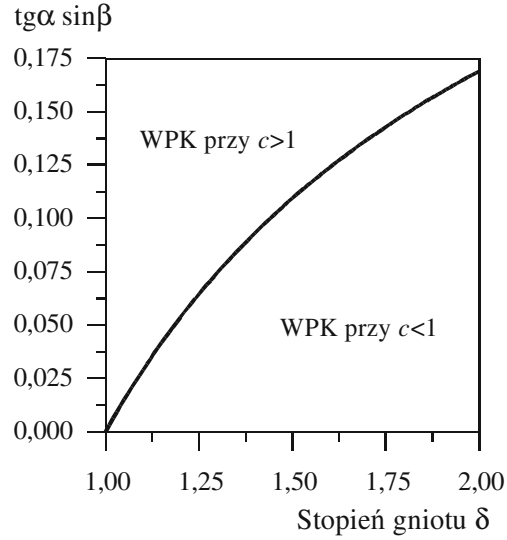
Następnie rozpatrując przecięcie powierzchni śrubowej (4.18) z walcem wsadu, dla którego

$$z_0^2 + x_0^2 = r_0^2 \quad (4.21)$$

wyznaczono następujące równanie linii śrubowej AB:

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= r_0 \sin \varphi \\ y_0 &= r_t \varphi \operatorname{tg} \beta \\ z_0 &= -r_t \cos \varphi \end{aligned} \right\} \quad (4.22)$$

Różnice w kształcie powierzchni styku, powodowane różnym względnym skokiem walcowania c (rys. 4.11), wymusiły oddzielne rozpatrzenie przypadków WPK przebiegających przy $c < 1$ oraz $c > 1$. Warunek rozgraniczający oba wyszczególnione warianty (związany z przyjęciem przez punkty F i B takiego samego położenia) opisuje równanie:



Rys. 4.15. Interpretacja graficzna warunku (4.23), rozgraniczającego przypadki WPK

$$\operatorname{tg} \alpha \sin \beta = \frac{\delta - 1}{\frac{r_t}{r_0} \left(\delta \pi - \delta \arccos \frac{1}{\delta} \right) + \sqrt{\delta^2 - 1}} \quad (4.23)$$

Wstawiając do powyższego równania w miejsce „=” znaki „<” i „>” otrzymuje się odpowiednio warunek WPK, przy $c < 1$ i $c > 1$. Na rys. 4.15 przedstawiono zależność (4.23), rozgraniczającą przypadki WPK, wykonaną przy założeniu, że $r_t = r_0$.

Przypadek WPK przy $c < 1$. Do wyznaczenia płaszczyzny styku konieczna jest znajomość położenia punktów F i B. Współrzędne punktu F znajduje się z warunku przecięcia linii CF prostą DF, który w układzie współrzędnych $x_0 y_0$ wyrażony jest przez:

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= r_0 \frac{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta - (\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \cos \varphi + \sin \varphi) \frac{1}{\delta}}{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \sin \varphi - \cos \varphi} \\ y_0 &= r_t \varphi \operatorname{tg} \beta + r_0 \frac{\cos \varphi - \frac{1}{\delta}}{\operatorname{tg} \alpha (\operatorname{tg} \alpha \sin \beta \sin \varphi - \cos \varphi)} \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha \sin^2 \beta}{\cos \beta} \\ y_0 &= x_0 \operatorname{tg} \beta - r_0 \frac{\delta - 1}{\delta \operatorname{tg} \alpha \cos \beta} + r_t \pi \operatorname{tg} \beta \end{aligned} \right\} \quad (4.24)$$

Podany powyżej układ równań jest nieliniowy względem parametru φ . Zgodnie z rys. 4.15 przy $\delta < 1,5$, w rozpatrywanym przypadku WPK, $\operatorname{tg} \alpha \sin \beta < 0,11$.

Uwzględniając to (przy jednoczesnym założeniu, że $r_i = r_0$) po przekształceniach oraz rozłożeniu w szereg $\sin\alpha$ i $\cos\alpha$ Celikov i inni otrzymali zależność przybliżona na φ_F :

$$\varphi_F \approx \sqrt{\frac{2\pi \operatorname{tg}\alpha \sin\beta \delta}{1 + \pi \operatorname{tg}\alpha \sin\beta \delta}}. \quad (4.25)$$

Podstawiając otrzymaną zależność na φ_F do równania linii CF (4.20) wyznaczono poszukiwane współrzędne x_F , y_F oraz $z_F = -r_0/\delta$.

Współrzędne punktu B znajdowano z przecięcia linii śrubowej AB – układ równań (4.22) z płaszczyzną ABD, określoną przez

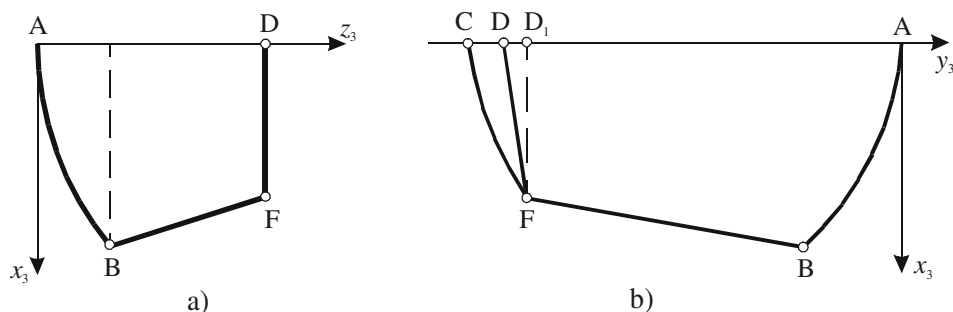
$$\left. \begin{aligned} x_0 &= x_4 \cos\beta - u \sin\beta \\ y_0 &= x_4 \sin\beta + u \cos\beta + r_i \pi \operatorname{tg}\beta \\ z_0 &= -(r_0 + \operatorname{tg}\alpha u) \end{aligned} \right\}. \quad (4.26)$$

Otrzymany układ sześciu równań jest również nieliniowy. Natomiast rozwiązanie przybliżone, otrzymane przy założeniu $r_i = r_0$, określa zależność

$$\varphi_B \approx \sqrt{2\pi \operatorname{tg}\alpha \sin\beta}. \quad (4.27)$$

Podstawiając wyrażenie (4.27) do układu równań (4.22) wyznacza się współrzędne x_B , y_B i z_B .

Na rys. 4.16a przedstawiono rzut powierzchni ABD na płaszczyznę współrzędnych x_3z_3 . Rzut linii AB na tę płaszczyznę przedstawia sobą część okręgu. Natomiast linia BF może posiadać dowolny złożony kształt, który określany jest z warunku przecięcia powierzchni śrubowej bocznej (pochyloną) powierzchnią ABD. Jednakże wg Celikova i in. przyjęcie kształtu prostego tej linii nie wprowadza większych błędów do obliczeń. Ostatecznie do określania rzutu powierzchni styku w kierunku osiowym autorzy ci zaproponowali stosowanie następującej zależności:



Rys. 4.16. Rzuty powierzchni styku w procesie WPK, przy $c < 1$: a) na płaszczyznę x_3z_3 (xz),
b) na płaszczyznę x_3y_3 (xy)

$$S_{xz} = \frac{r_0^2}{2} \left[\varphi_B - \sin \varphi_B \cos \varphi_B + \left(\frac{\operatorname{tg} \varphi_F}{\delta} + \sin \varphi_F \right) \left(\cos \varphi_B - \frac{1}{\delta} \right) \right], \quad (4.28)$$

gdzie φ_F i φ_B określone są zależnościami (4.25) i (4.27).

Rzut powierzchni styku w kierunku promieniowym (płaszczyzna $z = 0$) przedstawiono na rys. 4.16b. Płaszczyznę S_{ABDF} określającą rzut bocznej powierzchni styku oblicza się z zależności na S_{xz} jako:

$$S_{ABDF} = \frac{S_{xz}}{\operatorname{tg} \alpha \cos \beta}. \quad (4.29)$$

Natomiast płaszczyznę S_{CDF} można obliczyć zakładając, że odcinek łączący punkty C i F jest prosty. Przyjmując, że $CD = \pi r_0 \operatorname{tg} \beta$ uzyskuje się

$$S_{CDF} = \frac{\pi r_0^2 \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg} \varphi_F}{2\delta}. \quad (4.30)$$

Zatem ostatecznie rzut płaszczyzny styku w kierunku promieniowym wynosi:

$$S_{xy} = \frac{S_{xz}}{\operatorname{tg} \alpha \cos \beta} + \frac{\pi r_0^2 \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg} \varphi_F}{2\delta}. \quad (4.31)$$

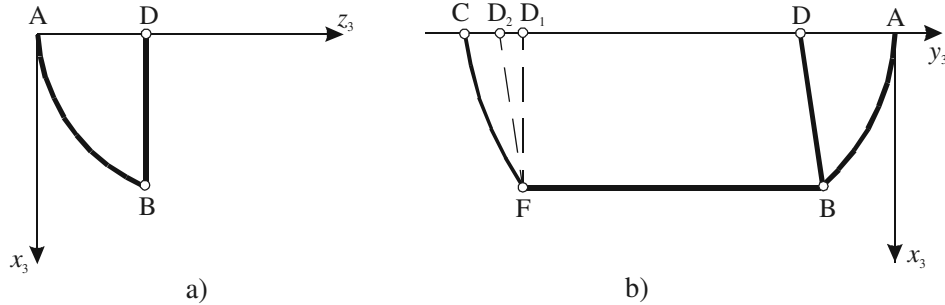
Przypadek WPK przy $c > 1$. W tej sytuacji do określania współrzędnych punktów B i F stosuje się zależność:

$$x_{3B} = x_{3F} = r_0 \frac{\sqrt{\delta^2 - 1}}{\delta}. \quad (4.32)$$

Na rys. 4.17a przedstawiono rzut powierzchni styku na płaszczyznę x_3z_3 . Ze względu na fakt, że łuk AB jest częścią okręgu, zaś długość odcinka AD wynosi

$$AD = r_0 \frac{\delta - 1}{\delta}, \quad (4.33)$$

po uwzględnieniu zależności (4.32) na x_{3B} wyznacza się zależność na S_{xz}



Rys. 4.17. Rzuty powierzchni styku w procesie WPK, przy $c > 1$: a) na płaszczyznę x_3z_3 (xz), b) na płaszczyznę x_3y_3 (xy)

$$S_{xz} = \frac{r_0^2}{2} \left(\arccos \frac{1}{\delta} - \frac{\sqrt{\delta^2 - 1}}{\delta^2} \right). \quad (4.34)$$

Z powyższego równania wynika, że w procesach WPK przy $c > 1$ rzut płaszczyzny styku na kierunek osiowy nie zależy od kąta kształtującego α i kąta rozwarcia klina β .

Rzut powierzchni styku na płaszczyznę $z_3 = 0$, przedstawiony na rys. 4.17b, wg Celikova i in. należy wyznaczać z następującej zależności:

$$S_{xy} = r_0^2 \operatorname{tg} \beta \left\{ \frac{1}{2} \left(\arccos \frac{1}{\delta} - \frac{\sqrt{\delta^2 - 1}}{\delta^2} \right) \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha \cos \beta} + \left(\pi - \frac{\delta - 1}{2\delta \operatorname{tg} \alpha \cos \beta} \right) \frac{\sqrt{\delta^2 - 1}}{\delta} \right\}. \quad (4.35)$$

4.1.4. Rozwiązanie autora i Werońskiego

Autor oraz Weroński [158, 188, 265] podczas wyprowadzania zależności na rzuty powierzchni styku, wykorzystali metodykę postępowania podaną przez Udovina i Nikolskiego [248]. Wprowadzone zmiany dotyczyły zastosowania w obliczeniach własnej zależności na szerokość powierzchni styku oraz sposobu całkowania powierzchni.

Przemieszczenie bocznej ściany klina (w kierunku osiowym) w czasie połowy obrotu odkuwki, tzn. w czasie obrotu od jednego do drugiego narzędzia, nazywane jest skokiem walcowania s – określonym zależnością:

$$s = \pi r_0 \lambda \operatorname{tg} \beta. \quad (4.36)$$

Względny skokiem walcowania c nazywa się zaś stosunek skoku walcowania s do długości rzutu bocznej powierzchni styku l_b na oś y odkuwki. Ponieważ zgodnie z rys. 4.18÷4.20

$$l_b = \frac{r_0 - r}{\operatorname{tg} \alpha} = \frac{r_0}{\operatorname{tg} \alpha} \frac{\delta - 1}{\delta} \quad (4.37)$$

to

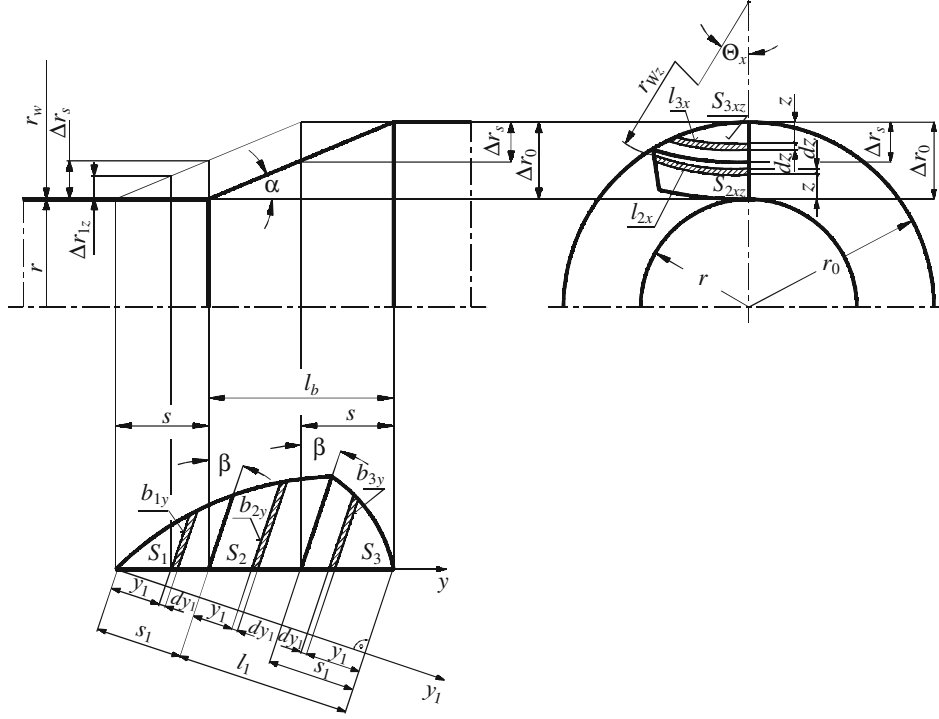
$$c = \frac{\pi \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg} \alpha \lambda \delta}{\delta - 1}. \quad (4.38)$$

Jak uprzednio zaznaczono (tab. 4.3) w procesie WPK, w zależności od parametrów procesu (α , β , δ i λ) mogą wystąpić trzy warianty kształtowania, przebiegające odpowiednio przy: $c < 1$, $c > 1$ i $c = 1$. Poniżej przedstawia się rozwiązania wyznaczone dla poszczególnych przypadków WPK.

Określenie powierzchni styku dla procesu WPK przy $c < 1$

Występujący dla tego wariantu walcowania kształt powierzchni styku, wraz z zastosowanymi oznaczeniami, pokazano na rys. 4.18.

Rzut powierzchni styku na płaszczyznę xy wynosi



Rys. 4.18. Rzuty powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK przy $c < 1$

$$S_{xy} = S_1 + S_2 + S_3. \quad (4.39)$$

gdzie: $S_1 = \int_0^{s_1} b_{1y} dy_1$; $S_2 = \int_0^{l_1-s_1} b_{2y} dy_1$; $S_3 = \int_0^{s_1} b_{3y} dy_1$.

Zatem

$$S_{xy} = \int_0^{s_1} b_{1y} dy_1 + \int_0^{l_1-s_1} b_{2y} dy_1 + \int_0^{s_1} b_{3y} dy_1, \quad (4.40)$$

gdzie: b_{1y} , b_{2y} , b_{3y} – bieżące wartości szerokości styku metalu z narzędziem, odpowiednio dla płaszczyzn (S_1 , S_2 , S_3).

Wykorzystując wzór (2.5) zapisano następującą zależność na bieżącą wartość szerokości styku:

$$b_y = \sqrt{\frac{3r_z \Delta r_z}{1 \pm \frac{r_z}{r_{Wz}}}}, \quad (4.41)$$

gdzie: r_z – bieżąca wartość promienia odkuwki, Δr_z – bieżąca wartość gniotu bezwzględnego, r_{Wz} – bieżąca wartość promienia klina.

Przyjmując, że $r_z/r_{Wz} \approx r_0/r_W$ otrzymano

$$b_y = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_W}}} \sqrt{r_z \Delta r_z} . \quad (4.42)$$

Znak "+" w mianowniku pierwiastka przyjmuje się dla klina wypukłego, natomiast "-" dla klina wklęsłego. W przypadku stosowania segmentów płaskich $r_W = \infty$.

W polu pierwszym (S_1) wartość promienia kształtowanej odkuwki przyjmuje wartości od r do $r + \Delta r_s$ przy czym $\Delta r_s = s \operatorname{tg} \alpha$. Uśredniając założono, że wartość ta wynosi:

$$r_{1z} = r + \frac{\Delta r_s}{2} . \quad (4.43)$$

Uwzględniając, że bieżąca wartość gniotu wynosi $\Delta r_{1z} = y \operatorname{tg} \alpha$, wyznaczono bieżącą szerokość styku metalu z narzędziem w polu S_1 jako:

$$b_{1y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_W}} \left(r + \frac{s \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha \sqrt{y}} . \quad (4.44)$$

Zgodnie z rysunkiem 4.18 w polu S_2 gniot bezwzględny jest stały i wynosi $\Delta r_{2z} = \Delta r_s = s \operatorname{tg} \alpha$, natomiast bieżąca wartość promienia materiału kształtowanego określona jest zależnością:

$$r_{2z} = r + \Delta r_s + y \operatorname{tg} \alpha . \quad (4.45)$$

Po podstawieniu do równania (4.42) zależności na Δr_{2z} oraz r_{2z} otrzymano następujące wyrażenie na b_{2y}

$$b_{2y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_W}} s \operatorname{tg}^2 \alpha \sqrt{y + s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha}}} . \quad (4.46)$$

Dla powierzchni S_3 : $r_{3z} = r_0$; $\Delta r_{3z} = y \operatorname{tg} \alpha$, a więc:

$$b_{3y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_W}} r_0 \operatorname{tg} \alpha \sqrt{y}} . \quad (4.47)$$

Uwzględniając, że (rys. 4.18)

$$y = \frac{y_1}{\cos \beta} . \quad (4.48)$$

Po podstawieniu określonych wartości b_{1y} , b_{2y} , b_{3y} i rozwiązaniu całek oznaczonych, otrzymuje się zależność na S_{xy} . Ostateczna postać tej zależności – po pod-

stawieniu za: $s_1 = s \cos \beta$, $l_1 = l_b \cos \beta$, $r = r_0/\delta$, $s = \pi r_0 \lambda \operatorname{tg} \beta$, za l_b i c odpowiednio wyrażenia (4.37) i (4.38) – jest:

$$S_{xy} = \frac{2}{3} r_0^2 \frac{\cos \beta}{\operatorname{tg} \alpha} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[1 + c \frac{\delta - 1}{\delta} \left(1 + \sqrt{\frac{2 + c\delta - c}{2\delta}} \right) - \sqrt{\left(\frac{1 + c\delta - c}{\delta} \right)^3} \right]. \quad (4.49)$$

Rzut powierzchni styku na płaszczyznę prostopadłą do osi wzdłużnej materiału (rys. 4.18) można obliczyć z zależności:

$$S_{xz} = \int_0^{\Delta r_0 - \Delta r_s} l_{2x} dz + \int_0^{\Delta r_s} l_{3x} dz, \quad (4.50)$$

gdzie: l_{2x} i l_{3x} są bieżącymi wartościami długości rzutu łuku styku narzędzia z kształtowanym materiałem na płaszczyznę xz .

W przypadku ogólnym długość l_x określa zależność:

$$l_x = r_{wz} \Theta_x \cos \beta, \quad (4.51)$$

w której przez Θ_x oznaczono bieżącą wartość kąta (w radianach) odpowiadającą długości łuku l_x .

Z zależności geometrycznych (rys. 4.18) wynika, że $\sin \Theta_x = b / r_{wz}$. Ponieważ w procesach WPK $r_0/r < 0,1$, to można przyjąć $\Theta_x = b_y / r_{wz}$. Wówczas

$$l_x = b_y \cos \beta. \quad (4.52)$$

Dla powierzchni S_2 , wykorzystując zależność (4.46) oraz związek $y = z/\operatorname{tg} \alpha$, (rys. 4.18) otrzymano:

$$l_{2x} = \cos \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \operatorname{stg} \alpha} \sqrt{z + \operatorname{stg} \alpha + r}. \quad (4.53)$$

Natomiast dla pola S_3 , po uwzględnieniu zależności (4.47), wyznaczono:

$$l_{3x} = \cos \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} r_0 \operatorname{tg} \alpha} \sqrt{y}. \quad (4.54)$$

Podstawiając do zależności (4.50) wartości l_{2x} i l_{3x} po uwzględnieniu, że $\Delta r_0 = r_0 - r$ oraz $\Delta r_s = s \operatorname{tg} \alpha$, po scałkowaniu i podstawieniu za $r = r_0/\delta$, $s = \pi r_0 \operatorname{tg} \beta \lambda$ oraz przyjęciu, że $\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta \lambda = c/(\delta - 1)\delta$ ostatecznie otrzymano:

$$S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} c \frac{\delta - 1}{\delta}} \cdot \left[1 - \sqrt{\left(\frac{1 + c\delta - c}{\delta} \right)^3} + c \frac{\delta - 1}{\delta} \right]. \quad (4.55)$$

Określenie powierzchni styku dla procesu WPK przy $c > 1$

Rzuty powierzchni styku materiał – narzędzie, w kierunku osiowym oraz promieniowym, przedstawiono na rys. 4.19. Przy czym rzut powierzchni na płaszczyznę xy wyznacza się, podobnie jak w przypadku WPK przy $c < 1$, z zależności (4.39). Jednakże w analizowanym wariancie WPK mamy:

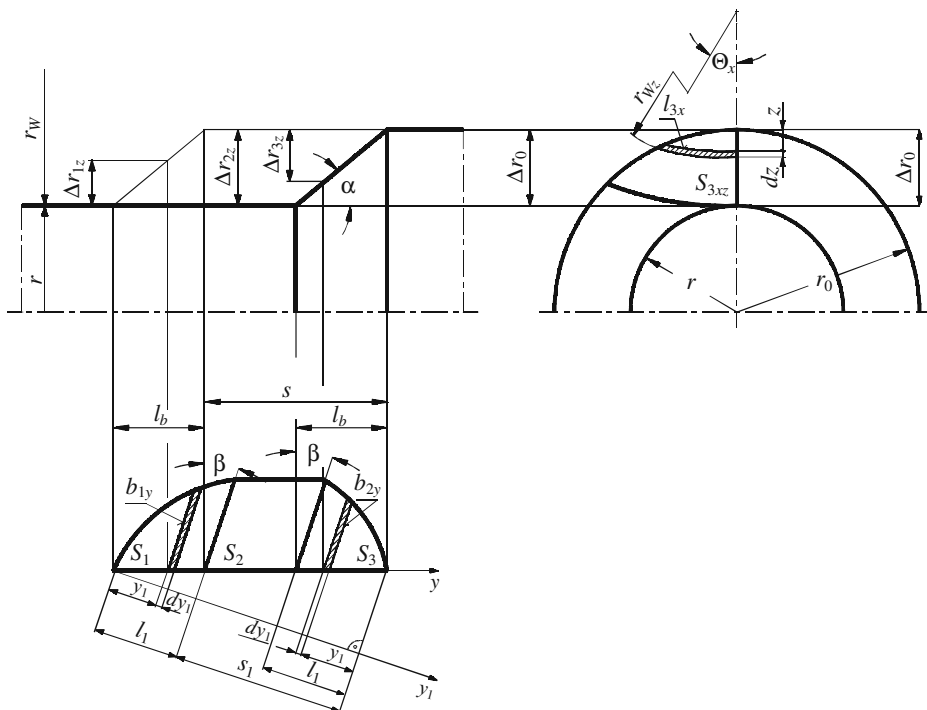
$$S_1 = \int_0^{l_1} b_{1y} dy_1; \quad S_2 = b_{2y} \cos \beta (s - l_b); \quad S_3 = \int_0^{l_1} b_{3y} dy_1. \quad (4.56)$$

Zatem

$$S_{xy} = \int_0^{l_1} b_{1y} dy_1 + b_{2y} \cos \beta (s - l_b) + \int_0^{l_1} b_{3y} dy_1. \quad (4.57)$$

Postępując w sposób identyczny jak przy $c < 1$ wyznacza się bieżące wartości szerokości powierzchni styku, które dla rozważanego przypadku wynoszą:

$$b_{1y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{l_b \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha \sqrt{y}}, \quad (4.58)$$



Rys. 4.19. Rzuty powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK przy $c > 1$

$$b_{2y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} l_b \operatorname{tg} \alpha r_0, \quad (4.59)$$

$$b_{3y} = \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \operatorname{tg} \alpha r_0 \sqrt{y}. \quad (4.60)$$

Po podstawieniu powyższych zależności do równania (4.57), wykonaniu działań oraz uwzględnieniu, że: $l_1 = l \cos \beta$, $s_1 = s \cos \beta$, $r = r_0 / \delta$, $s = \pi r_0 \operatorname{tg} \beta \lambda$, $l_b = r_0 (\delta - 1) / (\delta \operatorname{tg} \alpha)$, $\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta \lambda = c (\delta - 1) / \delta$ ostatecznie otrzymano:

$$S_{xy} = \frac{2}{3} r_0^2 \frac{\cos \beta}{\operatorname{tg} \alpha} \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \cdot \frac{\delta - 1}{\delta} \cdot \left[1 + \frac{3}{2} (c - 1) + \sqrt{\frac{\delta + 1}{2\delta}} \right]. \quad (4.61)$$

Rzut powierzchni styku na płaszczyznę prostopadłą do osi wzdłużnej odkuwki (rys. 4.19) wynosi:

$$S_{xz} = S_{3xz} = \int_0^{\Delta r_0} l_{3x} dz. \quad (4.62)$$

Ponieważ długość l_{3x} równa jest

$$l_{3x} = \cos \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \sqrt{z}, \quad (4.63)$$

to po podstawieniu zależności (4.63) do zależności (4.62) oraz uwzględnieniu, że gniot

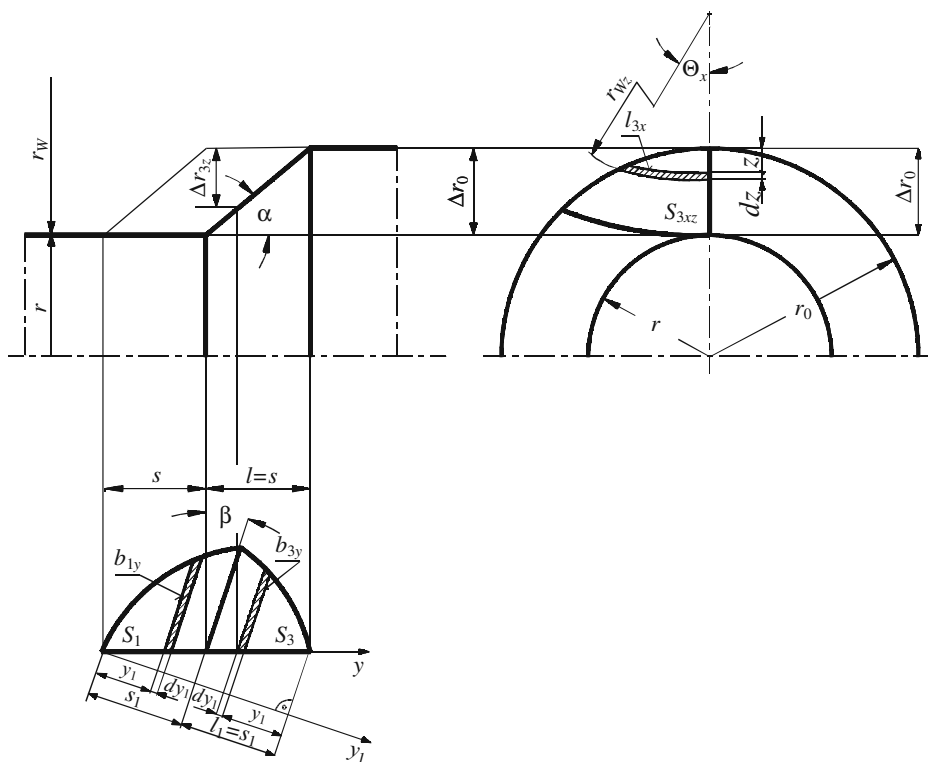
$$\Delta r_0 = r_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \quad (4.64)$$

ostatecznie otrzymano

$$S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \frac{\delta - 1}{\delta}. \quad (4.65)$$

Określenie powierzchni styku dla procesu WPK przy $c = 1$

Rzuty powierzchni styku występujące podczas kształtowania materiału kłinem, przy $c = 1$ przedstawiono na rys. 4.20. Przypadek walcowania przy $c = 1$ rozgranicza omówione uprzednio przypadki walcowania przy: $c < 1$ oraz $c > 1$. Zatem po podstawieniu do równań (4.49), (4.55) lub (4.61) i (4.65) wartości $c = 1$, otrzymano zależności określające rzuty powierzchni w rozważanym przypadku:



Rys. 4.20. Rzuty powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK przy $c = 1$

$$S_{xy} = \frac{2}{3} r_0^2 \frac{\cos \beta \delta - 1}{\operatorname{tg} \alpha \delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[1 + \sqrt{\frac{\delta + 1}{2\delta}} \right], \quad (4.66)$$

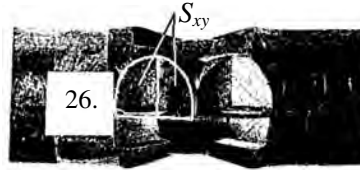
$$S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}}. \quad (4.67)$$

W celu zwiększenia dokładności obliczeń należy w podanych wzorach uwzględnić wpływ współczynnika wzrostu średnicy walcowanego wyrobu ξ , przez który należy pomnożyć promień materiału wyjściowego r_0 , a także stopień gniotu δ .

4.1.5. Porównanie wzorów do obliczania pola powierzchni styku

W celu zweryfikowania zależności określających pole powierzchni styku w procesie WPK, wykonano próby walcowania [163] odkuwek z ołowiu w warunkach laboratoryjnych, przy temperaturze pokojowej. W badaniach prowadzo-

ných z wykorzystaniem segmentów narzędziowych o różnym kształcie walcowano wsady o różnej średnicy. Każdą próbkę walcowano do chwili wykonania przez nią około jednego obrotu w strefie kształtowania. Po czym proces przerywano i po wyjęciu odkuwki umieszczano ją na stanowisku pomiarowym. Położenie próbki ustalano w ten sposób by płaszczyzna kalibrująca powierzchni styku była równoległa do płaszczyzny podstawy stanowiska pomiarowego. Następnie, prostopadle z góry, fotografowano powierzchnię styku (rys. 4.21). Po czym mierzono pole rzutu powierzchni styku S_{xy} , a po prostych przekształceniach geometrycznych wyznaczono pole rzutu powierzchni styku S_{xz} . Wyniki uzyskane z tych badań zestawiono w tab. 4.4.



Rys. 4.21. Próbkę kształtowaną metodą WPK przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 9^\circ$, $d_0 = 15 \text{ mm}$, $\delta = 1,22$

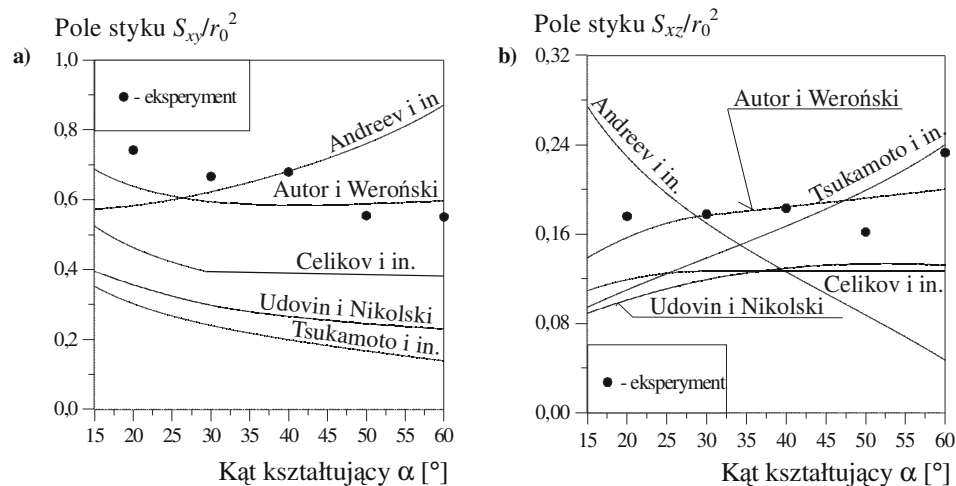
Tab. 4.4

Zestawienie wyników badań eksperymentalnych dotyczących pomiaru pól rzutów powierzchni styku na płaszczyzny xy i xz układu współrzędnych

Lp.	α [°]	β [°]	δ	r_0 [mm]	S_{xy} [mm ²]	S_{xy}/r_0^2	S_{xz} [mm ²]	S_{xz}/r_0^2
1.	20	9	1,22	7,5	34,9	0,6204	8,2	0,1458
2.	20	9	1,36	7,5	39,6	0,7040	10,3	0,1831
3.	20	9	1,37	8,5	53,6	0,7419	12,7	0,1758
4.	20	9	1,47	9,0	63,5	0,7839	16,0	0,1975
5.	20	9	1,63	10,0	70,4	0,7040	20,2	0,2020
6.	20	9	1,70	8,4	51,5	0,7298	16,1	0,2282
7.	20	9	1,80	9,0	75,2	0,9284	22,3	0,2753
8.	30	9	1,37	7,5	37,5	0,6667	10,0	0,1778
9.	30	9	1,64	9,0	51,9	0,6407	21,0	0,2592
10.	40	3	1,37	7,5	22,9	0,4071	11,9	0,2155
11.	40	3	1,54	10,0	37,6	0,6684	23,4	0,4160
12.	40	6	1,37	7,5	30,3	0,5387	10,6	0,1884
13.	40	9	1,37	7,5	38,2	0,6791	10,3	0,1831
14.	40	12	1,23	7,5	38,2	0,6791	8,4	0,1493
15.	40	12	1,37	7,5	41,8	0,7431	9,9	0,1760
16.	40	15	1,37	7,5	40,5	0,7200	10,2	0,1813
17.	50	9	1,37	7,5	31,2	0,5546	9,1	0,1618
18.	60	9	1,37	7,5	31,0	0,5511	13,1	0,2329

Na rysunkach 4.22÷4.24 przedstawiono zależności S_{xy}/r_0^2 i S_{xz}/r_0^2 w funkcji podstawowych parametrów procesu α , β , δ wraz z wynikami wykonanych badań eksperymentalnych. W zestawieniu oprócz zależności własnych (uzyskanych wspólnie z Werońskim) stosowano podane w literaturze zależności otrzymane przez: Andreeva i in., Celikova i in., Tsukamoto i in. oraz Udovina i Nikolskiego.

Z otrzymanych rezultatów wynika, że zwiększeniu stopnia gniotu δ i kąta rozwarcia klina β towarzyszy wzrost rzutu powierzchni styku na kierunek promieniowy. Zwiększenie kąta kształtującego α powoduje nieznaczne zmniejszenie wartości S_{xy} . Natomiast odnośnie rzutu powierzchni styku S na kierunek osiowy stwierdza się, że wzrost δ i α zwiększa S_{xz} . Wpływ kąta β na wartość S_{xz} jest bardziej złożony, jednak nieznaczny. Ponadto, z danych przedstawionych na rys. 4.22÷4.24 wynika, że opracowane przez autora i Werońskiego wzory, do obliczania rzutów powierzchni styku metalu z narzędziem w procesach WPK, są najdokładniejsze z przytaczanych rozwiązań.



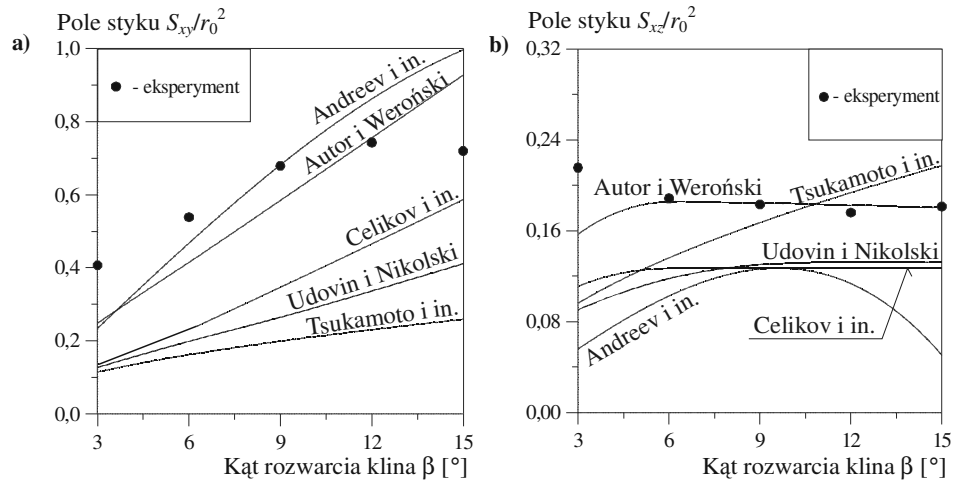
Rys. 4.22. Zależność rzutów pola powierzchni styku, od kąta kształtującego α , wyznaczona dla procesów WPK przebiegających przy: $\beta = 9^\circ$, $\delta = 1,37$: a) na kierunek promieniowy, b) na kierunek osiowy

4.2. Nacisk jednostkowy na powierzchni styku

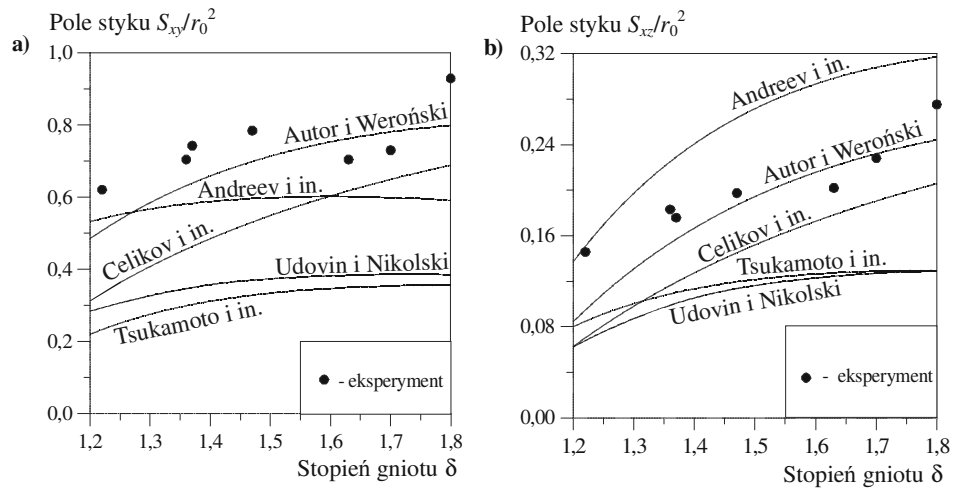
Teoretyczne obliczanie nacisku jednostkowego w procesie WPK jest trudne ze względu na złożoną geometrię strefy odkształcenia i skomplikowany mechanizm kształtowania. Z tego powodu w większości dotychczasowych opracowań siły walcowania określano na podstawie średniego nacisku jednostkowego p_n

4. Siły w procesie WPK

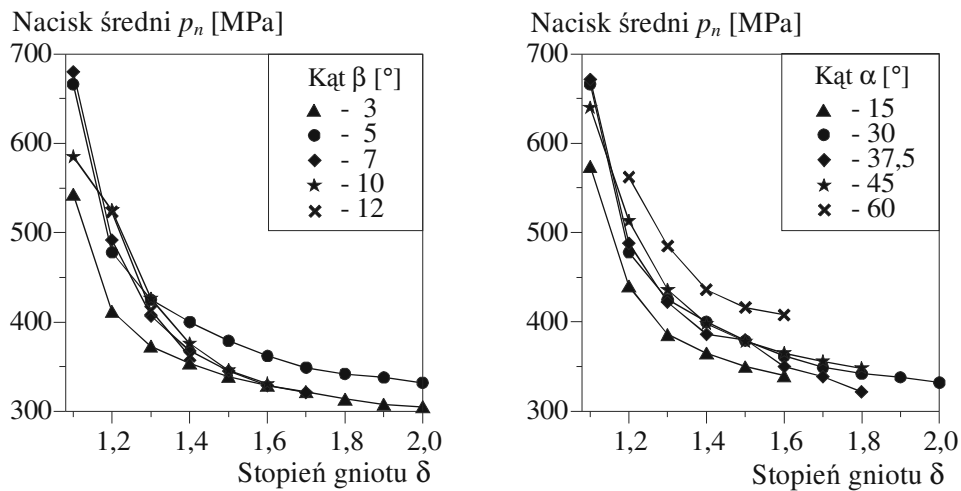
wyznaczonego doświadczalnie. Na uwagę zasługuje tutaj opracowanie Andreewa i in. [6], w którym podano zmierzone wartości p_n dla stali w gatunku C45 (rys. 4.25).



Rys. 4.23. Zależność rzutów pola powierzchni styku, od kąta rozwarcia klina β , wyznaczona dla procesów WPK przebiegających przy: $\alpha = 40^\circ$, $\delta = 1,37$: a) na kierunku promieniowy, b) na kierunku osiowy



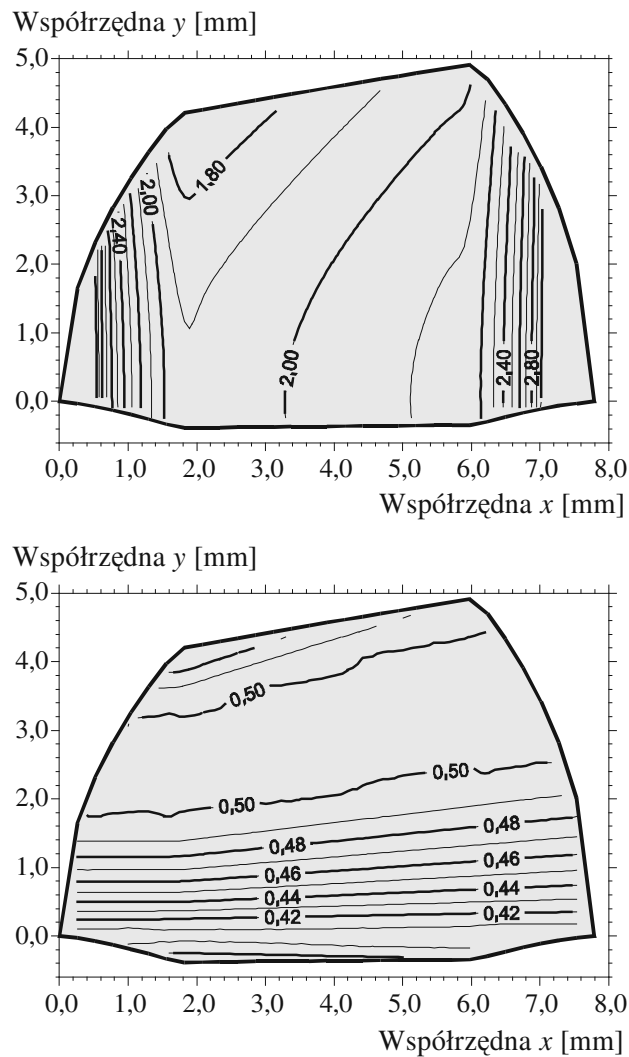
Rys. 4.24. Zależność rzutów pola powierzchni styku, od stopnia gniotu δ , wyznaczona dla procesów WPK przebiegających przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 9^\circ$: a) na kierunku promieniowy, b) na kierunku osiowy



Rys. 4.25. Wartości średniego nacisku jednostkowego, zmierzone w procesie WPK przy: temperaturze 1000°C, materiale próbek – stali w gatunku C45, średnicy wsadu $d_0 = 20$ mm, kącie kształtującym $\alpha = 30^\circ$ (rys. lewy) oraz kącie rozwarcia klina $\beta = 5^\circ$ (rys. prawy) [10]

Opracowana przez autora metoda warstwowa modelowania procesu WPK (opisana w podrozdziale 3.2.1) po raz pierwszy umożliwiła wyznaczenie rozkładu nacisku na powierzchni styku materiał – narzędzie. Przy czym największe możliwości w tym zakresie uzyskiwano stosując w obliczeniach metodę równań różniczkowych równowagi. W tym przypadku możliwe było bowiem wyznaczenie rozkładów nacisku powierzchniowego oraz naprężenia stycznego na całej powierzchni styku metalu z narzędziem. Przykładowe wyniki obliczeń wartości tych parametrów przedstawiono w postaci bezwymiarowej na rys. 4.26. Natomiast, stosowanie w analizie procesu WPK metody linii poślizgów i charakterystyk oraz metody górnej oceny pozwala jedynie na wyznaczenie rozkładu nacisku w przekroju wzdłużnym strefy odkształcenia. Fakt ten wynika z uśredniania nacisku powierzchniowego na szerokości styku materiał–narzędzie w kolejnych, wydzielonych warstwach. Na rys. 4.27 zestawiono rozkłady $p/2k$ otrzymane dla przekroju wzdłużnego strefy odkształcenia przy zastosowaniu omawianych metod analizy. Należy zauważyć, że maksymalne wartości nacisku występują w początkowym i końcowym odcinku strefy odkształcenia. Jest to konsekwencją istnienia na tych odcinkach mniejszych gniotów Δr , którym odpowiadają większe wartości nacisków powierzchniowych. Więcej informacji na temat rozkładów nacisku powierzchniowego, obliczanych w oparciu o metodę warstwową, znaleźć można w następujących publikacjach autora [152, 153, 160, 172].

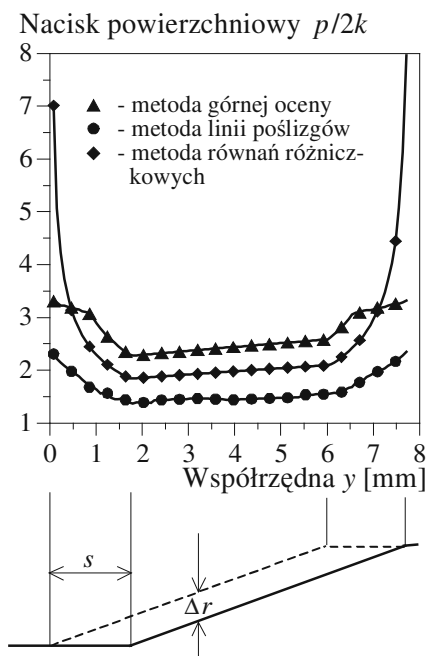
Do obliczania wartości średniego nacisku jednostkowego można również wykorzystywać wzory wyprowadzone z wykorzystaniem metod analitycznych. Poniżej przytacza się ciekawsze opracowania dotyczące omawianego zagadnienia.



Rys. 4.26. Rozkłady nacisku powierzchniowego $p/2k$ (rys. górny) oraz naprężenia stycznego $\tau/2k$ (rys. dolny) na powierzchni styku materiał-narzędzie (obliczone metodą warstwową z wykorzystaniem metody równań różniczkowych równowagi) w procesie WPK przy: $\alpha = 30^\circ$; $\beta = 5^\circ$; $r_0 = 10$ mm; $\delta = 1,5$; $m_b = m_k = 0,8$. Obszar zacieniony – rzut powierzchni styku w kierunku promieniowym (na płaszczyznę xy)

4.2.1. Rozwiązanie Balina i Pozdniakova

Analiza mechanizmu odkształcania metalu w procesach WPK (podrozdział 3.1) wykazuje, że w większości przypadków kształtowania gniot całkowity uzyskiwany jest w kilku cyklach odkształcenia rozdzielonych przerwami czasowymi. Oryginalność obliczania nacisku powierzchniowego, w sposób podany



Rys. 4.27. Rozkłady nacisku powierzchniowego $p/2k$ (uśrednionego po szerokości powierzchni styku) w przekroju wzdłużnym strefy odkształcenia w procesie WPK, przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $r_0 = 10$ mm, $\delta = 1,5$, $m_b = m_k = 0,8$

przez Balina i Pozdniakova [18], polega na uwzględnieniu relaksacji naprężeń zachodzącej w przerwach między gniotami, dzięki której wartość średniego nacisku jednostkowego p_n na powierzchni styku może być zmniejszona nawet do dwóch razy. Poglądowy schemat zmian wartości p_n w funkcji stopnia gniotu δ , podano za [18] na rys. 4.28.

Z analizy literatury specjalistycznej wynika, że w temperaturach $1100\div 1200^\circ\text{C}$ relaksacja przeważającej części naprężeń zachodzi w czasie przerw czasowych wynoszących od 0,05 do 0,3 s. Zatem stopień usunięcia skutków gniotu w metalu (podczas przerw pomiędzy poszczególnymi cyklami odkształcenia) oraz opór odkształcenia plastycznego w kolejnych gniotach będzie różny, w zależności od długości trwania przerw, bez względu na równość pozostałych warunków kształtowania.

Według Balina i Pozdniakova czas trwania przerw, między kolejnymi gniotami, w procesie WPK opisuje następująca zależność:

$$t_p = \frac{\ln \delta}{n_\alpha \dot{\epsilon}}, \quad (4.68)$$

gdzie: n_α – ilość gniotów jednostkowych, w trakcie których uzyskiwany jest całkowity gniot bezwzględny Δr , $\dot{\epsilon}$ – prędkość odkształcenia, δ – stopień gniotu. Natomiast ilość gniotów n_α i prędkość odkształcenia $\dot{\epsilon}$, według tych autorów określają wyrażenia:

$$n_\alpha = \frac{\delta(\delta-1)}{\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}, \quad (4.69)$$

$$\dot{\epsilon} = 0,637 \frac{v \ln \delta}{r_0 n_\alpha}, \quad (4.70)$$

gdzie: v – prędkość liniowa klina, r_0 – promień wsadu.

Ze względu na trudności z opisaniem relaksacji naprężeń, Balin i Pozdniakov do wyznaczenia współczynnika relaksacji R wykorzystali teorię pełzania.

Współczynnik R charakteryzuje wartość względną naprężeń $\sigma_{(t)}$ pozostających w materiale odniesionych do naprężeń σ_0 poprzedzających relaksację ($R = \sigma_{(t)}/\sigma_0$). Wartość współczynnika R , w zależności od czasu przerw t_p oraz temperatury walcowania T , można określić korzystając z wykresu zamieszczonego na rys. 4.29.

Średni nacisk jednostkowy p_n na powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK, z uwzględnieniem relaksacji naprężeń, określa się korzystając z następującej zależności:

$$p_n = \sigma_p n_\sigma \left[S_I + S_2(1 + R) + \dots + S_{n_\alpha} \sum_{n=0}^{n_\alpha-1} R^{n-1} + S_{III} \sum_{n=0}^{n_\alpha} R^n \right], \quad (4.71)$$

gdzie: σ_p – granica plastyczności materiału kształtowanego; n_σ – wyznaczany doświadczalnie wskaźnik stanu naprężenia, którego wartości za opracowaniem [18] podano w tab. 4.5; S_I – rzut względny powierzchni styku materiału z powierzchnią boczną klina, odpowiadający pierwszemu gniotowi; $S_{n\alpha}$ – rzut względny powierzchni styku materiał – boczna ściana klina, przypadający na n_α cykl odkształcenia; R – współczynnik relaksacji; S_{III} – rzut względny powierzchni styku materiału z powierzchnią kalibrującą klina.

Do obliczania S_I i S_{III} Balin i Pozdniakov proponują stosować następujące zależności:

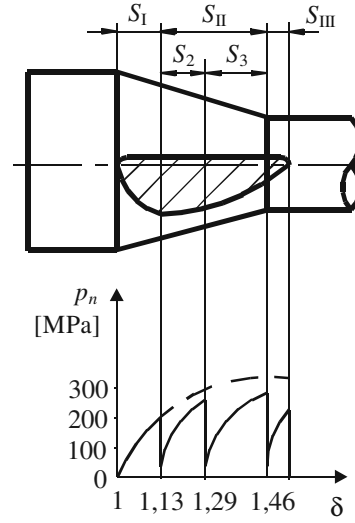
- przy liczbie gniotów jednostkowych $n_\alpha < 1$

$$\left. \begin{aligned} S_{III} &= 1 - 0,73n_\alpha \\ S_I &= 1 - S_{III} \end{aligned} \right\}; \quad (4.72)$$

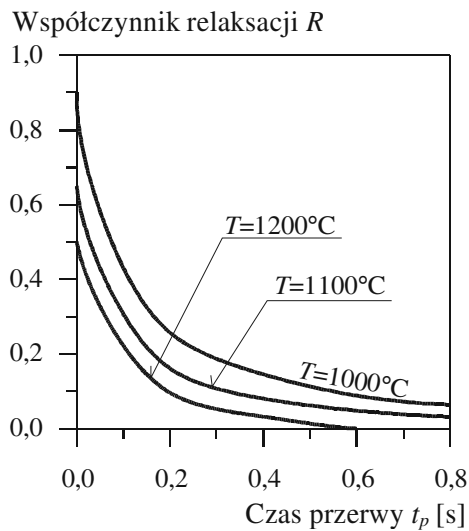
- w przypadkach pozostałych

$$\left. \begin{aligned} S_I &= 0,73n_\alpha^{-1} \\ S_{III} &= 0,27n_\alpha^{-1} \quad \text{dla } \alpha = 25^\circ \div 35^\circ \\ S_{III} &= 0,32(n_\alpha - 0,185)^{-1} \quad \text{dla } \alpha = 35^\circ \div 45^\circ \end{aligned} \right\}. \quad (4.73)$$

Wówczas, gdy $n_\alpha > 1$ liczbę gniotów jednostkowych zaokrągla się do najbliższej liczby naturalnej. Natomiast pozostała wartość rzutu względnego powierzchni



Rys. 4.28. Schematyczne przedstawienie rzutu powierzchni styku oraz średniego nacisku jednostkowego, z uwzględnieniem i bez uwzględnienia (linia kreskowa) relaksacji naprężeń [18]



Rys. 4.29. Zależność współczynnika relaksacji R , dla stali węglowych, od czasu trwania przerw t_p

styku w kierunku promieniowym (pomniejszona o rzuty S_I i S_{III}) rozkłada się równomiernie na pozostałe cykle gniotu. Zatem

$$S_{2...n_\alpha} = \frac{1 - (S_I + S_{III})}{n_\alpha - 1}. \quad (4.74)$$

Na rys. 4.30 przedstawiono zależność S_I i S_{III} , od ilości gniotów jednostkowych n_α .

Ostatecznie do obliczania średniego nacisku jednostkowego na powierzchni styku w procesie WPK Balin i Pozdniakov zaproponowali stosowanie zależności:

$$p_n = n_\sigma n_R \sigma_p, \quad (4.75)$$

gdzie: n_R – współczynnik uwzględniający relaksację naprężeń określony równaniem:

Tab. 4.5. Wartości współczynnika stanu naprężenia n_σ , w zależności od α , β i δ

Kąt β [°]	Kąt α [°]	Stopień gniotu δ						
		1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8
		Współczynnik n_σ						
5°30'	20	3,38	3,36	3,33	3,28	3,22	3,19	3,16
	25	3,46	3,42	3,52	3,29	3,23	3,20	3,17
	30	3,56	3,46	3,41	3,34	3,27	3,23	3,19
	35	3,68	3,60	3,52	3,44	3,34	3,30	3,26
8°	20	3,33	3,29	3,24	3,20	3,17	3,09	3,06
	25	3,43	3,36	3,30	3,21	3,18	3,10	3,07
	30	3,53	3,45	3,40	3,29	3,19	3,15	3,09
	35	3,71	3,53	3,46	3,37	3,25	3,20	3,12
10°	20	3,28	3,24	3,19	3,13	3,10	3,05	3,02
	25	3,42	3,30	3,23	3,15	3,12	3,07	3,04
	30	3,53	3,40	3,33	3,25	3,17	3,12	3,08
	35	3,71	3,50	3,39	3,31	3,20	3,15	3,10
12°	20	3,24	3,19	3,13	3,08	3,03	2,96	2,92
	25	3,42	3,28	3,17	3,10	3,06	2,98	2,95
	30	3,53	3,32	3,22	3,14	3,11	3,05	2,98
	35	3,71	3,48	3,32	3,20	3,18	3,12	3,07

$$n_R = S_I + S_2(1+R) + \dots + S_{n_\alpha} \sum_{n=0}^{n_\alpha-1} R^{n-1} + S_{III} \sum_{n=0}^{n_\alpha} R^n. \quad (4.76)$$

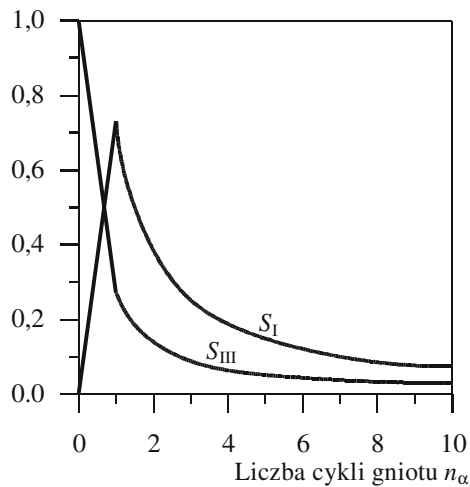
Ponadto, autorzy ci przedstawili również nomogram (rys. 4.31), na podstawie którego można określać współczynnik n_R w przypadku kształtowania stali węglowych.

Korzystając z przytoczonego rozwiązania uzyskanego przez Balina i Pozdniakova autor wraz z Werońskim, w opracowaniu [264], do wyznaczania p_n w procesie WPK zaproponowali stosować zależność:

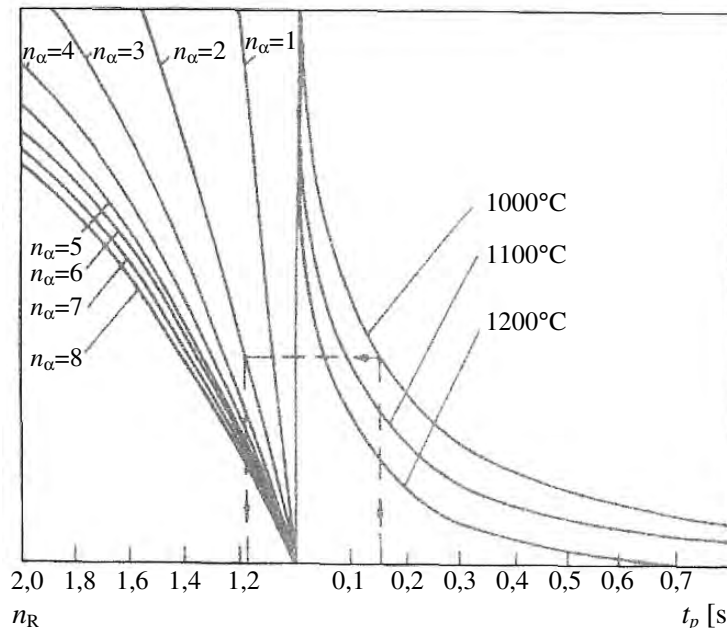
$$p_n = p_{n0} K_T K_r K_v, \quad (4.77)$$

gdzie: p_{n0} – wartość bazowa średniego nacisku jednostkowego (dla stali w gatunkach 20, 40, 40H i St6 podana tabelarycznie w [264]); K_T , K_r , K_v – współczynniki ujmujące wpływ temperatury, promienia wsadu i prędkości klina

Rzut względny powierzchni styku



Rys. 4.30. Rzut względny powierzchni styku, na płaszczyznę xy , przypadający na pierwszy i ostatni cykl gniotu



Rys. 4.31. Nomogram opracowany przez Balina i Pozdniakova, służący do wyznaczania współczynnika relaksacji w przypadku kształtowania stali węglowych

(podane na wykresach w opracowaniu [264]).

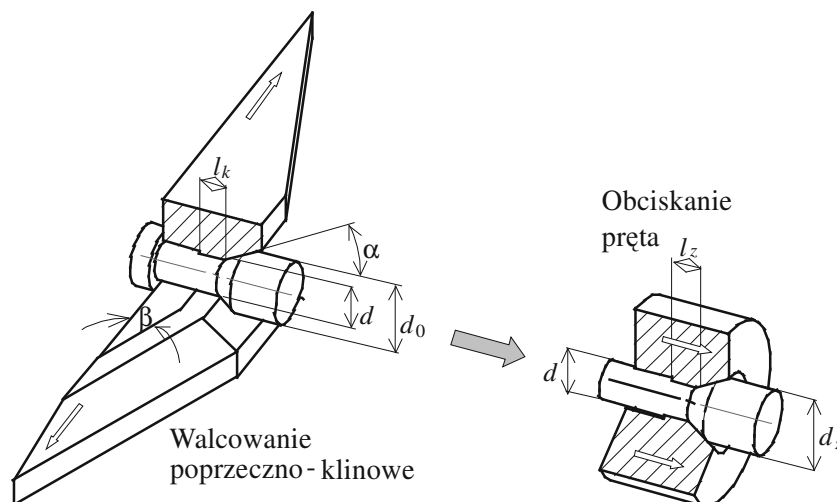
4.2.2. Rozwiązanie własne

W celu opracowania zależności pozwalających na stosunkowo szybkie i proste wyznaczenie wartości średniego nacisku jednostkowego na powierzchni styku autor [163, 166] wykorzystał analogię procesów WPK oraz obciskania pręta okrągłego ze średnicy zastępczej d_z na średnicę d (rys. 4.32). Tym samym wprowadzono pojęcie zastępczego stopnia gniotu: $\delta_z = d_z/d$. Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych [163] stwierdzono, że najlepsze rezultaty uzyskuje się obliczając zastępczy stopień gniotu δ_z i zastępczą długość kalibrowania l_z z następujących zależności:

$$\delta_z = \frac{\delta + 1}{2}, \quad (4.78)$$

$$l_z = \frac{\pi r_0 \lambda \operatorname{tg} \beta}{2\delta}. \quad (4.79)$$

Poniżej podano rozwiązania uzyskane, z wykorzystaniem zależności (4.78) i (4.79) oraz metod energetycznej i oceny górnej.

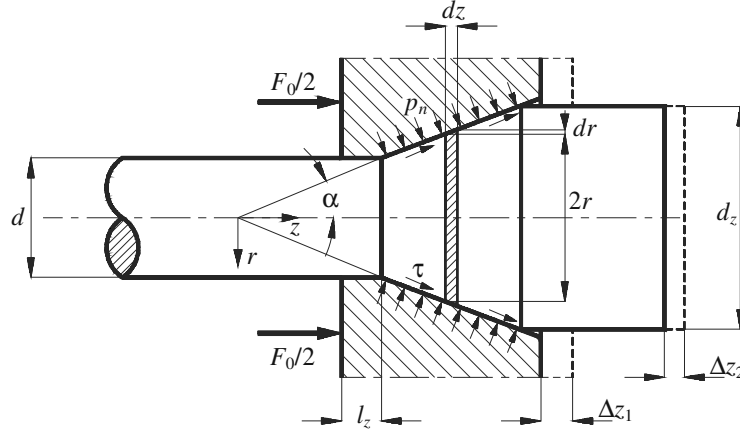


Rys. 4.32. Transformacja procesu WPK do procesu obciskania pręta o przekroju okrągłym

Metoda energetyczna

Ze względu na symetrię osiową proces obciskania pręta w matrycy stożkowej (rys. 4.33) rozpatrywany jest we współrzędnych walcowych $\{r, z, \nu\}$.

Pracę wykonaną przez siłę zewnętrzną F_0 na drodze Δz_1 określa zależność:



Rys. 4.33. Schemat procesu obciskania w matrycy stożkowej, wykorzystany do wyznaczenia średniego nacisku na powierzchni styku w oparciu o metodę energetyczną

$$W_z = F_0 \Delta z_1 = p_n \sin \alpha \pi \frac{d_z^2 - d^2}{4} \Delta z_1. \quad (4.80)$$

Natomiast całkowitą pracę odkształcenia plastycznego, przy założeniu postulatu pełnej plastyczności Haara-Karmana, opisuje wyrażenie:

$$W_p = \frac{\pi d_z^2}{2} \sigma_p \ln \frac{d_z}{d} (\Delta z_1 - \Delta z_2). \quad (4.81)$$

Energię dysypowaną w wyniku tarcia materiału o powierzchnię stożkową matrycy (charakteryzowaną czynnikiem tarcia m) oraz powierzchnię kalibrującą (m_k) oblicza się z zależności:

$$W_t = mk \frac{d_z^4 - d^4}{d_z^2} \frac{\pi}{8 \sin \alpha \cos \alpha} + m_k k \pi d l_z \Delta z_1, \quad (4.82)$$

gdzie: k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu.

Z bilansu energii włożonej (4.80) i dysypowanej (4.81) i (4.82) wyprowadza się zależność na średni nacisk jednostkowy w postaci bezwymiarowej:

$$\frac{p_n}{\sigma_p} = \frac{2}{\sin \alpha (\delta_z^2 - 1)} \left(\ln \delta_z + \frac{2}{\sqrt{3}} m_k \frac{t_z}{d} \right) + \frac{m}{\sqrt{3} \cos \alpha \sin 2\alpha} \frac{\delta_z^2 + 1}{\delta_z^2}. \quad (4.83)$$

Ostatecznie po uwzględnieniu zależności (4.78) i (4.79) na δ_z i l_z otrzymano:

$$\frac{p_n}{\sigma_p} = \frac{8}{(\delta + 1)^2 - 4} \left[\ln \left(\frac{\delta + 1}{2} \right) + \frac{m_k}{2\sqrt{3}} \pi \lambda \operatorname{tg} \beta \right] + \frac{m}{\sqrt{3} \sin 2\alpha} \frac{(\delta + 1)^2 + 4}{(\delta + 1)^2}. \quad (4.84)$$

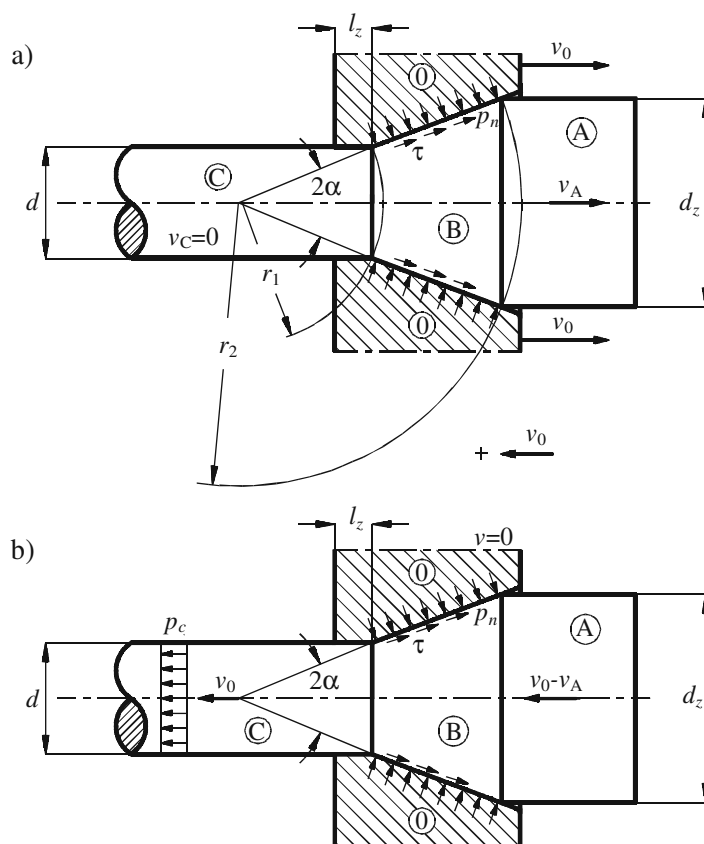
Metoda górnej oceny

Rozwiązanie oparto na założeniu, że obszar odkształcenia plastycznego opisany jest sferycznym polem prędkości, opracowanym przez Avitzura [196].

Przyjęto, że materiał odkształca się plastycznie w podobzarze „B”, w kształcie wycinka sferycznego ograniczonego sferami o promieniach r_1 i r_2 oraz powierzchnią stożkową matrycy – rys. 4.34a. Dla uzyskania rozwiązania dokonano transformacji układu, polegającej na dodaniu do wszystkich jego stref prędkości v_0 , skierowanej przeciwnie do ruchu narzędzia (co nie wpływa na równowagę układu). W wyniku transformacji proces obciskania pręta (rys. 4.34a) przekształcany jest do układu pokazanego na rys. 4.34b, charakteryzującego proces ciągnięcia.

Naprężenie ciągnięcia p_c , w postaci bezwymiarowej, prętów okrągłych wyznaczone metodą górnej oceny określone jest zależnością [11]:

$$\frac{p_c}{\sigma_p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{f(\alpha)}{\sin^2 \alpha} + m \operatorname{ctg} \alpha \right) \ln \frac{d_z}{d} + \frac{2\alpha - \sin \alpha}{2 \sin^2 \alpha} + 2m_k \frac{l_z}{d} \right], \quad (4.85)$$



Rys. 4.34. Schemat wykorzystywany do wyznaczenia średniego nacisku na powierzchni styku, w oparciu o metodę górnej oceny: a) proces obciskania pręta, b) otrzymany w wyniku transformacji układu proces przeciągania pręta

gdzie: m, m_k – czynnik tarcia odpowiednio na powierzchni stożkowej i kalibrującej matrycy, a $f(\alpha)$ określone jest przez:

$$f(\alpha) = \frac{1}{2} \left[\sqrt{12} - \cos \alpha \sqrt{1 + 11 \cos^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{11}} \ln \left(\frac{\sqrt{11} + \sqrt{12}}{\sqrt{11} \cos \alpha + \sqrt{1 + 11 \cos^2 \alpha}} \right) \right]. \quad (4.86)$$

Rozpatrując równowagę zewnętrzną wyrobu ciągnionego otrzymuje się równanie:

$$p_c \cdot \pi \frac{d^2}{4} = p_n \cdot \pi \frac{d_z^2 - d^2}{4}, \quad (4.87)$$

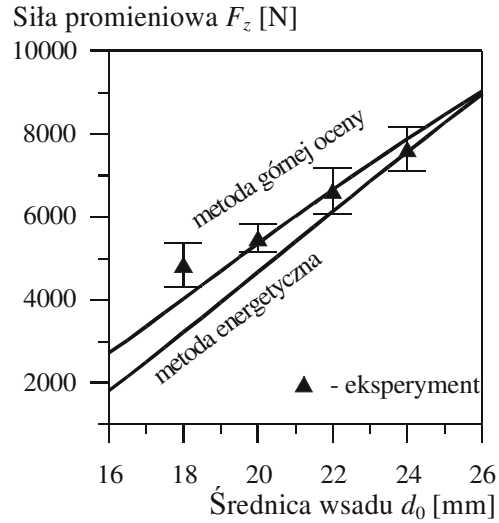
z którego wyznacza się zależność określającą wartość średnich nacisków jednostkowych, na powierzchni styku materiał – narzędzie, w analizowanym procesie obciskania:

$$\frac{p_n}{\sigma_p} = \frac{1}{\delta_z^2 - 1} \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{f(\alpha)}{\sin^2 \alpha} + m \operatorname{ctg} \alpha \right) \ln \delta_z + \frac{2\alpha - \sin 2\alpha}{2 \sin^2 \alpha} + 2m_k \frac{l_z}{d} \right]. \quad (4.88)$$

Po podstawieniu zależności (4.78) i (4.79) uzyskuje się ostateczną postać wzoru do obliczania nacisków w procesie WPK

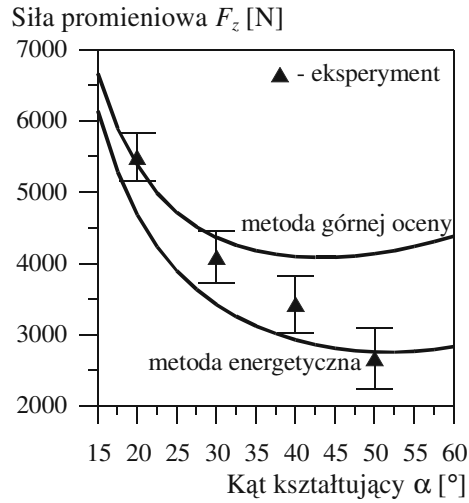
$$\frac{p_n}{\sigma_p} = \frac{8}{\sqrt{3}[(\delta + 1)^2 - 4]} \left[\left(\frac{f(\alpha)}{\sin^2 \alpha} + m \operatorname{ctg} \alpha \right) \ln \left(\frac{\delta + 1}{2} \right) + \frac{2\alpha - \sin 2\alpha}{2 \sin^2 \alpha} + \frac{m_k}{2} \pi \operatorname{tg} \beta \right]. \quad (4.89)$$

Korzystając z wzorów (4.1) można stosunkowo szybko obliczyć siły występujące w procesach WPK. Na rys. 4.35÷4.37 zestawiono wartości sił promieniowych F_z obliczonych ze zmierzonymi w warunkach laboratoryjnych. W obliczeniach wykorzystano następujące zależności: na rzuty powierzchni styku – autora i Werońskiego, na nacisk powierzchniowy – autora. Z prezentowanego zestawienia wynika, że stosując metodę oceny górnej dokonuje się przeszacowania wartości siły F_z , natomiast wykorzystanie metody energetycznej doprowadza do niedoszacowania wartości tej siły. Większą dokładność można uży-

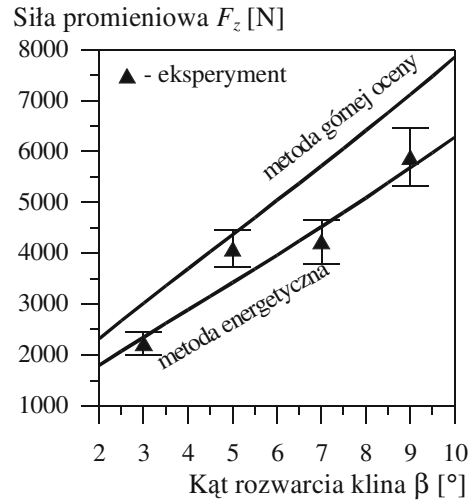


Rys. 4.35. Porównanie sił obliczonych i zmierzonych dla procesów WPK, przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d = 14$ mm, materiał ołów Pb1

skąć uśredniając wartości sił obliczonych w oparciu o obie metody.



Rys. 4.36. Porównanie sił obliczonych i zmierzonych dla procesów WPK przy: $\beta = 5^\circ$, $d = 14$ mm, $d_0 = 20$ mm, materiał ołów Pb1



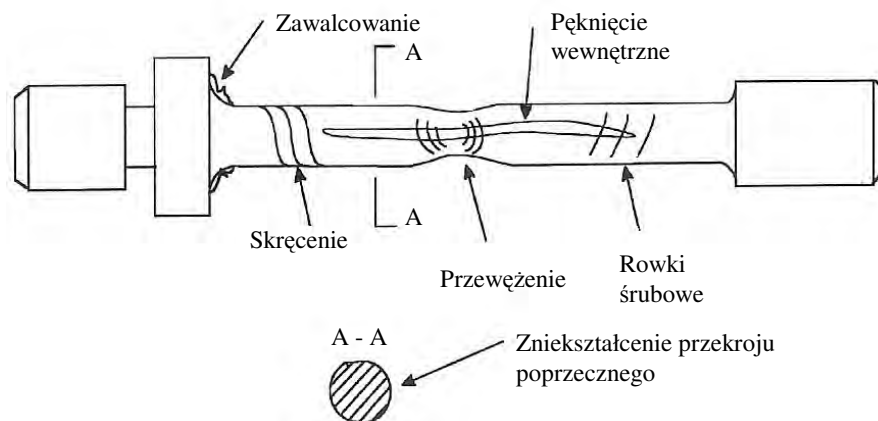
Rys. 4.37. Porównanie sił obliczonych i zmierzonych dla procesów WPK przy: $\alpha = 30^\circ$, $d = 14$ mm, $d_0 = 20$ mm, materiał ołów Pb1

5. Ograniczenia w procesie WPK

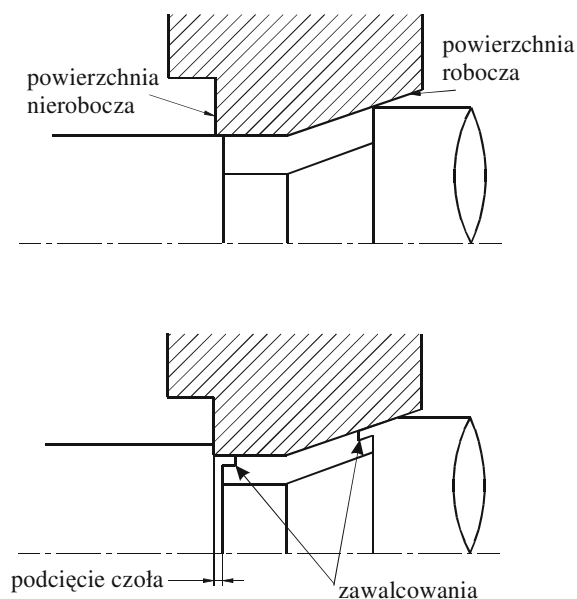
Ograniczenia w stosowaniu procesu WPK wynikają w głównej mierze z wad, powstających podczas walcowania odkuwek. Według Johnsona i Mamalisa [83], rys. 5.1, w analizowanym procesie kształtowania mogą wystąpić trzy rodzaje wad:

- ❑ nieprawidłowo ukształtowany przekrój poprzeczny, będący głównie efektem wystąpienia niekontrolowanego poślizgu w trakcie walcowania;
- ❑ zniekształcenia powierzchniowe, do których zaliczane są głównie: ślady pozostawione przez narzędzia kształtujące (w postaci spiralnych rowków), przewężenie (zerwanie) walcowanego stopnia odkuwki oraz zawalcowania;
- ❑ defekty wewnętrzne, w postaci rzadzisz i pęknięć materiału.

Najbardziej powszechnymi wadami zewnętrznymi występującymi podczas WPK są zawalcowania, których przyczyny mogą tkwić w wadach materiału wsadowego lub w nieprawidłowo zaprojektowanej technologii walcowania. Głównym sposobem uniknięcia zawalcowień pierwszego typu jest stosowanie dokładnej kontroli materiału wsadu.



Rys. 5.1. Wady odkuwek kształtowanych metodą WPK



Rys. 5.2. Schemat powstawania zawałców poprzecznych podczas procesu WPK

Zawałcowania powstające podczas WPK można podzielić na wzdłużne i poprzeczne. Wg Andreeva [6] zawałcowania wzdłużne są następstwem zwiększenia średnicy walcowanego wyrobu, co ma miejsce w fazie wcinania. Wypchnięty wówczas przez klin materiał zostaje następnie rozwalcowany przez ściany boczne klina. Dla uniknięcia tej wady zaleca się [10] by stopień gniotu w strefie wejściowej nie przekraczał wartości dopuszczalnej $\delta = 1,2 \div 1,3$. W przypadku, gdy wymagany stopień gniotu jest większy od podanej wartości należy zaopatrzyć segmenty narzędziowe w

specjalne strefy chwytu, w których nastąpi płynne zwiększenie δ od wartości dopuszczalnej do wymaganej. Zawałcowania poprzeczne mogą powstawać podczas walcowania klinami posiadającymi tylko jedną powierzchnię (boczną) kształtującą. W takich przypadkach, ze względu na częsty brak prostopadłości osi wzdłużnej odkuwki w stosunku do kierunku ruchu narzędzi, pionowe powierzchnie boczne nie pokrywają się ze sobą. Prowadzi to do powstawania podcięć, a w konsekwencji jest przyczyną zawałców poprzecznych – w sposób zilustrowany na rys. 5.2. Na uwagę zasługuje fakt, iż ta wada powierzchniowa intensyfikuje się wówczas, gdy stosowane są kliny posiadające ostre krawędzie robocze. Fakt ten potwierdzają obserwacje poczynione między innymi przez Yano i in. [274] oraz Danno i Tanakę [38, 39]. Dla uniknięcia wady zawałcowania poprzecznego zaleca się zaokrąglać krawędzie klinów (promieniami od 3 do 7 mm, w zależności od gniotu Δr) oraz zapobiegać przekoszeniu odkuwki walcowanej.

Czasami na powierzchni odwalcowanego odcinka odkuwki obserwowane są ślady, w postaci rowków spiralnych, pozostawione przez zastosowane narzędzia klinowe. Ich głębokość w zależności od warunków walcowania może wahać się w przedziale 0,05 do 0,2 mm [6]. Wystąpienie tego rodzaju wady wpływa na obniżenie estetyki oraz jakości powierzchni kształtowanego wyrobu, a jej usunięcie wymaga zastosowania dodatkowej operacji obróbki mechanicznej. Za

przyczyny tworzenia się rowków spiralnych uznaje się: i) niejednoczesny chwyt odkuwki lub jej poślizg podczas walcowania, ii) różnice w geometrii klinów kształtujących (różne wartości kątów rozwarcia klina górnego i dolnego, brak zaokrągleń krawędzi klina itd.). Stosowanie większych kątów rozwarcia klina β powoduje zwiększenie prawdopodobieństwa utworzenia rowków śrubowych. Również zwiększanie kąta kształtującego α i stopnia gniotu δ sprzyja powstawaniu rowków śrubowych. Należy również zwrócić uwagę na fakt, iż występowanie omawianej wady powierzchniowej towarzyszy zawsze innemu zjawisku, ograniczającemu stabilność WPK jakim jest przewężenie kształtowanego stopnia odkuwki [56].

W dalszej części opracowania w sposób szczegółowy omawia się najbardziej rozpowszechnione zakłócenia stabilności WPK tj.: niekontrolowany poślizg, przewężenie (zerwanie) rdzenia oraz pęknięcia wewnętrzne metalu.

5.1. Niekontrolowany poślizg między odkształcanym materiałem a narzędziem

Niekontrolowany poślizg występuje wówczas, gdy suma momentów sił sprzyjających obrotowi kształtowanej odkuwki będzie mniejsza od sumy momentów sił przeciwnych temu obrotowi. W takim przypadku przemieszczające się w przeciwnych kierunkach segmenty narzędziowe zdzierają warstwy wierzchnie materiału kształtowanej odkuwki, realizując proces skrawania z ujemnym kątem natarcia (rys. 5.3).

Powszechnie stosowanym środkiem zapobiegającym wystąpieniu niekontrolowanego poślizgu, jest wykonywanie na powierzchniach bocznych klinów nacięć technologicznych o głębokości $0,5 \div 1,5$ mm, w odległości $3 \div 5$ mm jedno od drugiego [5, 8, 19, 60, 91, 207]. Należy zauważyć, że stosowanie tych nacięć nie może wpływać na jakość powierzchni walcowanych wyrobów.

Z analizy literatury specjalistycznej dotyczącej procesów WPK wynika, że tylko w nielicznych opracowaniach zjawisku niekontrolowanego poślizgu poświęcono więcej uwagi. W większości opracowań (pozycje [14, 21, 31, 158, 245]) przedstawiono wyniki badań doświadczalnych, dotyczących określenia stabilnego przebiegu procesu dla wybranych parametrów geometrycznych narzędzi. Uproszczony warunek przebiegu procesu WPK bez wystąpienia niekontrolowanego poślizgu, podał jedynie Hayama [66, 67]. Warunek ten wyprowadzony przy założeniu stałej wartości współczynnika tarcia $\mu=0,35$ pomiędzy metalem a narzędziem określa zależność empiryczna

$$(0,15 + 0,0038 \alpha) \beta^{0,925} \leq 1,93, \quad (5.1)$$

w której kąty α i β podawane są w stopniach.

Bardziej zaawansowany warunek stabilności, uwzględniający wpływ podstawowych parametrów WPK, opracowany został przez Lovella i in. [41, 48, 111, 112, 119]. Według tych autorów poślizg nie wystąpi w procesie walcowania dwoma wałcami wówczas, gdy współczynnik tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie będzie spełniał następującą nierówność:

$$\mu \geq \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 + \frac{d}{d_w}\right) (C^2 + 2C)}, \quad (5.2)$$

gdzie: d_w – średnica wałka, d – średnica odkuwki po walcowaniu, C – parametr obliczany z zależności

$$C = \frac{1}{d} \pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta k [d + 0,62(d_0 - d)], \quad (5.3)$$

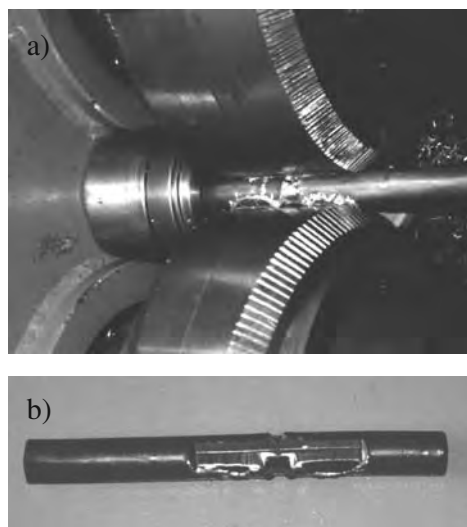
w której przez k oznaczono parametr uwzględniający stopień odkształcenia w walcowanej części odkuwki ($0 < k \leq 1$). Dla celów praktycznych zaleca się przyjmować $k = 1$.

Podstawiając do warunku (5.2) $d_w = \infty$ otrzymuje się zależność na graniczną wartość współczynnika tarcia w procesach walcowania klinami płaskimi.

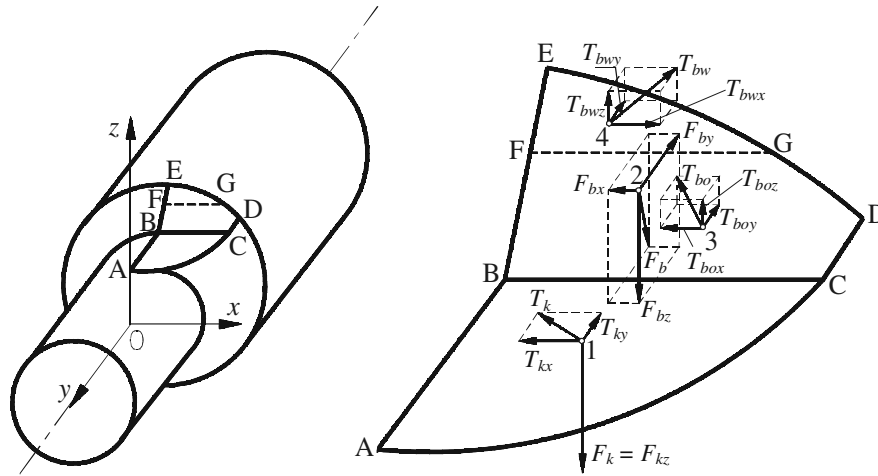
W celu zweryfikowania zależności (5.2) Lovell i in. [41, 48, 111, 112, 119] wykonali szereg badań doświadczalnych i obliczeń bazujących na MES, w trakcie których analizowali procesy WPK odkuwek z różnych materiałów (aluminium, brąz, stal). W efekcie tych prac ustalono, iż zwiększeniu ryzyka wystąpienia poślizgu sprzyja:

zwiększanie kąta kształtującego α , zwiększanie prędkości przemieszczania klinów v oraz zmniejszanie redukcji przekroju poprzecznego R_p . Jednakże, mankamentem wykonanych prac było ograniczenie badań wyłącznie do procesów WPK realizowanych w temperaturze otoczenia, przez co nie uwzględniono specyfiki kształtowania na gorąco (dominującego w przemysłowych zastosowaniach WPK).

Zagadnienie niekontrolowanego poślizgu było również analizowane przez autora [163]. W celu sformułowania warunku inicjacji zjawiska poślizgu rozpatrzono związki na powierzchni styku (rys. 5.4).



Rys. 5.3. Zaburzenie WPK w efekcie niekontrolowanego poślizgu: a) widok procesu, b) wyrób wadliwy



Rys. 5.4. Rozkład sił działających na powierzchni kontaktu materiał-narzędzie w procesie WPK

Upraszczając, powierzchnię tę podzielono na dwie części za pomocą linii FG położonej w odległości równej promieniowi tocznemu r_t od osi próbki. W obszarze EFG (dla którego $r_z > r_t$) prędkości liniowe materiału są większe, a w obszarach ABC i BCDGF (gdzie $r_z < r_t$) mniejsze od prędkości liniowej narzędzia. Zatem część powierzchni styku o $r_z > r_t$ odpowiada strefie wyprzedzenia, a część z $r_z < r_t$ strefie opóźnienia. Jak wiadomo, siły tarcia w tych strefach mają znaki przeciwne, przy czym w strefie opóźnienia (ABFGDC) sprzyjają, a w strefie wyprzedzenia (FEG) przeciwdziałają ruchowi obrotowemu kształtowanego materiału.

Warunek zapewnienia ciągłego ruchu obrotowego odkuwce jest następujący:

$$\sum M_{iy} = T_{kx}z_1 - F_kx_1 + F_{bx}z_2 - F_{bz}x_2 + T_{box}z_3 + T_{boz}x_3 - T_{bwx}z_4 + T_{bwz}x_4 \geq 0, \quad (5.4)$$

gdzie: F_k – siła normalna do kalibrującej powierzchni styku; $F_{bx,z}$ – rzut siły normalnej do bocznej powierzchni styku, odpowiednio na kierunek x lub z układu współrzędnych; T_{kx} – rzut siły tarcia występującej na kalibrującej części powierzchni styku na kierunek x układu współrzędnych; $T_{box,z}$ – rzut siły tarcia na części BFGDC bocznej powierzchni styku (odpowiadającej strefie opóźnienia), odpowiednio na kierunek x lub z układu współrzędnych; $T_{bwx,z}$ – rzut siły tarcia na części EFG bocznej powierzchni styku (odpowiadającej strefie wyprzedzenia), odpowiednio na kierunek x lub z układu współrzędnych; x_i, z_i – współrzędne styczna i promieniowa, opisujące położenie środków ciężkości odpowiednich części powierzchni styku; $i = 1, 2, 3, 4$ – oznaczają odpowiednio środki ciężkości części: ABC, BCDE, BCDGF i EFG powierzchni styku.

Jeżeli w procesie walcowania wystąpią dodatkowe opory ruchu obrotowego, to nastąpi zmniejszenie prędkości kątowej odkuwki, a więc zwiększy się

jej promień toczny. Przy $r_t \geq r_0$ suma momentów sił sprzyjających obrotowi odkuwki osiągnie wartość maksymalną (nie wystąpi strefa wyprzedzenia). Zatem zakłada się, że zjawisko niekontrolowanego poślizgu doprowadzającego do zniszczenia kształtowanego materiału wystąpi wówczas, gdy $\sum M_{iy} < 0$, a wartość promienia tocznego $r_t \geq r_0$.

Ze względu na fakt, iż siły normalne F oraz tarcia T są uzależnione od geometrii powierzchni styku materiał – narzędzie, analizę zagadnienia poślizgu należy przeprowadzać oddzielnie dla każdego z wariantów kształtowania: $c > 1$, $c < 1$ i $c = 1$. Przy czym ostatni z wymienionych wariantów WPK można rozpatrzeć łącznie z jednym z pozostałych.

Na rys. 5.5 przedstawiono podział powierzchni styku na trzy części oznaczone odpowiednio przez S_1 , S_2 , S_3 dla procesu WPK przy $c \leq 1$.

Elementarny moment sił względem osi y działający na element dS_1 wydzielony z pola S_1 oblicza się jako:

$$dM_{1y} = dT_{1x}r - dF_1x_1. \quad (5.5)$$

Z rys. 5.5 wynika, że:

$$dT_{1x} = dT_1 \cos \beta, \quad (5.6)$$

$$x_1 = \frac{b_{1y}}{2} \cos \beta. \quad (5.7)$$

Natomiast elementarne siły dF_1 i dT_1 można obliczyć z zależności:

$$dF_1 = p dS_1 = p b_{1y} \cos \beta dy, \quad (5.8)$$

$$dT_1 = \tau_k dS_1 = \tau_k b_{1y} \cos \beta dy, \quad (5.9)$$

gdzie: p – nacisk jednostkowy na powierzchni styku, b_{1y} – bieżąca szerokość powierzchni styku (4.44), τ_k – naprężenie styczne na powierzchni kalibrującej.

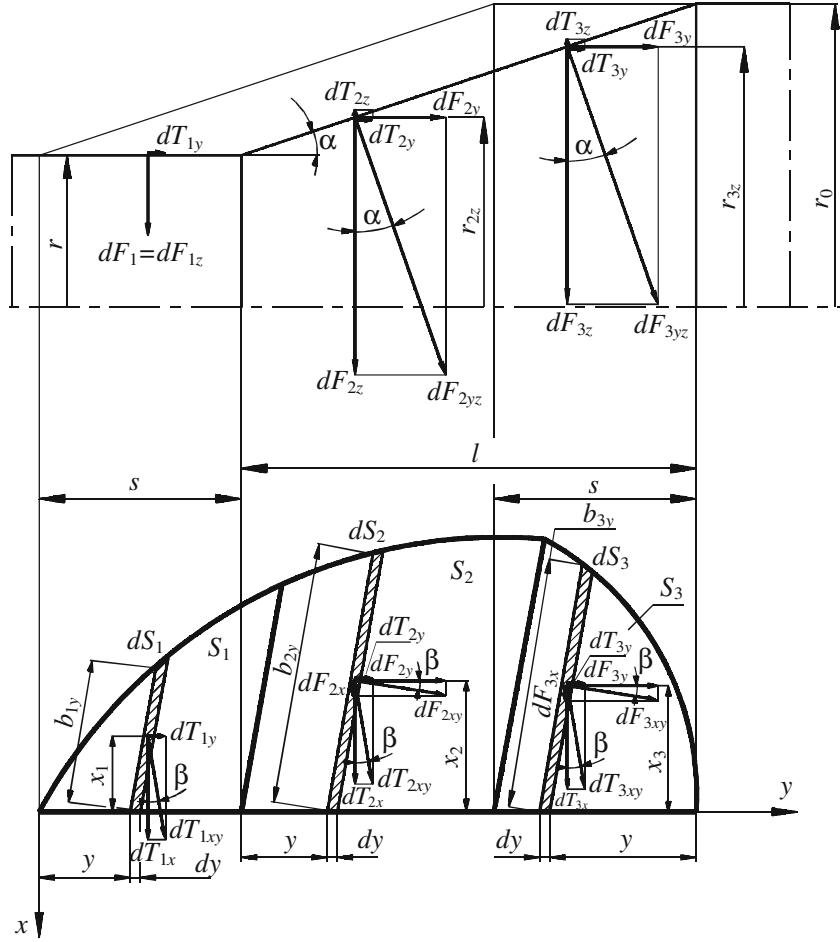
Po podstawieniu podanych zależności do równania (5.4) oraz po rozwiązaniu całki oznaczonej otrzymuje się:

$$M_{1y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{\text{tg} \alpha}{t} \right) \text{tg} \alpha} \left[\frac{2}{3} \tau_k r \sqrt{s^3} - \frac{p}{4} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{\text{tg} \alpha}{2} \right) \text{tg} \alpha} s^2 \right]. \quad (5.10)$$

Elementarny moment dM_{2y} działający na elemencie o powierzchni dS_2 , wydzielonym z pola S_2 , określony jest zależnością

$$dM_{2y} = (dF_{2x} + dT_{2x}) r_{2z} - (dF_{2z} - dT_{2z}) x_2. \quad (5.11)$$

Ponieważ element dS_2 (rys. 5.5) wyodrębniony jest z rzutu bocznej powierzchni styku na kierunek promieniowy, zatem można zapisać, że:



Rys. 5.5. Schematyczne przedstawianie sił elementarnych działających na powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK, przy $c \leq 1$

$$dT_{2x} = \tau_b dS_2 \cos \beta, \quad (5.12)$$

$$dF_{2z} = p dS_2, \quad (5.13)$$

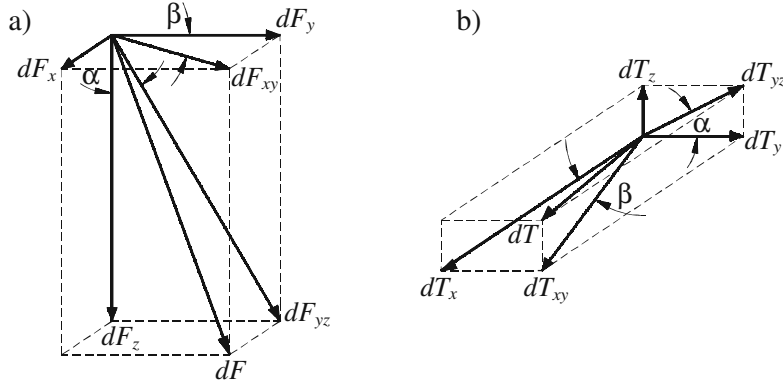
gdzie: τ_b – napężenie styczne na powierzchni bocznej.

Korzystając z rys. 5.6 wyznacza się zależność na dF_{2x} i dT_{2z} :

$$dF_{2x} = dF_{2z} \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta = p dS_2 \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta, \quad (5.14)$$

$$dT_{2z} = dT_{2x} \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta = \tau_b dS_2 \operatorname{tg} \alpha \sin \beta. \quad (5.15)$$

Uwzględniając zgodnie z rys. 5.5, że:



Rys. 5.6. Rozkład sił działających na bocznej powierzchni kontaktu na składowe, skierowane zgodnie z układem współrzędnych $\{x, y, z\}$: a) siła normalna; b) siła tarcia

$$r_{2z} = r + y \operatorname{tg} \alpha, \quad (5.16)$$

$$x_2 = \frac{b_{2y}}{2} \cos \beta, \quad (5.17)$$

$$dS_2 = b_{2y} \cos \beta dy \quad (5.18)$$

oraz przyjmując, że bieżąca szerokość powierzchni styku b_{2y} określona jest zależnością (4.46) przekształca się równanie (5.11) do postaci:

$$\begin{aligned} dM_{2y} = \cos^2 \beta \operatorname{tg} \alpha \sqrt{\frac{3s}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} & \left[\left(\frac{p \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \left(r + y \operatorname{tg} \alpha \right) \sqrt{y + s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha}} + \right. \\ & \left. - \frac{1}{2} \operatorname{tg} \alpha (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3s}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \left(y + s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right) \right] dy. \end{aligned} \quad (5.19)$$

Po scałkowaniu powyższego równania w granicach od 0 do $l-s$ otrzymuje się zależność na moment M_{2y}

$$\begin{aligned} M_{2y} = \cos^2 \beta \operatorname{tg}^2 \alpha \sqrt{\frac{3s}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} & \left\langle \left(\frac{p \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \left\{ \frac{2}{5} \left[\left(l + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{5}{2}} - \left(s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{5}{2}} \right] \right\} + \right. \\ & \left. - \frac{2}{3} s \left[\left(l + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{3}{2}} - \left(s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \right\} - \frac{1}{4} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3s}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \left[l^2 + \frac{2r}{\operatorname{tg} \alpha} (l-s) - s^2 \right] \right\rangle \end{aligned} \quad (5.20)$$

Rozpatrując moment sił działających na element dS_3 , wyodrębniony z pola S_3 , zapisuje się równanie na moment elementarny dM_{3y}

$$dM_{3y} = (dF_{3x} + dT_{3x}) r_{3z} - (dF_{3z} - dT_{3z}) x_3, \quad (5.21)$$

gdzie:

$$r_{3z} = r_0 - y \operatorname{tg} \alpha, \quad (5.22)$$

$$x_3 = \frac{b_{3y}}{2} \cos \beta, \quad (5.23)$$

$$dT_{3x} = \tau_b dS_3 \cos \beta, \quad (5.24)$$

$$dF_{3z} = p dS_3. \quad (5.25)$$

Postępując w sposób analogiczny jak dla pola S_2 otrzymuje się, że:

$$dF_{3x} = p dS_3 \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta, \quad (5.26)$$

$$dT_{3z} = \tau_b dS_3 \sin \beta \operatorname{tg} \alpha. \quad (5.27)$$

Uwzględniając, że

$$dS_3 = b_{3y} \cos \beta dy \quad (5.28)$$

oraz, że bieżąca wartość szerokości powierzchni b_{3y} , wyrażona jest zależnością (4.47) otrzymuje się z wzoru (5.21) zależność na dM_{3y}

$$dM_{3y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \operatorname{tg} \alpha \left[\left(\frac{p \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) (r_0 + y \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{y} + \right. \\ \left. - \frac{1}{2} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \operatorname{tg} \alpha y \right] dy. \quad (5.29)$$

Całkując powyższe wyrażenie, w granicach od 0 do s , uzyskuje się zależność na moment całkowity (względem osi y) działający na pole S_3 . Jest on równy

$$M_{3y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \operatorname{tg} \alpha \left[\left(p \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \left(\frac{2}{3} r_0 s^{\frac{3}{2}} - \frac{2}{5} \operatorname{tg} \alpha s^{\frac{5}{2}} \right) + \right. \\ \left. - \frac{1}{4} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \operatorname{tg} \alpha s^2 \right]. \quad (5.30)$$

Całkowity moment sił działających na kształtowaną odkuwkę w procesie WPK przy $c \leq 1$ jest sumą momentów M_{1y} , M_{2y} i M_{3y} . Zatem:

$$\begin{aligned}
 \sum M_{iy} = M_{1y} + M_{2y} + M_{3y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} & \left\langle \left\langle \sqrt{r + \frac{s \operatorname{tg} \alpha}{2}} \left(\frac{2}{3} \tau_k r s^{\frac{3}{2}} + \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. - \frac{p}{4} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{s \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha s^2} \right) + \left(p \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \right\rangle \sqrt{s \operatorname{tg}^3 \alpha} \cdot \\
 & \left\{ \frac{2}{5} \left[\left(l + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{5}{2}} - \left(s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{5}{2}} \right] - \frac{2}{3} s \left[\left(l + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{3}{2}} - \left(s + \frac{r}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \right\} + \\
 & \left. \sqrt{r_0} \left(\frac{2}{3} r_0 s^{\frac{3}{2}} - \frac{2}{5} \operatorname{tg} \alpha s^{\frac{5}{2}} \right) \right\rangle - \frac{1}{4} \sqrt{\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \\
 & \cdot \left\{ s \operatorname{tg} \alpha \left[l^2 + \frac{2r}{\operatorname{tg} \alpha} (l - s) - s^2 \right] + r_0 s^2 \right\} \rangle \rangle
 \end{aligned} \quad (5.31)$$

Dla przypadku WPK przy $c > 1$ pole powierzchni styku również dzielone jest na trzy części (S_1 , S_2 , S_3), w sposób pokazany na rys. 5.7, dla których oblicza się wartości momentów równych odpowiednio M_{1y} , M_{2y} i M_{3y} .

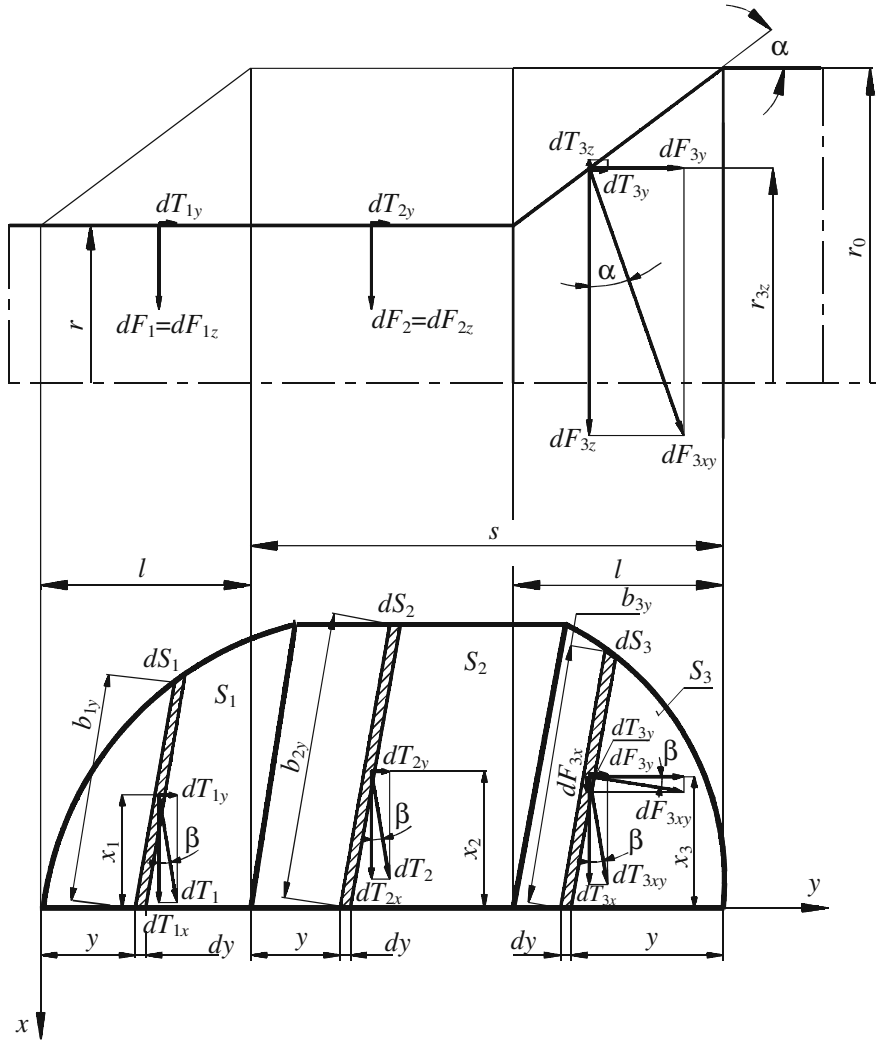
Równanie opisujące elementarny moment sił działających na element dS_1 , wyodrębniony z pola S_1 , jest identyczne jak w wariancie poprzednim i określone zależnością (5.6). Jednakże w rozpatrywanej sytuacji do wyznaczenia bieżącej wartości szerokości styku wykorzystuje się wyrażenie (4.58). Zatem:

$$dM_{1y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha} \left[\tau_k r \sqrt{y} - \frac{p}{2} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha} y \right] dy. \quad (5.32)$$

Całkując powyższą zależność oblicza się M_{1y} , który wynosi

$$M_{1y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha} \left[\frac{2}{3} \tau_k r l^{\frac{3}{2}} - \frac{p}{4} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha} l^2 \right]. \quad (5.33)$$

Równanie na elementarny moment dM_2 działający na element dS_2 (zawarty w polu S_2) zapisuje się jako:



Rys. 5.7. Schematyczne przedstawianie sił elementarnych działających na powierzchni styku materiał – narzędzie w procesie WPK, przy $c > 1$

$$dM_{2y} = dT_{2x} r - dF_2 x_2, \quad (5.34)$$

gdzie dT_{2x} , $dF_{2x,z}$ określone są odpowiednio wzorami (5.12), (5.13) i (5.17). Uwzględniając dalej, że występujące w zależnościach (5.12) i (5.13) pole dS_2 określone jest wyrażeniem (5.18), bieżąca szerokość powierzchni styku dana jest równaniem (4.59) otrzymuje się, że:

$$dM_{2y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} l \operatorname{tg} \alpha r_0} \left(\tau_k r - \frac{p}{2} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} l \operatorname{tg} \alpha r_0} \right) dy. \quad (5.35)$$

Na podstawie powyższej zależności oblicza się całkowity moment M_{2y} działający na pole S_2 :

$$M_{2y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} l \operatorname{tg} \alpha r_0} \left(\tau_k r - \frac{p}{2} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} l \operatorname{tg} \alpha r_0} \right) (s-l). \quad (5.36)$$

Elementarny moment dM_{3y} działający na element dS_3 (zawarty w polu S_3), jest w rozpatrywanym przypadku identyczny jak w wariancie $c \leq 1$ – równanie (5.21). Zatem całkowity moment sił działających na pole S_3 wynosi:

$$M_{3y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} r_0 \operatorname{tg} \alpha} \left[\left(p \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \left(\frac{2}{3} r_0 l^{\frac{3}{2}} - \frac{2}{5} \operatorname{tg} \alpha l^{\frac{5}{2}} \right) + \right. \\ \left. - \frac{1}{4} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} r_0 \operatorname{tg} \alpha} l^2 \right]. \quad (5.37)$$

Całkowity moment sił działających na odkuwkę kształtowaną w procesie WPK, przy $c > 1$, wynosi:

$$\sum M_{iy} = M_{1y} + M_{2y} + M_{3y} = \cos^2 \beta \sqrt{\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \left\{ \tau_k r \left[\frac{2}{3} \sqrt{\left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) l^3} + \sqrt{l r_0} (s-l) \right] + \right. \\ \left. - \frac{p}{2} \sqrt{\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \left[\frac{l^2}{2} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) + l r_0 (s-l) \right] + \sqrt{r_0} \left[\left(p \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \cdot \right. \right. \\ \left. \left. \cdot \left(\frac{2}{3} r_0 l^{\frac{3}{2}} - \frac{2}{5} \operatorname{tg} \alpha l^{\frac{5}{2}} \right) - \frac{1}{4} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} r_0 \operatorname{tg} \alpha} l^2 \right] \right\}. \quad (5.38)$$

Wykorzystując wzory (5.31) i (5.38), zależność (4.38) na względny skok walcowania c oraz przyjmując, że naprężenie styczne na powierzchni styku kalibrującej i bocznej wynoszą odpowiednio $\tau_k = \mu_k p$, $\tau_b = \mu_b p$ zapisuje się

ostatecznie warunek określający stabilność przebiegu procesu WPK ze względu na poślizg, w postaci:

- dla procesu WPK przy $c \leq 1$

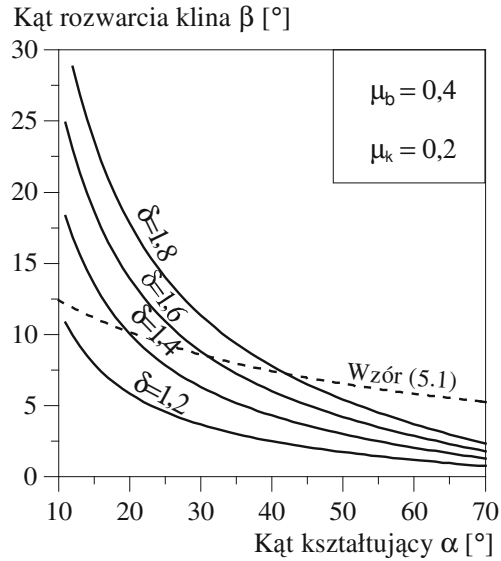
$$\begin{aligned}
 & -\frac{p}{2} \sqrt{\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} \left[\frac{l^2}{2} \left(r + \frac{l \operatorname{tg} \alpha}{2} \right) + l r_0 (s - l) \right] + \sqrt{r_0} \left[\left(p \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \tau_b \right) \cdot \right. \\
 & \cdot \left. \left(\frac{2}{3} r_0 l^{\frac{3}{2}} - \frac{2}{5} \operatorname{tg} \alpha l^{\frac{5}{2}} \right) - \frac{1}{4} (p - \tau_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}}} r_0 \operatorname{tg} \alpha l^2 \right] \Bigg\}. \quad (5.39) \\
 & -\frac{\sqrt{3}}{4} (1 - \mu_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \left(\frac{\delta - 1}{\delta} \right)^2 \cdot \frac{c}{\delta} \{ [\delta(1 - c^2) - c(2 + c) + 1] + c^2 \} \geq 0,
 \end{aligned}$$

- dla pozostałych przypadków

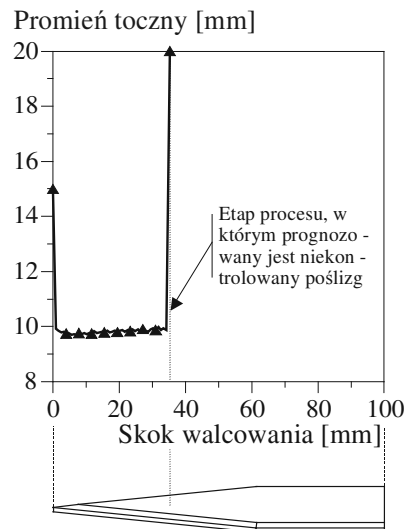
$$\begin{aligned}
 & \frac{\mu_k}{\delta} \left(\frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\frac{\delta + 1}{\delta}} + c - 1 \right) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sqrt{\frac{\delta - 1}{\delta}} \cdot \left[\frac{\delta + 1}{4\delta} + c - \frac{1}{2} (1 + \mu_b \sin \beta \operatorname{tg} \alpha) \right] + \\
 & + \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{\cos \beta} + \mu_b \right) \frac{8\delta + 2}{15\delta} \geq 0. \quad (5.40)
 \end{aligned}$$

Warunek kształtowania metodą WPK bez wystąpienia niekontrolowanego poślizgu wyrażony wzorami (5.39)÷(5.40) zilustrowano graficznie na rys. 5.8. Z zamieszczonych na tym rysunku wykresów wynika, że wzrost kątów α i β narzędzi oraz stosowanie mniejszych stopni gniołu δ sprzyja wystąpieniu ograniczenia w postaci niekontrolowanego poślizgu.

Obliczenie stabilności procesu WPK ze względu na poślizg można wykonać stosując metodę warstwową – opisaną w podrozdziale 3.2.1. W tym celu monitoruje się wartości promienia tocznego r_t odkuwki w procesie kształtowania. Z wykonanych



Rys. 5.8. Krzywe określające warunek stabilnego przebiegu WPK bez poślizgu obliczone z zależności własnych oraz wzoru Hayamy (5.1). Obszar stabilnego WPK znajduje się poniżej krzywych



Rys. 5.9. Rozkład promienia tocznego, dla procesu WPK, w którym prognozowane jest wystąpienie niekontrolowanego poślizgu. W obliczeniach wykonanych metodą górnej oceny przyjęto: $\alpha=45^\circ$; $\beta=9^\circ$; $\delta=1,43$; $r_0=10$ mm; $l=9$ mm; $m_b=1,0$; $m_k=0,6$;

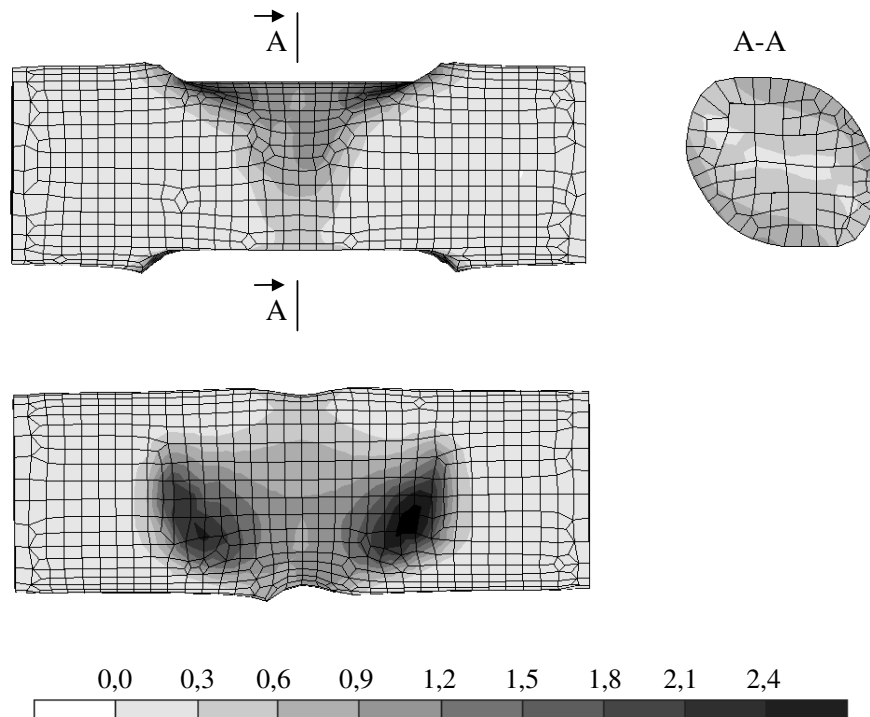
$$\sigma_p = 27,1 \epsilon^{0,3}$$

przez niekontrolowany poślizg stwierdza się, że maksymalne wartości odkształceń występują na powierzchni wsadu i są konsekwencją przemieszczania materiału przez boczną ścianę klina w kierunku osiowym. Natomiast w przekroju poprzecznym odkuwki widoczna jest mocna owalizacja jej kształtu, a odkształcenia ułożone są warstwami nachylonymi pod pewnym kątem do kierunku przemieszczania się klinów. Nachylenie to jest wynikiem obrotu odkuwki, który miał miejsce w stadium wcinania klina.

Niekontrolowany poślizg wpływa na zmianę charakteru rozkładu składowych siły walcowania stycznej F_x i promieniowej F_z . Mianowicie w przypadku wystąpienia omawianego zakłócenia, w stosunku do procesu stabilnego, występuje zwiększenie wartości sił F_x i F_z na całej długości strefy kształtowania. Ponadto występuje również przesunięcie miejsca lokalizowania maksymalnych wartości tych sił do granicy pomiędzy strefami kształtowania i kalibrowania. Zwiększenie wartości sił jest wynikiem ciągłego zwiększania powierzchni kontaktu materiał – narzędzie. Na rys. 5.11 zestawiono rozkłady sił F_x i F_z otrzymane dla dwóch procesów WPK (klinem K07 – tab. 4.1), z których jeden przebiegał stabilnie, a w drugim wystąpił niekontrolowany poślizg.

obliczeń wynika, iż im wyższa jest wartość promienia tocznego tym większe są opory stawiane ruchowi obrotowemu kształtowanej odkuwki. Ponadto, zauważono, że największa skłonność do wystąpienia niekontrolowanego poślizgu ma miejsce podczas przejścia odkuwki ze strefy wcinania do strefy kształtowania. Przykładowy rozkład wartości promienia tocznego dla procesu WPK, w którym prognozuje się (metodą warstwową) wystąpienie niekontrolowanego poślizgu przedstawiono na rys. 5.9.

Największe możliwości analizy procesu WPK stwarza obecnie metoda elementów skończonych. Jej zastosowanie pozwala nie tylko wyznaczyć moment, w którym wystąpi analizowane ograniczenie, ale również przewidzieć kształt utworzonego wybraku wraz z rozkładem odkształceń (rys. 5.10). Analizując rozkład odkształceń w wyrobie ukształtowanym w procesie WPK, zakłóconym



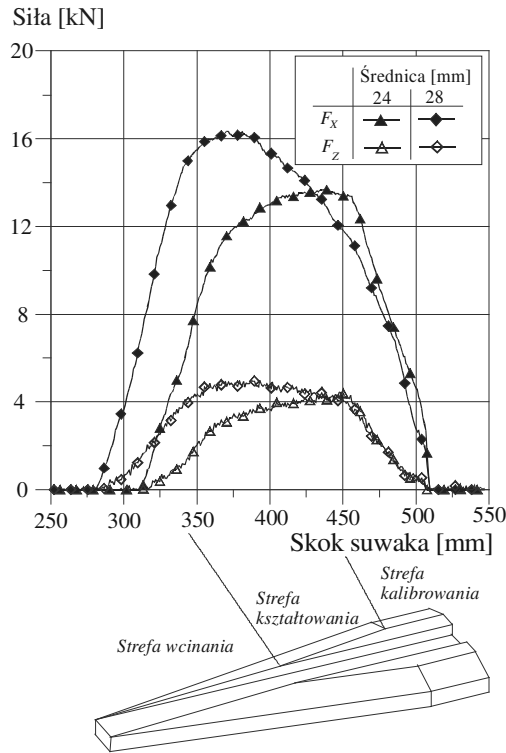
Rys. 5.10. Obliczony MES kształt odkuwki, wraz z rozkładem intensywności odkształcenia, otrzymanej w procesie WPK zakłóconym wystąpieniem niekontrolowanego poślizgu: $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 7^\circ$, $\delta = 1,2$, $d_0 = 24$ mm, $v = 0,1$ m/s, $m = 0,5$

5.2. Przewężenie kształtowanego stopnia odkuwki

Przewężenie stopnia odkuwki kształtowanej metodą WPK występuje wówczas, gdy naprężenia rozciągające (wywołane działaniem składowej osiowej siły walcowania) osiągną wartość naprężeń uplastyczniających materiału. Występującemu wówczas gwałtownemu płynięciu metalu w kierunku osiowym towarzyszy przewężenie odkuwki (tworzy się typowa szyjka jak w próbie rozciągania), aż do jej zerwania (rys. 5.12).

Z analizy literatury [6, 7, 92, 274] wynika, że przewężenie to występuje najczęściej w procesach WPK, w których stosuje się narzędzia z dużymi kątami α i β . Na podstawie badań eksperymentalnych [55, 65] stwierdzono, że przewężenie nie występuje wówczas, gdy kąty α i β spełniają następujący warunek:

$$\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta \leq 0,08. \quad (5.41)$$



Rys. 5.11. Zestawienie rozkładów sił zmierzonych, w procesie walcowania klinami KO7 (tab. 4.1) na średnicę $d = 18$ mm, dla przypadku stabilnego procesu ($d_0 = 28$ mm) oraz przypadku z niekontrolowanym poślizgiem ($d_0 = 24$ mm)

W 1984 roku Tsukamoto i in. [245] wprowadzili pojęcie współczynnika przewężenia χ definiowanego jako

$$\chi = \frac{\sqrt{2 \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}}{\pi} \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\delta}} \right) (\delta - 1), \quad (5.42)$$

równocześnie informując, że przewężenie nie występuje przy $\chi \leq 0,2$. Natomiast wg Hayamy [67, 68], warunkiem stabilności procesu WPK (ze względu na możliwość wystąpienia przewężenia) jest stosowanie redukcji przekroju poprzecznego odkuwki R_p mniejszej od wartości granicznej R_{pf} obliczanej z zależności:

$$R_{pf} = 1 - 4 \left(2 + \pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta + \frac{\sqrt{1,5 \pi \operatorname{ctg}^3 \alpha \operatorname{ctg} \beta}}{\zeta} \right), \quad (5.43)$$

gdzie ζ – współczynnik obciążenia (zestawiony w tablicy 4.3 opracowania [67]).

W rozważaniach własnych, przedstawionych przez autora w pracy [163], przyjmowano następujący warunek WPK bez przewężenia (zerwania) odkuwki

$$\sigma_y < \sigma_p, \quad (5.44)$$

gdzie: σ_y – naprężenie osiowe w rdzeniu wyrobu walcowanego, σ_p – naprężenie uplastyczniające materiału kształtowanego.

Na podstawie rys. 5.13 wyrażenie na naprężenie osiowe σ_y zapisuje się w sposób następujący:

$$\sigma_y = \frac{2(F_y + T_{by} + T_{ky})}{\pi r^2}. \quad (5.45)$$

Poszczególne składowe sił nacisku oraz tarcia oblicza się korzystając z następujących zależności:

$$F_y = p S_{xz}, \quad (5.46)$$

$$T_{by} = \tau_b S_{bxy} \sin \beta, \quad (5.47)$$

$$T_{ky} = \tau_k S_{kxy} \sin \beta, \quad (5.48)$$

gdzie: S_{xz} – rzut powierzchni styku na płaszczyznę xz układu współrzędnych, S_{bxy} , S_{kxy} – odpowiednio rzuty bocznej i kalibrującej powierzchni styku na płaszczyznę xy układu współrzędnych.

Wyrażenia umożliwiające obliczenie wielkości rzutów odpowiednich powierzchni styku, w zależności od wariantu walcowania, wyznaczone na podstawie analizy przedstawionej w podrozdziale 4.1.4 zestawiono w tablicy 5.1. W obliczeniach praktycznych można również zastosować zależność uproszczoną

$$\sigma_y = 2F_y / \pi r^2, \quad (5.49)$$

w której pomija się wpływ sił tarcia na tworzenie przewężenia.

Wówczas uproszczony warunek stabilnego przebiegu procesu WPK, ze względu na tworzenie się przewężenia, w zależności od parametrów podstawowych (α , β , δ) oraz wariantu procesu przedstawia się w sposób następujący:

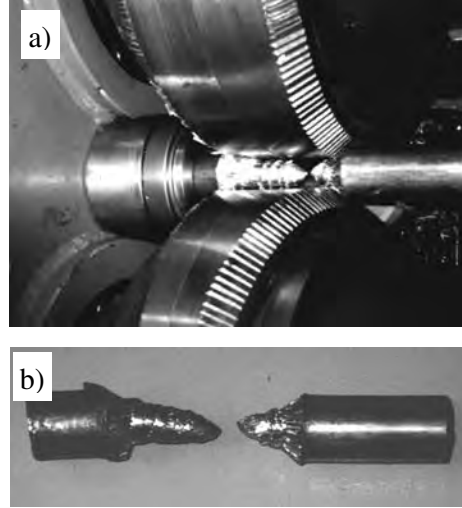
- dla przypadku $c \leq 1$

$$\frac{4\delta}{3\pi} \frac{p_n}{\sigma_p} \cos \beta \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} c \frac{\delta-1}{\delta}} \left[1 - \sqrt{\left(\frac{1+c\delta-c}{\delta} \right)^3 + c \frac{\delta-1}{\delta}} \right] < 1, \quad (5.50)$$

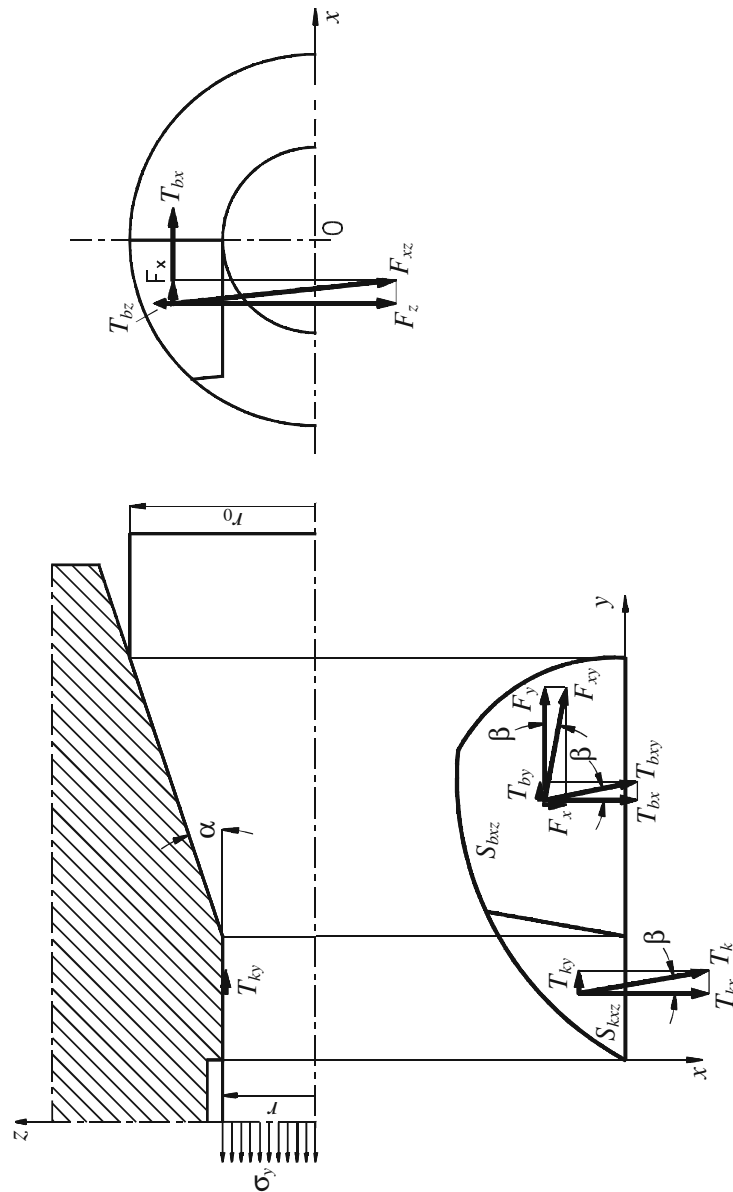
- w pozostałych przypadkach

$$\frac{4\delta}{3\pi} \frac{p_n}{\sigma_p} \cos \beta (\delta-1) \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta-1}{\delta}} < 1. \quad (5.51)$$

Przedstawione powyżej warunki (5.50) i (5.51), określające wystąpienie przewężenia odkuwki kształtowanej, zilustrowano graficznie na rysunku 5.14.



Rys. 5.12. Przewężenie (zerwanie) odkuwki w procesie WPK: a) widok procesu; b) zdeformowany wyrób



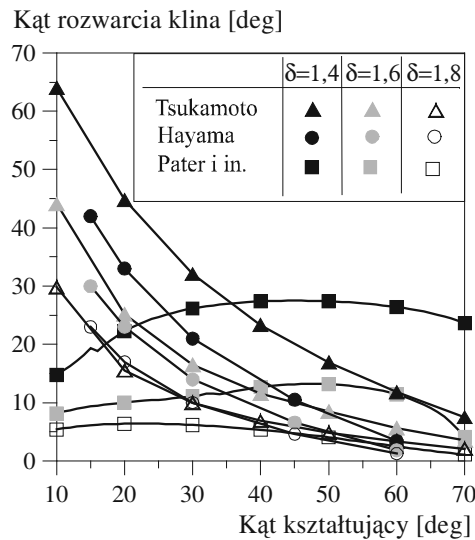
Rys. 5.13. Schemat działania sił, wykorzystywany do obliczania naprężeń osiowych działających w walcowanym stopniu odkuwki

Tab. 5.1.

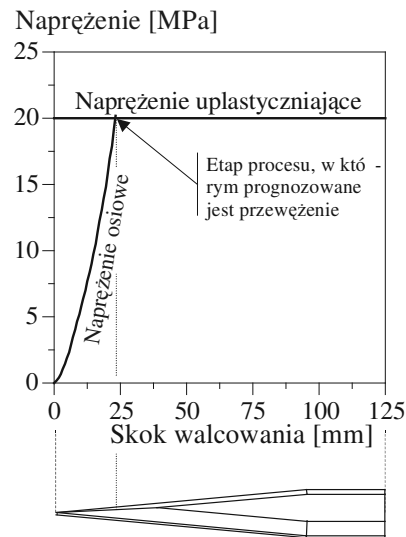
Wzory określające rzuty powierzchni styku w procesach WPK, w zależności od wariantu walcowania

Wariant procesu	Rzut powierzchni	Wzór
$c \leq 1$	kontaktu na kierunku osiowy	$S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} c \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[1 - \sqrt{\left(\frac{1 + c\delta - c}{\delta} \right)^3} + c \frac{\delta - 1}{\delta} \right]$
	bocznej kontaktu na kierunku promieniowy	$S_{bxy} = \frac{2 \cos \beta}{3 \operatorname{tg} \alpha} r_0^2 \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} c \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[1 - \sqrt{\left(\frac{1 + c\delta - c}{\delta} \right)^3} + c \frac{\delta - 1}{\delta} \right]$
	kalibrującej kontaktu na kierunku promieniowy	$S_{kxy} = \frac{2 \cos \beta}{3 \operatorname{tg} \alpha} r_0^2 \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} c \frac{\delta - 1}{\delta}} \left(c \frac{\delta - 1}{\delta} \right)^{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{2 + c\delta - c}{2\delta}}$
$c > 1$	kontaktu na kierunku osiowy	$S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}}$
	bocznej kontaktu na kierunku promieniowy	$S_{xz} = \frac{2 \cos \beta}{3 \operatorname{tg} \alpha} r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}}$
	kalibrującej kontaktu na kierunku promieniowy	$S_{kxy} = \frac{2 \cos \beta}{3 \operatorname{tg} \alpha} r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[\frac{3}{2} (c - 1) + \sqrt{\frac{\delta + 1}{2\delta}} \right]$
Uwaga: Wariant WPK przy $c = 1$ jako rozgraniczający pozostałe przypadki połączono z wariantem WPK przy $c < 1$.		

Bardziej dokładną analizę zagadnienia przewężenia rdzenia odkuwki walcowanej można dokonać stosując metodę modelowania warstwowego, umożliwiającą przewidywanie tego momentu procesu, w którym wystąpi omawiane zakłócenie. W tym celu w trakcie symulowania procesu kształtowania monitorowana jest wielkość naprężenia osiowego σ_y powstającego w odkuwce w wyniku oddziaływania narzędzi klinowych. W przypadku, gdy wartość σ_y przewyższy wartość naprężenia uplastyczniającego σ_p przyjmuje się, że wystę-



Rys. 5.14. Krzywe graniczne określające wystąpienie zjawiska przewężenia rdzenia odkuwki, na podstawie wzorów podanych przez poszczególnych autorów. Obszar stabilnego WPK znajduje się poniżej krzywych

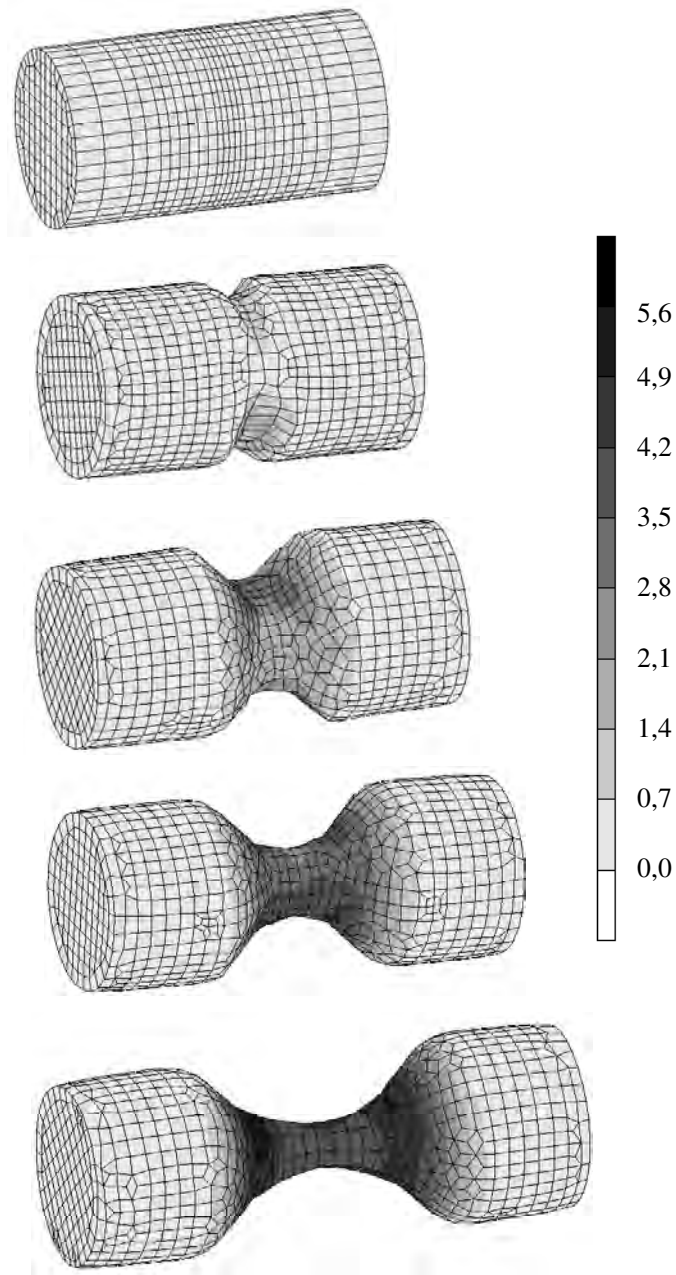


Rys. 5.15. Prognozowanie – metodą warstwową – tej chwili, w której wystąpi przewężenie odkuwki w procesie WPK przy: $\alpha=45^\circ$; $\beta=6^\circ$; $\delta=1,67$; $r_0=10$ mm; $l=6$ mm; $m_b=1,0$; $m_k=0,6$; $\sigma_p=20$ MPa

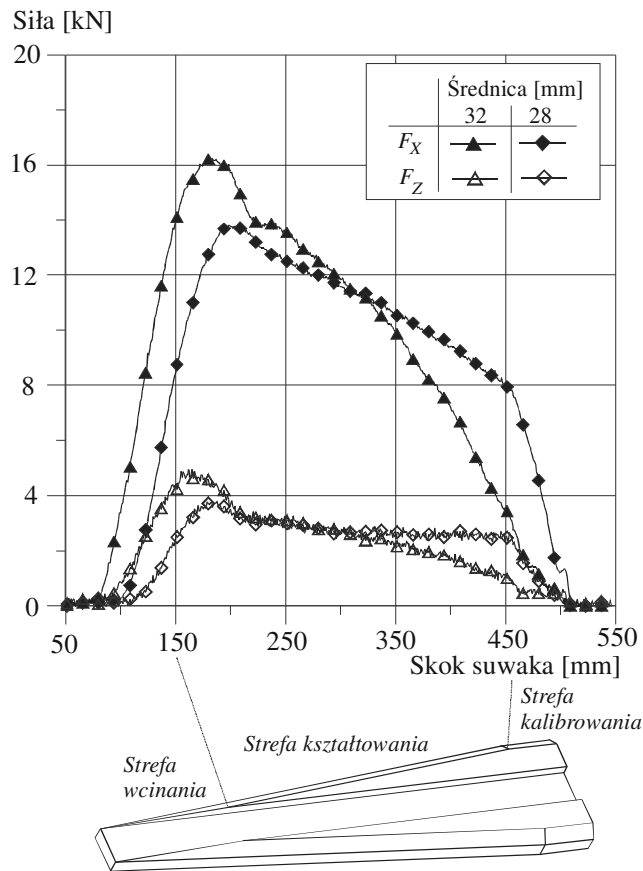
puje przewężenie odkuwki. Opracowana metoda obliczeniowa pozwala na dokładne wyznaczenie etapu procesu, w którym zjawisko to ma miejsce – rys. 5.15.

Największe możliwości poznawcze zjawiska przewężenia stwarza zastosowanie metody elementów skończonych. Mechanizm powstawania przewężenia symulowany przy użyciu MES przedstawiono na rys. 5.16. Ze względu na duże zmiany kształtu walcowanego wyrobu w obliczeniach wykorzystano opcje przebudowy siatki elementów, czyli tzw. remeshingu. Analiza prezentowanego na tym rysunku przypadku walcowania wykazuje, że etap wcinania klina przebiega identycznie jak w procesie stabilnym. Różnice pojawiają się w strefie kształtowania, gdy rozszerzające się ściany boczne klina zamiast obciskania materiału powodują jego rozciąganie w kierunku osiowym. Tworzące się wówczas w sposób spiralny przewężenie jest zwiększane, aż do utraty spójności materiału. W takich przypadkach WPK maksymalne odkształcenia lokalizowane są w przewężanej części odkuwki

Podobnie jak w przypadku niekontrolowanego poślizgu, wystąpienie przewężenia (zerwania) odkuwki powoduje zmiany w charakterze rozkładów składowych stycznej F_x i promieniowej F_z siły walcowania. Typowe rozkłady tych sił dla procesu, w którym wystąpiło przewężenie podano na rys. 5.17.



Rys. 5.16. Rozkład intensywności odkształcenia oraz progresja kształtu wyrobu w procesie WPK (zakłóconym wystąpieniem przewężenia rdzenia), przy: $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 7^\circ$, $\delta = 2,25$, $d_0 = 18 \text{ mm}$, $v = 0,1 \text{ m/s}$



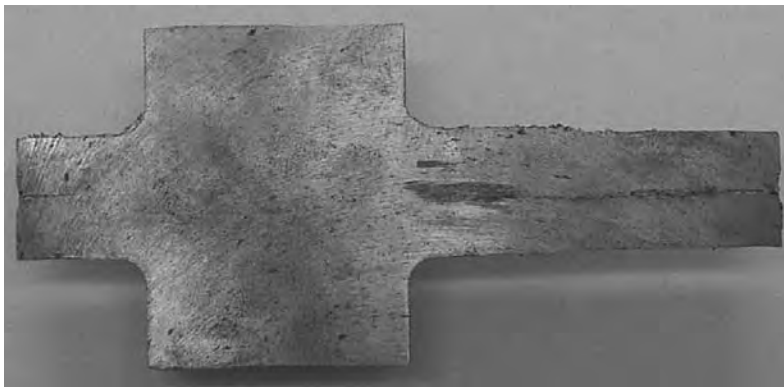
Rys. 5.17. Zestawienie rozkładów sił zmierzonych, w procesie walcowania klinami KO3 (tab. 4.1) na średnicę $d = 18$ mm, dla przypadku stabilnego procesu ($d_0 = 28$ mm) oraz przypadku z przewężeniem ($d_0 = 32$ mm)

Analiza danych zamieszczonych na rysunku 5.17 wykazuje, że początkowy przebieg sił F_x i F_z jest analogiczny jak w procesie stabilnym. Różnice pojawiają się w strefie kształtowania, gdzie obie wymienione składowe ulegają stopniowemu obniżaniu. Zakłada się, że zmniejszenie to jest skutkiem postępującej redukcji średnicy przewężanej części odkuwki.

5.3. Pękanie wewnętrzne metalu w odkuwce

Kolejnym często występującym ograniczeniem procesu WPK jest występowanie w walcowanych wyrobach wewnętrznych pęknięć, często nazywane również efektem Mannesmanna (rys. 5.18). Typowe pęknięcia mają kształt osiowych

(dwunarzędziowe metody WPK) lub pierścieniowych (walcowanie trzema walcami) wzdłużnych szczelin.



Rys. 5.18. Pęknięcia utworzone w strefie osiowej odkuwki kształtowanej metodą WPK

Na podstawie analizy literaturowej [29, 210, 213, 238] można stwierdzić, że wpływ na utworzenie pęknięć wewnętrznych mają następujące czynniki:

- występowanie w centralnych obszarach odkuwek, naprężeń i odkształceń o charakterze cyklicznym;
- stopniowe niszczenie spójności materiału w wyniku niskocyklowego zmęczenia materiału;
- skręcanie powodowane różnicami między prędkościami kształtowania poszczególnych części odkuwki;
- wysoki stopień wtrąceń niemetalicznych w materiale odkuwki.

Warunek stabilnego przebiegu procesu WPK bez powstawania pęknięć wewnętrznych podany przez Hayamę, w pracy [136], opisuje zależność:

$$(0,15 + 0,0038 \alpha) \beta^{0,325} \geq M, \quad (5.52)$$

w której kąty α i β wyrażone są w stopniach, a M oznacza stałą materiałową, dobieraną z przedziału $0,35 \div 0,4$.

Szereg prac [98, 125, 126] poświęconych pękaniu w procesach WPK opublikowali Makuszok, Ščukin i Krasniewskin, którzy bazując na teorii pęknięcia Kolmogorova [95, 96] opracowali model matematyczny pęknięcia metalu w strefie osiowej. Zgodnie z teorią Kolmogorova utrata spójności metalu przy obciążeniu monotonicznym następuje wówczas, gdy odkształcenie osiąga wartość graniczną zwaną krytycznym stopniem ścinania Λ_{kr} . W przypadku obciążenia cyklicznego wartość odkształcenia zakumulowana do chwili pęknięcia jest tym większa im mniejsza jest wartość odkształcenia akumulowana w trakcie jednego cyklu odkształcenia Λ_c . Kryterium utworzenia pęknięcia określa wówczas zależność:

$$N \Lambda_c = \Lambda_{kr} (1 + \ln N), \quad (5.53)$$

gdzie: N – liczba cykli obciążenia doprowadzająca do pęknięcia metalu, która w procesach WPK zależy od geometrii narzędzia (klina), stopnia gniotu i promienia tocznego.

W obliczeniach korzystnie jest operować wyrażeniem $N \Lambda_c (1 + \ln N)^{-1}$, które w przypadku WPK odkuwek ze stali konstrukcyjnych na gorąco (z dostateczną dokładnością) można wyznaczyć z równania [124]:

$$N \Lambda_c (1 + \ln N)^{-1} = \sqrt[3]{10(\delta - 1)} (3,7 + 5\sqrt{\text{tg}\beta} - 0,06\alpha). \quad (5.54)$$

Krytyczny stopień ścinania Λ_{kr} zależy nie tylko od temperatury metalu ale również od wskaźnika stanu naprężenia σ_m/T (gdzie $T = \sigma_i / \sqrt{3}$) oraz charakteru obróbki poprzedzającej proces walcowania. Zgodnie z wynikami badań doświadczalnych Andreeva [7], dotyczących WPK na gorąco odkuwek ze stali w gatunku C45, wartość Λ_{kr} można obliczyć korzystając z zależności:

$$\Lambda_{kr} = \frac{A}{\ln(\sigma_m / T + 1 + B)}, \quad (5.55)$$

gdzie: A i B – stałe materiałowe podane dla stali w gatunku C45 w tab. 5.2.

Tab. 5.2.

Wartości stałych materiałowych A i B , wg Andreeva [7], dla stali w gatunku 45

Temperatura T [°C]	900	1000	1100	1200
Stała A	4,6	4,2	5,0	5,7
Stała B	0,9	1,0	0,85	0,7

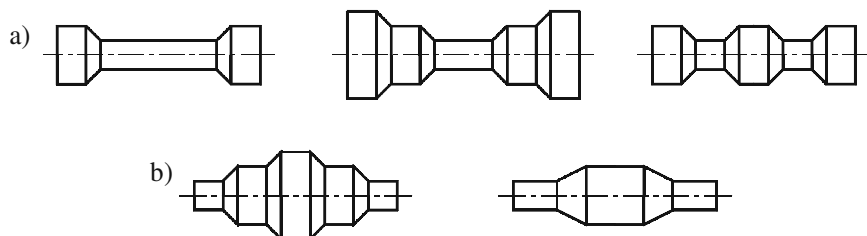
Wartość wskaźnika σ_m/T w procesach WPK zależy głównie od stopnia gniotu δ i kąta kształtującego α . Wg Celikova [37] wskaźnik ten można obliczyć z następujących zależności:

- w przypadku walcowania stopni środkowych odkuwki (rys. 5.19a):

$$\sigma_m / T = \frac{1,4 + 0,04\alpha}{\delta^8} - \frac{4}{\alpha} - 0,2, \quad (5.56)$$

- w przypadku walcowania stopni czołowych odkuwki (rys. 5.19b):

$$\sigma_m / T = \frac{0,22 + 0,35\alpha}{\delta^8} - 0,17. \quad (5.57)$$



Rys. 5.19. Podział odkuwek kształtowanych metodą WPK, ze względu na wartość wskaźnika σ_m/T ; a) i b) występujące przypadki

Wykorzystując wzory (5.53)÷(5.57) wyznacza się tzw. „zapas” plastyczności metalu, tj. stosunek plastyczności końcowej do wyjściowej [98]:

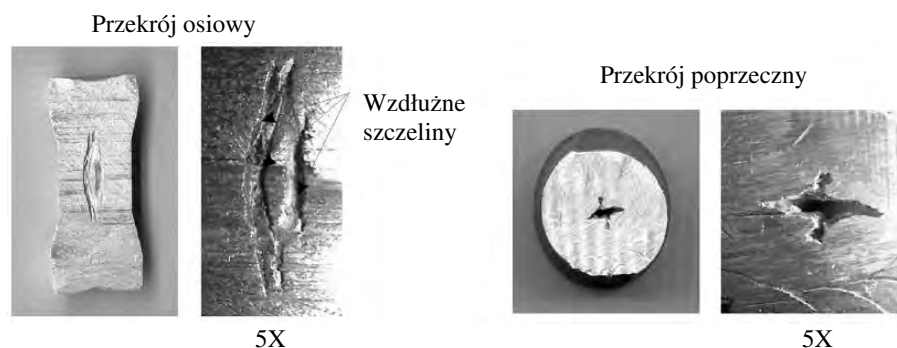
$$\Lambda = \frac{\Lambda_{kr} - N \Lambda_c (1 + \ln N)^{-1}}{\Lambda_{kr}} 100\% . \quad (5.58)$$

Warunkiem nie wystąpienia utraty spójności wewnętrznej metalu w odkuwce walcowanej jest spełnienie nierówności:

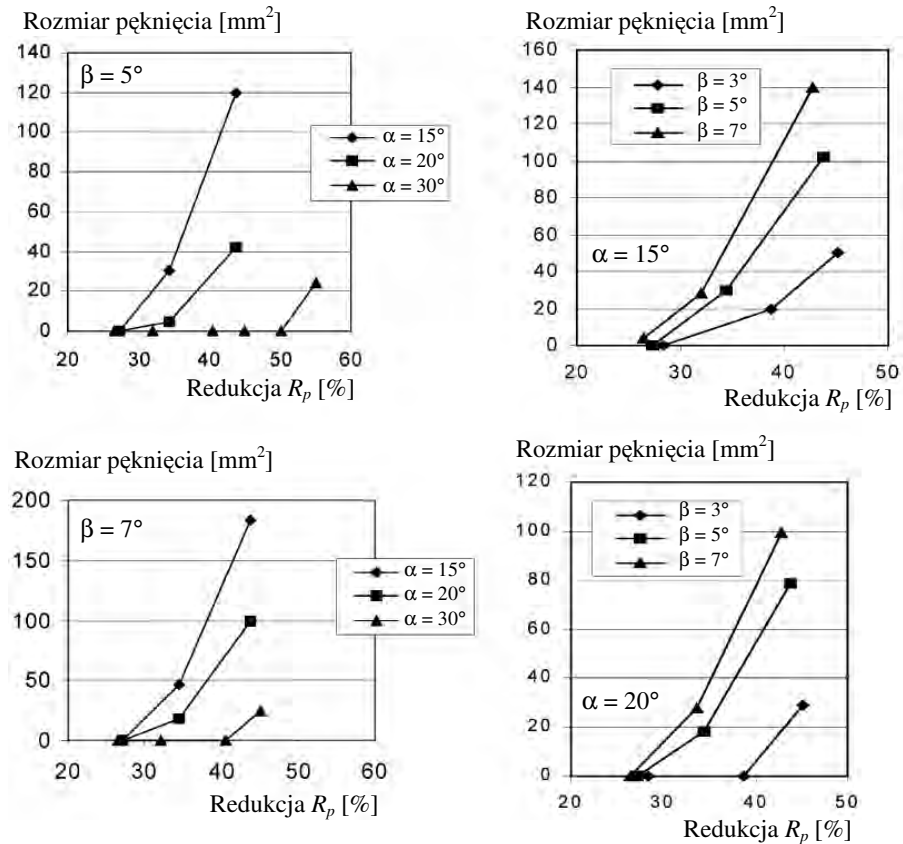
$$\Lambda > 0. \quad (5.59)$$

Badania doświadczalne mające na celu określenie wpływu podstawowych parametrów procesu WPK (kątów α i β oraz redukcji przekroju poprzecznego R_p) wykonane zostały prze Li i in. [114]. Polegały one na kształtowaniu próbek, o wymiarach $\varnothing 25,4 \times 50$ mm, ze stopu aluminium 1100 H16 przy różnych parametrach WPK. Odwalcowane próbki frezowano odsłaniając ich przekrój poprzeczny i osiowy. W przypadku wystąpienia pęknięcia (rys. 5.20) szacowano jego rozmiar (powierzchnię) w płaszczyźnie osiowej.

Na podstawie wykonanych badań Li i in. [116] stwierdzili, że: zwiększanie wartości kąta rozwarcia klina β , zmniejszanie kąta kształtującego α oraz zwiększanie redukcji przekroju poprzecznego przyspiesza powstawanie pęknięcia



Rys. 5.20. Pęknięcia osiowe próbek walcowanych przy $\alpha = 15^\circ$, $\beta = 7^\circ$ i $R_p = 38,2\%$ [116]

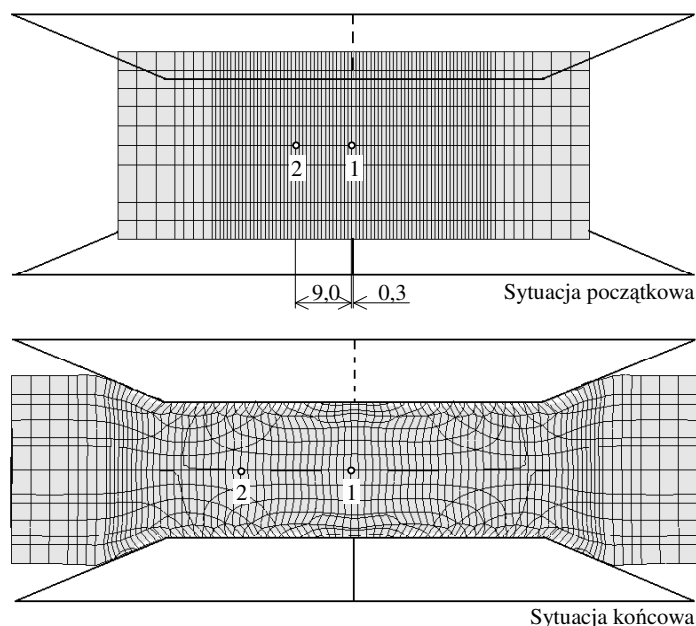


Rys. 5.21. Zależność pomiędzy podstawowymi parametrami procesu WPK (α , β i R_p) a rozmiarem pęknięć osiowych, wyznaczona doświadczalnie przez Li i in. [116]

i powoduje zwiększenie jego rozmiaru – rys. 5.21. Równocześnie należy zauważyć, że podane rezultaty badań dotyczą kształtowania stopu aluminium na zimno i nie mogą być bezpośrednio odniesione do przypadków walcowania stali na gorąco.

W celu określenia wpływu podstawowych parametrów (tj. α , β , δ) procesu WPK, w warunkach obróbki plastycznej na gorąco, na możliwość powstawania pęknięć wewnętrznych, autor wykonał szereg symulacji numerycznych. Obliczeniami objęto przypadki walcowania na próbkach, o wymiarach początkowych $\varnothing 30 \times 75$ mm, przewężenia o długości $l = 60$ mm. W analizie założono, że:

- kształtowanie przebiega w warunkach izotermicznych ($T = 1100^\circ\text{C}$);
- próbki wykonane są ze stali w gatunku C45 – model tego materiału zaczerpnięto z biblioteki wykorzystanego w obliczeniach programu MSC.SuperForm 2005;



Rys. 5.22. Węzły, w których analizowano skłonność do tworzenia pęknięcia wewnętrznego

- tarcie na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie nie ulega zmianie i jest zgodne z modelem tarcia stałego – określonym zależnością (2.15) – przy założeniu, że czynnik tarcia wynosi $m = 1,0$.

W trakcie obliczeń zmieniano wartości kątów α i β klina oraz stopnia gniotu δ - zgodnie z tabelą 5.3. Wsad zamodelowano za pomocą 7465 elementów prostopadłościennych połączonych ze sobą w 9090 węzłach. Na węzły znajdujące się w osi symetrii próbki (pokrywającej się z jej osią obrotu) narzucono ograniczenia, odbierając im możliwość przemieszczania się w kierunku prostopadłym do osi.

W celu określenia skłonności do tworzenia pęknięć w rozpatrywanych przypadkach WPK analizowano, w dwóch węzłach – rys. 5.22, zmiany całki określonej równaniem (2.35) – zgodnie z kryterium energetycznym Cockrofta-Lathama. Węzły 1 i 2, w których śledzono zmiany całki znajdowały się w osi próbki i były oddalone (w sytuacji początkowej) odpowiednio o 0,3 mm (węzeł 1) i 9,3 mm (węzeł 2) od płaszczyzny symetrii poprzecznej opracowanego modelu procesu WPK.

W tabeli 5.3 zestawiono maksymalne wartości całki, obliczanej wg kryterium Cockrofta-Lathama, w węzłach 1 i 2 (rys. 5.22). Z zestawienia tego wynika, iż całka ta osiąga znacznie większe wartości w węźle 1 niż 2. Oznacza to, że większa skłonność do utworzenia pęknięcia wewnętrznego występuje w środku próbki, gdzie kliny wcinają się w metal.

Tab. 5.3.

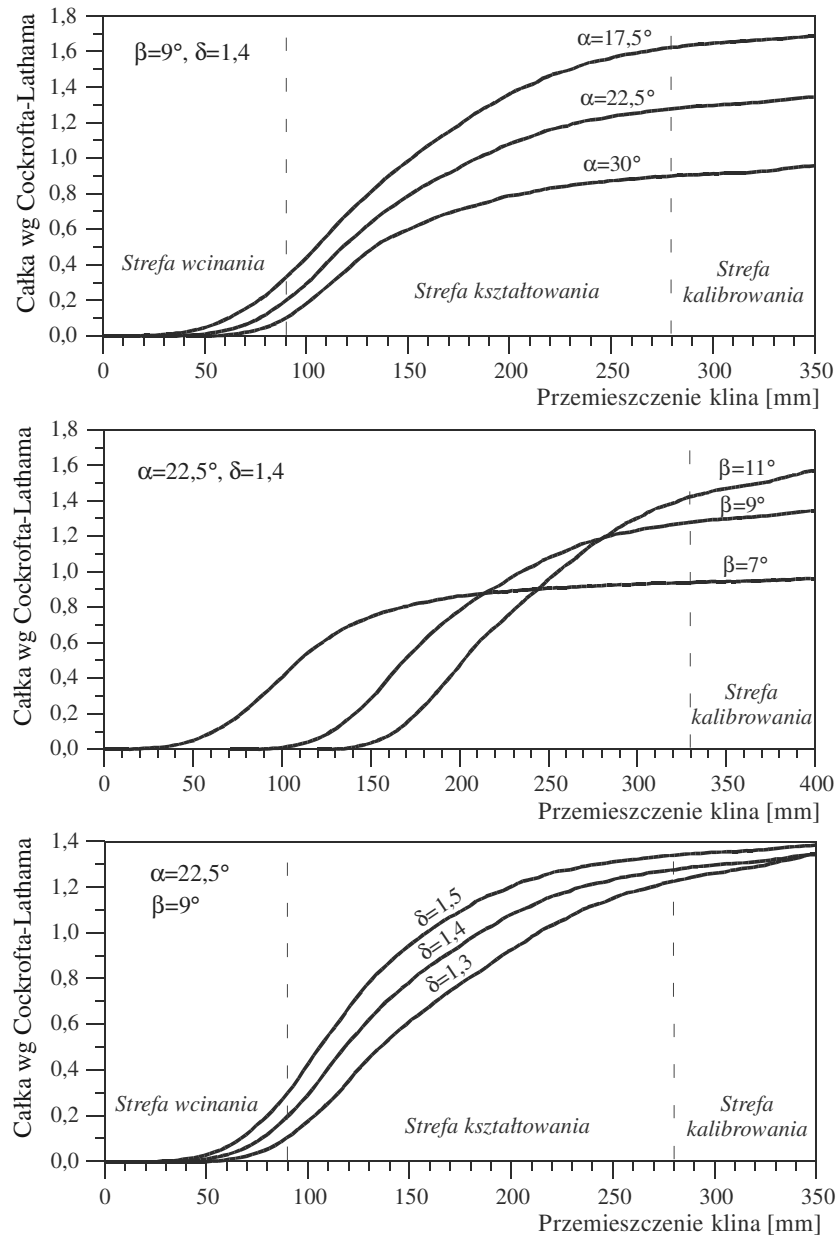
Wyniki obliczeń MES dla przypadków procesu WPK analizowanych pod kątem możliwości tworzenia pęknięć wewnętrznych w strefie osiowej próbek

Lp.	Kąt α	Kąt β	Stopień gniotu δ	Wartość całki, obliczonej z (2.35), w:	
				węzle 1	węzle 2
1	17,5°	9°	1,4	1,6837	1,1465
2	22,5°	9°	1,4	1,3417	0,9126
3	30,0°	9°	1,4	0,9552	0,7659
4	22,5°	7°	1,4	0,9588	0,8396
5	22,5°	11°	1,4	1,5685	0,9839
6	22,5°	9°	1,3	1,3433	0,9621
7	22,5°	9°	1,5	1,3826	0,9805

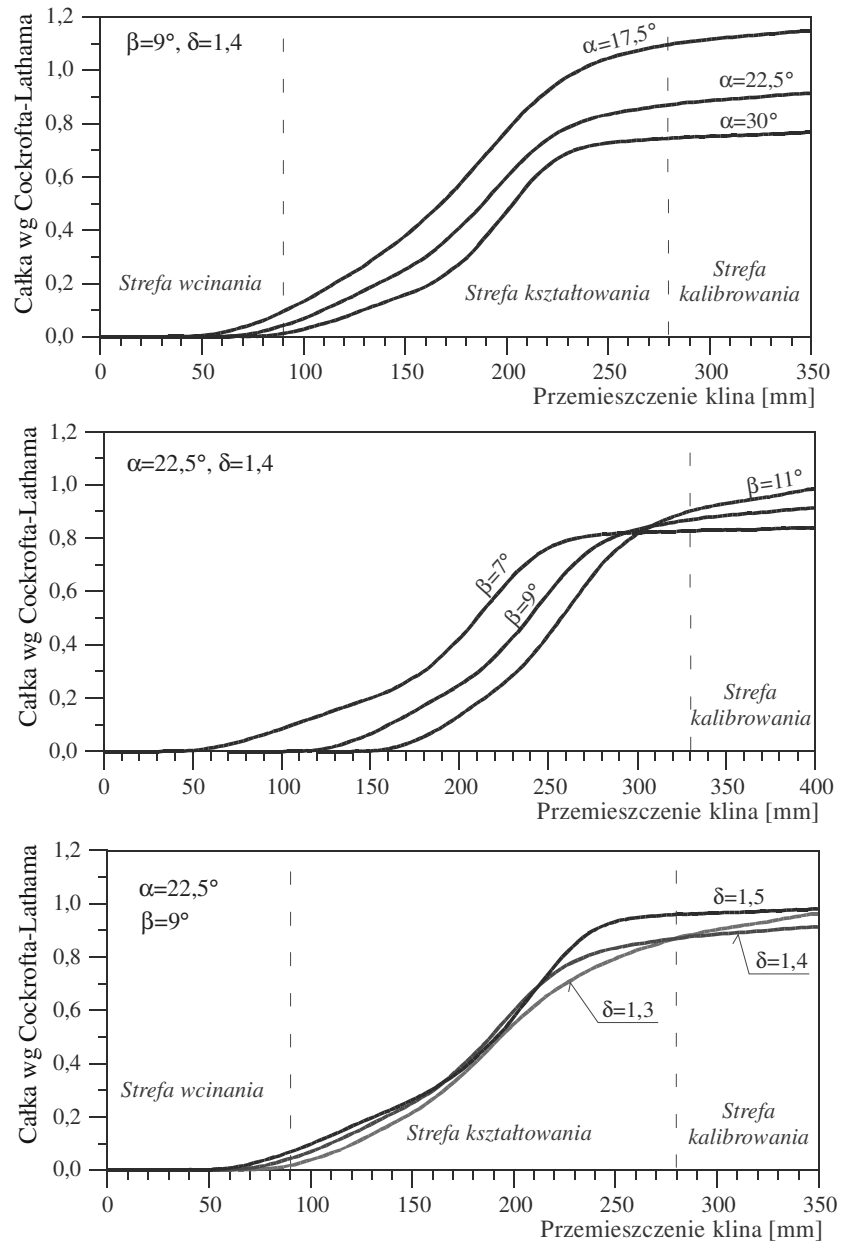
Określając wpływ rozważanych parametrów na możliwość tworzenia pęknięć w procesie WPK stwierdza się, że zmniejszenie kąta kształtującego α oraz zwiększenie kąta rozwarcia klina β w sposób istotny zwiększa prawdopodobieństwo pęknięcia metalu w strefie osiowej. Odnośnie stopnia gniotu δ stwierdzono, że jego zwiększenie również sprzyja powstawaniu pęknięć wewnętrznych. Jednakże wpływ tego parametru (w porównaniu do kątów α i β) na analizowane zjawisko jest mniej istotny. Ogólnie można zatem stwierdzić, że wyniki obliczeń numerycznych potwierdzają wnioski, na temat wpływu podstawowych parametrów procesu WPK na tworzenie pęknięć wewnętrznych, wynikające z badań doświadczalnych wykonanych przez Li i in. [116].

Ciekawe informacje uzyskuje się również z analizy wykresów (rys. 5.23 i 5.24), przedstawiających zmianę badanej całki w wytypowanych węzłach podczas procesu WPK. Wynika z niej, iż największy przyrost wartości całki występuje w trakcie fazy kształtowania. Tamże zatem występuje najbardziej krytyczny moment procesu WPK ze względu na możliwość utworzenia pęknięcia wewnętrznego. Ponadto, na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono, że istnieją takie zestawy parametrów procesu WPK, przy których po początkowym wzroście wartość całki praktycznie nie ulega zwiększeniu – np. przypadek WPK, przebiegającego przy: $\alpha = 22,5^\circ$, $\beta = 7^\circ$ i $\delta = 1,4$. Dzieje się tak wówczas, gdy podczas walcowania stosuje się kliny o mniejszych kątach rozwarcia β i większych kątach kształtujących α .

Reasumując, można stwierdzić, że mając na uwadze zmniejszenie prawdopodobieństwa utworzenia pęknięcia wewnętrznego w odkuwce należy projektować narzędzia klinowe z większymi kątami kształtującymi α i mniejszymi kątami rozwarcia β .



Rys. 5.23. Zmiany całki obliczonej na podstawie zależności (2.35) w węźle 1 (rys. 5.22), podczas procesów WPK przebiegających przy parametrach podanych na rysunku



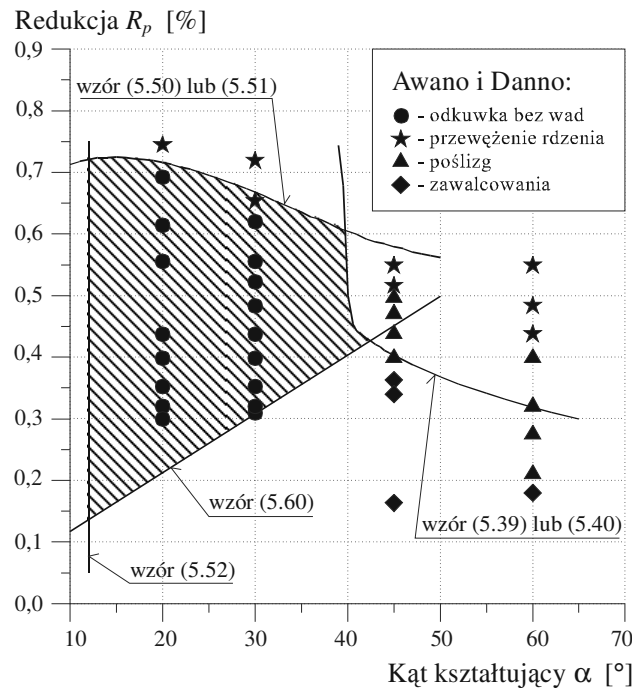
Rys. 5.24. Zmiany całki obliczonej na podstawie zależności (2.35) w węźle 2 (rys. 5.22), podczas procesów WPK przebiegających przy parametrach podanych na rysunku

5.4. Zakres stabilności walcowania

Korzystając z zależności przytoczonych w poprzednich podrozdziałach można wyznaczyć zakresy kątów α i β , przy których proces walcowania przebiegać będzie w sposób właściwy (nie wystąpią omawiane ograniczenia). W celu określenia trafności prowadzonego w ten sposób prognozowania wykorzystano wyniki badań doświadczalnych wykonanych przez Awano i Danno [12]. Badania te były prowadzone w warunkach przemysłowych na walcach dwuwalcowej i miały na celu określenie wpływu kąta kształtującego α na rodzaj wad występujących w procesie walcowania poprzeczno-klinowego. Wyniki badań przedstawiono na rys. 5.25, na którym również naniesiono krzywe graniczne ze względu na: poślizg – wzór (5.39) lub (5.40); przewężenie rdzenia – wzór (5.50) lub (5.51); pęknięcia w strefie osiowej – wzór (5.52), przy założeniu, że $M = 0,35$. Dodatkowo, na rysunku 5.25 naniesiono krzywą graniczną, obliczoną z warunku

$$R_p = 1 - (1 + \pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta)^{-2}, \quad (5.60)$$

podanego przez Hayamę [67] i określającego moment kształtowania się zawalcowań podczas procesu WPK.



Rys. 5.25. Wykres stabilnego przebiegu procesu WPK, sporządzony dla $\beta = 6,28^\circ$ i $\mu = 0,35$ (wartości występujących w badaniach eksperymentalnych Awano i Danno [12])

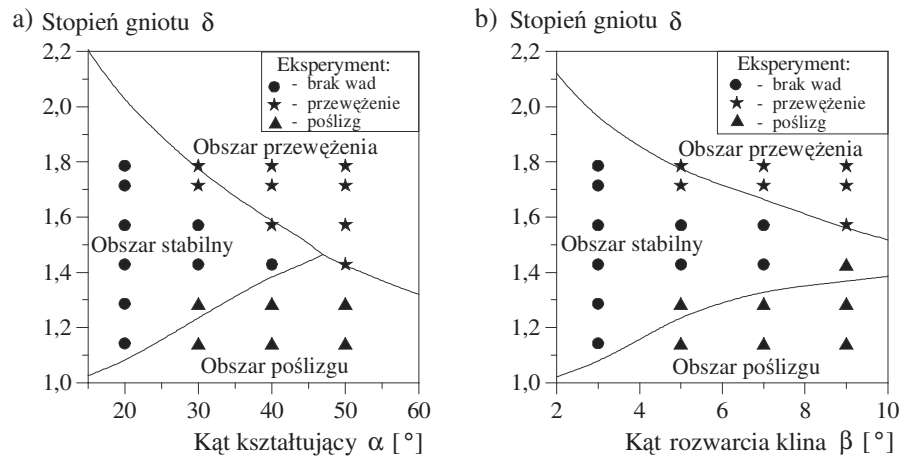
Przy wykonywaniu wykresu (rys. 5.25) wykorzystano równanie:

$$R_p = 1 - \left(\frac{1}{\delta} \right)^2, \quad (5.61)$$

określające związek pomiędzy dwoma głównymi parametrami odkształcenia (redukcją przekroju poprzecznego R_p i stopniem gniotu δ) w procesach walcowania poprzeczno-klinowego.

Analiza otrzymanego wykresu (rys. 5.25) potwierdza trafność otrzymanych rozwiązań oraz możliwość ich praktycznego stosowania.

Podobną analizę można przeprowadzić stosując metodę modelowania warstwowego, która pozwala na przewidywanie podstawowych zjawisk ograniczających stabilność kształtowania metodami WPK, tj. wystąpienie niekontrolowanego poślizgu lub przewężenia. W celu oszacowania dokładności tego przewidywania wykonano szereg badań doświadczalnych [57], których wyniki zestawiono na rys. 5.26. Z analizy wykresów przedstawionych na tym rysunku wynika, że każdemu zestawowi parametrów kątowych α i β odpowiada zakres stopni gniotu δ , dla których proces WPK przebiega stabilnie. Przy czym zakres ten ograniczony jest możliwością wystąpienia: przewężenia odkuwki (ograniczenie górne) i poślizgiem (ograniczenie dolne). Ponadto, zwiększanie wartości kątów kształtującego α i rozwarcia klina β skutkuje znacznym ograniczeniem obszaru stabilności procesu WPK. Porównanie przewidywanych teoretycznie przebiegów WPK z obserwacjami doświadczalnymi wykazało dobrą zgodność. Jednakże, w celu zwiększenia pewności, że zaprojektowany proces będzie wolny od wyżej wymienionych niepożądanych zjawisk należy unikać parametrów procesu bliskich wartościom granicznym.



Rys. 5.26 Zakres stabilności procesu WPK, obliczony metodą warstwową i zweryfikowany doświadczalnie, przy: $m_b = 1,0$, $m_k = 0,59$ oraz a) $\beta = 5^\circ$, b) $\alpha = 30^\circ$

6. Narzędzia do WPK

W procesach WPK materiałem wsadowym może być długi pręt (z którego można ukształtować kilkanaście bądź nawet kilkadziesiąt wyrobów) lub odcinek pręta – przeznaczony na jeden lub maksymalnie dwa wyroby. W pierwszym przypadku proces kształtowania może odbywać się z postojem po każdym obrocie walców (w celu podania kolejnej porcji materiału w strefę odkształcenia), lub w sposób ciągły (wtedy materiał podawany jest za pomocą specjalnych śrubowych podajników montowanych na powierzchni walca roboczego). Walcowanie bez postoju stosowane jest głównie dla wyrobów o średnicach do 35 mm i długości do 400÷500 mm. W przypadku kształtowania odkuwek o większych gabarytach zaleca się stosować drugi z wymienionych sposobów walcowania, tj. z materiału przeznaczonego na jeden lub dwa wyroby.

6.1. Budowa narzędzia klinowego

Typowy segment narzędziowy do WPK (rys. 6.1) składa się z następujących podstawowych stref: wejściowej, prowadzącej (zwykle pomijanej w zastosowaniach przemysłowych), kształtowania, kalibrującej i wyjściowej. Często narzędzia klinowe wyposażane są w strefy dodatkowe, takie jak: odcinania, rozcinania, prostowania.

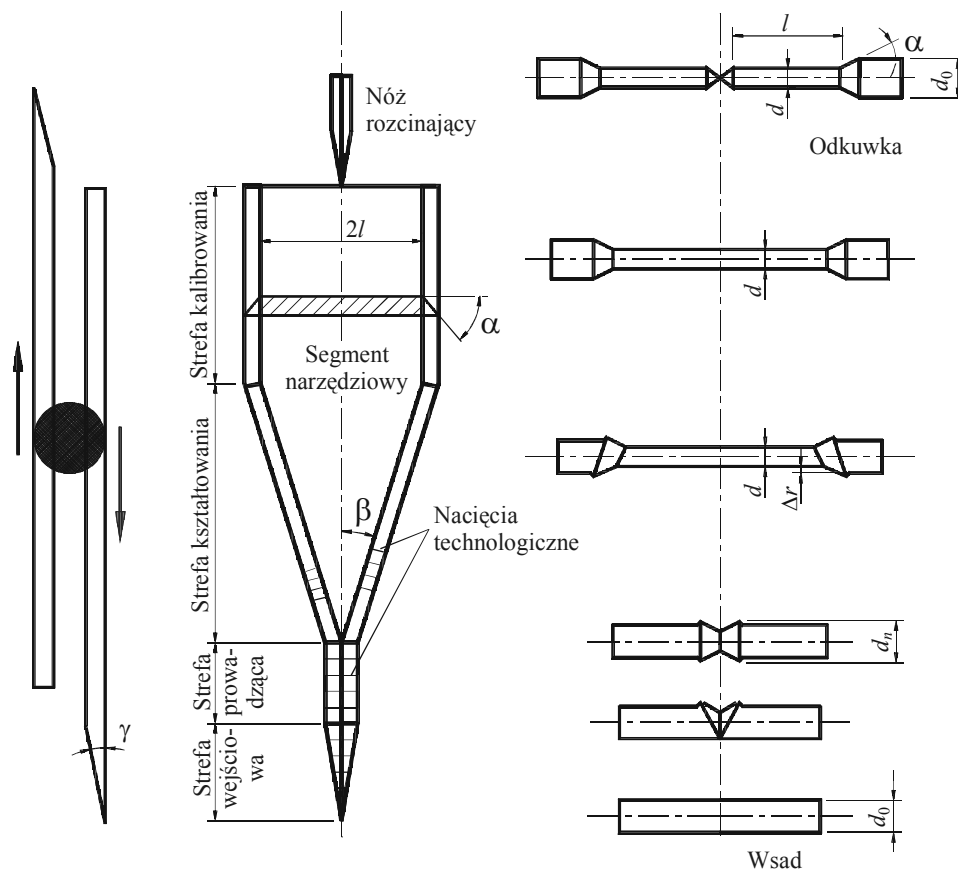
Strefa wejściowa i prowadząca

Zadaniem tej strefy jest zapewnienie płynnego wgłębienia klina w materiał i utworzenia rowka klinowego na całym obwodzie wsadu. Zastosowanie strefy wejściowej wyklucza tworzenie się poprzecznych zawalcowań, które mogą wystąpić w przypadku walcowania odkuwek ze stopniami gniotu $\delta \geq 1,2$. Krawędź klina powinna być zaokrąglona promieniem wynoszącym na ogół od 2 do 10 mm. Długość strefy wejściowej w przypadku, gdy $\delta \geq 1,2$ można obliczyć z zależności podanej przez Klušina i in. [92]:

$$L_{wej} = \frac{d_0(0,83\delta - 1)}{2 \operatorname{tg}\alpha \operatorname{tg}\beta}. \quad (6.1)$$

W przypadku, gdy $\delta < 1,2$ odcinek wejściowy klina można wykonać przez stopniowe obniżenie powierzchni kalibrującej, przy czym kąt wzniosu tej powierzchni nie powinien przekraczać 5° .

Długość strefy prowadzenia, w której następuje rozwinięcie redukcji na cały obwód wsadu, powinna być tak dobrana by zapewniać wykonanie przez odkuwkę przynajmniej połowy obrotu.



Rys. 6.1. Typowy segment narzędziowy stosowany w procesie WPK oraz progresja kształtu odkuwki walcowanej w układzie podwójnym

Strefa kształtowania

Ta strefa stanowi zasadniczą część narzędzia, zapewniającą uzyskanie redukcji średnicy na wymaganej szerokości walcowania l . Długość strefy kształtowania oblicza się z zależności:

$$L_k = \frac{l}{\tan \beta} \quad (6.2)$$

W przypadku, gdy materiał kształtowany jest na całej długości (tzn. strefa odkształcenia wychodzi na czoło kształtowanego wyrobu), a nie stosuje się odcinania zdeformowanych końców odkuwki, stopień gniotu jaki można uzyskać podczas walcowania gwałtownie maleje. Z tego powodu kąt rozwarcia klina β w końcowym odcinku strefy kształtowania należy zmniejszyć 1,5÷2 razy, w stosunku do jego wartości początkowej. W takiej sytuacji długość strefy kształtowania należy obliczać z zależności:

$$L_K = \frac{0,7l}{\operatorname{tg}\beta_1} + \frac{0,3l + 0,5d}{\operatorname{tg}\beta_2}, \quad (6.3)$$

gdzie przez β_1 i β_2 oznaczono odpowiednio początkową i końcową wartość kąta rozwarcia klina.

Natomiast wówczas, gdy odkuwka walcowana jest kilkoma następującymi po sobie klinami, całkowita długość analizowanej strefy wynosi:

$$L_K = L_{K1} + L_{K2} + \dots + L_{Kn}, \quad (6.4)$$

gdzie: $L_{K1}, L_{K2}, \dots, L_{Kn}$ – długości stref kształtowania poszczególnych klinów.

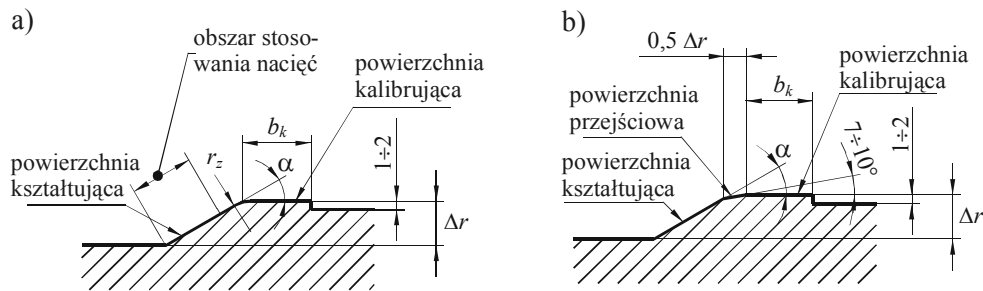
W procesach WPK, w których długość walcowania l jest większa niż $1,5d$, w strefie kształtowania dokonuje się obniżenia powierzchni kalibrującej narzędzia, pozostawiając pasek kalibrujący o szerokości b_k (rys. 6.2). Dzięki zastosowaniu takiego rozwiązania skróceniu ulega czas kontaktu materiału z narzędziem, co zmniejsza prawdopodobieństwo utworzenia pęknięć wewnętrznych w strefie centralnej odkuwki. Szerokość b_k paska kalibrującego wyznacza się z zależności:

$$b_k = (3,5 \div 4,0)d \sin \beta, \quad (6.5)$$

gdzie przez d oznaczono średnicę walcowanego stopnia odkuwki.

W celu polepszenia jakości powierzchni odkuwki walcowanej należy zaokrąglić krawędź, powstającą z przecięcia powierzchni bocznej i kalibrującej klina. W przypadku, gdy $\delta \leq 1,3$ stosuje się promienie zaokrągleń r_z w zakresie 3÷7 mm (w zależności od wartości gniotu bezwzględnego) – rys. 6.2a. Natomiast, gdy $\delta > 1,3$ zaleca się stosowanie większych promieni zaokrągleń (nawet do 20 mm) lub wykonywanie dodatkowych fazowań powierzchni kalibrującej (na szerokości równej połowie gniotu bezwzględnego Δr) w sposób zgodny z rys. 6.2b.

Zabezpieczenie należytego chwytu oraz stabilnego przebiegu procesu walcowania (przy $\delta > 1,3$) wymaga stosowania na bocznych powierzchniach klinów nacięć technologicznych – rys. 6.1. Nacięcia te o głębokości wynoszącej od 0,5 do 1 mm wykonuje się w odstępach 3÷5 mm. Nie dopuszcza się wejścia nacięć technologicznych na powierzchnię przejściową (nachyloną pod kątem $7^\circ \div 10^\circ$ do powierzchni kalibrującej). Natomiast w przypadku, gdy stosuje się wyłącznie zaokrąglenie krawędzi (powstającej w miejscu przecięcia powierzchni kształtującej i kalibrującej) nacięcia należy wykonywać na 2/3 długości zarysu bocznego klina (rys. 6.2a).



Rys. 6.2. Zalecany zakres przekroju poprzecznego klina w strefie kształtowania: a) dla $\delta \leq 1,3$; b) $\delta > 1,3$

Strefa kalibrowania

W tej strefie narzędzie ma za zadanie usunięcie zarówno owalizacji przekroju poprzecznego jak i niepożądanych skrzywień osiowych odkuwki. Długość tej strefy oblicza się z warunku wykonania przez kształtowany wyrób co najmniej połowy obrotu. Zatem:

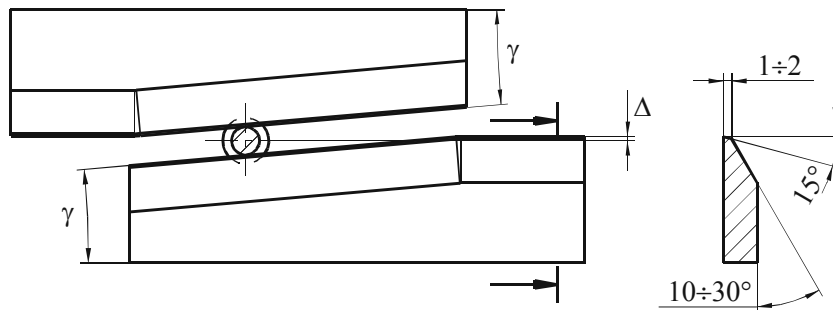
$$L_{kal} = \pi \cdot r_t, \quad (6.6)$$

gdzie: r_t promień toczny odkuwki.

Powierzchnie robocze narzędzia w strefie kalibrowania należy wykonać w ten sposób by tworzyły one zarys odkuwki w stanie gorącym. W przypadku, gdy technologia WPK nie wymaga stosowania operacji rozcinania odkuwek lub odcinania odpadów końcowych strefa ta pokrywa się ze strefą prostowania. Na podkreślenie zasługuje fakt, że przekrój poprzeczny narzędzia na całej długości strefy kalibrowania jest stały.

Strefa odcinania (rozcinania)

Ta strefa narzędzia służy do oddzielania odpadów czołowych, powstających w wyniku powierzchniowego płynięcia materiału, względnie do rozcinania wyrobów walcowanych w układzie podwójnym. W tej strefie mocuje się noże odcinające (rozcinające), których krawędzie tnące przesunięte są względem osi odkuwki o wartość Δ – rys. 6.3 i 6.4. Przyjmuje się, że:



Rys. 6.3. Konstrukcja noży odcinających, stosowanych w procesie WPK

$$\Delta = (0,1 \div 0,2) d, \quad (6.7)$$

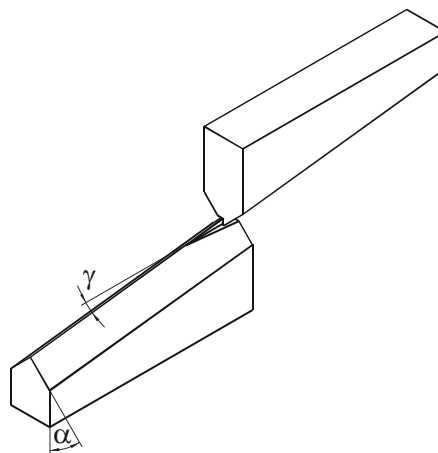
gdzie d oznacza średnicę odcinanego (rozcinanego) stopnia odkuwki.

Noże odcinające mają wykonane od strony końcowego odpadu jednostronne ścięcie, najczęściej pod kątem 30° , przy czym krawędź tnąca zakończona jest sfazowaniem na szerokości $(1 \div 2 \text{ mm})$ wykonywanym pod kątem 15° . Noże rozcinające mają w początkowej fazie ścięcia dwustronne, podczas gdy ich część końcowa przypomina konstrukcją kliny odcinające. Do obliczania długości noży odcinających (rozcinających) stosuje się zależność:

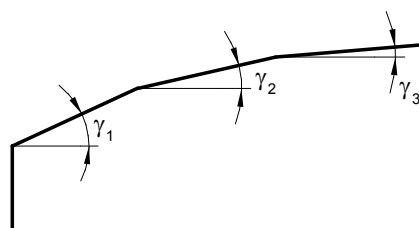
$$L_{odc} = \frac{0,6 d}{\delta \operatorname{tg} \gamma}, \quad (6.8)$$

gdzie γ oznacza kąt wzniosu krawędzi tnącej noża.

Całkowita długość strefy odcinania (rozcinania) równa jest sumie długości noży odcinających oraz noża rozcinającego. Długość noża rozcinającego można zmniejszyć stosując narzędzia ze zmniejszającym się kątem wzniosu γ (rys. 6.5). Zalecane wartości kąta γ w funkcji stopnia gniotu δ oraz kąta kształtującego α podano w tabeli 6.1.



Rys. 6.4. Konstrukcja noży rozcinających



Rys. 6.5. Nóż rozcinający wykonany ze zmniejszającym się kątem wzniosu klina γ

Tab. 6.1.

Wartości kąta wzniosu γ krawędzi tnących klinów rozcinających, w zależności od δ i α

δ	$\gamma [^\circ]$ przy $\alpha [^\circ]$ równych				
	75	60	45	30	15
1,2	14,0	12,0	10,0	7,5	4,2
1,4	13,0	11,6	9,5	7,2	3,9
1,8	12,4	11,0	9,0	6,1	3,2
2,0	12,0	10,8	8,5	5,8	3,0
3,0	10,5	9,5	7,5	5,0	2,5
4,0	10,0	8,8	7,0	4,5	2,5
6,0	9,8	7,8	5,5	3,6	2,5
8,0	9,2	7,0	5,0	3,5	2,5
10,0	9,0	7,0	5,0	3,5	2,5
12,0	9,0	7,0	5,0	3,5	2,5

Strefa prostowania

Ta część narzędzia stosowana jest w celu zmniejszania krzywizny walcowanego wyrobu. Strefę tę umieszcza się bezpośrednio za nożami odcinającymi (rozcinającymi), przy czym zaleca się wykonywać prostowanie kolejnych części odkuwki w sposób stopniowy. Prostowania jednoczesnego wszystkich części odkuwki należy unikać, gdyż może ono doprowadzić do niepożądanego skrzywienia odkuwki ze względu na różne wartości promienia tocznego dla poszczególnych części wyrobu. Długość strefy prostowania określa się z warunku wykonania przez poszczególne części odkuwki przynajmniej połowy obrotu. Zatem długość tę można obliczyć z zależności:

$$L_{prost} \geq \frac{1}{2} \pi \sum_{i=1}^n d_i, \quad (6.9)$$

gdzie d_i – średnica i -tego stopnia odkuwki, n – ilość stopni wyrobu podlegających prostowaniu.

Strefa wyjściowa

Strefa wyjściowa L_{wyj} jest niezbędna dla zapewnienia płynnego wyprowadzenia walcowanej odkuwki spośród narzędzi kształtujących. Wykonuje się ją poprzez zawężenie wszystkich powierzchni segmentu narzędziowego pod kątem 5° , na długości wynoszącej od 20 do 60 mm. Dodatkowo, końcową krawędź segmentu narzędziowego zaokrągla się promieniem wynoszącym zwykle 5 mm. Strefa wyjściowa znajduje się na końcu segmentu narzędziowego.

6.1.1. Uwagi do procesu WPK realizowanego dwoma walcami

Omawiając poszczególne strefy narzędzi do WPK należy zauważyć, że w przypadku kształtowania metodą dwuwalcową (z postojem walców po każdym ich obrocie) pomiędzy strefą wejściową i wyjściową umieszcza się strefę wprowadzania, w której wsad wprowadzany jest pomiędzy walce. Długość tej strefy związana jest z konstrukcją walcarek. Wówczas, gdy agregaty walcujące napędzane są silnikami elektrycznymi przyjmuje się, że strefa ta zajmuje około $20\div 30^\circ$ obwodu walców. Natomiast w przypadku walcowania ciągłego (bez postoju walców) długość tej strefy oblicza się ze wzoru

$$L_{wprow} = \frac{h}{\operatorname{tg}\varphi}, \quad (6.10)$$

gdzie: h – posuw pręta przypadający na jeden obrót walców; φ – kąt wzniosu linii śrubowej noża podającego (najczęściej z przedziału $10\div 15^\circ$).

Konieczną do realizacji procesu WPK średnicę walców roboczych, w przypadku wykorzystania schematu walcowania z pręta (z podaniem materiału wejściowego śrubowym nożem podającym), oblicza się z zależności [30]:

$$d_w = \frac{L_{wprow} + L_{wej} + L_k + L_{kal} + L_{odc} + L_{prost}}{\pi} + (40 \div 60) \text{ [mm]}. \quad (6.11)$$

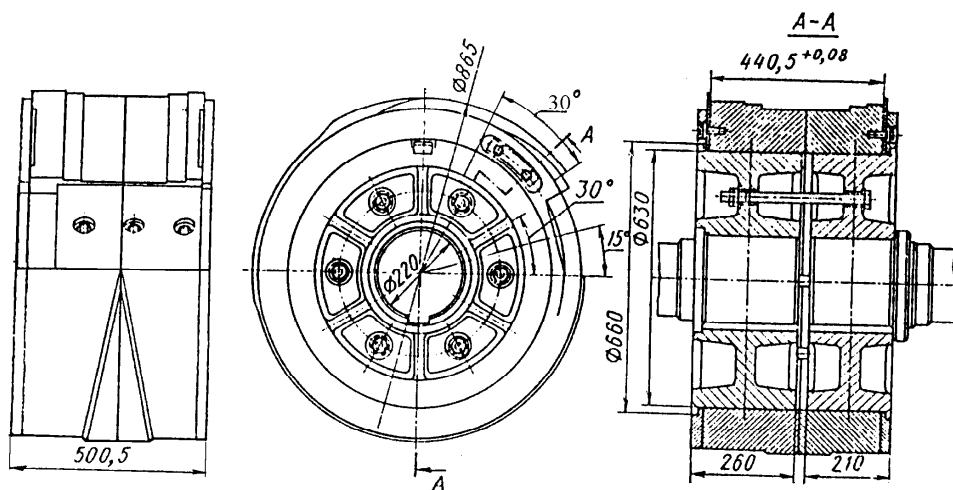
Natomiast wówczas, gdy wykorzystuje się schemat walcowania z postojem walców po każdym ich obrocie, średnicę walców oblicza się z zależności:

$$d_w = (1,075 \div 1,1) \frac{L_{wej} + L_k + L_{kal} + L_{odc} + L_{prost}}{\pi} + (40 \div 60) \text{ [mm]}, \quad (6.12)$$

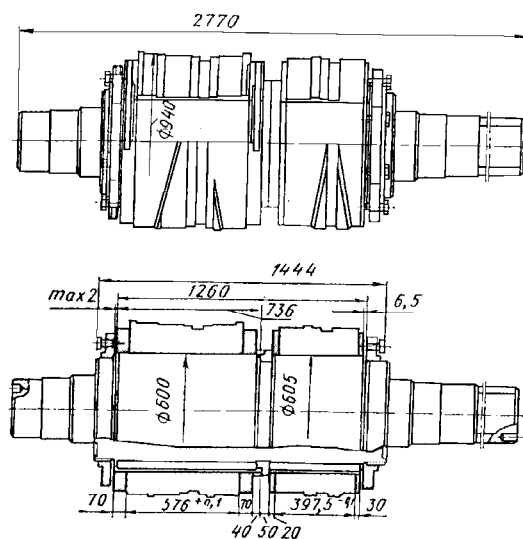
gdzie współczynnik o wartości $(1,075 \div 1,1)$ uwzględnia wielkość stref wprowadzania wsadu i wyprowadzania gotowego wyrobu. Z kolei zwiększenie średnicy walców o wartość $40 \div 60$ mm stanowi naddatek na regenerację narzędzi.

Znaczna długość segmentów narzędziowych jest przyczyną stosowania walców o bardzo dużych średnicach. Walce o średnicach do 600 mm wykonywane są na ogół jako tuleje. Moment obrotowy przenoszony jest poprzez połączenie wpustowe. Przed przesunięciem osiowym walec zabezpieczony są z jednej strony odsadzeniem wału, a z drugiej specjalną nakrętką. Wykonywanie jednolitych walców prowadzi do znacznego zużycia materiału, dlatego też większe walec o średnicach powyżej 600 mm, buduje się w postaci pierścieni w dwóch wariantach.

W wariantcie pierwszym (rys. 6.6) walec składa się z pierścieni i piast. Na pierścieniach wykonanych ze stali stopowych narzędziowych do pracy na gorąco nacięte są kliny. Pierścienie wciskane są na piasty i skręcone śrubami. Montaż walca na wale jest podobny jak w przypadku walców jednolitych o średnicy do 600 mm. Przy takiej konstrukcji walców zmniejsza się zarówno zużycie materiału jak i ich masa, ze względu na zastosowanie ożebrowanych piast.



Rys. 6.6. Konstrukcja walca z piastami odlewanyymi [30]



Rys. 6.7. Walce walcarki typu 130-600 [30]

W wariantcie drugim pierścienie z naciętymi klinami mocowane są bezpośrednio na wale walcarki (rys. 6.7). Grubość pierścienia powinna wynosić od 150 do 180 mm. Dla ułatwienia montażu i demontażu pierścienie montowane są z pasowaniem H7/g6. Moment walcowania przenoszony jest poprzez połączenie wpustowe. Położenie osiowe ustalane jest za pomocą nakrętek nakręcanych na wał, zabezpieczonych przed obrotem śrubami wkręcanymi w czoła pierścieni.

Materiałem stosowanym na wale (pierścienie) są na ogół stale stopowe narzędziowe do pracy na gorąco. W ogólnym zarysie technologia wykonania narzędzi jest następująca. Odkuwki pierścieni walców obrabiane są mechanicznie, najczęściej na obrabiarkach tokarskich. Na pierścieniach nacinane są kliny kształtujące z naddatkiem 1÷2 mm na stronę, przeznaczonym na obróbkę wykończającą. Niektóre powierzchnie, np. rowki wpustowe, "kieszenie" do zamocowania noży oraz otwory wykonywane są na frezarkach, wiertarkach, dłutownicach. Następnie obręcze poddawane są zabiegom ulepszania cieplnego prowadzonego tak, by uzyskać twardość 42÷46 HRC. Ograniczony przedział twardości spowodowany jest koniecznością obróbki wykończającej. Chropowatość powierzchni roboczych narzędzi nie powinna być mniejsza od $R_a = 5 \mu\text{m}$. Wymagana jest również identyczność kształtu dwóch walców wchodzących w skład jednego kompletu. Następnie walce montowane są na wale walcarki i uzupełniane elementami dodatkowymi, najczęściej nożami rozcinającymi i odcinającymi. Noże te wykonywane są z płytek o grubości 5÷7 mm, ze stali narzędziowej do pracy na gorąco obrobionej cieplnie (na twardość 48÷52 HRC). Krańcówki tnące noży wykonuje się na frezarkach lub tokarkach. Noże wprowadza się w specjalne wybrania ("kieszenie") wykonane w walcach i mocuje za pomocą śrub.

Narzędzia klinowe wykonane ze stali stopowych narzędziowych do pracy na gorąco, wg podanej wyżej technologii posiadają trwałość określoną na wykonanie około 50.000 szt. odkuwek. Metoda ta pozwala na przeprowadzenie około czterech – pięciu regeneracji narzędzi, polegających na przeszlifowaniu ich powierzchni kalibrujących na głębokość 0,3÷0,5 mm.

6.2. Dobór parametrów kątowych klinów

Ze względu na jednakowy mechanizm odkształcenia oraz duży promień narzędzi klinowych, w stosunku do wymiarów wsadu, narzędzia te projektuje się w sposób jednakowy dla wszystkich metod WPK. W zasadzie proces doboru geometrii narzędzi do WPK sprowadza się do określenia wartości kąta rozwarcia klina β i kąta kształtującego α , na podstawie których (po uwzględnieniu wymiarów odkuwki) dobierane są pozostałe wymiary narzędzi. Oddziaływanie wymienionych kątów na przebieg procesu WPK ma charakter złożony. Przykładowo, zwiększenie kąta β powoduje wzrost wydajności, obniżenie strat energii i zmniejszenie ilości zużytej stali narzędziowej, obniża zaś dokładność wykonania wyrobu oraz stabilność procesu.

Doborowi najbardziej efektywnych kątów α i β poświęcono wiele badań. Andreev i in. [5, 7] oraz Hu [78] proponowali przyjmowanie maksymalnych wartości kąta α , w celu zmniejszenia możliwości tworzenia się pęknięć w strefie osiowej odkuwek. Taki punkt widzenia potwierdzały wyniki badań doświadczalnych Sugiyamy [213]. Natomiast wg Hayamy [67] zmniejszaniu wartości kąta kształtującego α towarzyszy wzrost naprężeń ściskających w strefie osiowej odkuwek. W przypadku walcowania z kątami $\alpha < 15^\circ$ możliwe jest wystąpienie pęknięć wewnętrznych w strefie osiowej odkuwki [78, 213] oraz poślizgu względnego pomiędzy odkuwką, a segmentem narzędziowym [79]. Na drodze doświadczalnej [37] wykazano, że prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć maleje wraz ze zwiększeniem kąta α . Jednakże, stosowanie kątów kształtujących α o wartościach maksymalnych jest ograniczone ze względu na możliwość przewężenia odkuwki walcowanej. Z prac [79, 104,] wynika, że może mieć to miejsce wtedy, gdy stosowane są kliny o kącie $\alpha > 40^\circ$. Projektowanie klinów o maksymalnych wartościach kąta kształtującego α zalecają natomiast autorzy opracowań [10, 100, 102, 210, 237].

Koizumi i in. [239] zaproponowali przyjmowanie kąta rozwarcia klina β z zakresu $5\div 12^\circ$. Ogólnie można stwierdzić, że im mniejszy kąt β tym dłuższe jest narzędzie oraz większa jest liczba obrotów odkuwki niezbędna dla uzyskania zadanego odkształcenia, charakteryzowanego stopniem gniotu δ [6, 10, 108, 199, 237]. Kusunoki i in. [47] oraz Sugiyama [210] stwierdzili doświadczalnie (stosując $\alpha = 15^\circ$), że im mniejsza jest wartość kąta β tym większe pęknięcia powstają w strefie osiowej odkuwki. Podobne wnioski przedstawiono w pracy [214]. Jednakże stosowanie klinów o dużych wartościach kąta β może być przyczyną niekontrolowanego poślizgu pomiędzy kształtowaną odkuwką, a segmentem narzędziowym [78, 79, 94, 125, 274, 275.].

Do obliczania kąta rozwarcia klina β stosuje się zależność, podaną po raz pierwszy przez Balina [17]:

$$\sin \beta = 0,009 \cdot \frac{\mu}{\sin \alpha}, \quad (6.13)$$

w której współczynnik tarcia μ należy przyjmować wg [240] z przedziału $0,4 \div 0,5$.

Z kolei w pracach [10, 24] przedstawiono zależności empiryczne pozwalające wyznaczać parametry geometryczne klinów w procesach walcowania odkuwek ze stali konstrukcyjnych:

$$\beta \leq \arctg\left(\frac{0,3 + 0,01d_0}{\delta^3}\right), \quad 3^\circ \leq \beta \leq 15^\circ, \quad (6.14)$$

$$\alpha = 80 \cdot \tg \beta + 15 + \frac{d_0}{4}, \quad 15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ. \quad (6.15)$$

W powyższych zależnościach średnica wsadu d_0 przyjmowana jest w mm, a kąty α i β obliczane są w stopniach.

Projektując segmenty narzędziowe dla WPK należy uwzględniać wielkość odkształcenia (redukcję przekroju poprzecznego R_p , stopień gniotu δ). W wielu publikacjach [6, 67, 68, 78, 79] stwierdza się, że istnieje krytyczna wartość redukcji, po przekroczeniu której występują pęknięcia w strefie centralnej wyrobu bądź przewężenie odkuwki. Potwierdzono to w badaniach eksperymentalnych [37, 78], dla różnych kątów kształtujących α . Zgodnie z nimi redukcja przekroju poprzecznego R_p odkuwki powinna się zawierać w przedziale $55 \div 70\%$.

Według Andreeva i in. [5, 7] stosowanie klinów o kątach $\alpha > 35^\circ$ może prowadzić do tworzenia zawałowań na powierzchni odkuwki. Ponadto, może wówczas wystąpić przewężenie walcowanej odkuwki [79, 93, 274]. W badaniach eksperymentalnych [55] wykonanych na próbkach z plasteliny stwierdzono, że dla uniknięcia przewężenia oraz ograniczenia nadmiernego skręcania walcowanych poprzecznie odkuwek, wartość kątów α i β powinna być taka, by spełniony był następujący warunek: $\tg \alpha \cdot \tg \beta \leq 0,08$. Koizumi i in. [94] odnotowali, że pęknięcia wewnętrzne w wyrobach kształtowanych metodą WPK mogą wystąpić, gdy iloczyn ten osiąga wartości mniejsze od 0,04. Natomiast w przypadku, gdy jest on większy od 0,08 możliwe jest wystąpienie niekontrolowanego poślizgu pomiędzy odkuwką a segmentem narzędziowym. Zatem dobierane wartości kątów α i β powinny spełniać warunek:

$$0,04 \leq \tg \alpha \cdot \tg \beta \leq 0,08. \quad (6.16)$$

W roku 1979 Hayama [67] zaproponował nową metodę obliczania wartości kątów α i β oraz redukcji przekroju poprzecznego R_p , gwarantującą uzyskanie odkuwki wolnej zarówno od wad wewnętrznych jak i powierzchniowych. Zależność między kątami α i β oraz optymalną wartością redukcji R_{pop} jest wg tego autora następująca:

$$R_{pop} = (0,15 + 0,0038 \cdot \alpha) \beta^{0,325}, \quad (6.17)$$

$$1,93 \cdot \beta^{-0,925} \geq 0,15 + 0,0038\alpha \geq M \cdot \beta^{-0,325}, \quad (6.18)$$

gdzie: M – stała materiałowa ($M=0,35 \div 0,4$), a kąty α i β wyrażane są w stopniach.

6.3. Zastosowanie technik optymalizacyjnych w projektowaniu narzędzi do WPK

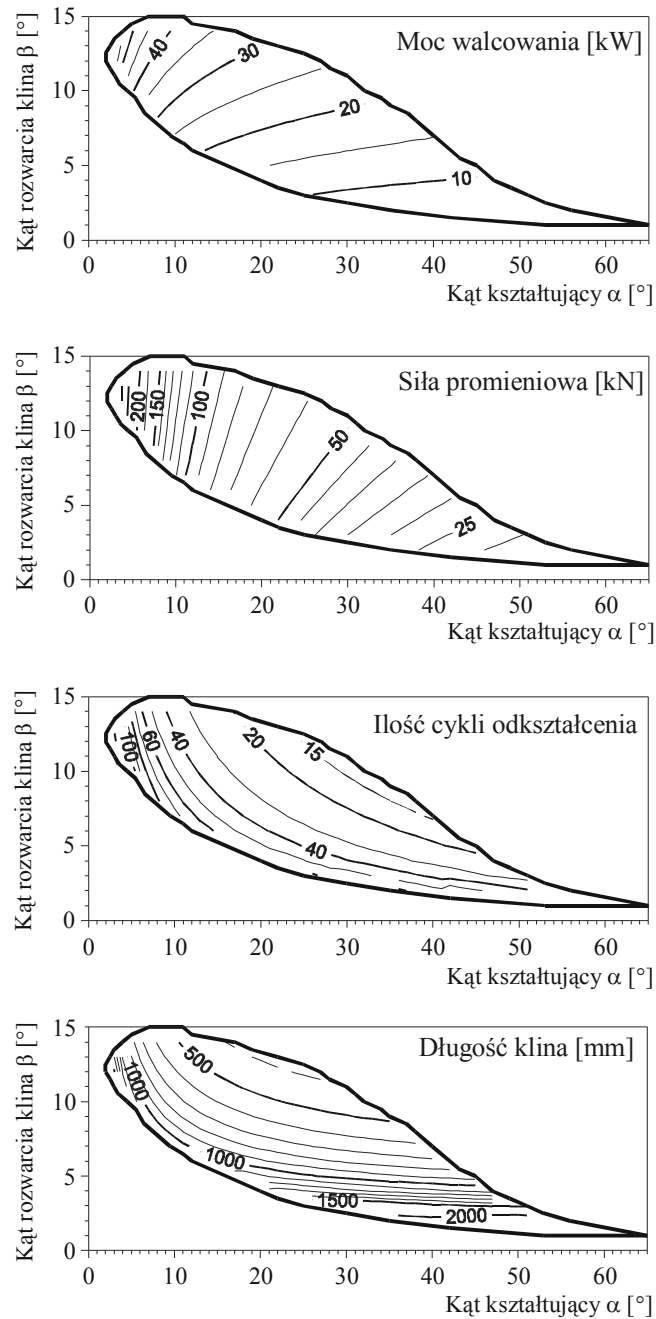
W tej części książki przedstawiono, opracowane z zastosowaniem autorskiej metody modelowania warstwowego (patrz rozdział 3.2.1), przykłady wykorzystania technik optymalizacyjnych w projektowaniu narzędzi do WPK – szczegółowo opisanych w [156, 168, 169, 266]. Opisy programów komputerowych implementujących te rozwiązania podano w następujących opracowaniach [146, 150, 172, 184].

6.3.1. Polioptymalizacja kątów klinów do WPK

Za zmienne decyzyjne projektowanych narzędzi przyjęto ich podstawowe parametry geometryczne tj. kąt kształtujący α i rozwarcia klina β . Na zmienne te narzucono ograniczenia tak, aby uniemożliwić wystąpienie w trakcie procesu WPK następujących niepożądanych zjawisk: poślizgu, przewężenia oraz utworzenia pęknięć wewnętrznych. Ze względu na to, że w metodzie modelowania warstwowego procesu WPK możliwe jest prognozowanie wystąpienia tylko dwóch pierwszych ograniczeń, w trakcie obliczeń dodatkowo sprawdzano warunek (5.52) dotyczący stabilnego przebiegu walcowania bez powstawania pęknięć wewnętrznych.

Dążąc do maksymalnego skrócenia czasu obliczeń dla każdej ze sprawdzanych par kątów α i β , wykonywano symulację procesu WPK zakładając, że promień toczny r_t równy jest wartości maksymalnej (nastawianej w zakresie $100 \div 150\% r_0$). Dzięki temu założeniu, już w pierwszej iteracji obliczeniowej możliwe jest prognozowanie wystąpienia poślizgu oraz przewężenia, jak również eliminuje się czasochłonną procedurę poszukiwania numerycznego wartości promienia tocznego. Negatywną konsekwencją takiego założenia jest jednak zwiększenie części powierzchni kontaktu materiał – narzędzie, równoległej do osi wzdłużnej odkuwki, a w konsekwencji również nieznaczny wzrost siły promieniowej F_z .

Dokonując zmian wartości kątów α i β oraz sprawdzając warunki stabilności procesu można wyznaczyć (dla danego δ) obszar zmiennych decyzyjnych, w którym proces WPK jest stabilny – rys. 6.8. Z obszaru tego należy następnie wybrać rozwiązanie optymalne pod względem założonych funkcji celu (kryteriów jakości). W opracowanym rozwiązaniu przyjęto, scharakteryzowane poniżej, następujące funkcje celu: moc walcowania, siłę promieniową, ilość cykli odkształcenia oraz długość klina.



Rys. 6.8. Rozkłady funkcji celu w obszarze dopuszczalnym zmiennych decyzyjnych, obliczone metoda warstwową, dla procesu WPK przy: $v = 0,35$ m/s, $m_b = 1$, $m_k = 0,72$, $d_0 = 60$ mm, $\delta = 1,714$, $l = 60$ mm, $\sigma_p = 22 \varepsilon^{0,03}$

- Moc walcowania P , określa energochłonność procesu i obliczana jest na podstawie zależności:

$$P = F_x \cdot v. \quad (6.19)$$

- Siła promieniowa F_z , decyduje o doborze średnicy wałków na których montowane są walce, doborze łożysk oraz żywotności narzędzi. Ponadto, wzajemna relacja pomiędzy siłą rozporową, a sztywnością korpusu walcarki określa dokładność uzyskiwaną w procesach WPK. Wartość siły rozporowej F_z , podobnie jak i F_x , jest obliczana w czasie symulacji metodą warstwową.
- Ilość cykli odkształcenia N . Zgodnie z danymi przybliżonymi w rozdziale 5.3 prawdopodobieństwo pęknięcia metalu w wyrobie kształtowanym metodą WPK wzrasta wraz ze zwiększaniem ilości cykli odkształcenia, niezbędnych do osiągnięcia redukcji średnicy od wartości d_0 do d . W obliczeniach przyjęto, że ilość cykli odkształcenia N równa jest podwojonej liczbie obrotów odkuwki n , obliczanej z równania (3.1).
- Długość klina L , decyduje o gabarytach stosowanej walcarki, a w przypadku zastosowania klinów płaskich wpływa również na wydajność procesu. Do obliczania tej długości wykorzystano następującą zależność [146]:

$$L = \frac{0,5(d_0 - d) + l}{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}. \quad (6.20)$$

Rozkłady kryteriów jakości w dopuszczalnym obszarze zmiennych decyzyjnych wyznaczone dla przykładowego procesu WPK pokazano na rys. 6.8.

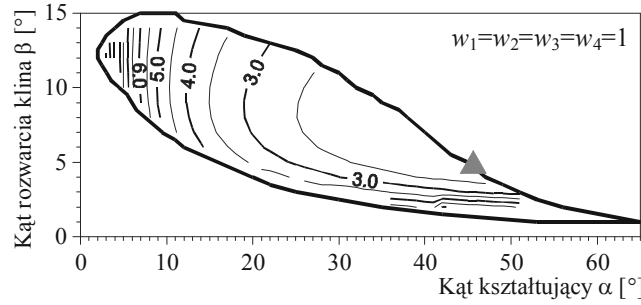
Z uwagi na małą liczbę zmiennych decyzyjnych, jako metodę optymalizacji wybrano metodę systematycznego przeszukiwania. Polega ona na sprawdzeniu z zadaną dokładnością całego zbioru rozwiązań dopuszczalnych, obliczeniu wartości funkcji celu w każdym punkcie oraz ostatecznym wybraniu punktu, w którym wartość ta jest ekstremalna (minimalna lub maksymalna). Zaletą metody systematycznego przeszukiwania jest pewność, że wyznaczone rozwiązanie ma charakter globalny, a nie lokalny (często osiągany w przypadku stosowania metod gradientowych). Zaś wadą przyjętej metody jest stosunkowo długi czas obliczeń, będący konsekwencją przeszukiwania całego obszaru zmiennych.

Dla wyznaczenia rozwiązania polioptymalnego zastosowano metodę dwuetapową. W pierwszym etapie dokonywano zgrubnego przeszukiwania obszaru zmiennych decyzyjnych, w celu oszacowania wartości ekstremalnych poszczególnych funkcji celu. W drugim etapie, w oparciu o przyjęte zastępcze kryterium optymalizacji, wyznaczano rozwiązanie polioptymalne. Do wykreowania zastępczego kryterium optymalizacji zastosowano metodę autorską, stanowiącą kompilację dwóch znanych metod tj. współczynników wagowych oraz ograniczeń. W metodzie tej dano możliwość narzucenia dodatkowych ograniczeń na wyselekcjonowane kryteria jakości, a zastępczą funkcję celu – dla i -tej pary kątów – obliczano na podstawie zależności:

$$\Gamma_{(P,Fz,N,L)} = \min_{\{\alpha,\beta\}} \left\{ w_1 \frac{P_i - P_{\min}}{P_{\max} - P_{\min}} + w_2 \frac{Fz_i - Fz_{\min}}{Fz_{\max} - Fz_{\min}} + w_3 \frac{N_i - N_{\min}}{N_{\max} - N_{\min}} + w_4 \frac{L_i - L_{\min}}{L_{\max} - L_{\min}} \right\}. \quad (6.21)$$

Wyznaczenie poszukiwanego rozwiązania polioptymalnego odbywa się w oparciu o minimalizację $\Gamma_{(P,Fz,N,L)}$, przy czym wszystkie rozwiązania niespełniające dodatkowych ograniczeń zostają odrzucone. Współczynniki wagowe w_i określają udział poszczególnych kryteriów w zastępczym kryterium optymalizacji. Większa wartość w_i oznacza, że dana funkcja celu w większym stopniu zwiększa $\Gamma_{(P,Fz,N,L)}$. W przypadku narzucenia na któreś z kryterium jakości dodatkowych ograniczeń przyjmowano, że odpowiadający temu kryterium współczynnik jakości równy jest zero.

Na rys. 6.9 przedstawiono rozkład $\Gamma_{(P,Fz,N,L)}$ odnotowany dla przykładowego, przytoczonego uprzednio (rys. 6.8) procesu WPK.



Rys. 6.9. Rozkład zastępczej funkcji celu $\Gamma_{(P,Fz,N,L)}$ obliczony dla procesu WPK przy: $v = 0,35$ m/s, $m_b = 1$, $m_k = 0,72$, $d_0 = 60$ mm, $\delta = 1,714$, $l = 60$ mm, $\sigma_p = 22 \varepsilon^{0,03}$,
▲ - rozwiązanie polioptymalne ($\alpha = 45,3^\circ$, $\beta = 5^\circ$)

6.3.2. Optymalizacja kształtu powierzchni bocznej klinów

Możliwości kształtowania metodą WPK odkuwek mogą ulec zwiększeniu w wyniku zastosowania narzędzi o profilu bocznej powierzchni klina różnym od prostoliniowego. W bieżącej części pracy przedstawiono analizę kształtu narzędzi do WPK wykonaną pod kątem optymalizacji rozkładu nacisku powierzchniowego. W obliczeniach wykorzystano metodę warstwową modelowania procesu WPK, przyjmując stałą wartość promienia tocznego r_t równą promieniowi wsadu r_0 .

Dla celów optymalizacji profil klina, pomiędzy punktami $A_1(y_{A1}, z_{A1})$ i $B_1(y_{B1}, z_{B1})$ – rys. 6.10, opisano wielomianem dowolnego stopnia w postaci:

$$g(y) = z_{B1} + \frac{z_{A1} - z_{B1}}{y_{A1} - y_{B1}} (y - y_{B1}) + (y - y_{A1})(y - y_{B1})(a_0 + a_1 y + \dots + a_n y^n), \quad (6.22)$$

w którym przez $a_0 \dots a_n$ oznaczono współczynniki wielomianu, przyjmowane za zmienne decyzyjne w procesie optymalizacji.

Równanie (6.22) wykorzystywane było m.in. przez Kusiaka [102, 103] do optymalizacji kształtu narzędzi stosowanych w procesach wyciskania oraz ciągnięcia, realizowanych w warunkach symetrii osiowej. Zaletą stosowania wielomianu (6.22) jest obniżenie liczby zmiennych decyzyjnych o jeden w stosunku do stopnia wielomianu, co korzystnie wpływa na skrócenie czasu obliczeń.

W wykonanej analizie liczbę zmiennych decyzyjnych ograniczono do dwóch, tj. a_0 i a_1 . Na zmienne te narzucono dodatkowe ograniczenia wynikające ze względów praktycznych. Mianowicie w trakcie obliczeń wykluczano rozwiązania, spełniające wyspecyfikowane poniżej warunki (6.23)÷(6.25), w których profil klina stawał się:

- zbyt wklęsły (krzywa 1 – rys. 6.11)

$$g(y) > r_0; \quad (6.23)$$
- zbyt wypukły (krzywa 2 – rys. 6.11)

$$g(y) < r; \quad (6.24)$$
- zbyt przegięty (krzywa 3 – rys. 6.11)

$$g(y') < g(y), \text{ gdzie } y' \in (y_{B1}, y). \quad (6.25)$$

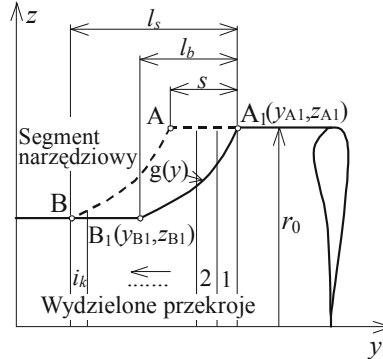
Dążąc do usprawnienia procesu obliczeniowego optymalizację wykonano zakładając, że $l_b=1$ (rys. 6.10). Pozwoliło to na zawężenie sprawdzanego obszaru zmiennych decyzyjnych a_0, a_1 do przedziału $\langle -2.5; 2.5 \rangle$.

Celem optymalizacji było znalezienie takiego profilu klina, dla którego nierównomierność rozkładu nacisku powierzchniowego Ψ na długości strefy kształtowania l_s przyjmie najmniejszą wartość. Nierównomierność Ψ obliczano stosując zależność:

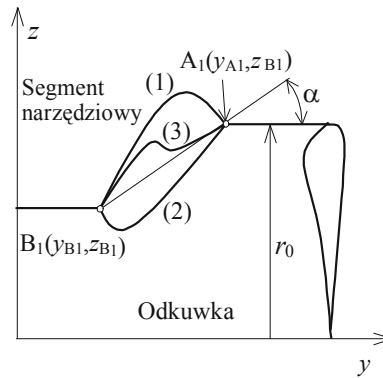
$$\Psi = \sum_{i=1}^{i_k} |p_i - p_n| dy. \quad (6.26)$$

Kryterium jakości sformułowane na potrzeby obliczeń, odniesiono do zarysu prostoliniowego i opisano zależnością:

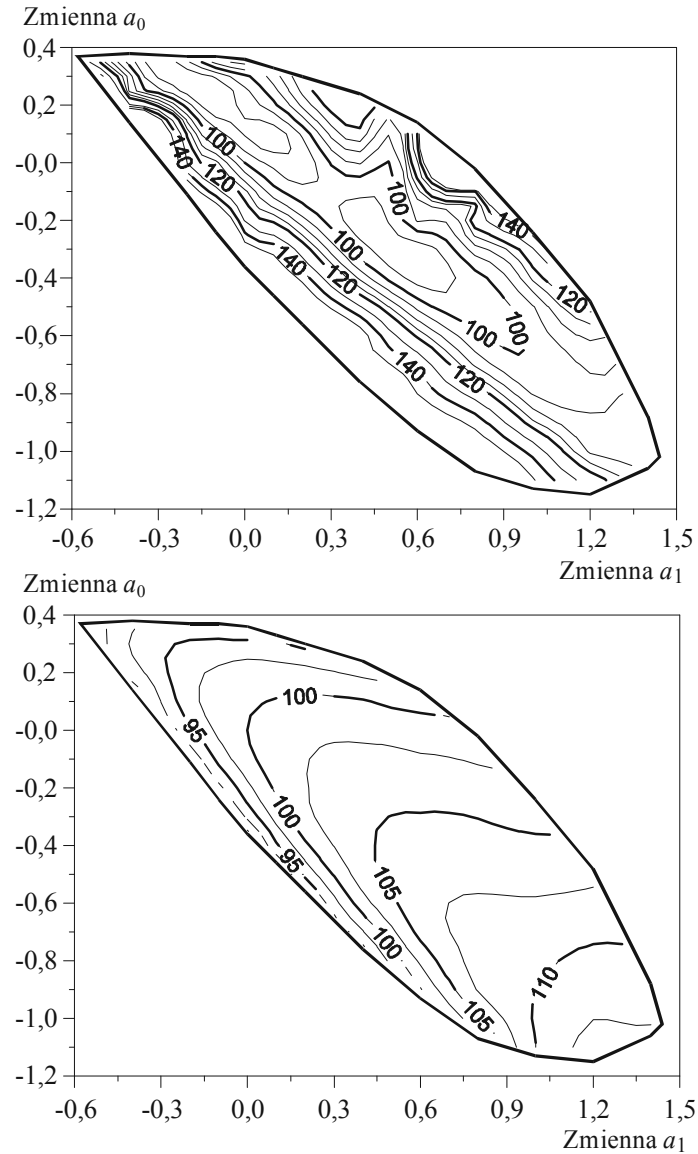
$$\Gamma_{(\Psi)} = \min_{\{a_0, a_1\}} \left\{ 100\% \cdot \frac{\Psi(a_0, a_1)}{\Psi(a_0 = 0, a_1 = 0)} \right\}. \quad (6.27)$$



Rys. 6.10. Szkic segmentu o zmiennym kształcie ściany bocznej klina. Linia kreskowa – położenie klina sprzed ostatniego półobrotu odkuwki



Rys. 6.11. Przykładowe profile ściany bocznej klina odrzucane podczas obliczeń optymalizacyjnych



Rys. 6.12. Zależność funkcji celu Ψ (rys. górny) oraz zmiana siły F_z w % (rys. dolny) od zmiennych decyzyjnych a_0, a_1 określona dla procesu WPK przy: $\alpha=20^\circ$, $\beta=5^\circ$, $\delta=1,5$, $m_b=1,0$, $m_k=0,6$, metoda obliczeń – górna ocena

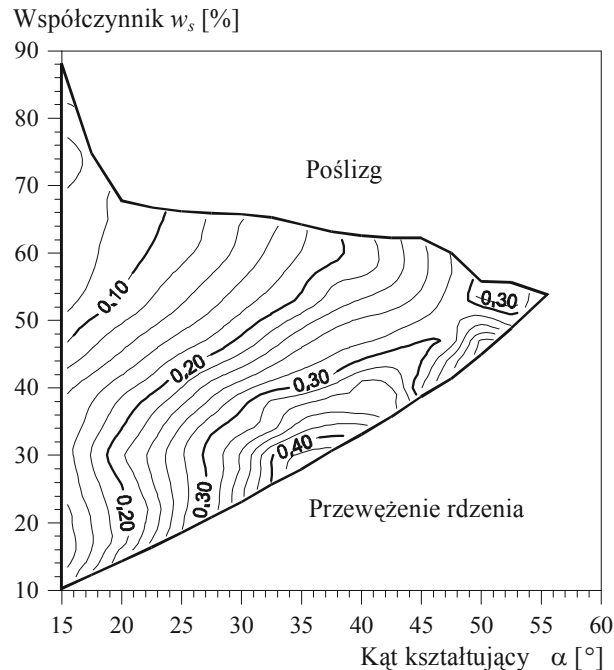
Przykład rozkładu funkcji celu obliczony dla przypadku WPK przy $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 1,5$, $m_b=1,0$, $m_k=0,6$ przedstawiono na rys. 6.12. Kształt dopuszczalnego obszaru zmiennych decyzyjnych stanowi rezultat narzuconych ograniczeń praktycznych – wyrażonych wzorami (6.23)÷(6.25). Na rys. 6.12 pokazano również wpływ zmiany profilu powierzchni bocznej narzędzia na wielkość siły roz-

porowej F_z odniesionej do wartości bazowej tej siły, odpowiadającej stosowaniu profilu prostoliniowego. Z analizy wykresów wynika, że istnieje wiele rozwiązań, w których zmniejszeniu nierównomierności rozkładu nacisku powierzchniowego odpowiada wzrost siły rozporowej. Celem wyeliminowania takiej sytuacji na zmienne decyzyjne narzucano dodatkowe ograniczenie, wynikające z warunku, że obliczana w trakcie optymalizacji siła F_z musi być mniejsza od wartości wyznaczonej dla przypadku kształtowania klinem o zarysie prostoliniowym.

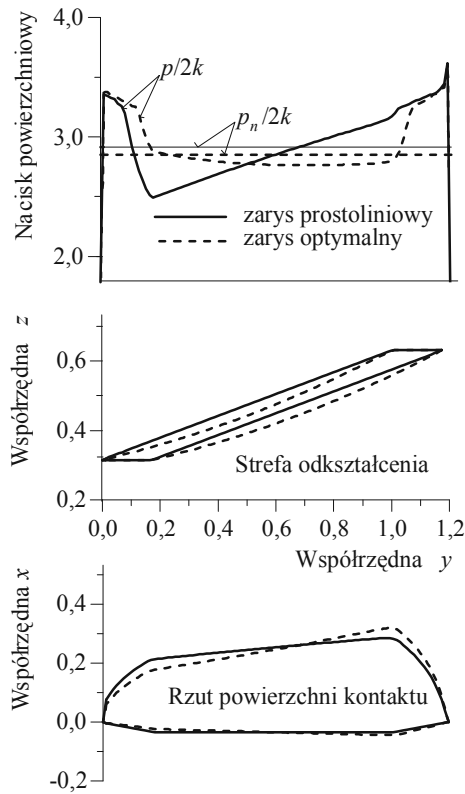
Ze względu na liczbę zmiennych decyzyjnych w optymalizacji wykorzystano bezgradientową metodę Powella [99, 103]. Polega ona na tym, że wychodząc z punktu startowego i poruszając się wzdłuż szeregu niezależnych kierunków (zwanymi kierunkami sprzężonymi) poszukiwane jest minimum optymalizowanej funkcji.

Po wykonaniu szeregu obliczeń optymalizacyjnych stwierdzono, że ograniczenie liczby zmiennych do jednej – współczynnika a_0 – nie wpływało w sposób istotny na kształt optymalnego profilu powierzchni bocznej klina. W około 90% rozwiązań wyznaczona wartość zmiennej a_1 wynosiła bowiem 0. Ponadto stwierdzono, że optymalne wartości funkcji celu uzyskiwane są dla klinów o wypukłych powierzchniach kształtujących.

Na rys. 6.13 przedstawiono nomogram ilustrujący zmiany wartości optymalnej zmiennej a_0 – w funkcji kąta kształtującego α i współczynnika w_s – wyznaczony przy założeniu, że $m_b = 1,0$ a $m_k = 0,5$. Współczynnik w_s wyrażony stosunkiem skoku walcowania s do długości strefy kształtowania l_s można obliczyć również na podstawie zależności:



Rys. 6.13. Nomogram ilustrujący zależność zmiennej a_0 od kąta kształtującego α i współczynnika w_s , wyznaczony na drodze optymalizacji przy założeniu, że $m_b = 1,0$, $m_k = 0,5$, $a_1 = 0$, metoda obliczeń – równania różniczkowe równowagi



Rys. 6.14. Zestawienie porównawcze wyników prognozowanych dla procesu WPK przy: $\alpha=17,5^\circ$, $\beta=5^\circ$, $\delta=2,0$, $m_b=1,0$, $m_k=1,0$ oraz prostoliniowym lub optymalnym ($a_0=0,1215$) zarysie ściany bocznej klina, metoda obliczeń – górna ocena

$$w_s = \frac{s}{l_s} = \frac{1}{1 + \frac{\delta - 1}{\pi \delta \tan \alpha \tan \beta}} \quad (6.28)$$

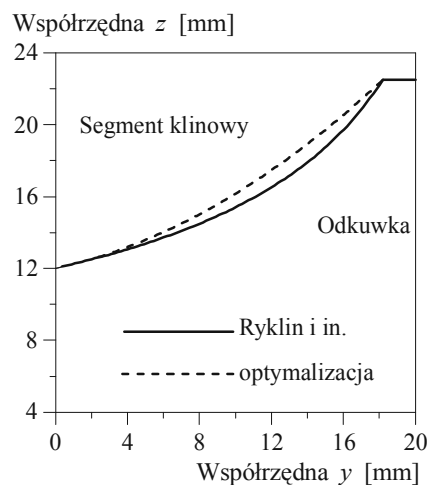
W obliczeniach optymalizacyjnych zmiennej a_0 uwzględniano dodatkowo ograniczenia stabilności procesu WPK ze względu na poślizg i przewężenie rdzenia. Należy podkreślić, że zastosowanie klinów o wypukłej powierzchni bocznej poszerza obszar stabilności procesu WPK, w stosunku do profilu prostoliniowego. Analizując wpływ kąta kształtującego α oraz współczynnika w_s na współczynnik wielomianu a_0 można stwierdzić, że wzrost ich wartości powoduje podwyższenie wartości optymalnych zmiennej a_0 , co oznacza zwiększenie krzywizny powierzchni bocznej klina.

Na rys. 6.14 zestawiono przykładowe wyniki symulacji procesu WPK, otrzymane dla profilu optymalnego (charakteryzowanego współczynnikiem $a_0 = 0,121$) oraz prostoliniowego dla kształtowania, przy $\alpha = 17,5^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\delta = 2,0$, $m_b = m_k = 1,0$. Z danych przedstawionych na tym rysunku

można wnioskować, że zmiana profilu powierzchni kształtującej, oprócz różnic w rozkładzie nacisku powierzchniowego, powoduje również zmianę powierzchni kontaktu materiał – narzędzie. Wynika to bezpośrednio ze zmiany wartości gniotów bezwzględnych, na długości strefy odkształcenia, spowodowanej zastosowaniem narzędzi o wypukłej powierzchni bocznej.

O celowości stosowania klinów o wypukłych powierzchniach kształtujących świadczą wyniki prac doświadczalnych wykonanych przez Ryklina i in. [197]. Celem tych prac było wyznaczenie profilu ściany bocznej klina, gwarantującego obniżenie prawdopodobieństwa utworzenia pęknięć w strefie centralnej odkuwki. W warunkach przemysłowych walcowano odkuwki ślimaka w narzędziach o zarysie ściany bocznej klina pokazanym na rys. 6.15. W wyniku badań stwierdzono względnie równomierne zużycie powierzchni kształtującej, a także

Rys. 6.15. Porównanie zarysu powierzchni bocznej klina opracowanego przez Ryklina i in. oraz wynikającego z optymalizacji ($a_0=0,3565/l_b$) dla procesu WPK przy: $r_0=22,5$ mm, $\delta=1,875$, $l_b=18,2$ mm (wartości zastosowanych w badaniach przemysłowych [197]).

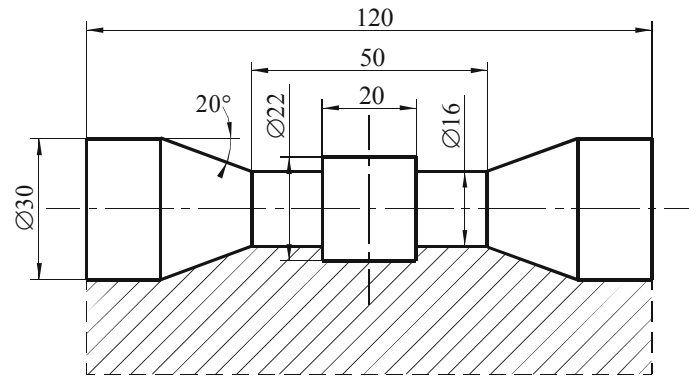


dwukrotny wzrost trwałości narzędzi (do ok. 80.000 sztuk odkuwek). Na rys. 6.15 przedstawiono również profil klina otrzymany na podstawie obliczeń optymalizacyjnych. Duże podobieństwo pomiędzy zarysami wskazuje na słuszność stosowania optymalizacji do projektowania klinów z wypukłymi powierzchniami bocznymi. Spostrzeżenie to potwierdziły analizy numeryczne wykonane przez autora, których wyniki przedstawiono w opracowaniu [170].

6.4. Metodyka konstruowania narzędzi klinowych

Znajomość kątów α i β umożliwia wykonanie projektu narzędzi. Omówienie kolejności prac związanych z konstrukcją klinowych segmentów narzędziowych przedstawiono na przykładzie odkuwki symetrycznej pokazanej na rys. 6.16. Podana metoda postępowania bazuje na wykorzystaniu systemu komputerowo wspomaganej konstrukcji (CAD 3D). W pierwszej kolejności projektuje się bryłę o przekroju poprzecznym odpowiadającym zarysowi odkuwki (obszar zakreskowany na rys. 6.16). Bryłę tę wykonuje się przez wyciągnięcie (dla klinów płaskich) lub obrót (kliny umieszczane na walcach) przekroju poprzecznego wokół osi obrotu (rys. 6.17a). Następnie startując ze środka segmentu odcina się jego część, pod kątem β , płaszczyzną prostopadłą do powierzchni podstawy narzędzia. W przypadku klina umieszczonego na walcu powierzchnia tnąca jest wycinkiem powierzchni śrubowej (rys. 6.17b). Kolejny etap stanowi fazowanie pod kątem α (odmierzającym od podstawy), powierzchni uzyskanej w poprzedniej operacji. W wyniku takich zabiegów uzyskuje się powierzchnię kształtującą klina charakteryzowaną wartościami kąta kształtującego α i kąta rozwarcia klina β (rys. 6.17c). Dalsze prace projektowe dotyczą wykonania (w sposób analogiczny do omówionego poprzednio) powierzchni kształtującej na drugiej połowie narzędzia (rys. 6.17d). Konstrukcji klina dopełnia wprowadzenie

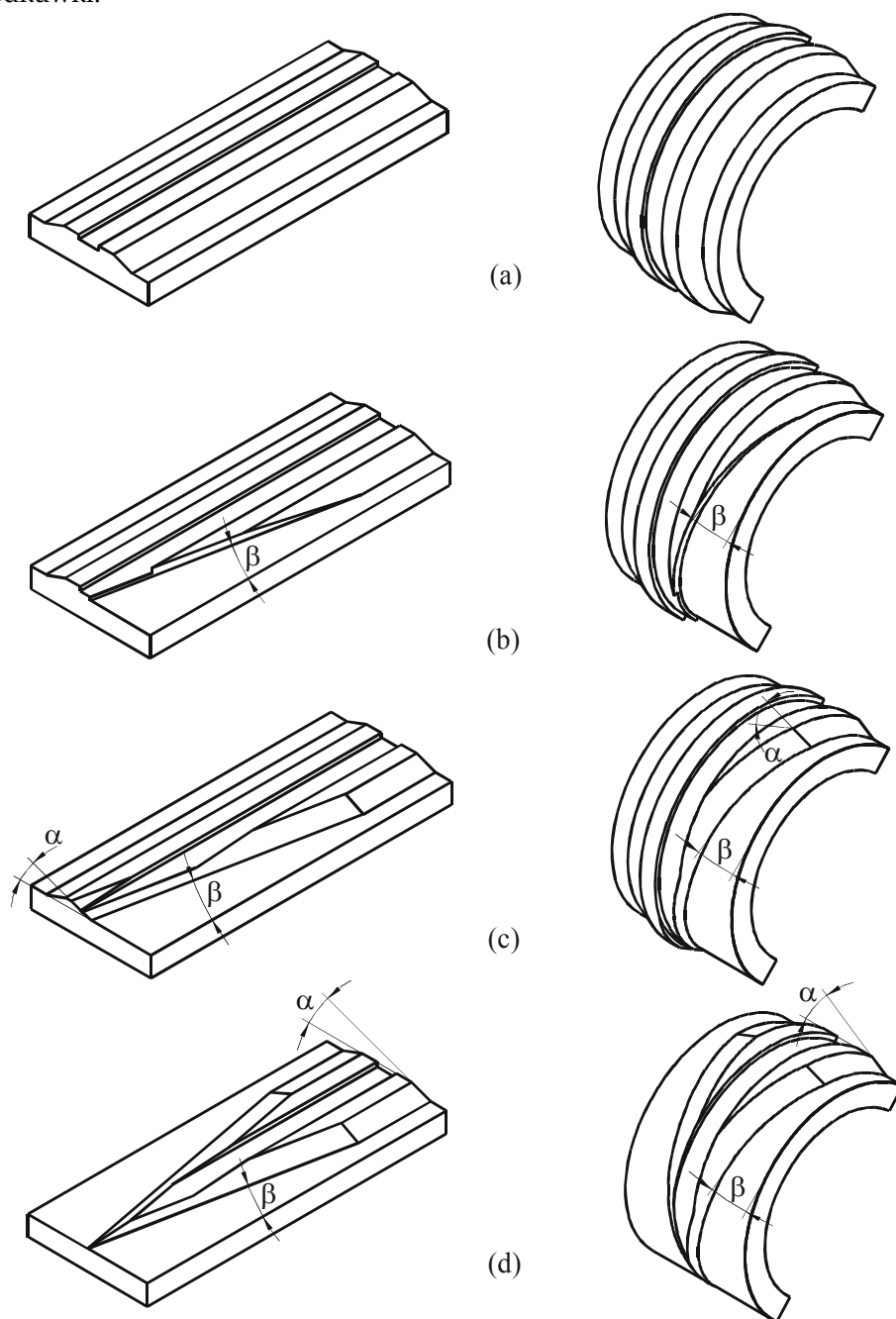
promieni zaokrąglenia krawędzi roboczych, uwzględnienie nacięć na powierzchni bocznej oraz dodanie strefy wyjściowej, umieszczonej bezpośrednio za strefą kalibrowania.



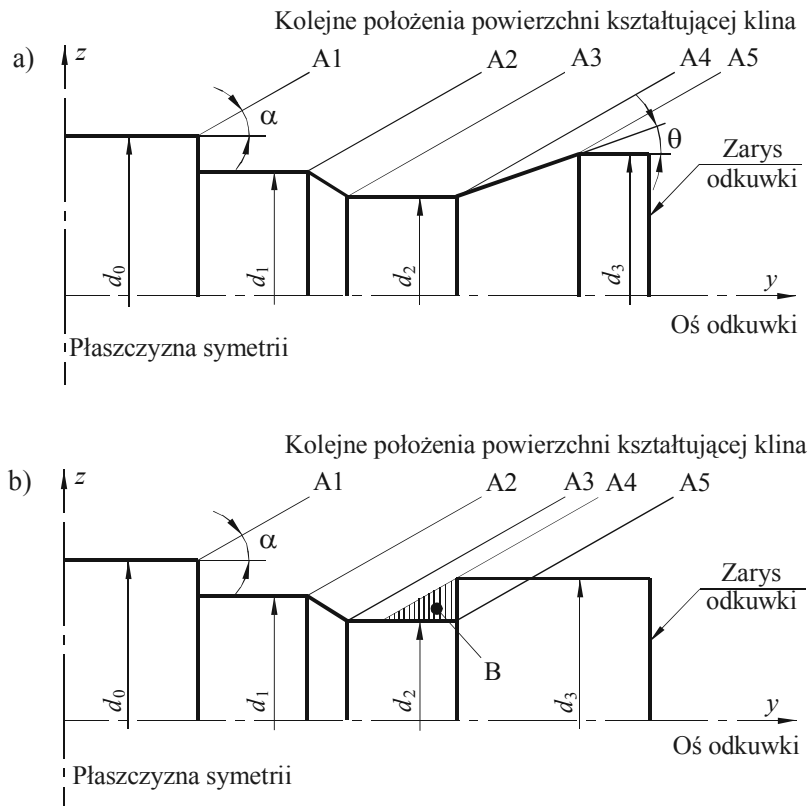
Rys. 6.16. Przykład odkuwki symetrycznej kształtowanej metodą WPK

Przedstawiony sposób projektowania narzędzi klinowych do WPK można stosować wówczas, gdy spełniony jest warunek „nie przecinania zarysu odkuwki” przez powierzchnię kształtującą (boczną) klina. Interpretację tego warunku wyjaśnia rys. 6.18, na którym przedstawiono dwa przypadki kształtowania odkuwek symetrycznych, narzędziami z kątami kształtującymi α . Walcowanie odkuwek o podanym kształcie wykonuje się za pomocą dwóch klinów jednostronnych. W trakcie procesu WPK powierzchnia boczna narzędzi przemieszczana jest z położenia początkowego A1 do końcowego A5. W przypadku odkuwki podanej na rys. 6.18a nie występuje przecięcie jej zarysu przez powierzchnię boczną, a zatem wyrób ten może być odwalcowany z wykorzystaniem narzędzi zaprojektowanych w sposób tradycyjny. Natomiast kształtowanie odkuwki z rys. 6.18b będzie przebiegało prawidłowo wyłącznie dla zakresu przemieszczeń ściany bocznej klina z położenia A1 w położenie A4. Dalsze walcowanie odkuwki (w zakresie od A4 do A5), w trakcie którego przemieszczany jest materiał z obszaru zakreskowanego B, prowadziło będzie do podcinania powierzchni bocznej przejścia między stopniami odkuwki (o średnicach d_2 i d_3). Dla zakresu położenia A4→A5 warunek „nie przecinania zarysu odkuwki” jest niespełniony. W sytuacji, gdy warunek ten jest niezachowany występuje deformacja powierzchni bocznej, która przyjmuje kształt stopniowany – o zarysie zbliżonym do przedstawionego na rys. 6.19. Zniekształcenie powierzchni bocznej jest wynikiem wydłużenia odkuwki występującego w trakcie każdego jej półobrotu, charakteryzowanego wielkością skoku walcowania s . Oczywiście ilość ukształtowanych stopni na powierzchni przejścia jest zależna od wzajemnej relacji między skokiem walcowania s , kątem kształtującym α oraz wymiarami odkuwki. Można stwierdzić, że uzyskiwana powierzchnia przejścia będzie tym bardziej zbliżona

do powierzchni prostopadłej (lub stożkowej), im większa będzie liczba obrotów odkuwki.

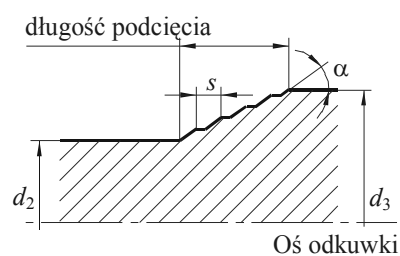


Rys. 6.17. Schemat przedstawiający kolejne etapy konstruowania narzędzia klinowego, przeznaczonego do kształtowania odkuwki pokazanej na rys. 6.17 (opis w tekście)



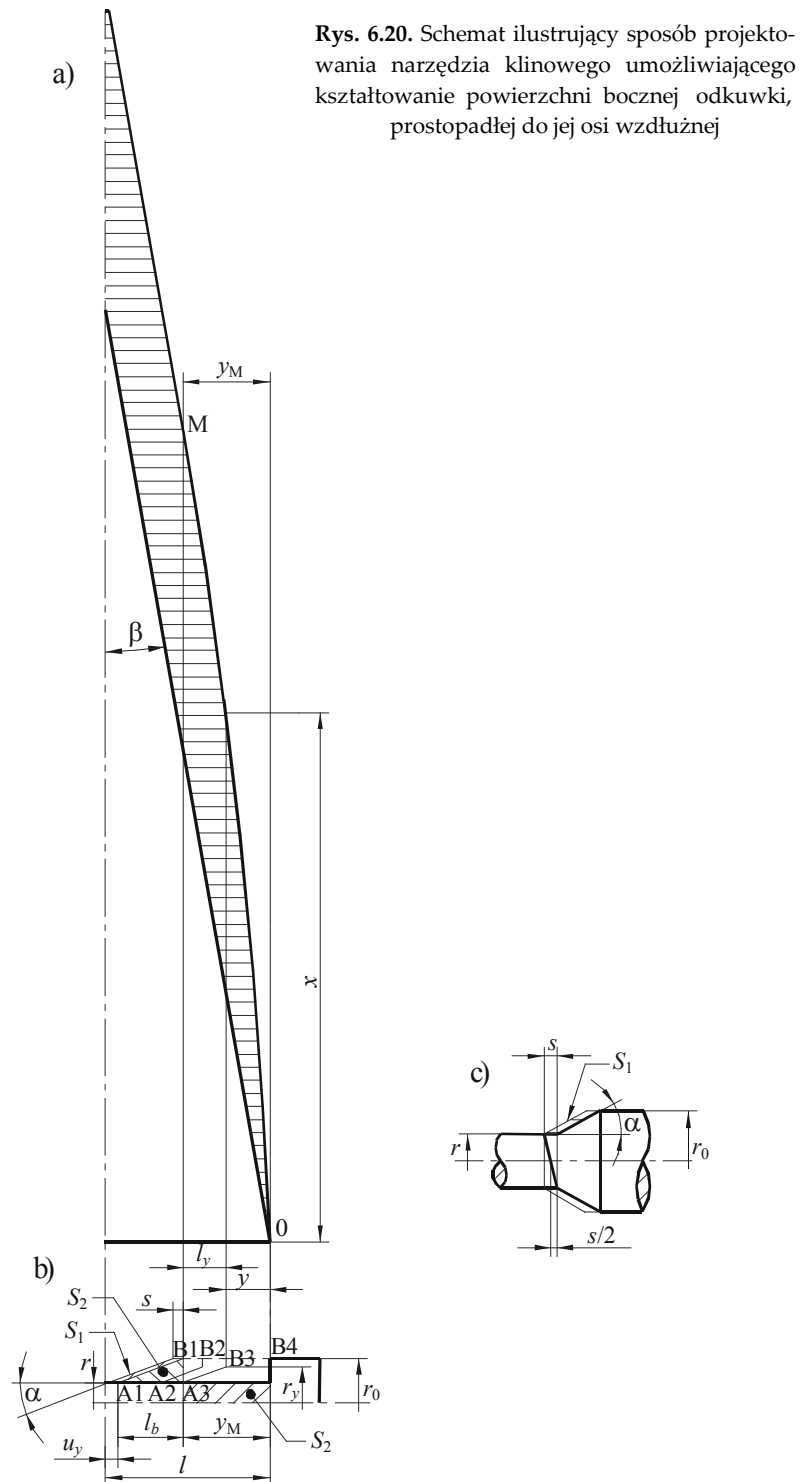
Rys. 6.18. Ilustracja warunku „nie przecinania zarysu odkuwki” przez powierzchnię kształtującą kłina: a) przypadek WPK spełniający warunek; b) przypadek nie spełniający warunku

W celu uzyskania powierzchni przejścia między kolejnymi stopniami wałka o pożądanym (prostopadłym) zarysie, należy zastosować specjalny sposób kalibrowania segmentów narzędziowych. Zaprojektowane wg tej metody narzędzie klinowe, umożliwiające walcowanie powierzchni przejścia prostopadłej do osi wzdłużnej odkuwki, charakteryzuje zmienność kąta rozwarcia kłina β – rys. 6.20.



Rys. 6.19. Przykład deformacji powierzchni przejścia w przypadku WPK, gdy nie spełniony jest warunek „nie przecinania zarysu odkuwki”

W położeniu kłina A1 (rys. 6.20b) występuje sytuacja, w której objętość materiału podlegająca przemieszczeniu (określona polem S_1 oraz S_2) równa jest objętości materiału w pozostałej do odwalcowania części odkuwki (pole S_3). To położenie powierzchni kształtującej uważa się za graniczne. W przypadku dalszego walcowania odkuwki, przy tych samych parametrach kłina (kątach α i β) miałoby miejsce



opisane uprzednio podcinanie powierzchni bocznej. W celu uzyskania założonego zarysu odkuwki wprowadza się (począwszy od położenia A1) na narzędziu pomocniczą powierzchnię kształtującą, prostopadłą do osi wzdłużnej wyrobu. Kolejne położenia tej powierzchni oznaczono na rys. 6.20b przez B1 ... B4.

Wyznaczając zarys powierzchni pomocniczej, między punktami M i 0, wykorzystuje się warunek równowagi objętości materiału pierścienia określonego polem przekroju S_2 wraz z bryłą o przekroju maksymalnym S_1 z objętością trzonu odkuwki o promieniu r i długości y . W położeniu określanym punktem M (rys. 6.20) wysokość powierzchni pomocniczej wynosi 0, natomiast w punkcie 0 wysokość ta osiąga wartość maksymalną równą $r_0 - r$. Obliczenie długości y_M wymaga zdefiniowania bryły o maksymalnym przekroju poprzecznym S_1 . Bryła ta (rys. 6.20c) ograniczona jest powierzchnią walcową o promieniu r , powierzchnią stożkową o kącie wierzchołkowym 2α oraz powierzchnią śrubową. Z pewnym uproszczeniem objętość tej bryły można zapisać jako:

$$V_{S_1} = \frac{s}{2} (r_0 - r) 2\pi \left(r + \frac{r_0 - r}{2} \right). \quad (6.29)$$

Natomiast, objętość pierścienia charakteryzowanego polem przekroju S_2 równa jest:

$$V_{S_2} = \frac{\pi}{3 \operatorname{tg} \alpha} (r_0^3 - 3r_0 r^2 + 2r^3). \quad (6.30)$$

Zakładając z pewnym uproszczeniem, że skok walcowania $s = \pi r_0 \operatorname{tg} \beta$, zależność (6.29) na objętość V_{S_1} sprowadza się do postaci:

$$V_{S_1} = \frac{\pi^2 r_0}{2} (r_0^2 - r^2) \operatorname{tg} \beta. \quad (6.31)$$

Z warunku stałej objętości

$$\pi r^2 y_M = V_{S_1} + V_{S_2} \quad (6.32)$$

oblicza się parametr y_M , charakteryzujący długość, na której występuje powierzchnia pomocnicza

$$y_M = \frac{1}{3 \operatorname{tg} \alpha} \left(\frac{r_0^3}{r^2} - 3r_0 + 2r \right) + \frac{\pi r_0}{2} \left(\frac{r_0^2}{r^2} - 1 \right) \operatorname{tg} \beta. \quad (6.33)$$

Postępując w sposób analogiczny jak przy obliczaniu y_M , wyznacza się zależność

$$y = \frac{1}{3 \operatorname{tg} \alpha} \left(\frac{r_y^3}{r^2} - 3r_y + 2r \right) + \frac{\pi r_y}{2} \left(\frac{r_y^2}{r^2} - 1 \right) \operatorname{tg} \beta, \quad (6.34)$$

wiązącą współrzędną y z odpowiadającą jej wysokością r_y , w której następuje przejście powierzchni kształtującej w pomocniczą. Jednoznaczne określenie geometrii powierzchni pomocniczej wymaga jeszcze obliczenia współrzędnej x

odmierzanej od punktu 0. Z rys. 6.20a wynika, że współrzędną x określa zależność

$$x = \frac{y + l_y}{\operatorname{tg}\beta}, \quad (6.35)$$

w której l_y oznacza długość powierzchni kształtującej, obliczaną z wyrażenia:

$$l_y = \frac{r_y - r}{\operatorname{tg}\alpha}. \quad (6.36)$$

Podstawiając zależności (6.35) i (6.37) do wzoru (6.36) ostatecznie uzyskuje się

$$x = \frac{1}{3\operatorname{tg}\alpha \operatorname{tg}\beta} \left(\frac{r_y^3}{r^2} - 3r_y + 2r \right) + \frac{\pi r_y}{2} \left(\frac{r_y^2}{r^2} - 1 \right) + \frac{r_y - r}{\operatorname{tg}\beta \operatorname{tg}\alpha}. \quad (6.37)$$

Przedstawione wzory (6.34) i (6.37) opisują w sposób jednoznaczny powierzchnię pomocniczą, służącą do walcowania powierzchni bocznych odkuwki wykonywanych pod kątem 90° do jej osi. Rzut tej powierzchni na płaszczyznę xy sprowadza się do krzywej łączącej punkty M i 0 (rys. 6.20a). Styczne wykreślone do tej krzywej charakteryzuje kąt β_t zmieniający się w zakresie od β do 0° . Do numerycznego obliczenia wartości tego kąta można wykorzystać równanie:

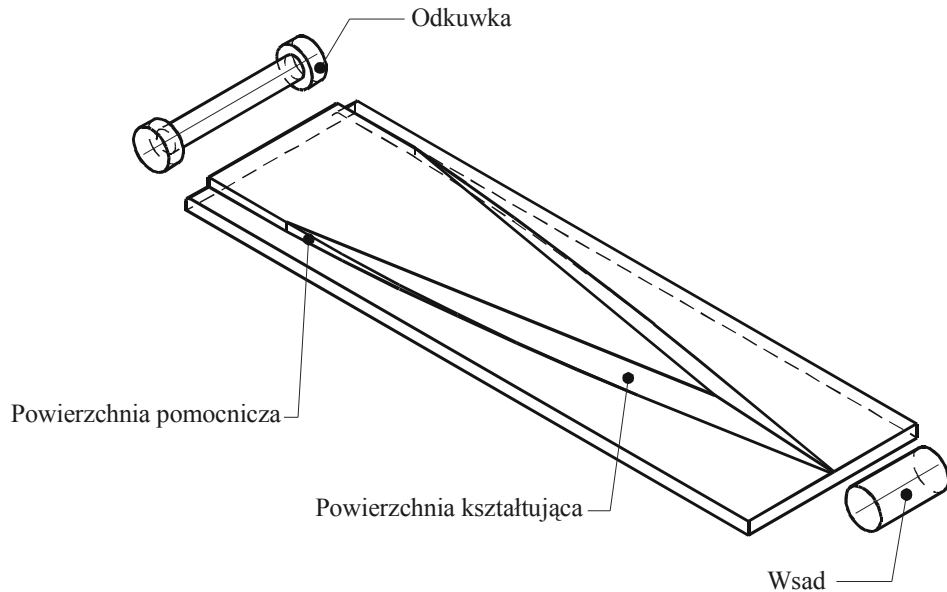
$$\operatorname{tg}\beta_t = \frac{dy}{dx} = \frac{\frac{1}{\operatorname{tg}\alpha} \left(\frac{r_y^2}{r^2} - 1 \right) + \frac{\pi}{2} \left[1 + \frac{r_y}{r} \left(3 \frac{r_y}{r} - 4 \right) \right] \operatorname{tg}\beta}{\frac{1}{\operatorname{tg}\alpha \operatorname{tg}\beta} \left(\frac{r_y^2}{r^2} - 1 \right) + \frac{\pi}{2} \left[1 + \frac{r_y}{r} \left(3 \frac{r_y}{r} - 4 \right) \right] + \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha \operatorname{tg}\beta}}. \quad (6.38)$$

Przykład segmentu narzędziowego, skonstruowanego na podstawie przedstawionej metodyki projektowania podano na rys. 6.21. Należy zauważyć, że ze względu na krzywoliniowy kształt powierzchni pomocniczej wykonanie takich klinów jest utrudnione. Uwaga ta jest szczególnie istotna w przypadku klinów umieszczanych na walcach, gdzie powierzchnia ta jest wycinkiem powierzchni śrubowej o zmiennym skoku walcowania. Dlatego też często w praktyce przemysłowej stosowane jest rozwiązanie uproszczone polegające na wykonaniu powierzchni pomocniczej w formie kilku (najczęściej dwóch) płaszczyzn charakteryzowanych kątami rozwarcia klina β o zmniejszających się wartościach.

Przytoczone rozważania dotyczące projektowania narzędzi z dodatkową powierzchnią pomocniczą są słuszne dla przypadków kształtowania stopni odkuwki, których długość l (rys. 6.20) spełnia warunek

$$l \geq l_b + y_M. \quad (6.39)$$

W sytuacji, gdy warunek powyższy nie jest zachowany wykonanie powierzchni bocznej, prostopadłej do osi wzdłużnej, wymaga dokonania zmian w konstrukcji klina kształtującego.



Rys. 6.21. Segment klinowy umożliwiający walcowanie odkuwki z powierzchnią boczną prostopadłą do osi wzdłużnej odkuwki

W takim przypadku powierzchnia pomocnicza wprowadzana jest już w strefie wcinania klina. Rzut tej powierzchni na płaszczyznę xy jest również krzywoliniowy, z przebiegiem w punkcie odpowiadającym wcięciu się klina w materiał na głębokość maksymalną $\Delta r = r_0 - r$. Szczegółowy sposób kalibrowania klina dla procesów WPK, w których warunek (6.39) nie jest spełniony podany jest w opracowaniu Zaleśaka [276].

Omówienia wymaga również metodyka projektowania klinów umożliwiających kształtowanie powierzchni bocznych, o kącie pochylenia tworzącej θ spełniającym zależność $\alpha < \theta < 90^\circ$. Do kształtowania powierzchni stożkowych o kącie $\theta > \alpha$ stosuje się kliny posiadające powierzchnię kształtującą podstawową oraz pomocniczą – rys. 6.22. Powierzchnię podstawową wykonuje się pod kątem kształtującym α , natomiast powierzchnię pomocniczą pod kątem θ do osi wzdłużnej odkuwki. Pomocniczą powierzchnię kształtującą wykonuje się na długości M_0 , z uwzględnieniem równości objętości brył obrotowych (o przekrojach poprzecznych S_1 i S_2) z objętością trzonu kształtowanego odkuwki.

Bryła określona maksymalnym przekrojem poprzecznym S_1 ma kształt identyczny do przedstawionego na rys. 6.20, a jej objętość V_{S1} opisuje zależność (6.31). Natomiast, objętość pierścienia o przekroju S_2 wygodnie jest określać korzystając z zależności

$$V_{S_2} = V_S - V_{Sp}. \quad (6.40)$$

Objętość pierścienia V_S określona jest przez

$$V_{Sy} = \frac{\pi}{3\text{tg}\theta} (r_y^3 - 3r_y r^2 + 2r^3). \quad (6.47)$$

Podstawiając (6.46) do (6.44) oraz (6.47) do (6.45) uzyskuje się ostatecznie zależności na y_M i y :

$$y_M = \frac{1}{3} \left(\frac{1}{\text{tg}\alpha} - \frac{1}{\text{tg}\theta} \right) \left(\frac{r_0^3}{r^2} - 3r_0 + 2r \right) + \frac{\pi r_0}{2} \left(\frac{r_0^2}{r^2} - 1 \right) \text{tg}\beta, \quad (6.48)$$

$$y = \frac{1}{3} \left(\frac{1}{\text{tg}\alpha} - \frac{1}{\text{tg}\theta} \right) \left(\frac{r_y^3}{r^2} - 3r_y + 2r \right) + \frac{\pi r_y}{2} \left(\frac{r_y^2}{r^2} - 1 \right) \text{tg}\beta. \quad (6.49)$$

Do obliczenia współrzędnej x stosuje się zależność

$$x = \frac{l_y + l_{py} + y - l_{pm}}{\text{tg}\beta}, \quad (6.50)$$

gdzie:

$$l_y = \frac{r_y - r}{\text{tg}\alpha}, \quad l_{py} = \frac{r_y - r}{\text{tg}\theta}, \quad l_{pm} = \frac{r_0 - r}{\text{tg}\theta}. \quad (6.51)$$

Po podstawieniu powyższych wyrażeń do zależności (6.50) i uporządkowaniu zmiennych otrzymuje się ostateczną postać równania na współrzędną x

$$x = \frac{1}{\text{tg}\beta} \left[(r_y - r) \left(\frac{1}{\text{tg}\alpha} - \frac{1}{\text{tg}\theta} \right) + y \right]. \quad (6.52)$$

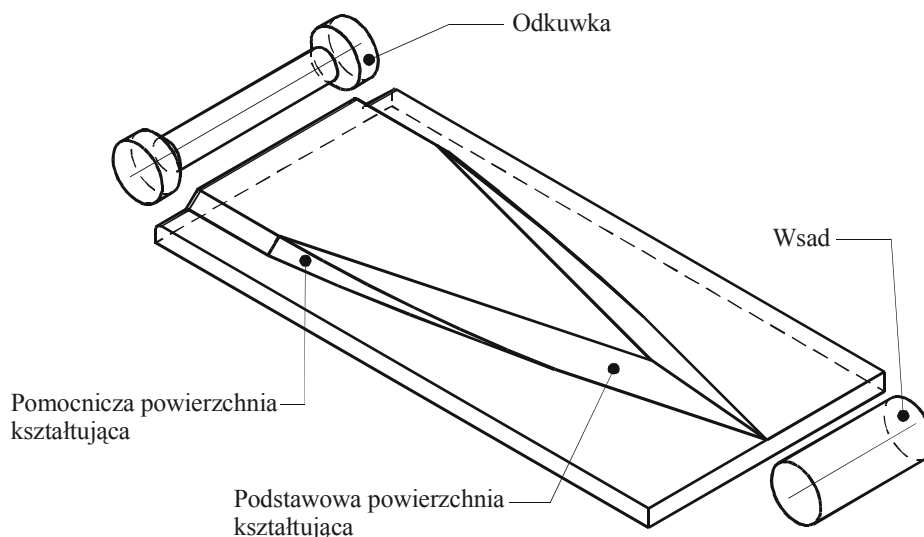
Na rys. 6.23 przedstawiono przykład segmentu narzędziowego umożliwiającego walcowanie powierzchni stożkowej tworzącej kąt 60° z osią odkuwki. Konstrukcję klina wykonano stosując przedstawioną metodykę projektowania narzędzi do WPK.

6.5. Specyfika konstruowania narzędzi klinowych przy kształtowaniu odkuwek niesymetrycznych

Procesy WPK wyrobów niesymetrycznych charakteryzują się występowaniem: niezrównoważonych osiowo sił kształtujących oraz niejednakowych stref odkształcenia na poszczególnych klinach (zwykle proces przebiega przy jednoczesnym zastosowaniu dwóch klinów). Występowanie zróżnicowanych stref odkształcenia może doprowadzić do szeregu niepożądanych następstw, takich jak: kształtowanie rowków spiralnych na powierzchniach walcowanych, powstawanie zawałców, utrata stabilności położenia odkuwki względem narzędzi.

Projektując procesy WPK odkuwek niesymetrycznych należy uwzględnić specyfikę kształtowania. Inaczej projektuje się narzędzia dla przypadków wal-

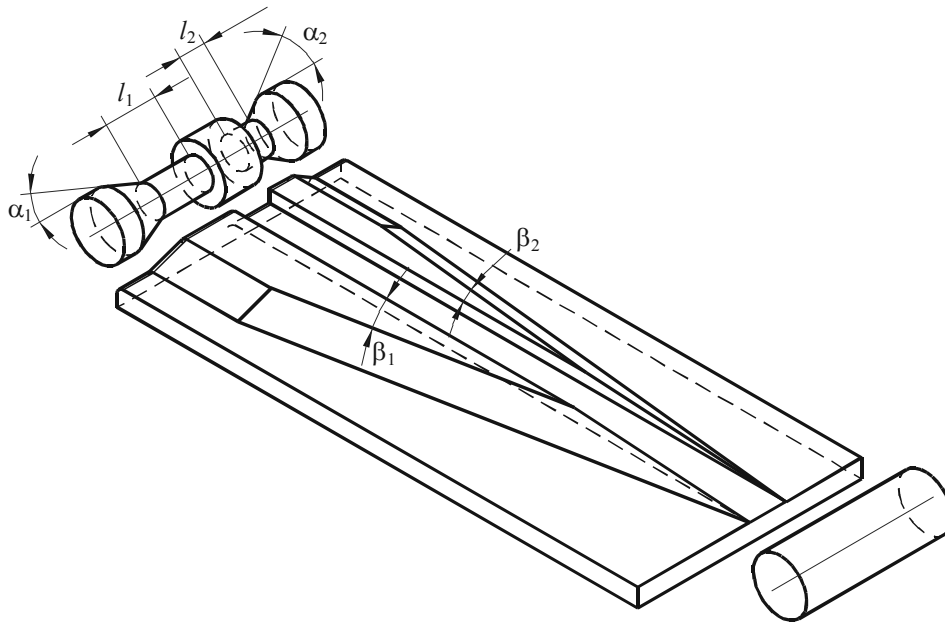
cowania z jednym klinem ruchomym (np. walcarki płaskoklinowe produkcji Bel-technologia), a inaczej gdy oba kliny poruszają się z jednakową prędkością w przeciwną stronę (np. walcarki dwuwalcowe Šmeral, walcarki płaskoklinowe Beche). W przypadku stosowania układu walcowania z dwoma narzędziami napędzanymi przyczyną zakłóceń procesu walcowania jest niezrównoważenie sił (od poszczególnych klinów) działających w kierunku osiowym. Natomiast wówczas, gdy napędzane jest tylko jedno narzędzie odkuwka obtacza się po nieruchomym, najczęściej dolnym narzędziu (brak listew kierujących). Dodatkowo, może wówczas wystąpić nierównowaga sił działających w kierunku walcowania. Czasami jest to przyczyną wystąpienia niedopuszczalnego skręcenia odkuwki względem narzędzi. Uniknięcie takiego skręcenia wymaga stosowania narzędzi o specjalnych konstrukcjach, opisanych m.in. w pracy [190].



Rys. 6.23. Segment klinowy umożliwiający kształtowanie odkuwki z powierzchniami bocznymi, o kącie pochylenia tworzącej θ spełniającym zależność $\alpha < \theta < 90^\circ$

Typowy przykład walcowania odkuwki niesymetrycznej przedstawiono na rys. 6.24. Wytypowana odkuwka posiada dwa przewężenia o różnej długości, których ukształtowanie wymaga zastosowania różnych kątów β_1 i β_2 na poszczególnych klinach. W takim przypadku występuje niezrównoważenie sił osiowych, które można zmniejszyć przez odpowiedni dobór kątów kształtujących α_1 i α_2 . W tym celu można wykorzystać zależności na F_y podane w rozdziale 4. Obliczenia wykonuje się wg następującego schematu. W pierwszej kolejności dobiera się kąty na jednym z klinów np. α_1 i β_1 . Następnie korzystając z warunku jednakowej długości klinów oblicza się wartość kąta β_2 . Ostatni etap

analizy polega na obliczaniu różnicy sił $\Delta F = |F_{y1} - F_{y2}|$, przy różnych wartościach kąta α_2 . Ostatecznie wybierany jest ten kąt kształtujący α_2 , przy którym ΔF jest minimalne.



Rys. 6.24. Przykład procesu WPK, w którym kształtowana jest odkuwka niesymetryczna

Wykonanie obliczeń, wg przedstawionego schematu, dzięki zastosowaniu komputerów nie jest obecnie kłopotliwe. Jednakże w przeszłości było ono na tyle utrudnione, że w drodze żmudnych badań doświadczalnych np. [276] ustalono pary kątów α_1 , β_1 i α_2 , β_2 gwarantujących realizację procesów WPK wyrobów niesymetrycznych, bez podcinania powierzchni czołowych oraz tworzenia zawalcowań. Wartości wyznaczonych w ten sposób kątów podano w tabeli 6.2.

Z danych zamieszczonych w tej tabeli wynika, że:

- najlepsze rezultaty uzyskuje się stosując kąty kształtujące α_1 i α_2 w zakresie od 20° do 25° ;
- stosując kąt $\alpha \geq 25^\circ$ (przy dowolnym β_1) należy stosować na drugim klinie kąty α_2 i β_2 o wartościach mniejszych (w stosunku do β_1 i α_1);
- zestawy katowe z pozycji 1, 2 i 4 (tab. 6.2) można wykorzystywać również przy kształtowaniu poszczególnych stopni odkuwki charakteryzowanych różnymi redukcjami przekroju poprzecznego (stopniami gniotu δ).

Tab. 6.2.Wartości kątów $\alpha_1, \beta_1, \alpha_2, \beta_2$ stosowane do walcowania wyrobów niesymetrycznych [276]

Lp.	$\alpha_1 [^\circ]$	$\alpha_2 [^\circ]$	$\beta_1 [^\circ]$	$\beta_2 [^\circ]$	Zakres stosowania
1	20	20	7,5	5	$R_{p1}/R_{p2} = 0,6 \div 1,7$
2	25	24	10	7,5	$R_{p1}/R_{p2} = 0,8 \div 1,3$
3	25	22	10	5	dla $c_1 < 1$ oraz $R_{p1} \cong R_{p2}$
4	25	24	7,5	5	$R_{p1}/R_{p2} = 0,7 \div 1,4$
5	30	26	10	7,5	dla $c_1 < 1$ oraz $R_{p1} \cong R_{p2}$
6	30	23	10	5	dla $c_1 < 1$ oraz $R_{p1} \cong R_{p2}$
7	30	25	7,5	5	dla $c_1 < 1$ oraz $R_{p1} \cong R_{p2}$
8	35	30	10	7,5	dla $c_1 < 1$ oraz $R_{p1} \cong R_{p2}$
9	35	27	10	5	unikać stosowania

gdzie c_1 – względny skok walcowania dla klina z kątami α_1, β_1 ; R_{p1}, R_{p2} – względna redukcja przekroju poprzecznego dla klinów z kątami odpowiednio α_1, β_1 oraz α_2, β_2 .

7. Zarys technologii WPK

7.1. Naddatki technologiczne i tolerancje wykonania

Rysunek odkuwki wykonuje się na podstawie rysunku wykonawczego części (wałka). W pierwszej kolejności ustala się naddatki na obróbkę skrawaniem, dopuszczalne odchyłki wymiarowe, promienie zaokrągleń, specjalne warunki wykonania itp.

W przypadku odkuwek kształtowanych metodą WPK wyróżnia się: dwa stopnie trudności w zależności od gatunku materiału (M_1 i M_2), cztery stopnie trudności wynikające ze zwartości kształtu (S_1, S_2, S_3, S_4) – tab. 7.1 oraz dwa stopnie trudności wynikające z wielkości redukcji średnicy (T_1 i T_2).

Odkuwki walcowane ze stali o zawartości węgla do 0,65% lub o sumie składników stopowych (Mn, Ni, Cr, Mo, V, W) do 5% zalicza się do pierwszego stopnia trudności wykonania M_1 . Natomiast odkuwki wykonane ze stali o zawartości węgla powyżej 0,65% lub o sumie zawartości wymienionych składników stopowych powyżej 5% zalicza się do drugiego stopnia trudności wykonania M_2 .

Wskaźnik zwartości kształtu odkuwki S wyznacza się z zależności:

$$S = \frac{m_V}{m_O}, \quad (7.1)$$

gdzie: m_V – masa odkuwki walcowanej, m_O – masa bryły opisanej na odkuwce.

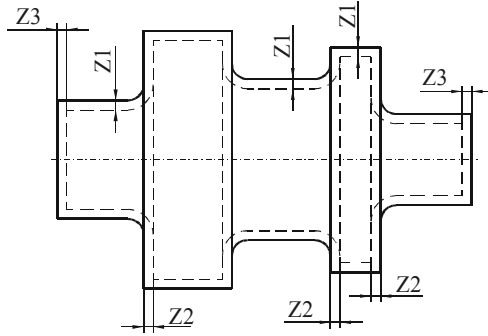
W celu określenia stopnia trudności uwzględniającego redukcję średnicy oblicza się parametr e , stosując zależność:

Tab. 7.1.

Stopień trudności wykonania odkuwki w procesie WPK

Wskaźnik zwartości kształtu S	Oznaczenie stopnia trudności wykonania
0,63 ÷ 1	S_1
0,32 ÷ 0,63	S_2
0,16 ÷ 0,32	S_3
do 0,16	S_4

$$e = \frac{d}{d_0} = \frac{1}{\delta}, \quad (7.2)$$



Rys. 7.1. Naddatki technologiczne wyróżniane w procesie WPK

W przypadku, gdy $e > 0,5$ przyjmuje się oznaczenie stopnia trudności T_1 , natomiast w pozostałych przypadkach zakłada się, że odkuwka zaliczana jest do grupy T_2 .

Wartości naddatków na obróbkę skrawaniem zależą od: kształtu i wymiarów odkuwki, dokładności wykonania i ustawienia oprzyrządowania, gatunku i jakości materiału wyjściowego, sposobu nagrzewania materiału. Zgodnie z rys. 7.1 wyróżnia się naddatki na obróbkę skrawaniem dla powierzchni

cylindrycznych Z_1 oraz dla powierzchni czołowych Z_2 i Z_3 . Wartości naddatków Z_1 należy dobierać z tabeli 7.2 natomiast Z_2 i Z_3 z tabeli 7.3. W przypadku wymiarów średnicowych należy stosować podwojone wartości naddatków Z_1 .

Tab. 7.2

Naddatki Z_1 na obróbkę skrawaniem – dla powierzchni cylindrycznych

Maksymalna średnica mm	Trudność materiałowa		Długość odkuwki [mm]				
	M_1	M_2	do 100	100÷160	160÷250	240÷400	400÷1000
0 ÷ 25			1,5	1,5	1,5	1,5	---
25 ÷ 40			1,5	1,5	1,5	1,5	2,0
40 ÷ 63			1,5	1,5	1,5	2,0	2,5
63 ÷ 100			1,5	1,5	2,0	2,5	3,0
100 ÷ 150			1,5	2,0	2,5	3,0	3,5
			2,0	2,5	3,0	3,5	4,0

Uwaga: dla powierzchni cylindrycznych kształtowanych przy stopniach gniołu $\delta > 2,0$ naddatek Z_1 zwiększa się o 0,5 mm.

Dopuszczalne odchyłki wymiarowe powinny uwzględniać wszystkie błędy kształtu wynikłe w czasie wytwarzania odkuwki: niedokładność wykonania oraz zużycie segmentu narzędziowego, wady powierzchniowe, niedowalcowania itp. Tolerancje i dopuszczalne odchyłki wymiarów średnicowych określa się na podstawie danych zawartych w tabeli 7.4. Wartość tolerancji dobiera się dla największej

szej średnicy odkuwki i stosuje się ją do wszystkich jej średnic. Wyjątek stanowią tolerancje dla średnic kształtowanych przy $e < 0,5$, dla których odchyłkę dolną zwiększa się o 0,5 mm.

Tab. 7.3

Naddatki Z_2 na obróbkę skrawaniem – dla powierzchni czołowych

Maksymalna średnica mm	Trudność materiałowa		Długość odkuwki [mm]				
	M_1	M_2	do 100	100÷160	160÷250	240÷400	400÷1000
0 ÷ 25			1,5	1,5	1,5	1,5	---
25 ÷ 40			1,5	1,5	1,5	1,5	1,5
40 ÷ 63			1,5	1,5	1,5	1,5	2,0
63 ÷ 100			1,5	1,5	1,5	2,0	2,5
100 ÷ 150			1,5	1,5	2,0	2,5	3,0
			1,5	2,0	2,5	3,0	3,5

Uwaga: naddatki Z_3 dla powierzchni czołowych końców przyjmować $Z_3=Z_2+0,5$.

Tolerancje wymiarów długościowych określa się z tabeli 7.5. Wszystkie wymiary długościowe mają taką samą wartość tolerancji, wyznaczoną dla największej długości walcowanego stopnia kształtowanej odkuwki. W przypadku wymiaru wewnętrznego należy zwiększyć odchyłkę dodatnią o 0,5 mm.

W czasie procesu walcowania odkuwka może doznać skrzywienia. Dopuszczalną odchyłkę tzw. bicia promieniowego określa się z tabeli 7.6. Podane w tej tabeli odchyłki dotyczą bicia wewnętrznych powierzchni walcowych i oznaczone są zgodnie z rys. 7.2 symbolem A. Do określania dopuszczalnych odchyłek bicia końców odkuwki, oznaczonych przez B i C, należy stosować zależności:

$$B = \frac{l_2}{l_1} A, \quad (7.3)$$

$$C = \frac{l_3}{l_2} A, \quad (7.4)$$

gdzie: l_1, l_2, l_3 oznaczają długości odkuwki zgodnie z rys. 7.2

W procesach walcowania poprzeczno-klinowego kierując się zasadą wydłużenia żywotności narzędzi, dąży się by promień zaokrąglenia naroży był jak największy. Dopuszczalną odchyłkę wykonania promieni zaokrąglenia ustala się stosując dane przedstawione w tabeli 7.7.

Tab. 7.4.

Tolerancje i odchyłki dopuszczalne dla wymiarów średnicowych

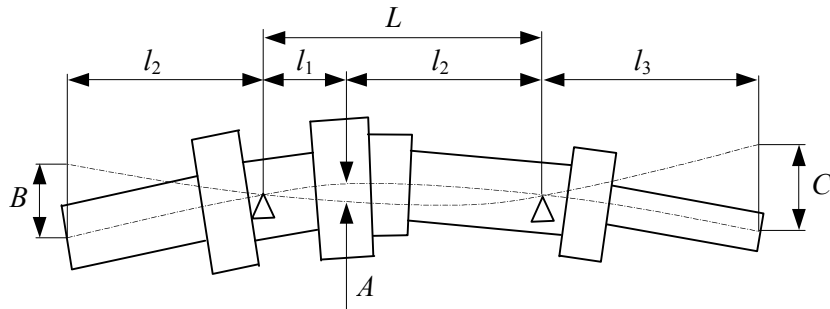
Masa [kg]		Trudność materiał.		Wskaźnik zwartości				Średnica nominalna [mm]				
								0-25	25-40	40-63	63-100	100-150
od	do	M ₁	M ₂	S ₁	S ₂	S ₃	S ₄	Tolerancje i dopuszczalne odchyłki [mm]				
0	0,4							0,9 +0,6 -0,3	1,0 +0,7 -0,3	1,1 +0,7 -0,4	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5
0,4	1,0							1,0 +0,7 -0,3	1,1 +0,7 -0,4	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5
1,0	1,8							1,1 +0,7 -0,4	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6
1,8	3,2							1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7
3,2	5,5							1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,7
5,5	10							1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,7	2,5 +1,7 -0,8
10	20							1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,7	2,5 +1,7 -0,8	2,8 +1,9 -0,9
20	30							2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,7	2,5 +1,7 -0,8	2,8 +1,9 -0,9	3,2 +2,1 -1,1
								2,2 +1,5 -0,7	2,5 +1,7 -0,8	2,8 +1,9 -0,9	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,2
								2,5 +1,7 -0,8	2,8 +1,9 -0,9	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,2	4,0 +2,7 -1,3
								2,8 +1,9 -0,9	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,2	4,0 +2,7 -1,3	4,5 +3,0 -1,5
								3,0 +2,0 -1,0	3,6 +2,4 -1,2	4,0 +2,7 -1,3	4,5 +3,0 -1,5	5,0 +3,3 -1,7

Uwaga: dla średnic kształtowanych przy $e < 0,5$ odchyłkę dołną zwiększyć o 0,5 mm.

Tab. 7.5

Tolerancje i odchyłki dopuszczalne dla wymiarów długościowych

Masa [kg]		Trudność materiał.		Wskaźnik zwartości				Długość walcowania [mm]							
								0-32	32-100	100-160	160-250	250-400	400-630	630-1000	
od	do	M ₁	M ₂	S ₁	S ₂	S ₃	S ₄	Tolerancje i dopuszczalne odchyłki [mm]							
0	0,4							0,8 +0,5 -0,3	0,9 +0,6 -0,3	1,0 +0,7 -0,3	1,1 +0,7 -0,4	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5	1,6 +1,1 -0,5
	0,4	1,0						0,9 +0,6 -0,3	1,0 +0,7 -0,3	1,1 +0,7 -0,4	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6	1,8 +1,2 -0,6
	1,0	1,8						1,0 +0,7 -0,3	1,1 +0,8 -0,4	1,2 +0,9 -0,5	1,4 +1,1 -0,6	1,6 +1,3 -0,7	1,8 +1,5 -0,8	2,0 +1,7 -0,9	2,0 +1,7 -0,9
1,8	3,2							1,1 +0,7 -0,3	1,2 +0,8 -0,4	1,4 +1,1 -0,6	1,6 +1,3 -0,7	1,8 +1,5 -0,8	2,0 +1,7 -0,9	2,2 +1,9 -1,1	2,2 +1,9 -1,1
	3,2	5,5						1,2 +0,8 -0,4	1,4 +1,1 -0,6	1,6 +1,3 -0,7	1,8 +1,5 -0,8	2,0 +1,7 -0,9	2,2 +1,9 -1,1	2,5 +2,1 -1,1	2,5 +2,1 -1,1
	5,5	10						1,4 +0,9 -0,5	1,6 +1,3 -0,7	1,8 +1,5 -0,8	2,0 +1,7 -0,9	2,2 +1,9 -1,1	2,5 +2,1 -1,1	2,8 +2,4 -1,1	2,8 +2,4 -1,1
10	20							1,6 +1,1 -0,5	1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,8	2,5 +1,7 -0,9	2,8 +2,1 -1,1	3,2 +2,1 -1,1	3,2 +2,1 -1,1
	20	30						1,8 +1,2 -0,6	2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,8	2,5 +1,7 -0,9	2,8 +2,1 -1,1	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,1	3,6 +2,4 -1,1
								2,0 +1,3 -0,7	2,2 +1,5 -0,8	2,5 +1,7 -0,9	2,8 +2,1 -1,1	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,1	4,0 +2,7 -1,3	4,0 +2,7 -1,3
20								2,2 +1,5 -0,8	2,5 +1,7 -0,9	2,8 +2,1 -1,1	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,1	4,0 +2,7 -1,3	4,5 +3,0 -1,5	4,5 +3,0 -1,5
								2,5 +1,7 -0,8	3,0 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,2	4,0 +2,7 -1,3	4,5 +3,0 -1,5	5,0 +3,3 -1,7	5,0 +3,3 -1,7	5,0 +3,3 -1,7
								2,8 +1,9 -0,9	3,2 +2,1 -1,1	3,6 +2,4 -1,2	4,0 +2,7 -1,3	4,5 +3,0 -1,5	5,0 +3,3 -1,7	5,5 +3,7 -1,8	5,5 +3,7 -1,8



Rys. 7.2. Schemat ilustrujący sposób obliczania odchyłek bicia na końcach odkuwki

Tab. 7.6

Dopuszczalne odchyłki bicia promieniowego wewnętrznych powierzchni odkuwki (oznaczonego symbolem A na rys. 7.2)

Wskaźnik zwartości kształtu	Odległość między podporami L (rys. 7.2) [mm]					
	0÷63	63÷100	100÷160	160÷250	250÷400	400÷1000
S_1	0,6	0,9	1,2	1,5	1,8	2,1
S_2	0,9	1,2	1,5	1,8	2,1	2,4
S_3	1,2	1,5	1,8	2,1	2,4	2,7
S_4	1,5	1,8	2,1	2,4	2,7	3,0

Tab. 7.7

Odchyłka dopuszczalna wykonania promieni zaokrągleń

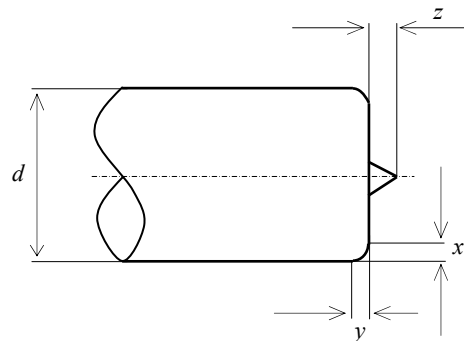
Promień r [mm]	Dopuszczalna odchyłka [mm]
0 ÷ 10	+0,25 r
10 ÷ 20	+2,5 + 0,2 ($r - 10$)
20 ÷ 30	+4,5 + 0,1 ($r - 20$)
30 i więcej	+6,0

W przypadku stosowania noży odcinających mogą wystąpić dodatkowe błędy kształtu końców odkuwki. Dopuszczalne odchyłki x , y , z (patrz rys. 7.3) wykonania tej części odkuwki określa się, na podstawie średnicy końcowego stopnia wyrobu, korzystając z tabeli 7.8. Tolerancje te są niezależne i należy je sumować z innymi tolerancjami.

W procesach WPK, ze względu na stosowanie nacięć technologicznych (patrz rozdział 6.1) na powierzchniach odkuwki mogą wystąpić wgniecenia lub

małe zawalcowania. Błędy powierzchniowe tego typu są dopuszczalne w granicach:

- dla powierzchni poddawanych dalszej obróbce skrawaniem, na głębokość do $\frac{1}{2}$ ustalonych nadatków,
- dla powierzchni poddawanych dalszej obróbce plastycznej (przypadek, gdy walcowana jest przedkuwka), na głębokość $\frac{1}{3}$ tolerancji wyznaczonej dla średnicy największej.



Rys. 7.3. Odchyłki końców odkuwek, w przypadku stosowania noży odcinających

Tab. 7.8

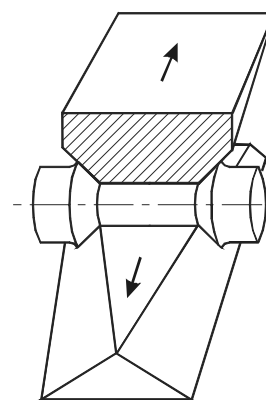
Dopuszczalne tolerancje na końcowych powierzchniach odkuwki, w przypadku stosowania noży odcinających, zgodnie z rys. 7.3

Średnica d [mm]	Dopuszczalna deformacja końca [mm]		
	x	y	z
0 ÷ 40	0,02 d	0,15 d	0,15 d
40 ÷ 100	0,01 d	0,1 d	0,1 d

7.2. Charakterystyka metod technologicznych WPK

7.2.1. Walcowanie poprzeczno-klinowe metodą redukcji średnic (zwykle)

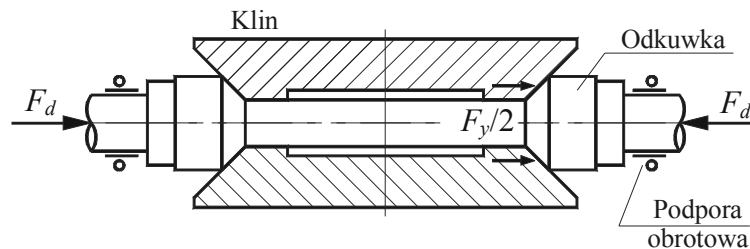
W początkowej fazie procesu WPK metodą redukcji średnic (rys. 7.4), narzędzie klinowe wcina się na wymaganą głębokość we wsad, kształtując na jego obwodzie rowek klinowy. Następnie w wyniku oddziaływania powierzchni kształtujących narzędzia rowek ten jest rozszerzany na wymaganą szerokość, w kierunku od środka ku powierzchniom czołowym wyrobu. Redukcji przekroju poprzecznego odkuwki towarzyszy jej swobodne wydłużenie w kierunku osiowym. Spośród wszystkich metod WPK ten sposób kształtowania znalazł najszersze zastosowanie przemysłowe.



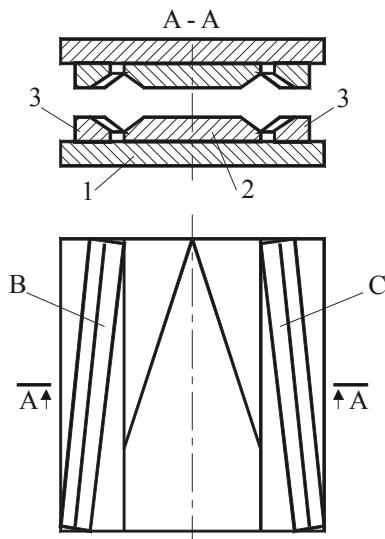
Rys. 7.4. WPK metodą redukcji średnic (zwykle)

W przypadku stosowania tej metody WPK konstruując narzędzia należy postępować w sposób opisany w rozdziale 6.4. Jednakże na przestrzeni lat ten schemat WPK był przedmiotem wielu innowacji, z których niektóre przytoczono poniżej.

Odmiana charakteryzowanej metody WPK, pokazana na rys. 7.5 [216], pozwala zarówno na ukształtowanie powierzchni bocznej odkuwki pod dowolnym kątem, jak i na osiągnięcie na jednym klinie dużych stopni gniotu ($\delta > 2$). Polega ona na walcowaniu z wykorzystaniem dodatkowych podpór bocznych (rys. 7.5), oddziaływujących na powierzchnie czołowe odkuwki siłą F_d , której wartość przyjmowana jest w zakresie 40÷80% siły osiowej F_y (w zależności od zastosowanego stopnia gniotu δ).



Rys. 7.5. Schemat procesu WPK, w którym zastosowano dodatkowe podpory boczne

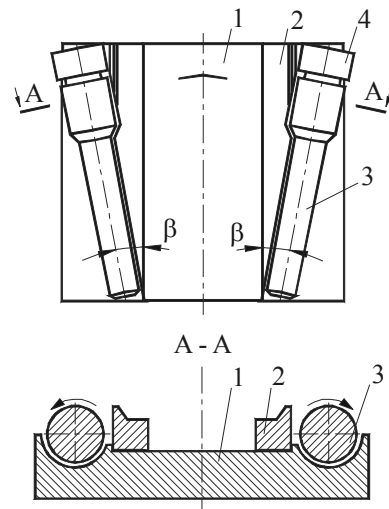


Rys. 7.6. Metoda WPK umożliwiająca kształtowanie z dużymi stopniami gniotu δ (opis w tekście)

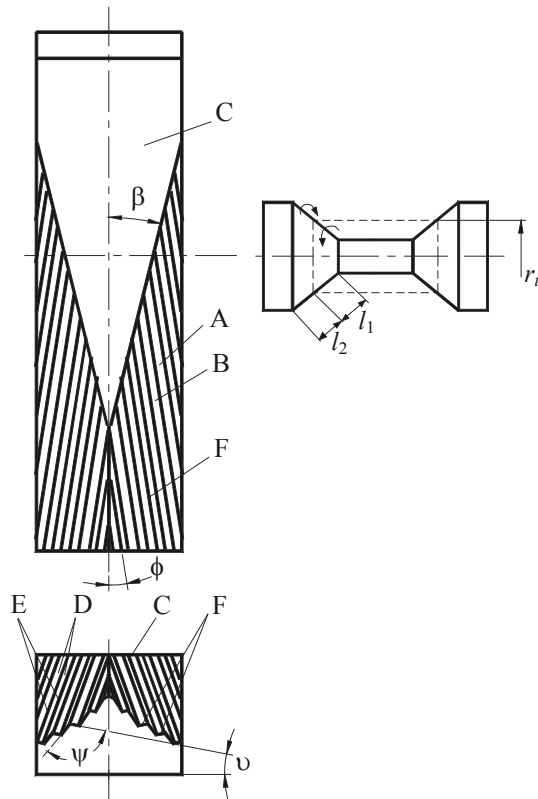
Z badań patentowych wynika także, że istnieją konstrukcje segmentów narzędziowych, pozwalające na znaczne zwiększenie stopni gniotu (możliwych do osiągnięcia w jednym przejściu klina) w procesach walcowania metodą zwykłą. W pracy [221] opisano takie narzędzie (rys. 7.6), składające się z podstawy 1, na której zamocowano kliny kształtujące 2 oraz listwy oporowe 3, wykonane w kształcie równoległobianów, o ściętych powierzchniach wewnętrznych – oznaczonych symbolami B i C. W procesie walcowania odkuwka kształtowana klinami 2 zmniejsza swą średnicę. Jednocześnie jej powierzchnie czołowe stykają się z powierzchniami bocznymi B i C listew oporowych, które oddziałują na nią siłami reakcji i zmniejszają wartość naprężeń osiowych w jej rdzeniu, utrudniając tym samym wydłużenie odkuwki w kierunku osiowym.

Inny segment narzędziowy (rys. 7.7), którego konstrukcję przedstawiono w pracy [229] składa się z podstawy 1 i mocowanych w niej segmentów kalibrujących 2 oraz elementów kształtujących 3, na powierzchniach których wykonane są nacięcia technologiczne. Elementy te wykonane w kształcie napędzanych sworzni, rozmieszczone są wzdłuż boków klinów 2 w ten sposób, że ich oś obrotu tworzy z osią wzdłużną klina kąt β , równy kątowi rozwarcia klina. Na podstawie 1 zamocowano również silniki 4 napędzające sworznie 3. Proces kształtowania prezentowanym narzędziem przebiega następująco. Dwa identyczne narzędzia przemieszczają się równoległe w przeciwnych kierunkach tak, jak ma to miejsce w typowych procesach walcowania klinami płaskimi. Silniki 4 napędzają sworznie obrotowe 3, które wcinają się w materiał wsadowy wywołując jego obrót i odkształcenie. Ostatecznie kształt wyrobu ustalony jest przez narzędzia kalibrujące 2. W wyniku obracania się sworzni 3, powstające w strefie odkształcenia siły tarcia sprzyjają obrotowi odkuwki w czasie walcowania. Tym samym następuje intensyfikacja procesu kształtowania, który może przebiegać z zastosowaniem klinów o dużych kątach rozwarcia ($\beta = 10 \div 20^\circ$). Oprócz tego, możliwości technologiczne WPK można zwiększyć poprzez zmianę zarówno prędkości obrotowej jak i kierunku obrotów sworzni kształtujących. Zastosowanie przedstawionej konstrukcji segmentu narzędziowego pozwoliło na zwiększenie wydajności procesu walcowania o $20 \div 30\%$.

Kolejne narzędzie, które można stosować podczas WPK metodą zwykłą [228] posiada powierzchnie kształtujące A i B oraz powierzchnię kalibrującą C (rys. 7.8). Na powierzchniach A i B nacięte są rowki kształtowe w sposób pokazany na rysunku. Rowki te powstają w wyniku przecinania się płaszczyzn D, tworzących z podstawą narzędzia kąt $\nu = 5 \div 30^\circ$, z płaszczyznami E w ten sposób, że kąt rozwarcia stopnia $\psi = 90 \div 140^\circ$. Krawędzie F, powstałe w miejscach przecięcia się płaszczyzn D i E, tworzą z osią wzdłużną narzędzia kąt $\phi = 1 \div 60^\circ$. Na długości strefy styku narzędzia z odkuwką można wydzielić dwie strefy: opóźnienia l_1 , w której prędkość liniowa materiału jest mniejsza od prędkości liniowej narzędzia oraz wyprzedzenia l_2 , gdzie prędkość ta jest większa. W strefie opóźnienia siły tarcia sprzyjają wywołaniu ruchu obrotowego odkuwki, natomiast w strefie wyprzedzenia siły tarcia przeciwdziałają się temu obrotowi. W wyniku zastosowania klinów o omówionej geometrii w procesie kształtowania na długo-



Rys. 7.7. Segment narzędziowy do WPK, wyposażony w sworznie napędzane (opis w tekście)

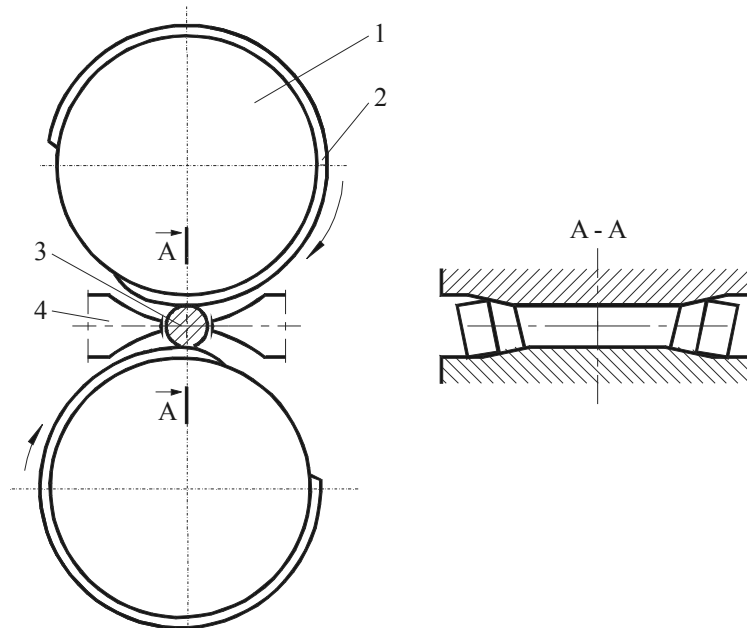


Rys. 7.8. Konstrukcja narzędzia do WPK, umożliwiająca kształtowanie z dużymi stopniami gniotu δ

ści strefy l_1 na odkuwkę działają siły rozciągające, zaś na odcinku l_2 – ściskające. Dodatni wpływ naprężeń ściskających działających na powierzchni styku materiał – narzędzie pozwala na zwiększenie dopuszczalnych stopni gniotu δ w jednym przejściu. Na przykład wykorzystując narzędzia charakteryzowane przez $\beta=7^\circ$, $\alpha = 45^\circ$, $\nu = 20^\circ$, $\psi=90^\circ$ i $\phi = 30^\circ$ uzyskano w procesie WPK stopień gniotu $\delta = 5$ [190]. Oprócz tego występowanie naprężeń rozciągających w strefie opóźnienia zmniejsza prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć w strefie osiowej wyrobów kształtowanych. Dodatkowo, naprężenia ściskające działające w warstwach zewnętrznych (na odcinku l_2) stwarzają możliwość, w przypadku walcowania z wyjściem strefy odkształcenia na czoło wyrobu, kształtowania powierzchni czołowych bez często występujących tam lejów.

Jak podano w rozdziale piątym jedną z przyczyn ograniczających praktyczne stosowanie procesu WPK są pęknięcia, tworzące się w strefie osiowej odkuwek kształtowanych. Opisana w [219] metoda walcowania, pozwala na zmniejszenie prawdopodobieństwa wystąpienia tych wad i nie wymaga zmian w geometrii stosowanych segmentów narzędziowych. Polega ona na nadaniu pewnego wyprzedzenia kąowego jednemu z walców, na przykład 1 w stosunku do 6 – oznaczenia zgodne z rys. 7.9. W takim przypadku kształtowanie odkuwki 3 następuje głównie w wyniku oddziaływania klina 2, osadzonego na walcu 1. Ponadto, odkuwka kształtowana ulegając wygięciu dociskana jest do jednej z listew kierujących 4, a powstałe osiowe naprężenia rozciągające wywołują zmniejszenie naprężeń w kierunku promieniowym. Tym samym zmniejsza się możliwość powstania pęknięcia w strefie osiowej odkuwki.

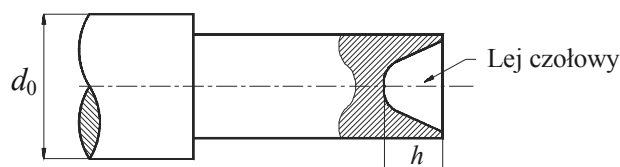
Podobny efekt można osiągnąć w wyniku zastosowania zestawu segmentów narzędziowych, w którym jeden z klinów posiada kąt kształtujący α większy o $5\div 20^\circ$ w stosunku do narzędzia drugiego [224].



Rys. 7.9. Schemat procesu WPK, w którym jeden z klinów ma wyprzedzenie kątowe w stosunku do drugiego (opis w tekście)

W przypadku kształtowania metodą WPK końcowych odcinków odkuwek, płaskie początkowo powierzchnie czołowe wsadu ulegają wklęsnięciu. W efekcie długość ukształtowanego stopnia (liczona po powierzchni zewnętrznej) jest większa od jego długości w osi. Ukształtowany w takim procesie lej czołowy charakteryzowany jest przez głębokość względną h/d_0 – rys. 7.10. Na podstawie prowadzonych badań eksperymentalnych Klušin i in. [92] stwierdzili, że głębokość lejów zależy od zastosowanych podczas kształtowania: kątów α i β , stopnia gniotu δ , temperatury walcowania T i prędkości walcowania v . Ilościowy wpływ wymienionych parametrów na głębokość względną lejów podaje tablica 7.8.

W przypadkach, gdy odkuwki walcowane muszą mieć czoła płaskie, segmenty narzędziowe wyposażane są w specjalne noże odcinające, których zadaniem jest oddzielenie od wyrobów ich odcinków końcowych (z ukształtowanymi lejami czołowymi). Powoduje to straty materiału i konieczność uwzględnienia objętości odcinanego materiału podczas doboru materiału wsadowego. Wówczas objętość wyrobu walcowanego należy powiększyć o objętość odpadu końcowego V_{kor} , która wynosi:



Rys. 7.10. Stopień odkuwki z lejem ukształtowanym

Tab. 7. 9.

Wpływ podstawowych parametrów procesu WPK (α , β , δ , T i v) na względną głębokość h/d_0 lejów czołowych [92]

δ	T [°C]	v [m/min]	$\alpha=30^\circ$				$\beta=3^\circ$		
			$\beta=3^\circ$	$\beta=5^\circ$	$\beta=7^\circ$	$\beta=11^\circ$	$\alpha=15^\circ$	$\alpha=45^\circ$	$\alpha=60^\circ$
1,2	1100	16	0,25	0,25	0,24	0,21	0,25	0,22	0,22
1,3	1100	16	0,33	0,30	0,27	0,24	0,29	0,27	0,27
1,4	1100	16	0,40	0,35	0,31	0,27	0,31	0,33	0,33
1,5	800	16	—	0,395	—	—	—	—	—
1,5	900	16	—	0,385	—	—	—	—	—
1,5	1000	16	—	0,39	—	—	—	—	—
1,5	1100	16	0,43	0,40	0,33	—	—	0,35	0,37
1,5	1200	16	—	0,41	—	—	—	—	—
1,5	1100	8	—	0,39	—	—	—	—	—
1,5	1100	39	—	0,415	—	—	—	—	—
1,6	1100	16	0,45	0,41	—	—	—	0,37	—

- wg Celikova [30]

$$V_{ko} = \frac{d^2}{\delta} \left(0,45d\delta^2 - 0,54d\delta + 0,1\frac{d}{\delta} + \pi \right), \quad (7.5)$$

- wg Tsukamoto i in. [244]

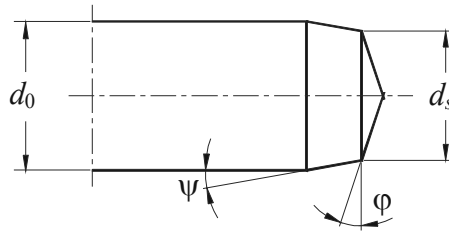
$$V_{ko} = \frac{\pi}{12} (d_0^3 - d^3) \operatorname{tg} \alpha, \quad (7.6)$$

gdzie: d_0 – średnica wsadu, d – średnica odcinka końcowego odkuwki po walcowaniu, δ – stopień gniotu, α – kąt kształtujący.

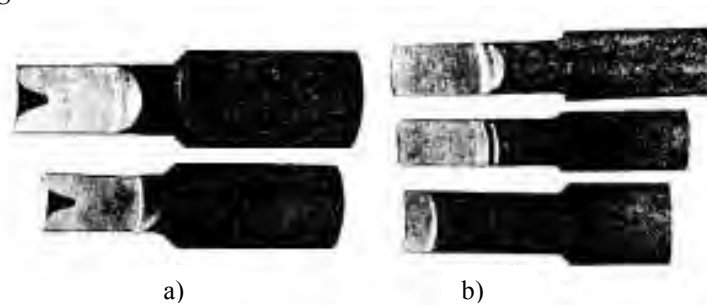
W praktyce przemysłowej znanych jest szereg sposobów pozwalających na znaczne ograniczenie głębokości kształtowanych lejów. Należą do nich:

- zastosowanie procesu walcowania ciągłego z prętą, bądź jednoczesnego walcowania dwóch lub więcej wyrobów, rozdzielanych następnie za pomocą specjalnych noży rozcinających;
- wywieranie dodatkowych nacisków na powierzchnie czołowe walcowanych wyrobów, w kierunku przeciwnym do działania osiowych naprężeń rozciągających, za pomocą specjalnego kalibrowania walców (metoda walcowania w wykrojach zamkniętych);
- stosowanie materiału wsadowego z wykonanymi uprzednio sfazowaniami, kompensującymi nierównomierności odkształceń pomiędzy powierzchniami i centralnymi warstwami materiału;
- schładzanie bądź niedogrzewanie czołowych odcinków odkuwek walcowanych.

Rozwiązanie wykorzystujące wsady o końcach sfazowanych (rys. 7.11) zaleca się stosować w przypadku kształtowania odkuwek prostych, walcowanych jednym klinem, gdy stopień gniotu $\delta \leq 1,6$. Przyjmuje się wówczas, że: kąt $\psi = 30 \div 35^\circ$, kąt $\varphi = 20^\circ$, a średnica sfazowania $d_s = 0,8d_0/\delta$. Na rys. 10.12 zilustrowano skuteczność tego sposobu przygotowania wsadu.



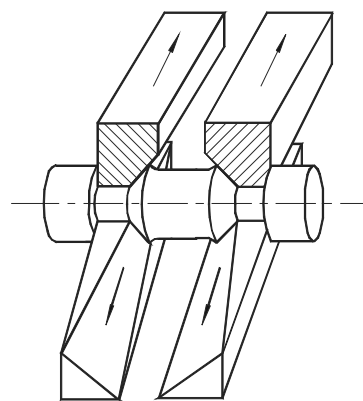
Rys. 7.11. Przykład sfazowania końca wsadu



Rys. 7.12. Widok czołowy wyrobów w przypadku walcowania: a) z pręta, b) z wsadu o końcu sfazowanym (b) [30]

7.2.2. Walcowanie poprzeczno-klinowe ze spęczaniem (wsteczne)

Przebieg procesu WPK ze spęczaniem (rys. 7.13), nazywanego czasami walcowaniem wstęcznym, jest podobny do kształtowania metodą zwykłą. Najpierw walcowany jest klinowy pierścieniowy rowek, który następnie w wyniku oddziaływania bocznych ścian klinów kształtujących, przekształcany jest w część wałka o wymaganej średnicy. Jednakże w odróżnieniu od metody zwykłej rozszerzenie pierścieniowego rowka odbywa się w kierunku od powierzchni czołowych do środka wyrobu walcowanego, w wyniku czego centralna część odkuwki poddana jest działaniu osiowych sił ściskających. W chwili gdy naprężenia ściskające, wywołane działaniem tych sił będą większe od wartości naprężenia uplastyczniającego materiału wyrobu, środkowa część odkuwki ulega spęczaniu. W rezultacie możliwe jest uzyskanie odkuwki o średnicy większej od średnicy pręta wyjściowego. W przypadku, gdy naprężenia osiowe



Rys. 7.13. Schemat procesu WPK ze spęczaniem

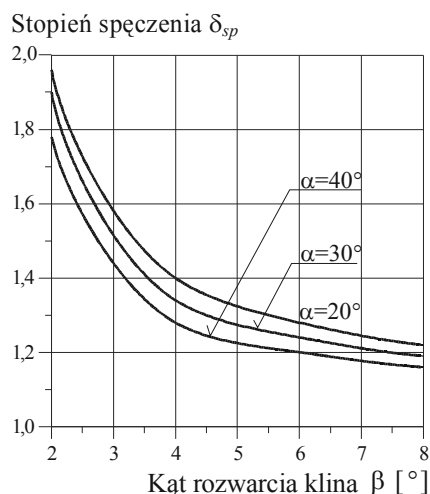
są zbyt małe odkształcenie ma charakter lokalny i obserwowany jest tylko miejscowy wzrost średnicy następujący w efekcie spiętrzenia materiału przed wejściem do strefy odkształcenia, podobnie zresztą jak to ma miejsce w procesach walcowania metodą zwykłą.

Proces WPK metodą wsteczną charakteryzuje się nie tylko spiętrzeniem środkowej części odkuwki, ale również i wydłużeniem części walcowanej. Oczywiście jest, że podział objętości materiału podlegającej odkształceniu na część obciskaną V_o (ulegającą wydłużeniu) oraz część wyciskaną V_w (wypływającą na zewnątrz i powodującą wzrost średnicy) jest zależny od geometrii stosowanych segmentów narzędziowych. Zwiększenie średnicy stopnia spęczanego można określić współczynnikiem spęczania δ_{sp} , obliczanym jako stosunek promienia środkowej (spęczonej) części odkuwki r_1 do promienia wsadu r_0 ($\delta_{sp} = r_1/r_0$).

Określeniu maksymalnych, możliwych do osiągnięcia w jednym przejściu klina stopni spęczania δ_{sp} poświęcone jest opracowanie Udovina [247], w którym zestawiono wyniki badań doświadczalnych. Autor ten kształtował metodą wsteczną w walcierce płaskoklinowej odkuwki ze stali C20, stosując segmenty narzędziowe o różnej geometrii. Materiał wsadowy, w postaci prętów o średnicy $d_0 = 15$ i 20 mm, nagrzewano do temperatury $1150 \div 1180^\circ\text{C}$. Dopuszczalne stopnie spęczenia określano wykorzystując warunek stabilnego obrotu odkuwki. Przy czym, za graniczną przyjmowano tę wartość δ_{sp} , przy której odkuwka traciła zdolność obracania się i ulegała wyginaniu. Ten newralgiczny moment procesu określano wizualnie. Na podstawie uzyskanych wyników wykonano wykresy granicznych wartości δ_{sp} , możliwych do uzyskania w procesach walcowania

wstecznego (rys. 7.14). Jak wynika z danych zamieszczonych na rysunku, graniczny stopień spęczenia δ_{sp} maleje ze zwiększaniem kąta kształtującego α i rozwarcia klina β .

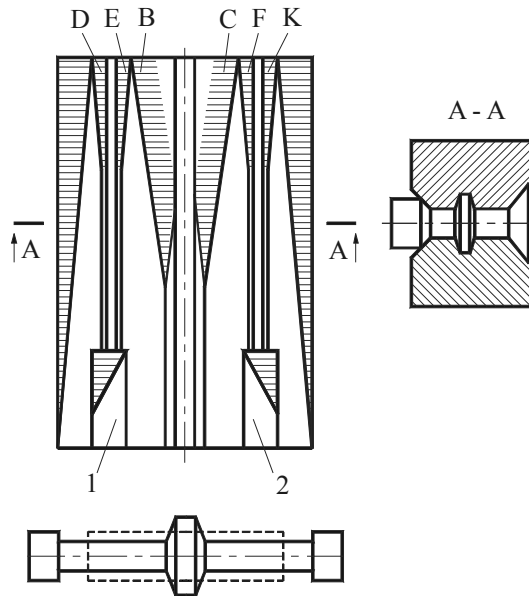
Zgodnie z wynikami badań doświadczalnych podanymi w opracowaniu Klušina i in. [92] objętość materiału wyciskanego V_w nie zależy od prędkości narzędzia (w zakresie prędkości walcowania stosowanych w praktyce przemysłowej). Równocześnie nieznaczny jest wpływ temperatury, której zwiększenie powoduje niewielki wzrost V_w , co prawdopodobnie związane jest ze wzrostem sił tarcia. Natomiast stosowanie podczas walcowania klinów z kątami $\beta = 2 \div 3^\circ$ powoduje prawie



Rys. 7.14. Zależność granicznego stopnia spęczenia δ_{sp} od kątów α i β klina [247]

całkowite wyciśnięciem na zewnątrz narzędzi objętości metalu podlegającej odkształceniu.

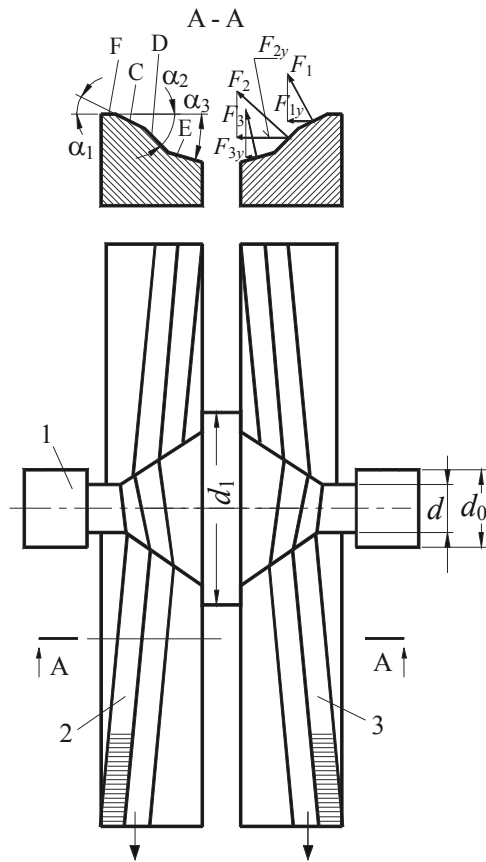
Poniżej charakteryzuje się wybrane metody intensyfikacji procesu walcowania klinowego ze spęczaniem. Jak już wspomniano w tych procesach walcowania ma również miejsce wydłużenie walcowanego stopnia odkuwki, które następuje przeciwnie do kierunku przemieszczania strefy odkształcenia. Zatem zwiększenie współczynnika tarcia μ na powierzchni kalibrującej narzędzi powinno sprzyjać spęczaniu odcinka środkowego odkuwki. Jedną z metod zwiększenia współczynnika μ na tej powierzchni, bez obniżenia jej gładkości, jest zastosowanie do jej obróbki metod elektroerozyjnych.



Rys. 7.15. Segment narzędziowy intensyfikujący proces WPK metodą wsteczną

Inny sposób zwiększenia intensywności kształtowania klinowego ze spęczaniem został przedstawiony w pracy [227]. Polega on na tym, że w początkowym stadium kształtowania odkuwki walcowane są występy technologiczne, rozmieszczone symetrycznie w stosunku do części spęczanej. Występy te utrudniają wydłużanie walcowanych części odkuwki, sprzyjając tym samym płynięciu metalu do środka wyrobu. Powierzchnie kształtujące klinów B i C – rys. 7.15 – powodują spęczanie centralnej części odkuwki, natomiast kliny D, E i F, K służą do ukształtowania występów technologicznych. Po zakończeniu operacji spęczania części centralnej wyrobu występy są usuwane za pomocą klinów 1 i 2.

Bardziej efektywne zwiększenie osiowych naprężeń ściskających można osiągnąć stosując narzędzie, składające się z dwóch klinów 2 i 3, przedstawione na rys. 7.16 [225]. Powierzchnia boczna (kształtująca) tych klinów składa się z trzech płaszczyzn nachylonych do powierzchni kalibrującej odpowiednio pod kątami α_1 , α_2 , i α_3 (przy czym $\alpha_1 < \alpha_3 < \alpha_2$). Ponadto, płaszczyzny te wykonane są w ten sposób, że długość rzutów płaszczyzn C i D na płaszczyznę podstawy jest sobie równa. Przyjęcie małych wartości kąta α_1 ($\alpha_1 = 10^\circ \div 20^\circ$) powoduje ograniczenie objętości materiału podlegającego obciskaniu (wydłużeniu). Natomiast przyjęcie możliwie maksymalnych wartości kąta α_2 ($\alpha_2 = 45^\circ \div 80^\circ$), sprzyja wystąpieniu stosunkowo dużych sił ściskających na płaszczyźnie D. Z kolei kąt α_3 po-



Rys. 7.16. Segment narzędziowy do WPK metodą wsteczną, którego powierzchnia kształtująca składa się z trzech płaszczyzn nachylonych do powierzchni kalibrującej pod kątami α_1 , α_2 i α_3

chylenia płaszczyzny E, przyjmuje wartości pośrednie pomiędzy kątami α_1 i α_2 (z reguły $\alpha_3 = 20 \div 45^\circ$).

W procesie walcowania, w czasie wykonywania przez odkuwkę 1 pierwszego półobrotu, kształtowane są rowki pierścieniowe, które następnie są rozwalcowywane w kierunku do środka odkuwki. Wtedy to kształtowane są stopnie odkuwki charakteryzowane średnicami d i d_1 . Zwiększenie wymiaru d_1 uzyskuje się w omawianym procesie wskutek działania dużych sił ściskających w obszarze D oraz przyjęcia małych wartości kąta α_1 , charakteryzującego przejście powierzchni kształtującej C w powierzchnię kalibrującą F.

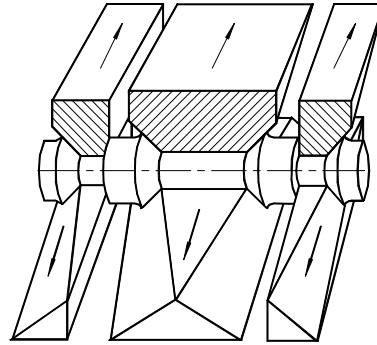
Metoda walcowania poprzeczno-klinowego opisana w pracy [222] pozwala na rozszerzenie możliwości technologicznych w procesach walcowania wstecznego, w których strefa odkształcenia przemieszczana jest wzdłuż osi odkuwki, od jej powierzchni czołowych ku środkowi. Polega ona na przyłożeniu do czół odkuwki stempli, które naciskając na

nie wywołują dodatkowe naprężenia ściskające w wyrobie kształtowanym.

Na zakończenie należy zauważyć, że pomimo dość szerokiego stosowania w praktyce przemysłowej procesów walcowania poprzeczno-klinowego ze spełnianiem, nadal brak jest teoretycznego rozpoznania wielu zjawisk występujących w tej metodzie kształtowania. Z tych też względów nadal zasadne jest prowadzenie badań teoretyczno-doświadczalnych, mających na celu przede wszystkim określenie: kinematyki płynięcia materiału, powierzchni styku materiał – narzędzie, wpływu czynników technicznych na ograniczenia stabilności kształtowania, doboru parametrów geometrycznych stosowanych segmentów narzędziowych i wielu innych zagadnień.

7.2.3. Walcowanie poprzeczno-klinowe metodą równoległą

W procesach WPK metodą równoległą (czasami nazywanych walcowaniem synchronicznym) odkuwka walcowana jest równocześnie przez kilka klinów. Przy czym, poszczególne stopnie wyrobu mogą być kształtowane zarówno metodą zwykłą jak i wsteczną (rys. 7.17). Zastosowanie tej metody pozwala nawet na trzykrotne skrócenie długości segmentu narzędziowego, któremu towarzyszy jednak odpowiedni wzrost sił walcowania.



Rys. 7.17. Schemat procesu WPK metodą równoległą

W przypadku, gdy realizowane jest walcowanie (z jednakowym gniosem) na części długości odkuwki, to jej stopnie nie podlegające kształtowaniu ulegają również przemieszczeniu w kierunku osiowym. W ciągu jednego obrotu odkuwki kliny środkowe walcują odcinki o długości $2\pi r_t \beta$. W tym czasie części odkuwki, które nie podlegają odkształceniu zmniejszają swą długość o wartość $2\pi r_t \beta \delta^2$ i przemieszczają się osiowo o wartość $2\pi r_t \beta (1 - 1/\delta^2)$. Powoduje to zmianę skoku walcowania klinów zewnętrznych, który można obliczyć jako [92]:

$$s = 2\pi r_t \left[\beta_2 - \beta_1 \left(1 - \frac{1}{\delta^2} \right) \right], \quad (7.7)$$

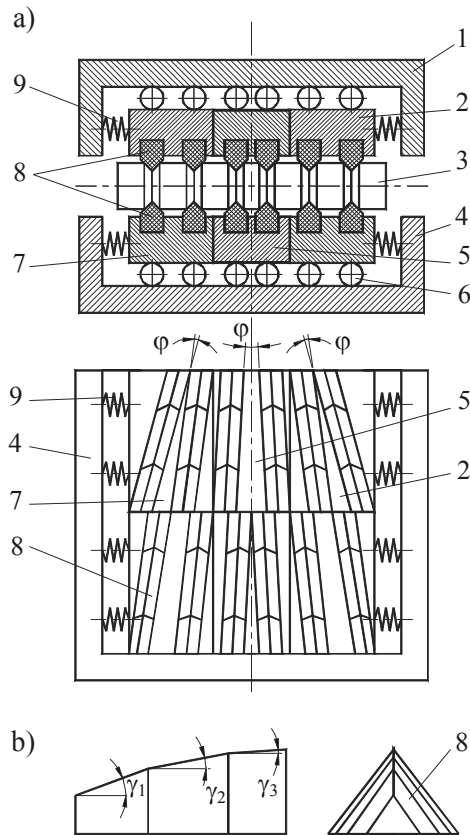
gdzie: r_t – promień toczy; β_1, β_2 – kąt rozwarcia klina, odpowiadający poszczególnym stopniom narzędzia, δ – stopień gniośu.

Analizując kształtowanie stopni odkuwki przez zewnętrzną parę klinów zakłada się, że walcowanie przebiega jak w metodzie zwykłej realizowanej narzędziem o zredukowanej wartości kąta rozwarcia klina β_{zred} , którą oblicza się z zależności:

$$\beta_{zred} = \beta_2 - \beta_1 \left(1 - \frac{1}{\delta^2} \right). \quad (7.8)$$

Postępując w sposób analogiczny można wyznaczyć wartości kątów zredukowanych β_{zred} dla kolejnych klinów walcujących jednocześnie odkuwkę. Należy zauważyć, że podane powyżej zależności zostały wyprowadzone przy założeniach, że $\beta \approx \text{tg}\beta$, a promienie toczne r_t są jednakowe dla wszystkich stopni.

Wydajność procesu WPK metodą równoległą może być zwiększona, gdy kliny posiadają dwustronne powierzchnie kształtujące. Wpływa to na wzrost liczby stref odkształcenia, występujących jednocześnie w procesie kształtowania wyrobu. Urządzenie do WPK [226] pracujące wg tej zasady przedstawiono na rys. 7.18. Składa się ono z podstaw górnej 1 i dolnej 4, na których zamocowano



Rys. 7.18. Schemat segmentu narzędziowego, stosowanego w procesie WPK metodą równoległą (opis w tekście)

sekcje 2, 5, 7, które dzięki ułożyskowaniu 6 posiadają możliwość wykonania ruchu w kierunku osiowym odkuwki. W każdej sekcji zamontowane są dwa kliny kształtujące 8 (pochylone pod kątem φ do osi narzędzia), posiadające dwustronne powierzchnie kształtujące i wykonane z kątem wzniosu γ zmniejszającym się na ich długości. Przed niepożądanym przemieszczeniem w kierunku osiowym odkuwki sekcje 2, 5, 7 zabezpieczono sprężynami 9, zamocowanymi w podstawach 1 i 4.

Proces walcowania realizowany jest w wyniku przemieszczenia względem siebie podstaw 1 i 4, w czasie którego kliny 8 wcinają się w odkuwkę 3 i wprawiają ją w ruch obrotowy. W procesie kształtowania wyrób 3 obciskany kolejnymi klinami ulega wydłużeniu w kierunku osiowym. W wyniku zastosowania klinów kształtujących 8 (rys. 7.18b) z kątem wzniosu γ , zmniejszającym się w kierunku ruchu roboczego narzędzia, wydłużenie odkuwki 3 zachodzi we względnie równomierny sposób. Wyrób

kształtowany podlega wielokrotnemu obciskaniu przez kliny kształtujące, które jednakże za każdym razem wcinają się w materiał o średnicy maksymalnej.

7.3. Przykłady zastosowania technologii WPK

W bieżącym rozdziale podano przykłady wyrobów, w których wytwarzaniu można z powodzeniem zastosować technologię WPK. Dla wszystkich przykładów podano konstrukcje narzędzi klinowych oraz przedstawiono wyniki symulacji numerycznych i wykonanych badań laboratoryjnych (przemysłowych). Opis poszczególnych przykładów rozszerzono tak, by przedstawić metodykę projektowania technologii WPK, wskazać jej ewentualne ograniczenia wraz ze sposobami stosowanymi dla ich usunięcia.

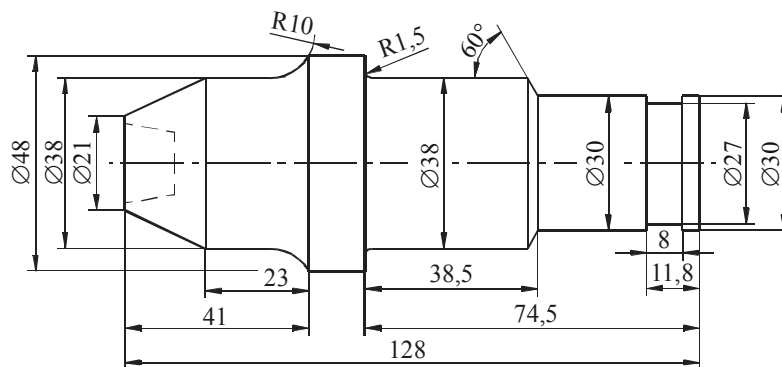
7.3.1. Odkuwka korpusu noża obrotowego

Noże obrotowe stosowane są głównie w przemyśle wydobywczym do urabiania węgla, soli, rud metali itd. Mogą być również wykorzystywane przy remontowaniu nawierzchni dróg do frezowania asfaltu lub betonu.

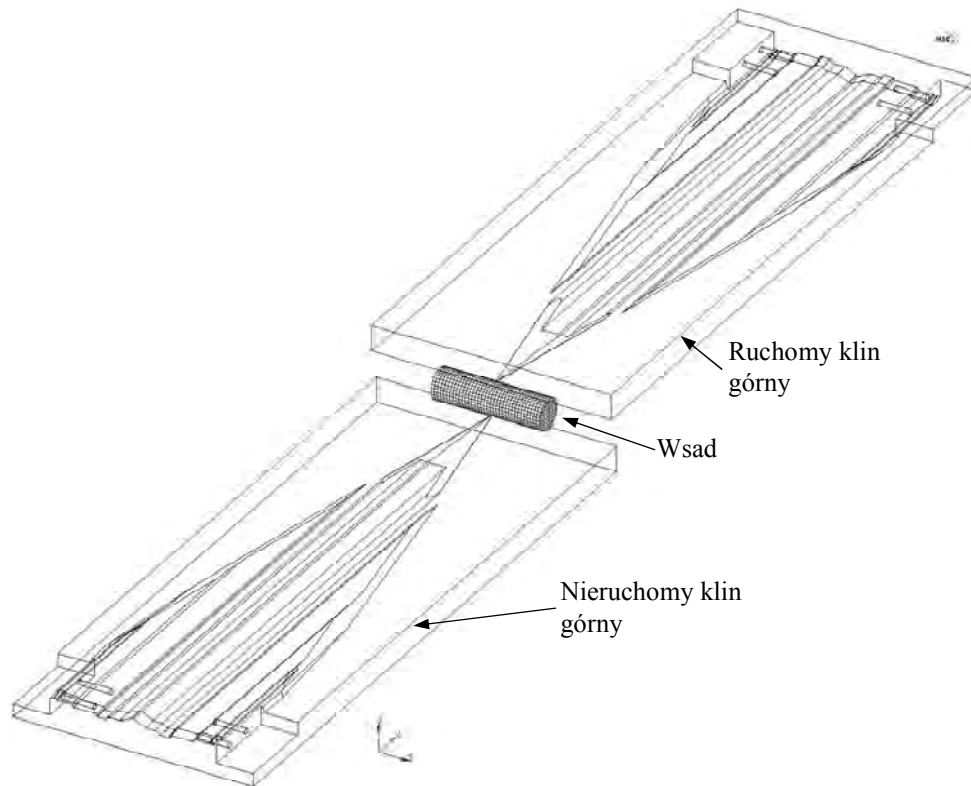
Podstawowy element noża obrotowego stanowi korpus składający się z części chwytowej oraz roboczej (tnącej). Dotychczas korpusy noży obrotowych wykonywane były metodami obróbki skrawaniem, odlewania lub kucia matrycowego. W części roboczej korpusu wiercony jest stożkowy otwór, w którym następnie umieszcza się ostrze z węgla spiekanego oraz sproszkowany lut. Następnie tak przygotowane części poddaje się wygrzewaniu w piecu do momentu stopienia lutu, który po schłodzeniu łączy trwale ostrze z korpusem.

W ostatnich latach białoruska firma JSC "Beltehnologia & M" (producent walcerek płaskoklinowych) zaczęła wytwarzać korpusy noży obrotowych, stosując technologię walcowania poprzeczno-klinowego (WPK). Zaletą noży kształtowanych tą technologią jest uzyskiwanie korzystnej osiowo-symetrycznej makrostruktury z ciągłymi włóknami metalu, zagęszczonymi przy powierzchni i skierowanymi wzdłuż tworzących. Takie rozmieszczenie włókien powoduje, że walcowane korpusy noży są bardziej trwałe od wykonywanych toczeniem, kuciem matrycowym bądź odlewaniem [171, 198].

W ramach prac badawczych, prowadzonych nad procesem WPK, w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej przeprowadzono analizę możliwości wytwarzania korpusów noża obrotowego nr 6000012 (rys. 7.19), w warunkach producenta krajowego. Niezbędne próby walcowania przeprowadzono w wykonanej we własnym zakresie (przez współpracujący zakład przemysłowy) walcarkę płasko-klinowej, w której jedno z narzędzi (górne) przemieszczane było za pomocą napędu hydraulicznego z prędkością 0,33 m/s. Gabaryty walcarki narzucały ograniczenie na długość projektowanych klinów, która nie mogła być większa niż 1000 mm.



Rys. 7.19. Korpus noża obrotowego nr 6000012



Rys. 7.20. Przykładowy model geometryczny procesu WPK korpusów noży obrotowych, stosowany w obliczeniach MES

Do symulacji numerycznych procesu kształtowania zastosowano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2004, bazujący na reprezentacji przemieszczeniowej MES. W celu zminimalizowania czasochłonności analizy w obliczeniach:

- przyjęto sztywny model materiału narzędzi;
- założono stałą temperaturę czynnika tarcia;
- pominięto promienie zaokrągleń krawędzi klinów;
- nie uwzględniano ostatniej fazy WPK, w trakcie której odcinane są zdeformowane końce wyrobu walcowanego.

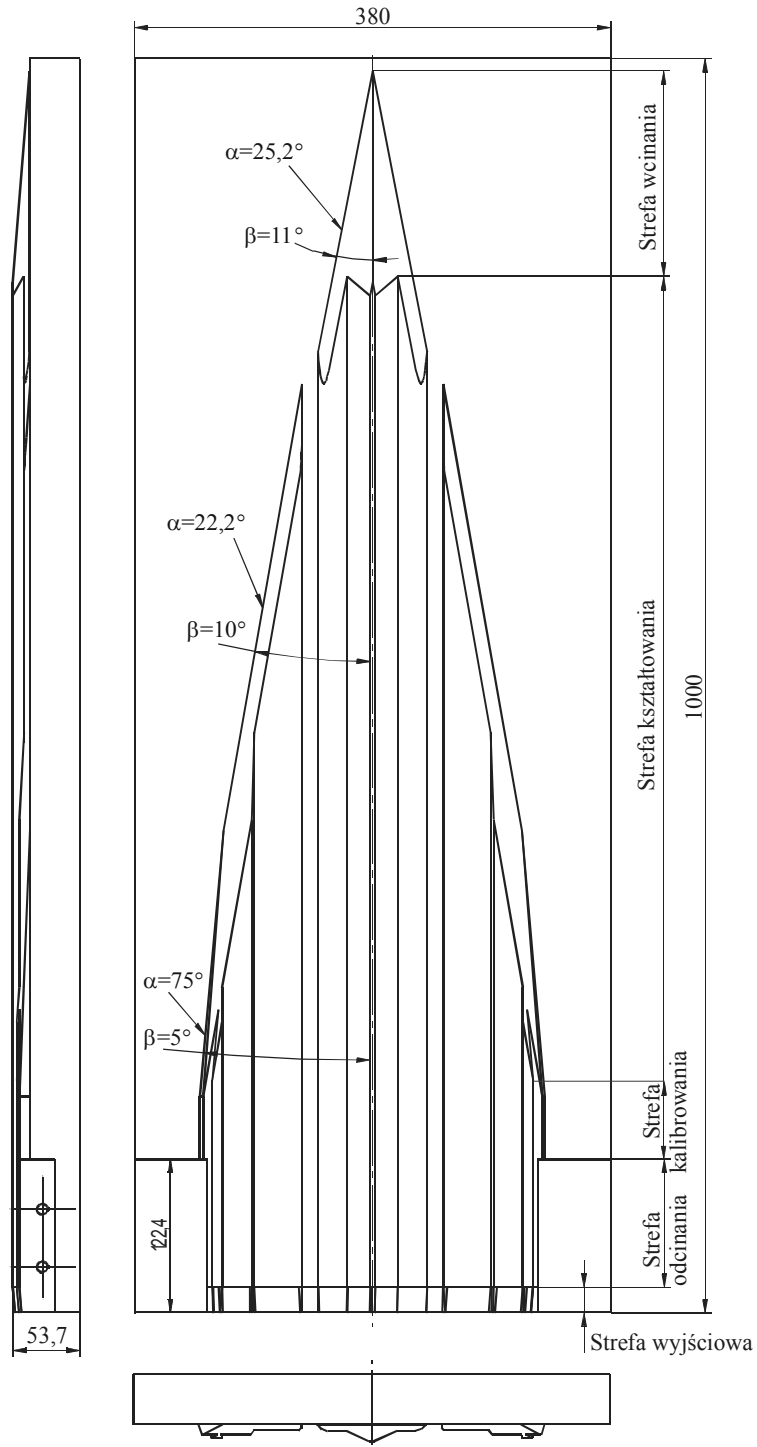
Korzystając z wymienionych wyżej uproszczeń opracowywano modele geometryczne procesów WPK, z których jeden pokazano na rys. 7.20. W skład każdego modelu wchodzi wsad oraz dwa kliny. Przy czym klin dolny jest nieruchomy zaś górny przemieszcza się ruchem prostoliniowym z prędkością 0,33 m/s. Kliny projektowano w systemie CAD Solid Edge. Następnie zapisywano je w formacie *.igs i wczytywano do programu MES. Wsady modelowano, bezpośrednio w środowisku MSC.SuperForm 2004, przy pomocy ośmiowęzłowych elementów

prostopadłościennych. W trakcie obliczeń często stosowano aktualizację siatki, czyli tzw. remeshing. Przebudowa siatki wykonywana była przez program obliczeniowy automatycznie, gdy przyrost intensywności odkształcenia przekraczał zadaną przez użytkownika wartość.

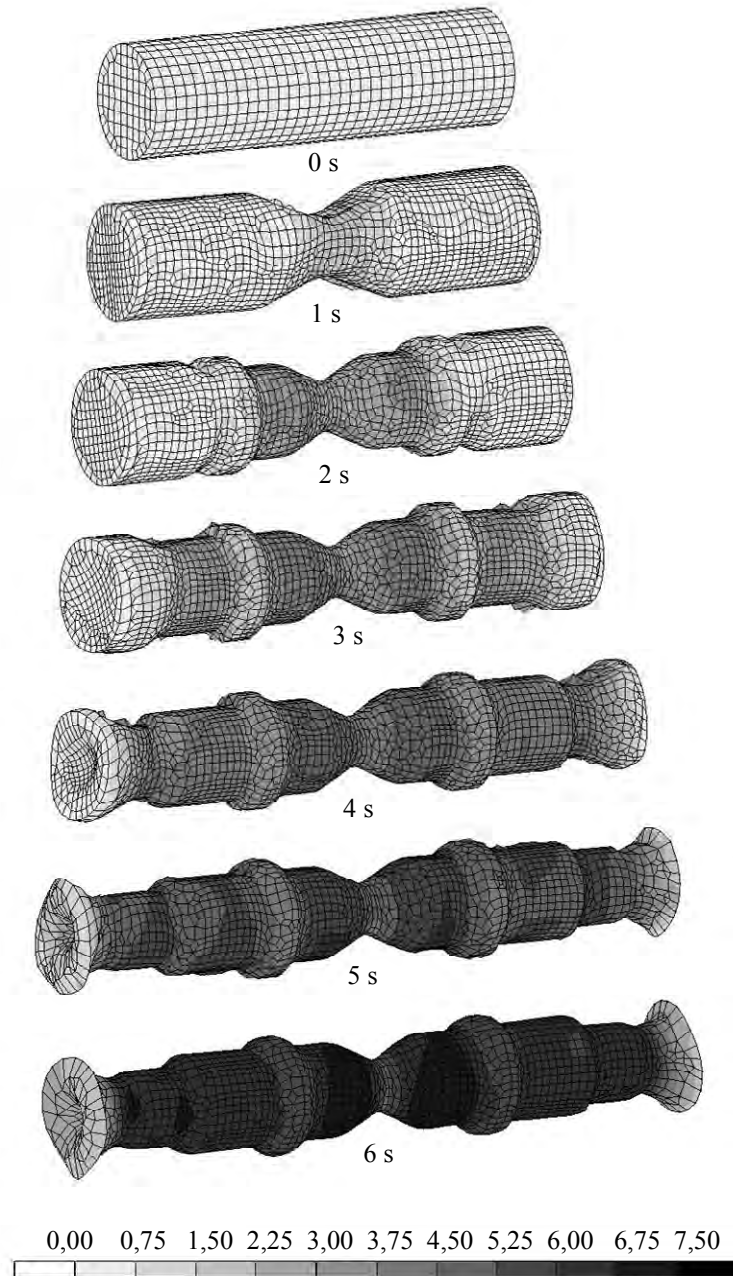
Symulacje numeryczne wykonywano stosując termomechaniczny schemat obliczeń MES, przyjmując że wsad nagrzewany jest do temperatury 1100°C, zaś temperatura narzędzi kształtujących w trakcie procesu jest stała i wynosi 150°C. We wszystkich przypadkach przyjmowano, że walcowany materiał to stal w gatunku C45, której model materiałowy przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2004. Założono również, że współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami wynosi 10000 W/m²K, zaś między materiałem a otoczeniem 300 W/m²K. W obliczeniach założono model tarcia stałego uzależniony od prędkości poślizgu, przyjmując graniczną wartość czynnika tarcia $m=1$.

W pierwszej, analizowanej wersji walcowania przyjęto konstrukcję klinów jak na rys. 7.21. Parametry kątów rozwarcia klina β oraz kształtującego (pochylenia bocznej ściany klina) α dobierano w ten sposób by spełniony był warunek (6.17), gwarantujący stabilny przebieg walcowania. Projektując narzędzia przyjęto, że kształtowane będą równocześnie dwa korpusy połączone ze sobą częściami roboczymi. Takie rozwiązanie pozwala bowiem nie tylko na dwukrotne zwiększenie wydajności walcowania, ale również wprowadza (ze względu na symetrię) równowagę sił działających na kształtowany wyrób w kierunku osiowym. Walcowane w układzie podwójnym części powinny być rozdzielone przy pomocy noży rozcinających, które umieszcza się zwykle za strefą odcinania. Jednakże ze względu na ograniczoną długość narzędzi w prezentowanym rozwiązaniu zrezygnowano z użycia noży rozcinających. Przyjęto, że rozdzielenie korpusów realizowane będzie metodami obróbki skrawaniem bezpośrednio przed wierceniem otworów pod ostrza z węglików spiekanych.

Stosując MES przeanalizowano zmiany kształtu wyrobu zachodzące w trakcie procesu WPK, według wariantu pierwszego. Zgodnie z rysunkiem 7.22 w początkowej fazie procesu walcowane jest przewężenie środkowe o kształcie odpowiadającym roboczym (tnącym) częściom korpusów. Następnie w kontakt z materiałem wchodzi kliny boczne, które mają za zadanie ukształtowanie części chwytowych korpusów. Na tym etapie procesu materiał przemieszczając się spiralnie w kierunku czół odkuwki, kształtuje w ich powierzchniach wgłębienia (leje), które są odcinane nożami bocznymi (umieszczanymi we wnękach klinów – rys. 7.21). Na podstawie obliczeń stwierdzono, że przebieg procesu WPK wg opracowanego schematu nie powinien być zakłócony poprzez wystąpienie niepożądanego poślizgu bądź przewężenia rdzenia odkuwki. Z symulacji numerycznej wynikało również, że maksymalna wartość siły stycznej (wciskającej klin) wynosi 120 kN zaś siła rozporowa (prostopadła do powierzchni kalibrujących klina) nie przekracza 459 kN – rys. 7.23.



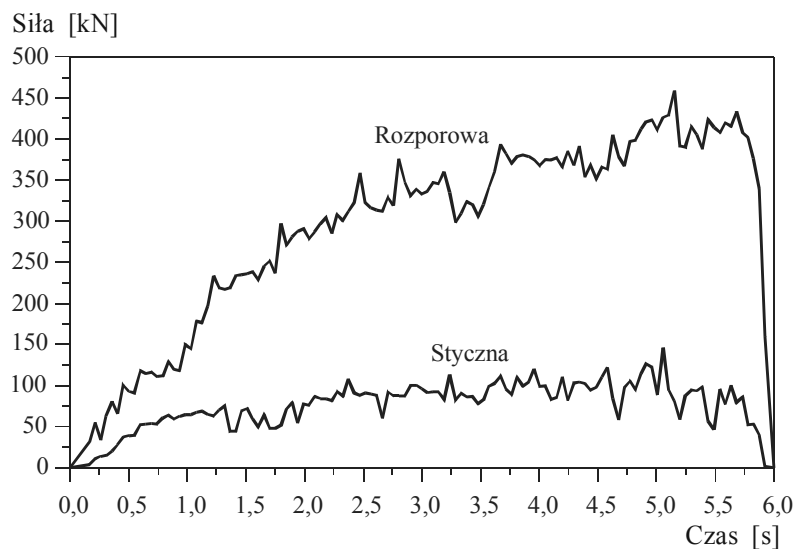
Rys. 7.21. Konstrukcja klinów, opracowanych dla pierwszej wersji walcowania korpusów noży



Rys. 7.22. Intensywność odkształcenia i progresja kształtu korpusów odkuwek walcowanych, w układzie podwójnym, narzędziami w wersji pierwszej – rys. 7.21

Wyniki symulacji numerycznej wskazywały, że proces WPK wg schematu pierwszego ma szansę zakończenia się sukcesem. Wykonano narzędzia przemy-

słowe (zgodnie z rys. 7.21), które zamontowano w walcarce – rys. 7.24. Następnie przeprowadzono próby walcowania, w wyniku których uzyskano odkuwki korpusów noży obrotowych, o kształcie pokazanym na rys. 7.25. W trakcie badań jakościowych wykonania odkuwek stwierdzono występowanie w ich strefie osiowej pęknięć wzdłużnych (rys. 7.26), niemożliwych do zaakceptowania w wyrobie finalnym.



Rys. 7.23. Rozkłady sił obliczone za pomocą MES dla procesu WPK wg wersji pierwszej



Rys. 7.24. Klin dolny (w wersji pierwszej), zamontowany w walcarce przemysłowej, przygotowany do prób walcowania



Rys. 7.25. Odkuwki korpusów noży obrotowych, otrzymane w pierwszym wariantcie walcowania

Utrata spójności metalu podczas walcowania jest silnie uzależniona od jego temperatury (patrz rozdział 2.5.2). W trakcie procesu WPK ciepło z materiału odprowadzane jest do narzędzi. Zatem ograniczeniu spadku temperatury metalu sprzyjać będzie zastosowanie narzędzi o konstrukcji zapewniającej kontakt materiału z narzędziami ograniczony do minimum.



Rys. 7.26. Pęknięcia osiowe, widoczne w przekrojach wzdłużnych odkuwek walcowanych wg wariantu pierwszego

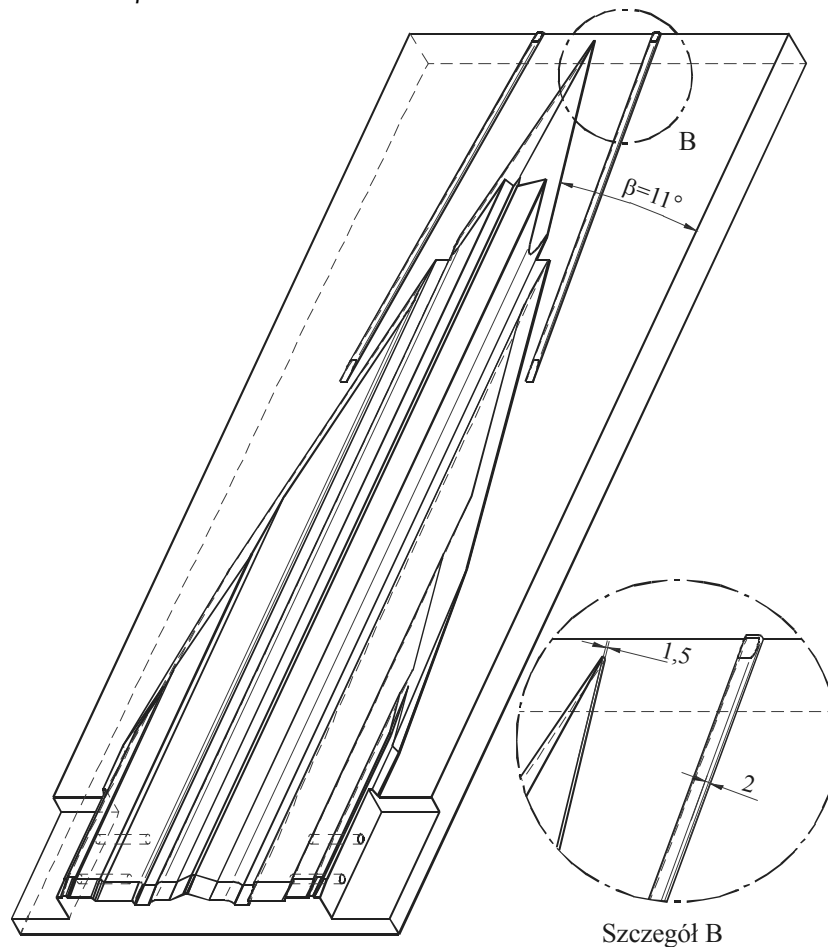
Wychodząc z takiego założenia przekonstruowano narzędzia z wersji pierwszej – rys. 7.27. Zakres wprowadzonych zmian polegał na obniżeniu powierzchni podstawowej (równoległej do podstawy klina) o 1,5 mm. Równocześnie wprowadzono dwie ścieżki prowadzące, o wysokości 2 mm - służące do ustalenia położenia wsadu w początkowym stadium walcowania, tj. zanim środkowy klin zagłębi się na zadaną głębokość. W ścieżkach prowadzących wykonano zagłębienia walcowe, w których umieszcza się nagrany do temperatury kształtowania wsad. Tak opracowane narzędzia wykorzystano w drugiej wersji walcowania, w której kontakt gorącego metalu z narzędziami miał miejsce praktycznie tylko przez ich powierzchnie kształtujące.

Wykonana na potrzeby analizy symulacja MES procesu WPK wg wariantu drugiego, w której uwzględniano zmiany w konstrukcji narzędzia wykazała, że podobnie jak w przypadku poprzednim kształtowanie przebiega w sposób stabilny. Na podstawie obliczeń stwierdzono, że dzięki wprowadzonym zmianom w konstrukcji klina w sposób istotny (o około 1/3) zmniejszyła się intensywność odkształcenia w odkuwkach. Jest to wynikiem zaprzestania obtaczania się odkuwki po powierzchniach narzędzi równoległych do podstawy.

Interesująco przedstawia się porównanie rozkładów temperatury wyznaczonych w przekrojach wzdłużnych odkuwek odwalcowanych w pierwszej i drugiej wersji WPK (rys. 7.28). Wynika z niego, iż w efekcie zmian w konstrukcji klina ograniczono spadek temperatury metalu walcowanych odkuwek. Przy czym największe różnice temperatur sięgające 100°C i korzystne dla wersji drugiej odnotowano w strefie osiowej odkuwki, gdzie metal jest najbardziej narażony na pękanie. Dodatkową korzyścią z wprowadzonych zmian było zmniejszenie sił w procesie walcowania. I tak siła styczna obniżyła się o około 29%, zaś siła rozporowa o 26%.

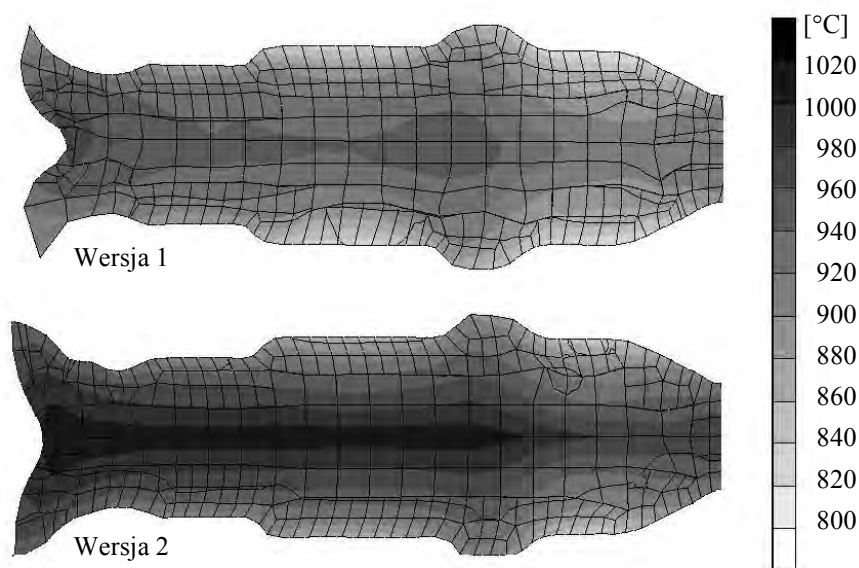
Na podstawie obliczeń numerycznych stwierdzono, że wprowadzone zmiany w konstrukcji narzędzia powinny sprzyjać wyeliminowaniu występujących pęknięć wewnętrznych. Po wykonaniu niezbędnych przeróbek narzędzi przeprowadzono próby przemysłowe. Odwalcowane odkuwki korpusów poddano badaniom niszczącym na obecność pęknięć wewnętrznych. W efekcie tych badań nie stwierdzono obecności pęknięć wewnętrznych w odkuwkach – rys.

7.29. Natomiast w dalszym ciągu zastrzeżenia budziła jakość stożkowej powierzchni zewnętrznej części roboczej korpusów, gdzie występowały niedowalcowania (pokazane na rysunku 7.30). Wady tego typu powstają podczas WPK wówczas, gdy materiał zbyt intensywnie płynie w kierunku osiowym. Zwykle w takim przypadku dla polepszenia jakości wyrobu wystarczy zmniejszyć kąt rozwarcia klina β .



Rys. 7.27. Zmiany w konstrukcji klina wprowadzone w drugim wariancie procesu walcowania poprzeczno-klinowego

Zgodnie z podaną sugestią w trzecim wariancie walcowania zmniejszono kąt β klina środkowego o $1,5^\circ$ (do wartości $9,5^\circ$) – rys. 7.31. Następnie wykonano symulację procesu WPK, w której skupiono się na analizie kształtu środkowej części odkuwki. Dla zwiększenia dokładności obliczeń w tej części odkuwki dokonano dwukrotnego zagęszczenia siatki. Na podstawie obliczeń stwierdzono, że wprowadzone zmiany są niewystarczające, gdyż w środkowej części odkuwki



Rys. 7.28. Porównanie rozkładów temperatur w przekrojach wzdłużnych (osiowych) odkuwek walcowanych według wersji pierwszej i drugiej

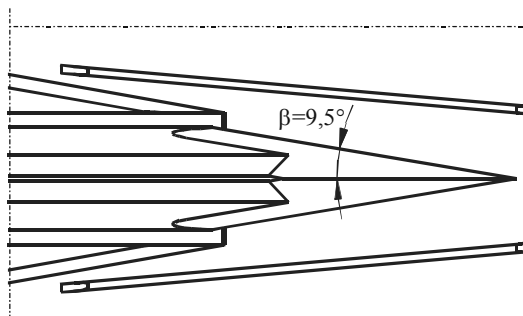
metal dalej płynie nierówno i występują niedowalcowania, widoczne jako wkleśnięcia tworzącej stożka – co pokazano na rys. 7.32.



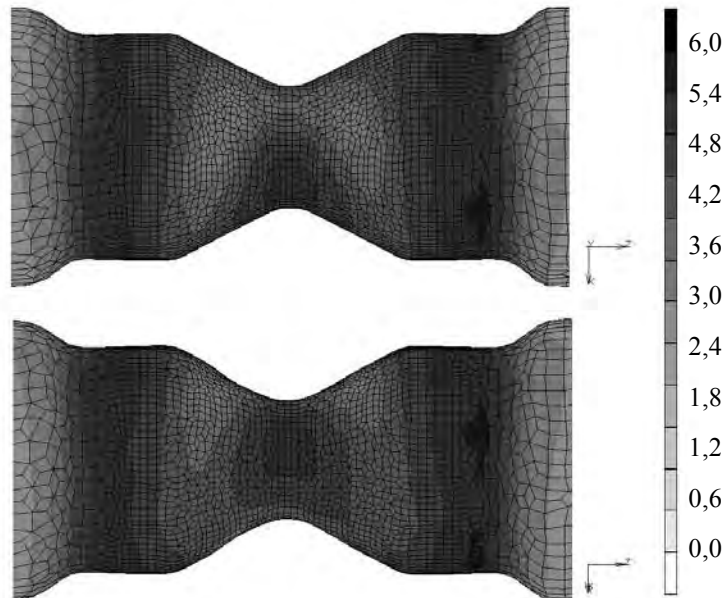
Rys. 7.29. Widok przekroju wzdłużnego (osiowego) odkuwki odwalcowanej w wariacie drugim



Rys. 7.30. Niedowalcowania widoczne na stożkowej powierzchni korpusów noży odwalcowanych w wariacie drugim



Rys. 7.31. Zmiana kąta rozwarcia klina środkowego, wprowadzona w trzecim wariacie walcowania



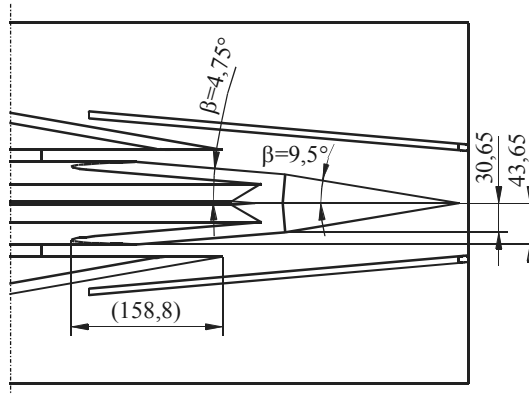
Rys. 7.32. Kształt środkowej części odkuwki wraz z rozkładem intensywności odkształcenia, obliczony dla procesu WPK wg wariantu trzeciego, wskazujący na wystąpienie niedowalcowania (tworząca stożka jest wklęsła, co jest szczególnie widoczne na rysunku dolnym)

Usunięcie niedowalcowania wymagało dalszego zmniejszenia kąta rozwarcia klina β . W kolejnym czwartym wariantcie walcowania rozważono możliwość zestopniowania klina środkowego w sposób pokazany na rysunku 7.33. W tym przypadku walcowanie realizowane jest kolejno przez powierzchnie kształtujące narzędzia, charakteryzowane kątem β wynoszącym odpowiednio 9° i $4,75^\circ$. Należy zauważyć, że wprowadzenie takich zmian w konstrukcji klina powoduje, iż na długości ok. 159 mm (rys. 7.33) równocześnie walcowana jest część robocza oraz chwytowa korpusu. Może to doprowadzić do zakleszczenia się materiału między klinami, a w efekcie do wybrakowania odkuwek. Na podstawie wykonanych obliczeń numerycznych stwierdzono jednak, że tego rodzaju ograniczenie nie wystąpi w analizowanym przypadku walcowania. Natomiast zwiększeniu uległy siły kształtowania, które osiągnęły wartości zbliżone do odnotowanych w pierwszym z analizowanych wariantów walcowania.

Czwartą z rozważanych wersji walcowania zbadano również w próbach przemysłowych. Zgodnie z oczekiwaniami, odkuwki korpusu noża obrotowego były wolne od wad niedowalcowania występujących w poprzednich wersjach WPK – rys. 7.34. Jednakże na podstawie przeprowadzonych pomiarów średnic poszczególnych odkuwek stwierdzono występowanie dużej owalizacji przekroju poprzecznego. W tabeli 7.10 podano wartości maksymalne średnic zmierzonych

dla poszczególnych stopni. Wymiary minimalne praktycznie nie odbiegały od wymiarów nominalnych, których wartości wraz z dopuszczalnymi odchyleniami również zamieszczono w tabeli 7.10. Na podstawie danych z tabeli stwierdza się, że dokładność wykonania odkuwki korpusu w dalszym ciągu nie jest zadowalająca. W następnej kolejności jeszcze raz przeanalizowano wyniki obliczeń numerycznych wersji czwartej WPK, tym razem pod kątem dokładności wykonania poszczególnych stopni odkuwki.

Rys. 7.33. Kształt klina środkowego, rozważany w wariancie czwartym procesu WPK



Rys. 7.34. Fotografia próbki odwalcowanej w wersji czwartej, w której wyeliminowano niedowalcowania w części środkowej

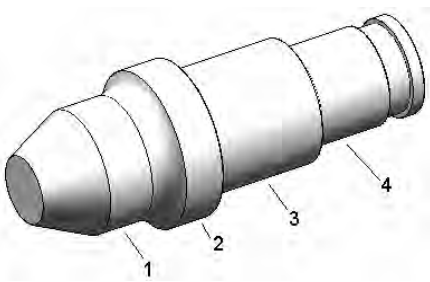
Na podstawie wykonanej symulacji numerycznej procesu WPK korpusu noża, realizowanego wg wersji czwartej, obliczono maksymalne wartości średnic poszczególnych stopni odkuwki, które również zamieszczono w tab. 7.10. Porównanie wymiarów obliczonych MES ze zmierzonymi wykazuje dobrą zgodność i wskazuje na przydatność zastosowania MES również w tym zakresie analizy.

Ze względu na fakt, że we wcześniej badanych wersjach WPK (tj. pierwszej i drugiej) tak duża owalizacja przekroju poprzecznego nie miała miejsca, za przyczynę jej powstawania (w wersji czwartej) uznano równoczesne kształtowanie dwoma klinami. W takim procesie płynięcie materiału w kierunku osiowym było hamowane przez klin boczny, co w konsekwencji doprowadzało

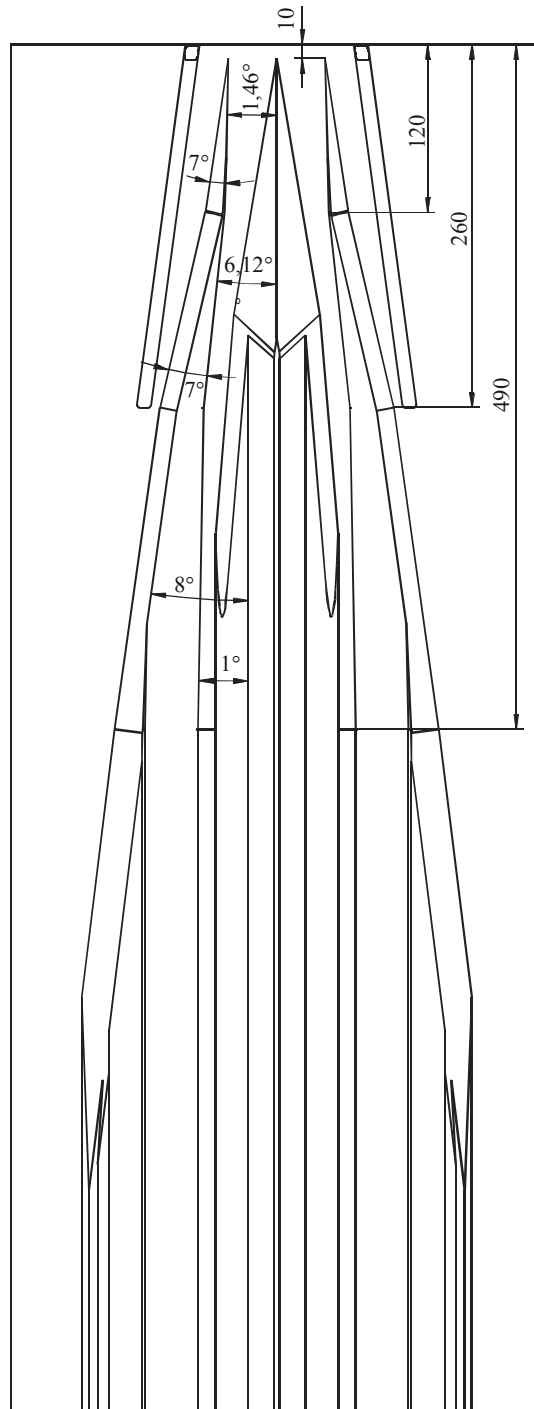
do nadmiernej owalizacji przekroju poprzecznego. Naturalnym rozwiązaniem w takiej sytuacji jest usunięcie ograniczenia poprzez przesunięcie klina bocznego do tyłu na taką odległość, by nie występowało równoczesne kształtowanie metalu przez oba kliny. Jednakże, takie rozwiązanie nie było możliwe do zaakceptowania w analizowanej sytuacji, gdyż zwiększałoby długość narzędzia poza wartość graniczną 1000 mm. Dlatego też zdecydowano się na rozważenie możliwości kształtowania odkuwki przedmiotowej stosując metodę walcowania równoległego. W takim procesie równocześnie odbywa się kształtowanie wszystkimi klinami. Jednakże kliny skrajne należy nachylić do kierunku walcowania pod kątem tak dobranym by możliwe było swobodne płynięcie metalu, kształtowanego klinem środkowym.

Tab. 7.10.

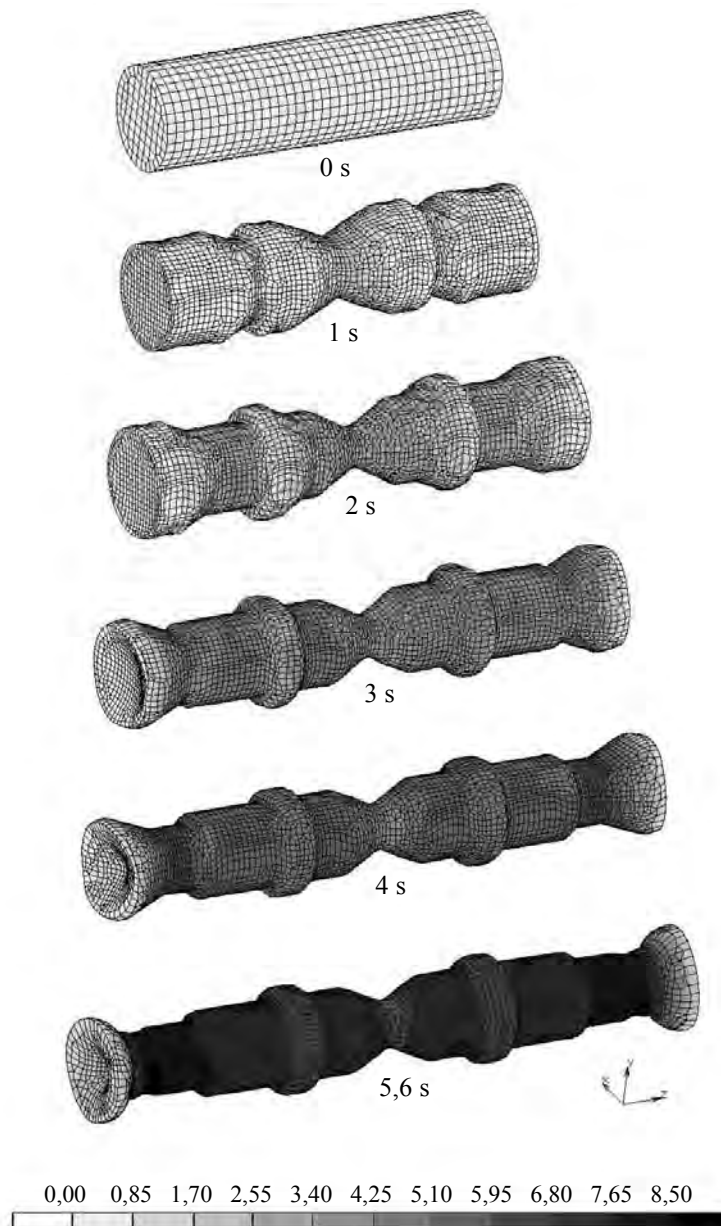
Zestawienie maksymalnych wymiarów średnicowych stopni odkuwki walcowanej w wersji czwartej, z wymiarami zakładanymi do uzyskania

Maksymalna średnica stopnia odkuwki [mm]				Schemat odkuwki
1-ego	2-ego	3-ego	4-ego	
Obliczona MES				
40,48	50,41	40,72	30,99	
Zmierzona				
40,10	50,40	40,15	31,20	
Wymiar nominalny z odchyłkami				
38 ^{+0,9} _{-0,5}	48 ^{+1,1} _{-0,5}	38 ^{+0,9} _{-0,5}	30 ^{+0,9} _{-0,5}	

Dla określenia wartości kątów dodatkowego pochylenia klina wykonano obliczenia uzupełniające MES, w trakcie których symulowano proces kształtowania odkuwki wyłącznie przy pomocy klina środkowego, o parametrach takich jak w wariantcie czwartym. Na podstawie obliczeń wyznaczono rozkład wydłużenia (przesunięcia w kierunku osiowym końców) odkuwki w funkcji czasu. Na podstawie tego rozkładu ustalono, że odchylając kliny boczne należy zmieniać kąt odchylenia (tj. stosować kolejno 1,46°; 6,12° oraz 1°) tak, by przesunięcie klina bocznego w kierunku osiowym było zbliżone w sposób maksymalny do wydłużenia odkuwki powstającego w efekcie kształtowania klinem środkowym. Dodatkowym rezultatem wynikającym z zastosowania tego schematu walcowania było wydłużenie klina bocznego, w konsekwencji czego można było zmniejszyć kąt rozwarcia na tym klinie do wartości 7°. Schemat klina zabezpieczającego proces WPK metodą równoległą, a więc w piątej z rozważanych wersji WPK, przedstawiono na rys. 7.35.



Rys. 7.35. Schemat klina stosowanego w wersji piątej procesu WPK, realizowanej metodą równoległą. Kąty kształtujące α poszczególnych klinów przyjęto tak, jak w wersji czwartej



Rys. 7.36. Intensywność odkształcenia i progresja kształtu odkuwki walcowanej w wersji piątej

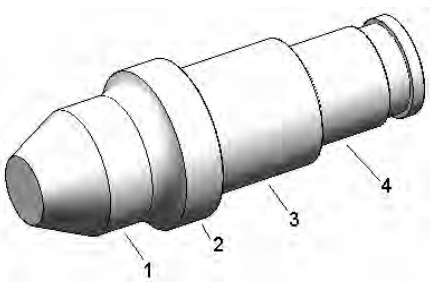
Na podstawie obliczeń numerycznych stwierdzono, że do zrealizowania piątej wersji walcowania potrzebne są siły o porównywalnej wielkości do odnotowanych w wersjach pierwszej i czwartej. Na rysunku 7.36 pokazano natomiast progresję kształtu odkuwki symulowaną MES dla analizowanej wersji walcowa-

nia. Na podstawie danych zamieszczonych na tym rysunku można stwierdzić, że proces WPK metodą równoległą korpusów noży obrotowych przebiega w sposób stabilny. Ponadto zauważa się, że wartość intensywności odkształcenia w części chwytowej noży jest w tym przypadku większa niż w wersjach poprzednio rozważanych. Wynika to ze zwiększenia długości klina skrajnego, co doprowadziło do wzrostu ilości cykli odkształcenia niezbędnych do ukształtowania tej części korpusu noża.

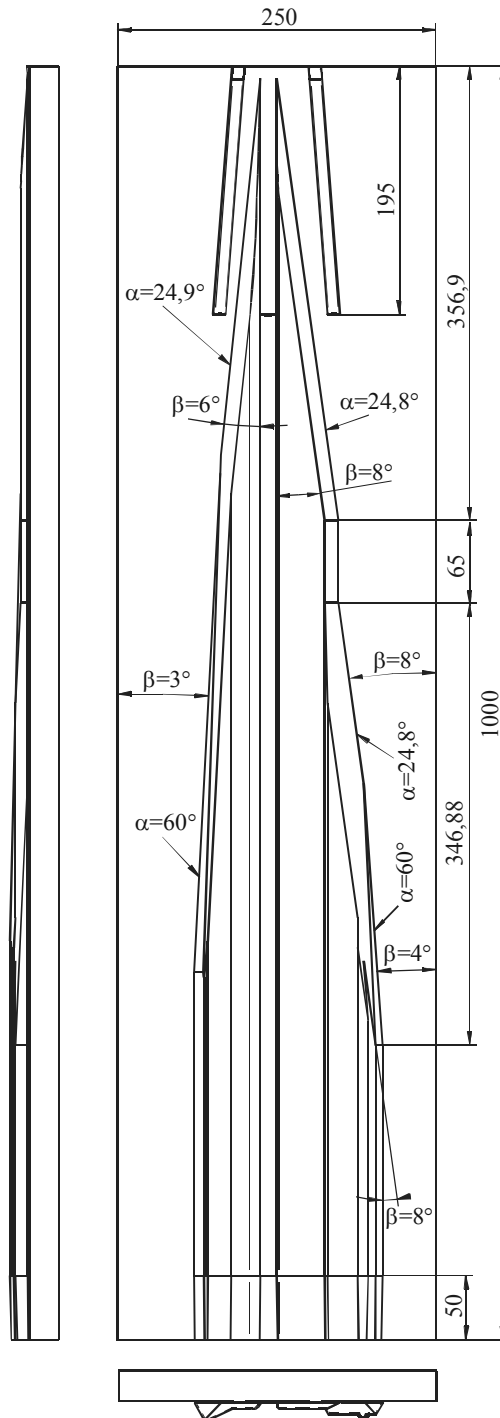
Ponadto, na podstawie wykonanych obliczeń przeprowadzono analizę kształtu przekrojów poprzecznych poszczególnych stopni odkuwki. Na podstawie tej analizy określono maksymalne wymiary średnicowe poszczególnych stopni odkuwki, które zestawiono w tabeli 7.11. Średnice minimalne podobnie jak w przypadkach poprzednich odpowiadały wymiarom nominalnym. Analiza uzyskanych wymiarów wykazuje, że stosując schemat walcowania równoległego uzyskuje się odkuwki, których średnice zawierają się w przyjmowanych tolerancjach wykonania (podanych w rozdziale 7.1).

Tab. 7.11.

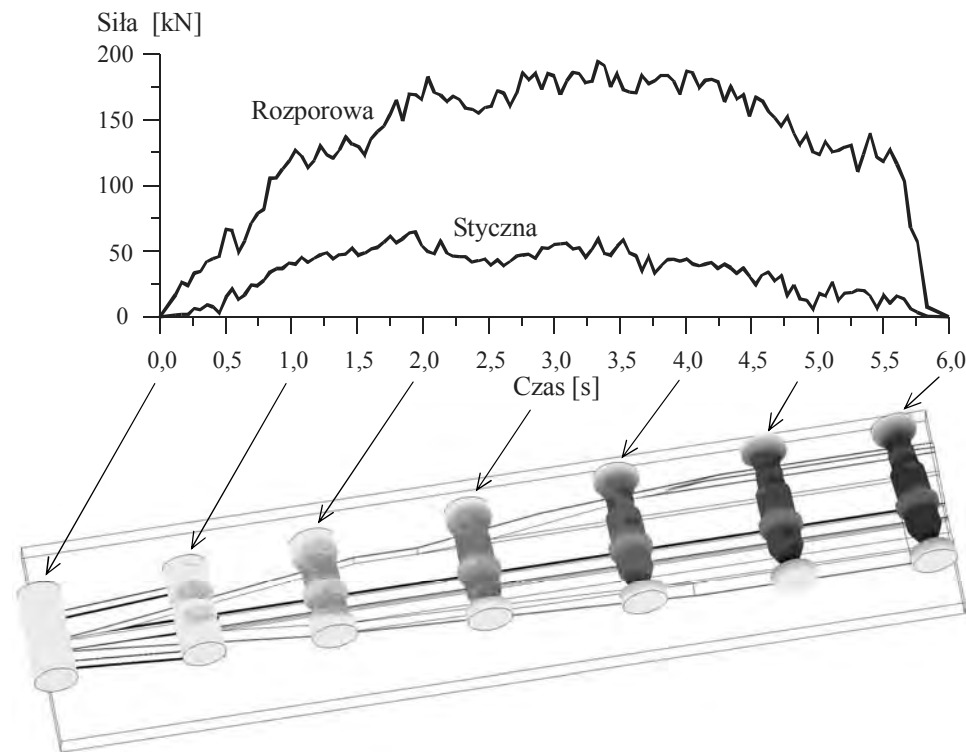
Zestawienie maksymalnych wymiarów średnicowych stopni odkuwki walcowanych w wersji piątej i szóstej, z wymiarami zakładanymi do uzyskania

Wersja WPK	Maksymalna średnica stopnia [mm]				Schemat odkuwki
	1-ego	2-ego	3-ego	4-ego	
Piąta WPK równoległe	Obliczona MES				
	38,37	48,37	38,78	30,24	
	Wymiar nominalny z odchyłkami				
$38^{+0,9}_{-0,5}$	$48^{+1,1}_{-0,5}$	$38^{+0,9}_{-0,5}$	$30^{+0,9}_{-0,5}$		
Szósta WPK pojedyncze	Obliczona MES				
	38,29	48,44	38,36	30,17	
	Wymiar nominalny z odchyłkami				
$38^{+0,8}_{-0,4}$	$48^{+0,9}_{-0,5}$	$38^{+0,8}_{-0,4}$	$30^{+0,8}_{-0,4}$		

Jako ostatnią (szóstą) wersję walcowania rozważono proces kształtowania odkuwki korpusu noża obrotowego w układzie pojedynczym. Opracowany klin zabezpieczający walcowanie w tym układzie przedstawiono na rysunku 7.37. W tym przypadku walcowania równocześnie kształtowane są części chwytowa (klinem z $\beta=8^\circ$ i $\alpha=24,8^\circ$) oraz robocza (klinem z $\beta=6^\circ$ i $\alpha=24,9^\circ$). Należy zwrócić uwagę na fakt, że koszt wykonawstwa narzędzi dla tej wersji walcowania (ze względu na ich gabaryty) będzie dużo mniejszy od kosztu narzędzi do walco-



Rys. 7.37. Segment klinowy zabezpieczający proces WPK korpusu noża obrotowego, walcowanego w układzie pojedynczym (wersja szósta)



Rys. 7.38. Rozkłady sił obliczone za pomocą MES dla szóstej wersji WPK, w której odkuwka walcowana jest pojedynczo

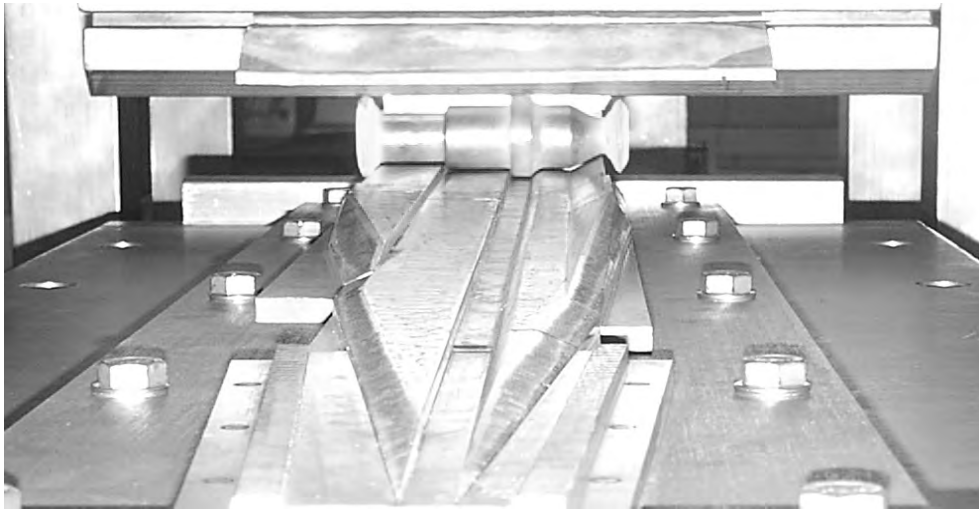
wania dwóch korpusów jednocześnie. W tym schemacie walcowania większe są jednak straty materiałowe, gdyż dwa odpady końcowe przypadają na jeden wyrób, w przeciwieństwie do wersji rozważanych poprzednio. Równocześnie zmniejsza się pracochłonność wykonania wyrobu z powodu wyeliminowania dodatkowej operacji rozcinania odkuwek walcowanych podwójnie.

Przeprowadzona symulacja numeryczna procesu WPK korpusu noża obrotowego (walcowanego pojedynczo) pozwoliła ocenić, że do realizacji tego wariantu kształtowania potrzebne są siły dwukrotnie mniejsze niż w rozważanych uprzednio procesach WPK w układzie podwójnym. Rozkłady sił obliczone dla wariantu szóstej WPK przedstawiono na rys. 7.38, na którym dodatkowo pokazano zmiany kształtu wyrobu zachodzące w miarę postępu walcowania. Obniżenie sił kształtowania jest korzystne dla procesu WPK, gdyż w sposób znaczący zmniejsza się zużycie poszczególnych zespołów agregatu zastosowanego do walcowania.

Ponadto, analiza kształtu przekroju poprzecznego poszczególnych stopni odkuwki wykazuje, że w tym przypadku walcowania uzyskuje się największą

dokładność walcowania. Wskazują na to maksymalne wartości średnic, obliczone MES i zamieszczone w tabeli 7.11.

Ostatecznie do wdrożenia przemysłowego wybrano proces walcowania korpusu noża obrotowego, w układzie pojedynczym – wariant szósty. Wykonane próby przemysłowe (rys. 7.39) w sposób jednoznaczny potwierdziły trafność przyjętego rozwiązania.



Rys. 7.39. Odkuwka korpusu noża obrotowego kształtowana w pojedynczym układzie walcowania (wariant szósty)

7.3.2. Odkuwka wałka pośredniego

W tej części opracowania przedstawia się przykład modernizacji technologii wytwarzania odkuwki wałka pośredniego, w jednym z krajowych zakładów kúźniczych. Szczegółowo przedstawia się konstrukcję narzędzi do WPK oraz korzyści ekonomiczne wynikające z zamiany technologii z kucia na prasie na WPK.

Dotychczasowy proces technologiczny kształtowania odkuwki wałka pośredniego (rys. 7.40), kútego w układzie podwójnym, obejmował następujące operacje:

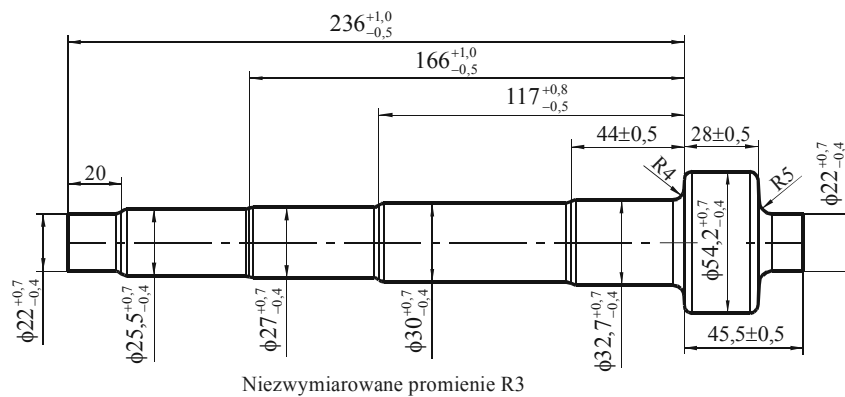
- cięcie, równocześnie dwóch wsadów, na wymiar $\varnothing 48 \times 341$ mm na nożycy ScPK315 o nacisku 3150 kN;
- nagrzewanie indukcyjne wsadu, w czasie 22 s, do temperatury $1175^{\circ}\text{C} \pm 25^{\circ}\text{C}$;
- walcowanie wzdłużne przedkuwki w dwóch przepustach, z jej obrotem o 90° pomiędzy przepustami;
- kucie wałka przy temperaturze w zakresie $1150^{\circ}\text{C} \div 900^{\circ}\text{C}$, w czterech operacjach, na prasie VEPES 2500 o nacisku do 25 MN;

-
- Niezwymiarowane promieni R3
Pochylenia kuźnicze 1:10

Do realizacji procesu walcowania poprzeczno-klinowego odkuwki wałka pośredniego wykorzystano walcarkę ULS-70, produkcji Šmeral Brno a. s. (Republika Czeska), znajdująca się na wyposażeniu producenta. Agregat ten wyposażony jest w walce o średnicy 700 mm. Parametr ten jest szczególnie istotny w projektowaniu klinowych segmentów narzędziowych, ponieważ limituje on długość narzędzi.

Ze względu na fakt, że skrajne stopnie odkuwki kształtowane są przy stopniach gniotu $\delta = 2,45$ przyjęto, że proces walcowania przebiegać będzie w dwóch operacjach. Na rys. 7.42 przedstawiono wstępnie zaprojektowany segment narzędziowy, zabezpieczający realizację kształtowania odkuwki wałka pośredniego metodą WPK. Na rysunku tym podano również wymiary wsadu, niektóre wymiary odkuwki po pierwszej operacji oraz wartości parametrów kątowych opisujących geometrię powierzchni kształtujących i pomocniczych klinów. Dobierając kąty (kształtujący α i rozwarcia klina β) dla poszczególnych powierzchni

stosowano metodykę postępowania opisaną w rozdziale 6. Ze względu na geometrię odkuwki koniecznym było zastosowanie schematu walcowania z odcinaniem odpadów końcowych z ukształtowanymi lejami czołowymi. Odpady te ze względu na położenie na końcach odkuwki oraz wielkość średnicy (równą średnicy wsadu) spełniają w trakcie walcowania również rolę stabilizacyjną, zabezpieczając odkuwkę przed przekoszeniem.



Rys. 7.41. Odkuwka wałka pośredniego w wersji walcowanej

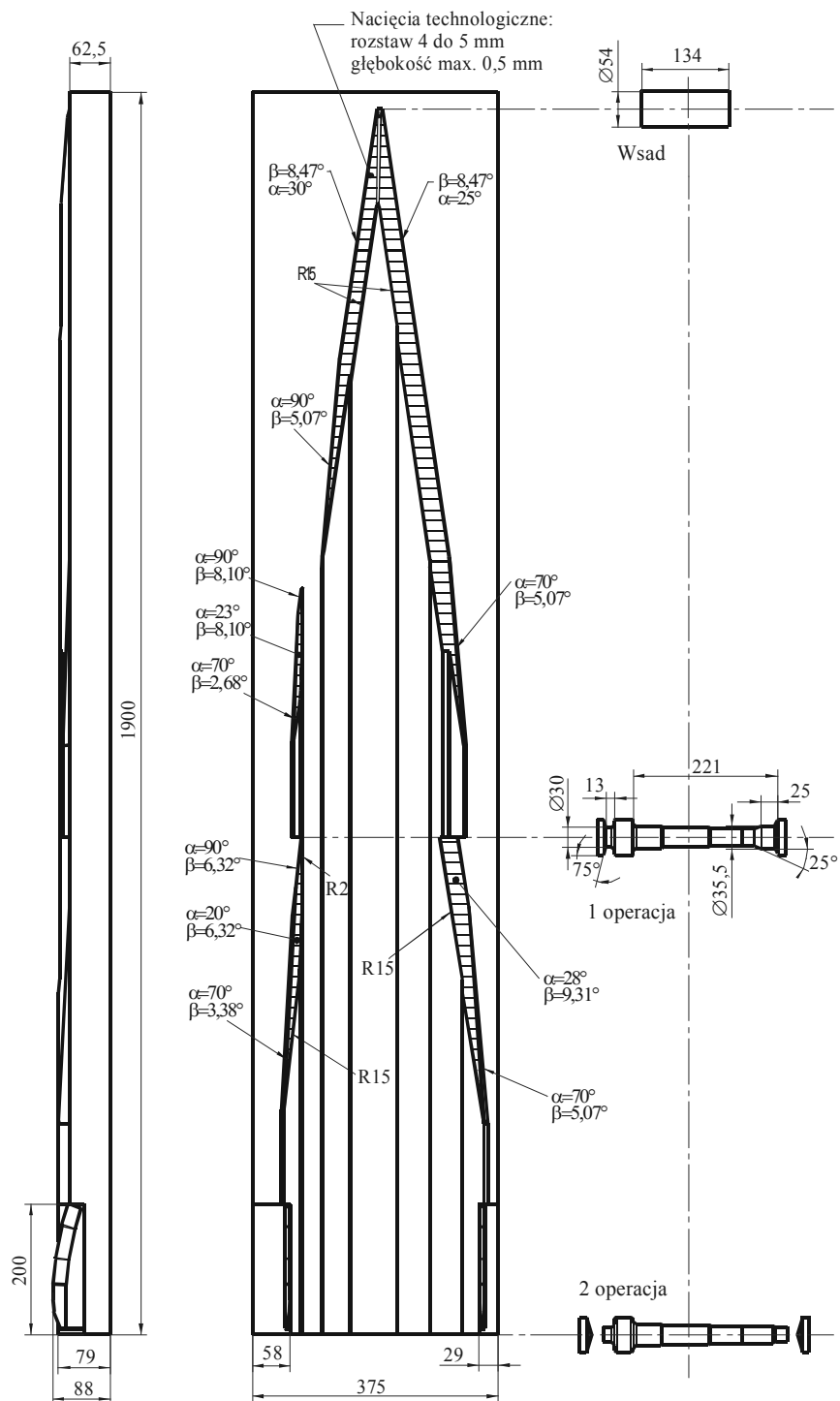
Do wstępnej weryfikacji poprawności kształtu zaprojektowanych segmentów narzędziowych wykorzystano modelowanie numeryczne. Symulacje poprzedzono badaniami plastometrycznymi [61, 262], w których ustalono model materiałowy stali w gatunku 19MnCr5G – materiału wałka pośredniego. W wyniku serii obliczeń optymalizacyjnych ustalono następującą postać równania konstytutywnego, badanej stali 19MnCr5G, w [MPa]:

$$\sigma_p = 2798,73 \cdot \varepsilon^{0,067} \cdot \exp(-0,047 \varepsilon) \cdot \dot{\varepsilon}^{0,140} \cdot \exp(-0,00296 T), \quad (7.9)$$

gdzie σ_p – granica plastyczności, ε – intensywność odkształcenia, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia.

Na podstawie wykonanych prób spęczania próbki walcowej, opisanych w pracy [262], uzyskano również informacje na temat warunków tarcia dla pary trącej stal 19MnCr5G – stal narzędziowa, w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. Stwierdzono, że w przypadku kształtowania przy temperaturze większej niż 1100°C czynnik tarcia na powierzchni styku tych materiałów przyjmuje wartość graniczną $m = 1,0$.

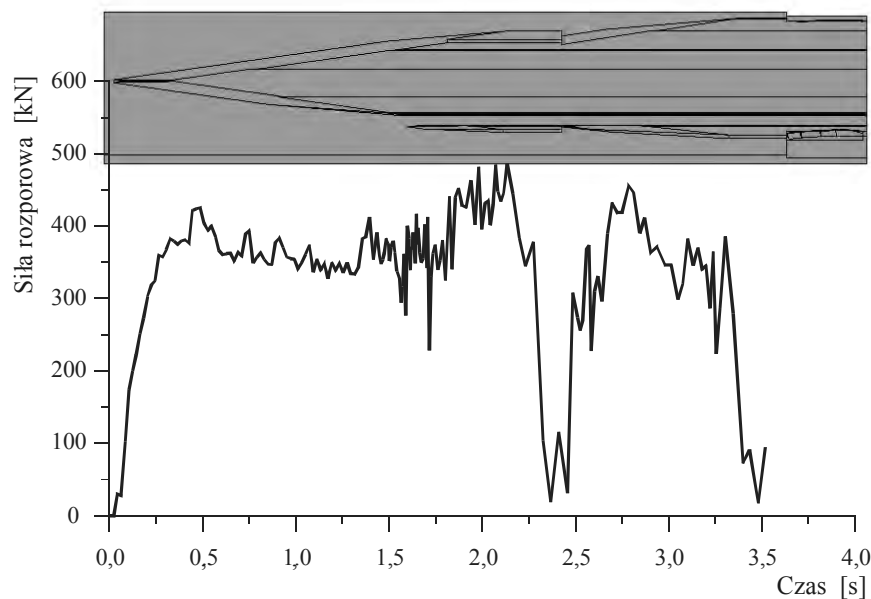
Pozostałe parametry przyjęte do obliczeń to: prędkość narzędzi 0,475 m/s, temperatura wsadu 1220°C, temperatura narzędzi 120°C, współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami 10000 W/m²K oraz współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem 100 W/m²K.



Rys. 7.42. Segment klinowy do walcowania odkuwki wałka pośredniego (w rozwinięciu)

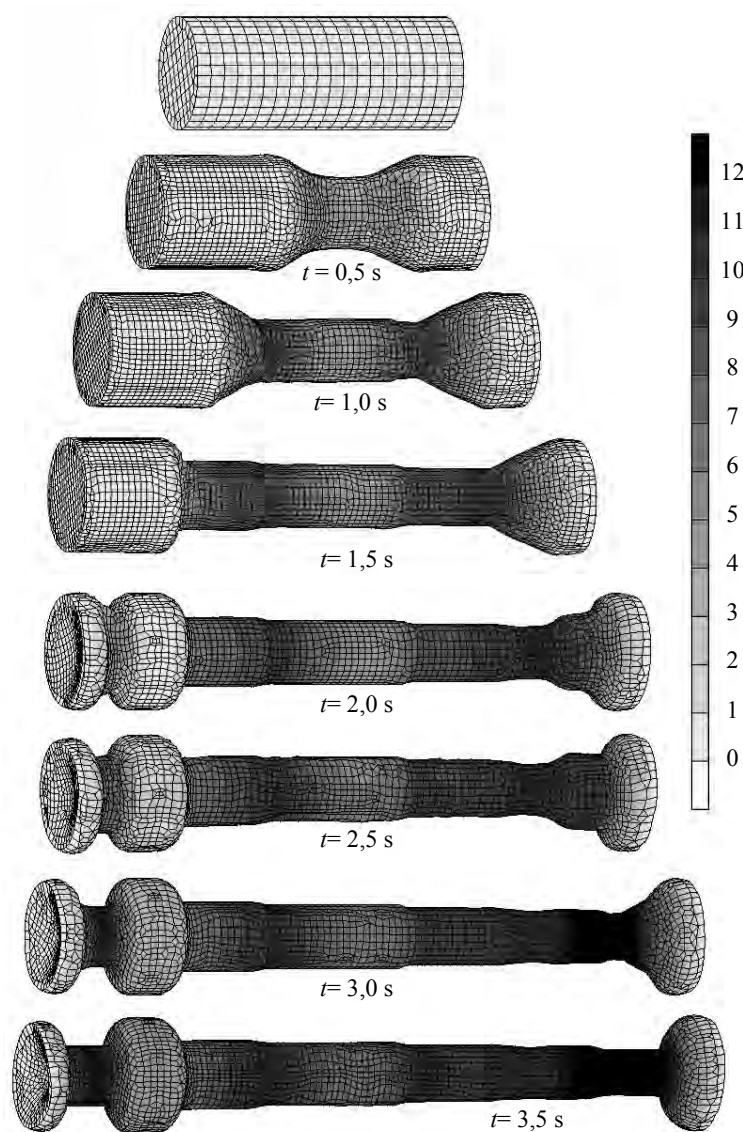
Na rys. 7.43 przedstawiono obliczony w wyniku przeprowadzonej symulacji numerycznej rozkład siły rozporowej (prostopadłej do powierzchni narzędzi). Natomiast na rys. 7.44 podano progresję kształtu odkuwki podczas walcowania. Ze względu na fakt, że skrajne stopnie odkuwki kształtowane są przy stopniach gniotu $\delta = 2,45$ proces walcowania przebiega w dwóch operacjach, które kończą się odpowiednio po upływie około 2,3 s oraz 3,4 s czasu walcowania. Po każdej operacji wsad jest kalibrowany na krótkim odcinku narzędzia. Cechą charakterystyczną kalibrowania jest spadek siły rozporowej widoczny na rysunku 7.43. Z danych zamieszczonych na rysunku 7.44 wynika, że intensywność odkształcenia jest tym większa im większa jest redukcja średnicy wałka. Występujące relatywnie duże wartości intensywności odkształcenia są efektem intensywnego płynięcia materiału w kierunku stycznym.

Dzięki wykonanej symulacji komputerowej stwierdzono także, że w procesie WPK nie wystąpi przemieszczanie odkuwki w kierunku osiowym, wywołane nierównomiernością sił osiowych (będących konsekwencją niesymetrycznego kształtu odkuwki).



Rys. 7.43. Rozkład siły rozporowej w procesie walcowania wałka pośredniego, obliczony w symulacji MES

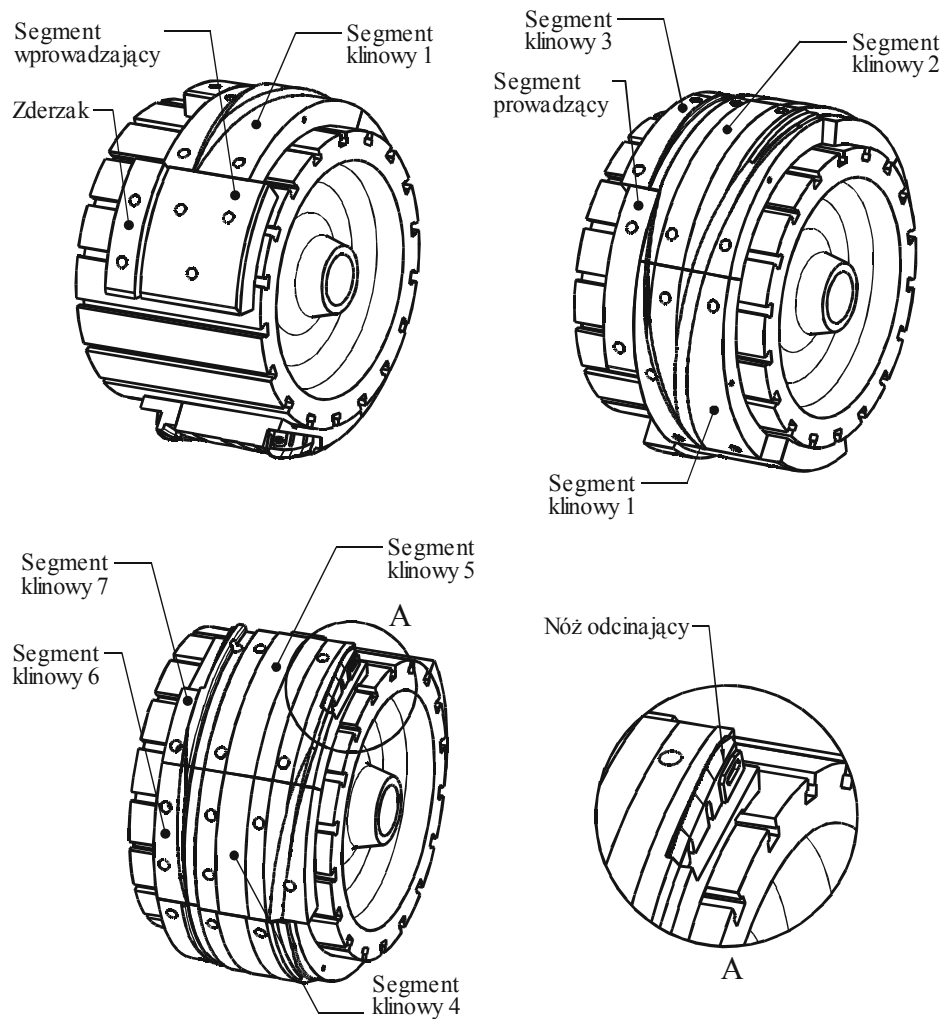
Dalszy etap prac związanych z zaprojektowaniem narzędzi stanowiło opracowanie dokumentacji konstrukcyjnej segmentów narzędziowych do WPK analizowanej odkuwki, z uwzględnieniem specyfiki kształtowania w walcarce ULS-70. Ważniejsze prace, które wykonano w tym zakresie to zmiana kształtu



Rys. 7.44. Progresja kształtu odkuwki wałka pośredniego, wraz z rozkładem intensywności odkształcenia, obliczona MES dla czasu t podanego na rysunku

narzędzi (wynikająca z krzywizny walców), podział narzędzi na poszczególne segmenty klinowe, wprowadzenie otworów pod śruby mocujące segmenty do walca. Oprócz tego opracowano dodatkowe segmenty tj. wprowadzający, prowadzący i zderzak, niezbędne do rozpoczęcia procesu kształtowania odkuwki. Ogólny widok kompletu produkcyjnych segmentów narzędziowych przedstawiono na rys. 7.45. Ponadto, zaprojektowano oprzyrządowanie uzupełniające,

niezbędne do realizacji procesu walcowania. W skład tego oprzyrządowania wchodzi listwy kierujące – przytrzymujące odkuwkę w czasie walcowania w przestrzeni międzywalcowej oraz noże odcinające, służące do oddzielania odpadów końcowych.



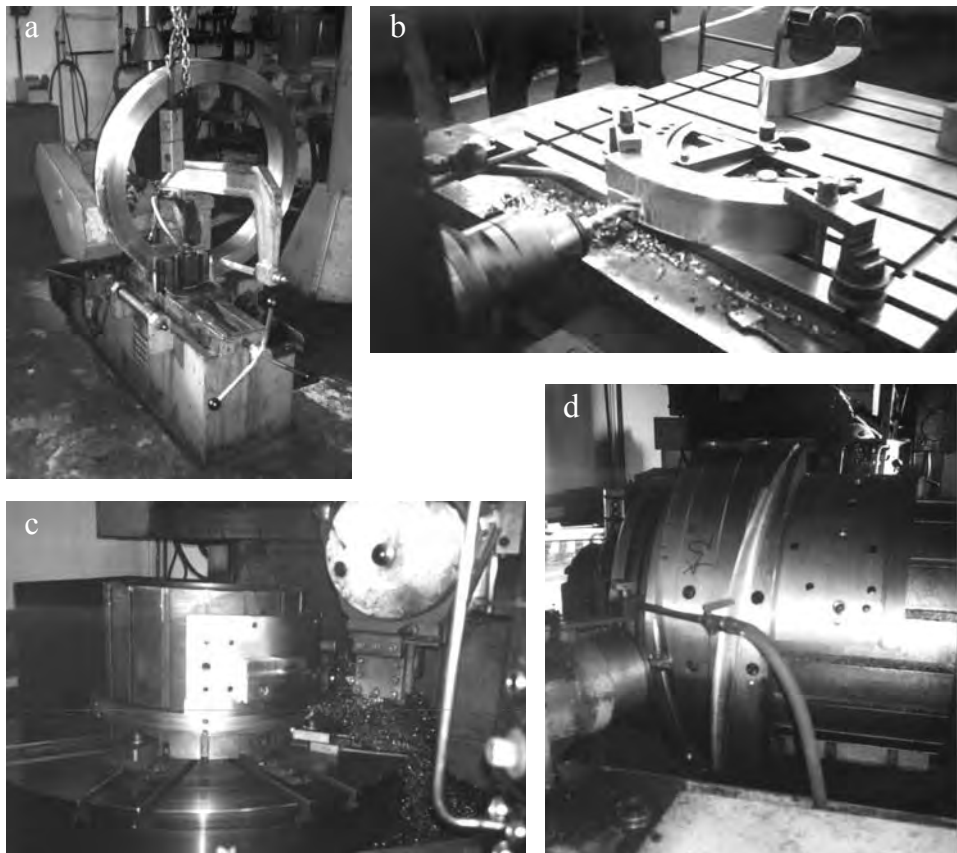
Rys. 7.45. Widok walca klinowego, w wersji na walcarkę ULS-70, do kształtowania odkuwki wałka pośredniego

Segmenty narzędziowe wykonywano z pierścieni, odkutych ze stali w gatunku WCL. Pierścienie te poddawano obróbce mechanicznej, obejmującej następujące operacje:

- obróbkę zgrubną,
- przecinanie na segmenty,

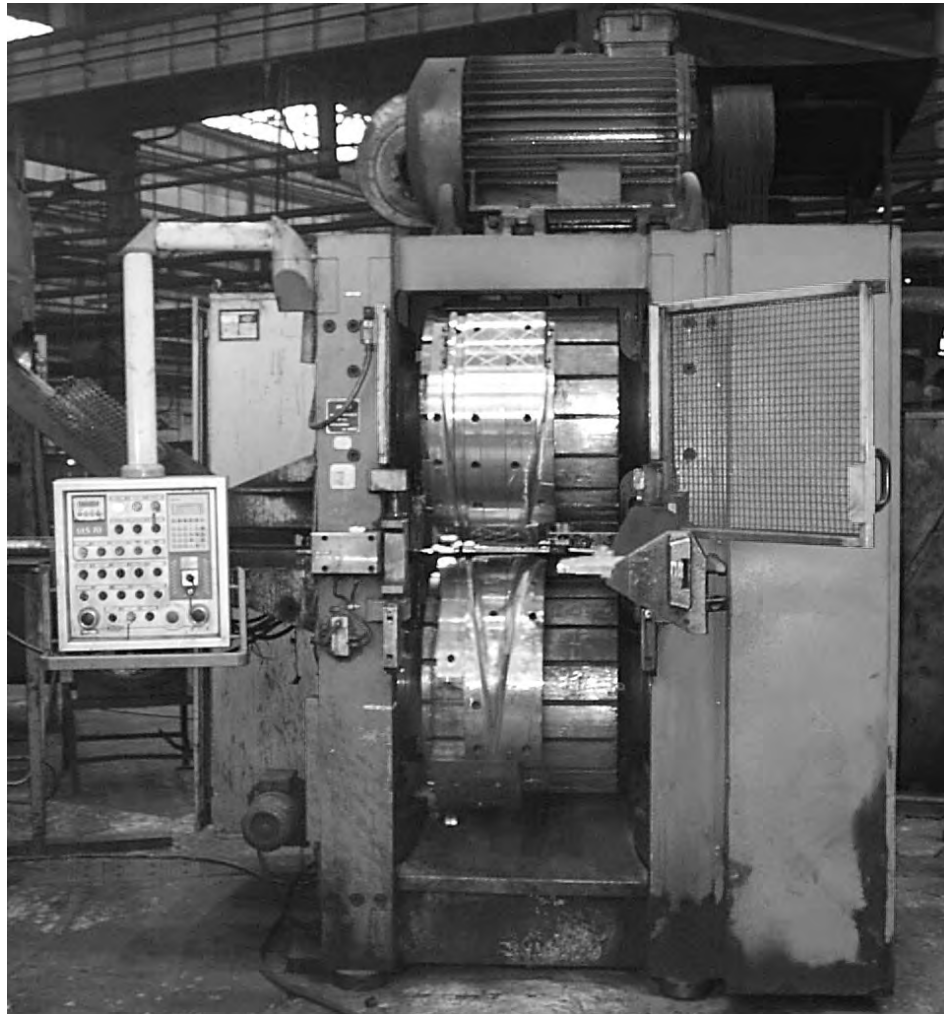
- frezowanie powierzchni czołowych,
- wiercenie otworów,
- wytaczanie zarysu segmentu na całej jego długości,
- frezowanie powierzchni śrubowych klinów,
- wykonanie nacięć technologicznych na powierzchniach kształtujących klinów.

Wybrane etapy wykonania produkcyjnych segmentów klinowych przedstawiono na rys. 7.46.



Rys. 7.46. Podstawowe etapy wykonywania segmentu klinowego, zabezpieczającego produkcję odkuwki wałka pośredniego: a) cięcie pierścienia na segmenty; b) wiercenie otworów w segmencie; c) wytaczanie zarysu poprzecznego klina, na całej długości segmentu; d) frezowanie powierzchni śrubowych klinów

Próby warsztatowe wykonane w walcierce ULS-70, wyposażonej w wykonane segmenty narzędziowe (rys. 7.47), wykazały poprawność przyjętego rozwiązania. Otrzymana w trakcie prób odkuwka wałka pośredniego (rys. 7.48) miała bowiem wymiary mieszczące się w założonych tolerancjach.



Rys. 7.47. Walcarka ULS-70, z walcami klinowymi do walcowania odkuwki wałka pośredniego



Rys. 7.48. Odkuwka wałka pośredniego odwalcowana, w czasie prób warsztatowych, narzędziami w stanie miękkim

Po potwierdzeniu poprawności kształtu narzędzi poddano je obróbce cieplno-chemicznej, celem uzyskania żywotności na poziomie 60000 odwalowań, polegającej na hartowaniu, podwójnym odpuszczaniu i azotowaniu.

Opracowana na potrzeby wytwarzania odkuwki wałka pośredniego nowa technologia kształtowania (bazująca na procesie WPK) obejmowała następujące operacje: cięcie wsadów, nagrzewanie wsadów, walcowanie wałka, obróbkę cieplną wałka, szlifowanie pod odcisk, sprawdzanie twardości, szlifowanie pozostałości po odcięciu końców, śrutowanie powierzchni, prostowanie na zimno, kontrolę ultradźwiękową na obecność wad wewnętrznych. Poniżej przedstawia się krótką charakterystykę poszczególnych operacji.

- Cięcie wsadów. Operacji cięcia poddaje się pręty okrągłe łuszczone $\varnothing 55^{+0,74}_{-0}$ mm, o maksymalnej twardości do 255 HB. Operacja ta jest wykonywana w nożycy ScPK315, o: maksymalnej sile tnącej 3150 kN, liczbie skoków w zakresie $14 \div 28 \text{ min}^{-1}$ i poborze mocy do 20 kW. Wsad tnie się na masę 2,3 kg.
- Nagrzewanie wsadów wykonuje się w specjalnie skonstruowanej nagrzewnicy indukcyjnej o mocy 500 kW, o przekroju induktora $\varnothing 55$ mm i wydajności 1000 kg/h. Cykl podawania wsadów dostosowany jest do cyklu walcowania. Temperaturę nagrzewania ustalono na $1220 \pm 20^\circ\text{C}$. Nagrzewnica wyposażona jest również w segregator wsadów o zbyt dużej oraz o zbyt małej temperaturze nagrzania. Pierwsze z nich gromadzone są w pojemniku na odpady, natomiast drugie poddaje się śrutowaniu i ponownemu nagrzewaniu. Sterowanie pracą nagrzewnicy odbywa się z konsoli walcarki.
- Walcowanie wałka. Nagrzane do właściwej temperatury walcowania wsady zsuwają się rynną do przestrzeni wejściowej walcarki. Obecność wsadu identyfikowana jest fotokomórką, której sygnał uruchamia siłownik wprowadzający wsad (odcinek pręta) w przestrzeń roboczą między walcami. Przed wykonaniem ruchu roboczego walców następuje jeszcze jeden pomiar temperatury wsadu. W przypadku, gdy temperatura ta jest mniejsza od zadanej wartości walcarka jest unieruchamiana. Walcowanie ciągle prowadzi się w cyklu automatycznym. Odcięte odpady końcowe spadają na podajnik, który transportuje je do pojemnika z odpadami. Odwalcowany wyrób spada na stół walcarki skąd przenoszony jest (kleszczami) przez kowala do pojemnika. Odkuwki studzi się powoli w spokojnym powietrzu.
- Obróbka cieplna odwalcowanych wałków (wyżarzanie izotermiczne), szlifowanie pod odcisk i sprawdzenie twardości wykonuje się w taki sam sposób jak w technologii uprzedniej – kucia wałków w układzie podwójnym.
- Szlifowanie pozostałości po obcięciu końców. W trakcie tej operacji usuwa się pozostałości na powierzchniach czołowych, powstające podczas odcinania odpadów końcowych. W zależności od ustawienia noży wielkość pozostałości waha się w przedziale $0 \div 3$ mm. Szlifowanie wykonuje się na szlifierce tarczowej SZD400, o prędkości obrotowej 1590 obr/min., poprzez

dociskanie wałka do tarczy szlifierskiej w czasie umożliwiającym całkowite usunięcie pozostałości.

- Śrutowanie powierzchni prowadzące do ich oczyszczenia ze zgorzeliny wykonuje się w agregacie typu PANGRORN. Załadunek i wyładunek odkuwek odbywa się w sposób mechaniczny. Jednorazowa partia odkuwek podlegająca oczyszczaniu wynosi 2500 kg, przy długości cyklu pracy od 30 do 40 min.
- Prostowanie na zimno. Operację tę wykonuje się w celu zmniejszenia bicia promieniowego do wartości mniejszej od granicznej, równej 0,8 mm. Prostowanie przeprowadza się na prasie PMS100 we wkładkach profilowych do prostowania na zimno. Polega ono na umieszczeniu wałka we wkładce dolnej i następnym jego sprasowaniu trzema suwami prasy, z każdorazowym obrotem wałka o 90°. Zastosowanie potrójnego ruchu suwaka wynika z braku możliwości identyfikacji kierunku ugięcia osi odkuwki walcowanej, inaczej niż ma to miejsce przy kuciu matrycowym na prasie.
- Kontrola ultradźwiękowa na obecność wad wewnętrznych. Wykonywana jest ona w celu wyeliminowania odkuwek z wadami wewnętrznymi. Kontroli podlega 100% produkcji i realizowana jest ona na defektoskopie ECHOGRAPH 1030, wyposażonym w układ czterech głowic nadawczo-odbiorczych.

Analiza danych z procesu walcowania partii próbnej pozwoliła na dokonanie porównania, pod względem ekonomicznym, technologii WPK z dotychczas stosowanym procesem wytwórczym odkuwki wałka pośredniego – kuciem w gnieździe prasy o nacisku 25 MN.

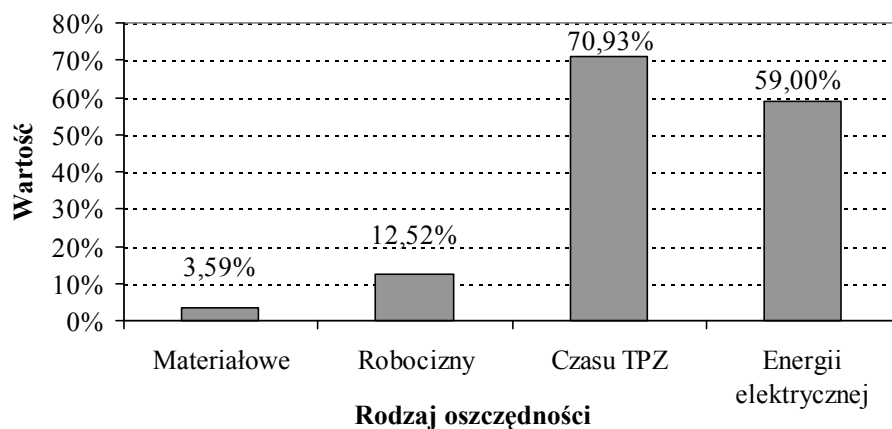
Na podstawie uzyskanych danych stwierdzono, że zmieniając proces wytwórczy uzyskuje się oszczędność materiałową 0,086 kg na 1 sztuce wyrobu. Przy czym zasadniczą część oszczędności (0,070 kg) otrzymano obniżając masę odkuwki. Oznacza to, że w nowej technologii wykonania zmniejszeniu uległy naddatki obróbcze na wymiary średnicowe i długościowe odkuwki. Tym samym zmniejszeniu uległ koszt związany z dalszą obróbką mechaniczną wałka. Natomiast tylko nieznacznie zmniejszono naddatek materiału (z 0,555 kg do 0,550 kg) związany z technologią kształtowania. W przypadku kucia naddatek ten obejmował masę materiału idącego w wypływkę. Natomiast w procesie WPK naddatkiem jest materiał usuwany w odcinanych końcach wyrobu, spełniających również rolę stabilizacyjną w procesie walcowania. Tak nieznaczne oszczędności naddatku technologicznego materiału są wynikiem stosowania w dotychczasowej technologii jednoczesnego kucia dwóch odkuwek, dzięki czemu ograniczona była do minimum ilość materiału idącego w wypływkę. Dalsze oszczędności materiałowe są wynikiem zmniejszenia normy zużycia materiału o 0,011 kg (w związku z mniejszymi odpadami końcowymi, występującymi na etapie cięcia wsadów). Przyjmując, że ilość odkuwek wałka pośredniego oscyluje wokół

100.000 szt./rok można oczekiwać, że oszczędności materiałowe (wynikające z zastosowania technologii WPK) wyniosą powyżej 8 t/rok.

Oprócz oszczędności materiałowych wprowadzenie WPK spowodowało uproszczenie procesu wytwarzania odkuwki wałka pośredniego. Wyeliminowano operacje kuźniczego walcowania wzdłużnego, kucia w 4 operacjach oraz okrawania wypłytki – w miejsce których wprowadzono walcowanie poprzeczne na gotowo i prostowanie odkuwki. W konsekwencji obniżeniu uległy koszty robocizny o 12,52%. Ponadto znacznie obniżono pracochłonność związaną z przygotowaniem procesu produkcyjnego odkuwek. Świadczy o tym odnotowana oszczędność czasu przygotowawczo – zakończeniowego, która wyniosła aż 70,92%.

Największe oszczędności osiągnięto jednakże w związku ze zmniejszeniem ilości energii elektrycznej zużywanej w procesie wytwarzania odkuwek wałka pośredniego. Mianowicie zużycie energii obniżono o 59,00%. Główne źródła zmniejszenia zużycia energii to zmiana nagrzewania (oszczędność 41,49%) oraz zmiana procesu kucia na WPK (oszczędność 16,89%).

Ważniejsze źródła oszczędności związanych z wprowadzeniem technologii WPK do kształtowania odkuwki wałka pośredniego, zilustrowano graficznie na rys. 7.49.



Rys. 7.49. Ważniejsze oszczędności odnotowane w związku ze zmianą technologii kształtowania z kucia na WPK

7.3.3. Odkuwki kul

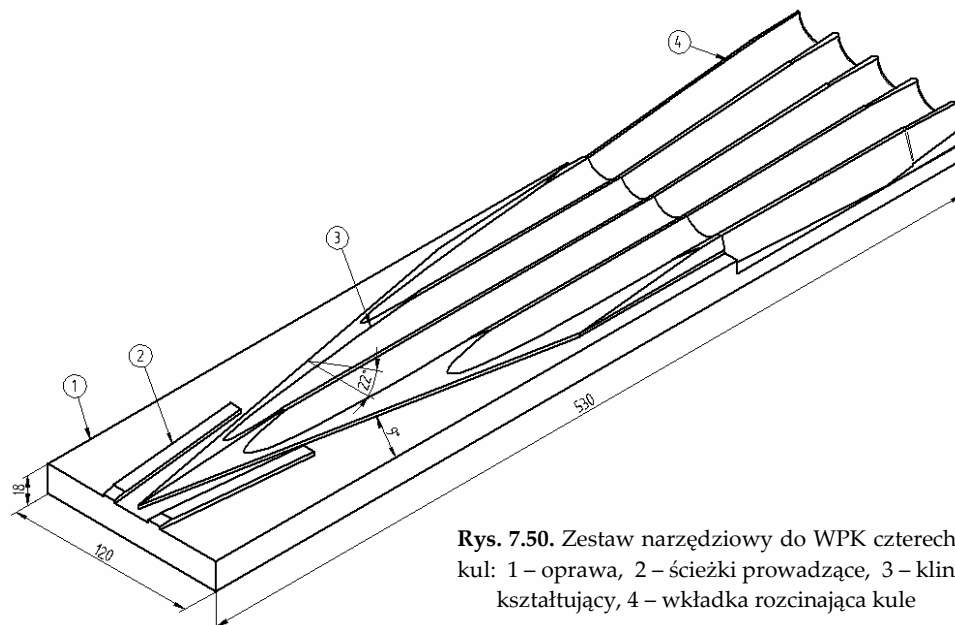
Kule są obecnie powszechnie stosowane w przemyśle maszynowym, np. w łożyskach oraz młynach. Wykonuje je się na ogół z półfabrykatów otrzymywanych w procesie kucia matrycowego (na prasach bądź kuźniarkach), lub walcowania w walcarkach śrubowych (w przypadku produkcji masowej). Wydaje się,

że WPK może stanowić pomost między tymi dwiema technologiami wytwarzania, zabezpieczając produkcję kul w zakresie serii powyżej 10000 szt., dla których nieopłacalne jest jeszcze wykorzystanie walcowania poprzecznego walcami śrubowymi. Ze względów ekonomicznych uzasadnione jest wówczas kształtowanie w jednym przejściu kilku kul, których ilość ograniczona jest jedynie szerokością stosowanego klina.

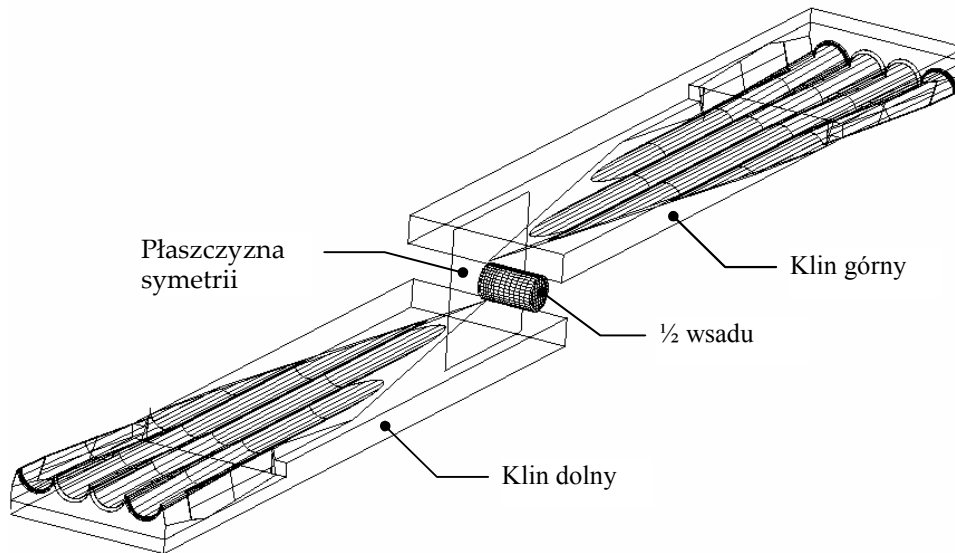
Dla potwierdzenia możliwości zastosowania procesu WPK do wytwarzania wyrobów typu kula w Politechnice Lubelskiej przeanalizowano proces jednoczesnego kształtowania czterech kul, o średnicy $\varnothing 25$ mm. Dobór obiektu badań poddyktowany był gabarytami narzędzi klinowych, w które można było uzbroić walcarkę klinową LUW-2 (rys. 1.21) znajdującą się w Politechnice Lubelskiej.

Na rys. 7.50 pokazano zestaw narzędziowy zaprojektowany dla analizowanego procesu WPK. W oprawie 1 montowany jest klin 3, służący do odwalcowania kul połączonych ze sobą cylindrami o średnicy $\varnothing 13$ mm. Rozcięcie kul wykonywane jest jednocześnie (równolegle) za pomocą wkładki rozcinającej 4. Całości konstrukcji narzędzi dopełniają ścieżki prowadzące 2, mające za zadanie ustabilizowanie wsadu w początkowej fazie walcowania.

Korzystając z zaprojektowanego zestawu narzędziowego opracowano model geometryczny procesu WPK, który pokazano na rys. 7.51. W skład modelu wchodzi dwa identyczne narzędzia (przemieszczające się przeciwnie z prędkością 0,135 m/s każdy), wsad oraz płaszczyzna symetrii (wykorzystana do ograniczenia analizy do dwóch kul). W obliczeniach założono, że kule walcowane są ze stali w gatunku C45, której model materiałowy przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm. Ponadto założono, że tarcie na powierzchni kontaktu materiałów



Rys. 7.50. Zestaw narzędziowy do WPK czterech kul: 1 – oprawa, 2 – ścieżki prowadzące, 3 – klin kształtujący, 4 – wkładka rozcinająca kule

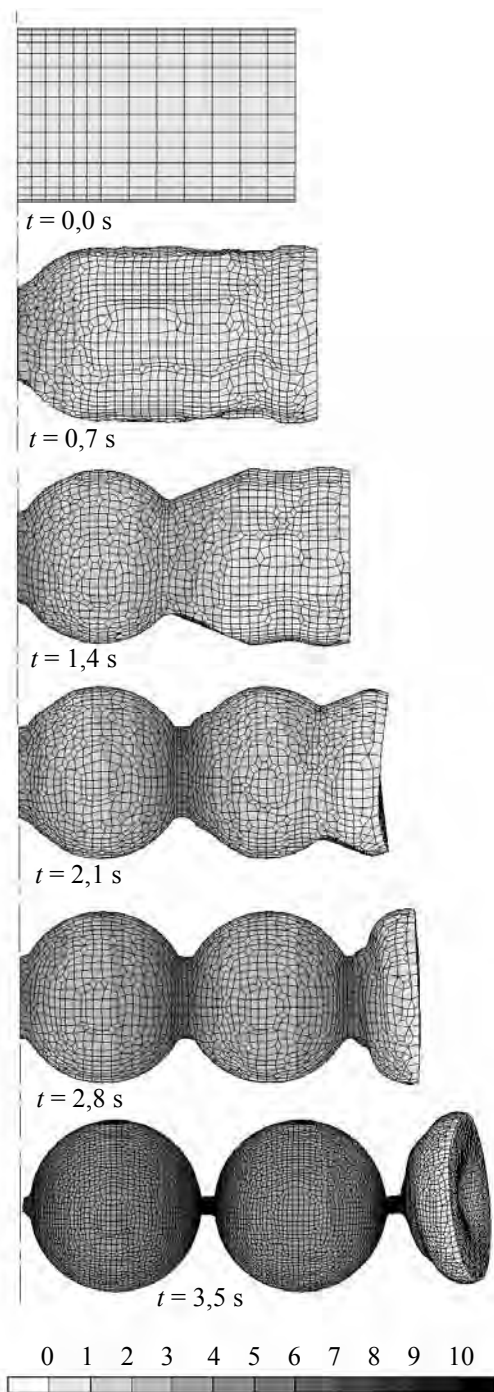


Rys. 7.51. Model MES procesu WPK czterech kul SØ25 mm, wykorzystujący symetrię procesu

– narzędzia opisane jest prawem tarcia stałego uzależnionego od prędkości poślizgu metalu, przyjmując jednocześnie maksymalną wartość czynnika tarcia $m = 1$. Pozostałe parametry zastosowane w obliczeniach obejmują: temperaturę wsadu 1150°C , temperaturę narzędzi 150°C , współczynnik wymiany ciepła między metalem a narzędziami $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$.

Bazując na opracowanym modelu procesu WPK wykonano symulację numeryczną jednoczesnego walcowania czterech kul. Na rysunku 7.52 pokazano jak zmienia się progresja kształtu odkuwek kul w trakcie walcowania. Z danych przedstawionych na tym rysunku jednoznacznie wynika, iż stosując WPK możliwe jest kształtowanie kilku kul w jednym przejściu. Wcześniejsze zakończenie obliczeń przy $t = 3,5 \text{ s}$ (całkowity planowany czas procesu wynosił $3,9 \text{ s}$) było następstwem wystąpienia rozdzielenia kul, co jest dobrze widoczne na rysunku 7.53. Bowiem, zastosowane w obliczeniach oprogramowanie MSC.SuperForm 2005 umożliwia kontynuację obliczeń, w przypadku gdy dojdzie do separacji metalu, tylko w warunkach płaskiego lub osiowo-symetrycznego stanu odkształcenia.

Zgodnie z oczekiwaniami największe odkształcenia występują w pobliżu miejsc, w których następuje rozdzielenie kul (rys. 7.53). Odkształcenia zmniejszają się w kierunku do środka kul, gdzie osiągają wartości najmniejsze. Ponadto na podstawie wykonanych obliczeń stwierdza się, że największe naprężenia średnie również występują w centrach kul. Zatem te miejsca należy uznać za najbardziej narażone na możliwość wystąpienia pęknięć wewnętrznych. Jednocześnie wykonane obliczenia wykazały, że w tych częściach odkuwek tempera-

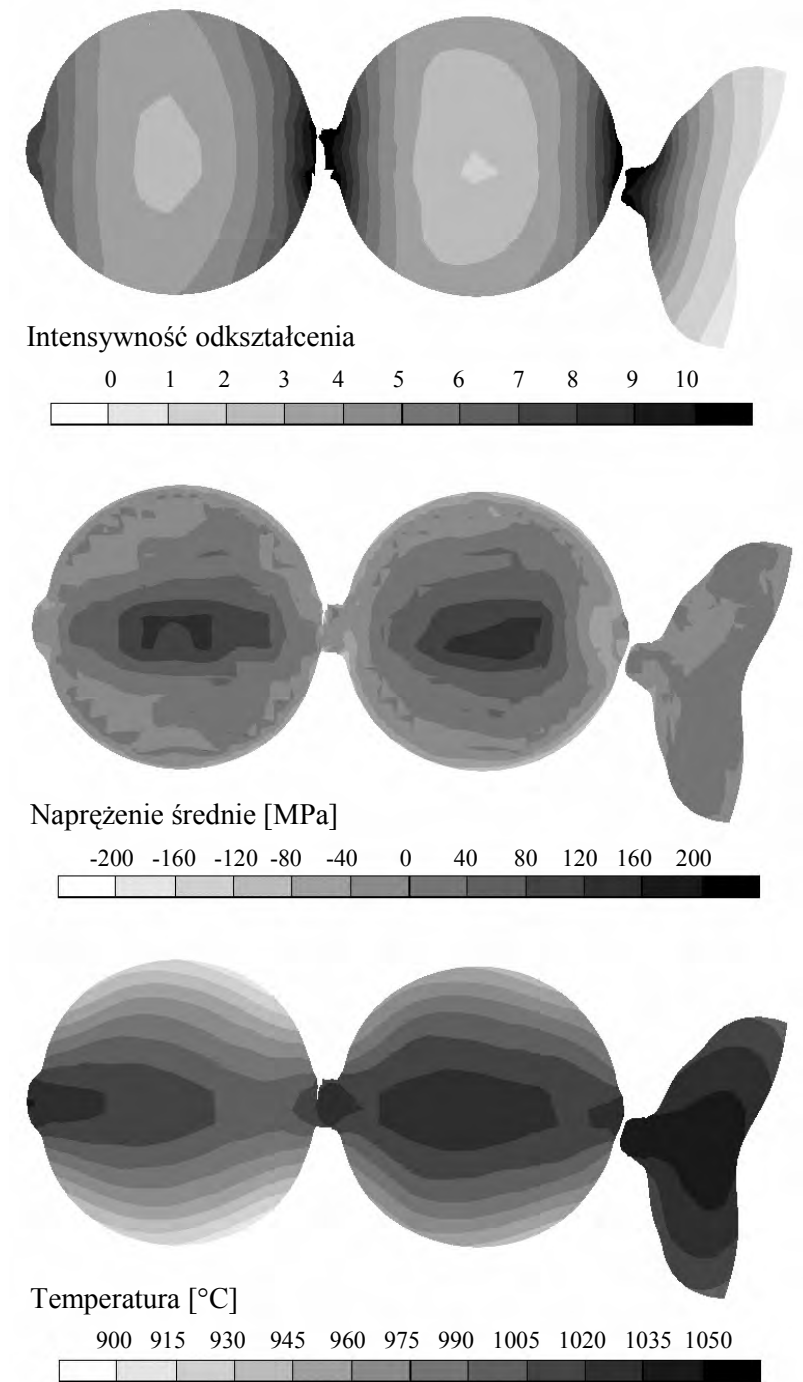


Rys. 7.52. Progresja kształtu i rozkład intensywności odkształcenia w kulach kształtowanych metodą WPK

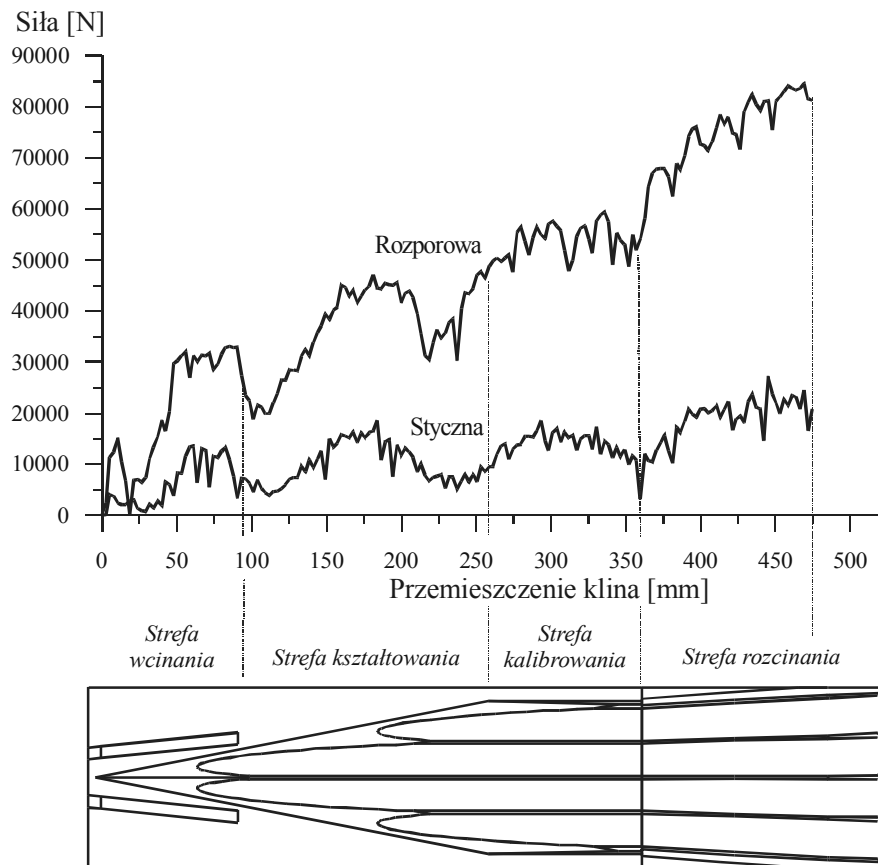
tura metalu jest największa, co jest korzystne i łagodzi skutki niepożądanego oddziaływania naprężeń rozciągających.

Dzięki zastosowaniu MES wyznaczono również rozkłady sił (stycznej i rozporowej) występujących podczas procesu walcowania. Zgodnie z rys. 7.54 siły te zwiększają się wraz z zaawansowaniem procesu. Jest to efektem nie tylko rozszerzania strefy kształtowania, ale również obniżenia temperatury metalu walcowanego. Wzrost sił przebiega w sposób wahadłowy, co jest efektem zmieniającego się podczas walcowania gniotu. Taki przebieg sił nie występuje w tradycyjnych procesach WPK, a zatem jest charakterystyczny dla procesu WPK kilku kul jednocześnie. Analiza wartości sił, zamieszczonych na rys. 7.54, wykazała, że ich wartości maksymalne są prawie dwukrotnie mniejsze od tych, które można uzyskać w walcierce LUW-2. Tym samym potwierdzono możliwość kształtowania kul w warunkach laboratoryjnych Politechniki Lubelskiej.

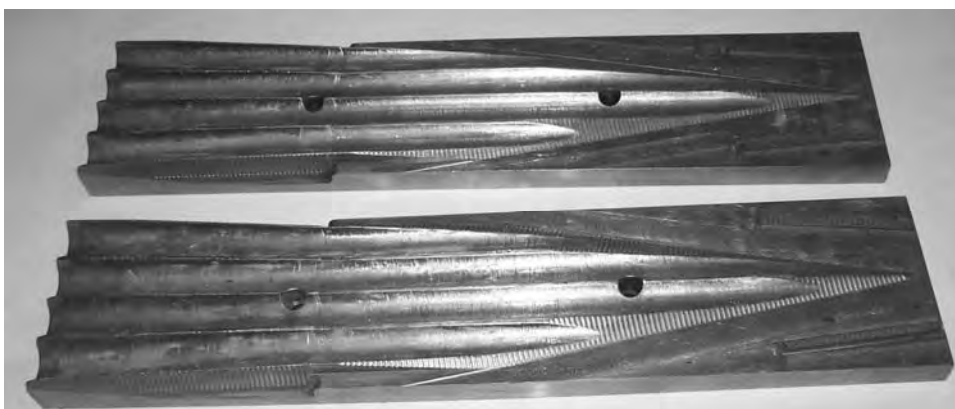
Wykonane na potrzeby badań doświadczalnych narzędzia (pokazane na rys. 7.55), mają parametry zgodne z wyszczególnionymi na rys. 7.50. Dla zabezpieczenia przed poślizgiem na powierzchniach bocznych klinów wykonano nacięcia technologiczne.



Rys. 7.53. Rozkłady intensywności odkształcenia, napężenia średniego i temperatury obliczone w przekrojach wzdłużnych kul otrzymanych metodą WPK



Rys. 7.54. Rozkłady sił obliczone dla analizowanego procesu WPK czterech kul $\varnothing 25$ mm



Rys. 7.55. Segmenty narzędziowe zastosowane do walcowania kul $\varnothing 25$ mm

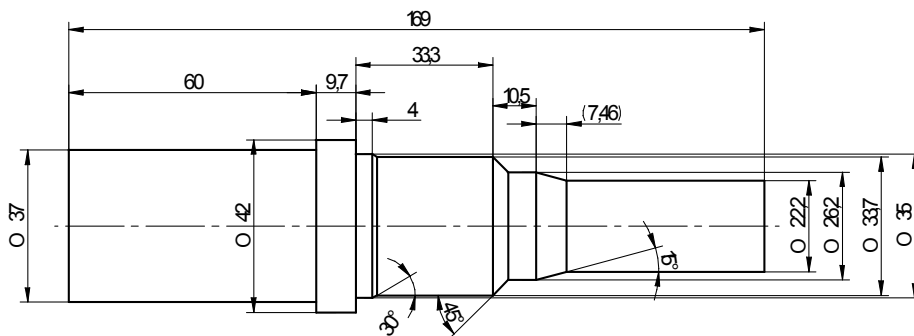
Wykonane badania doświadczalne w pełni potwierdziły możliwość walcowania kul w oparciu o metodę WPK. Odwalcowane kule, z których jedną pokazano na rys. 7.56, były wolne od wad i charakteryzowały się dużą dokładnością wykonania.



Rys. 7.56. Kula S $\varnothing$ 25 mm, odwalcowana w badaniach laboratoryjnych

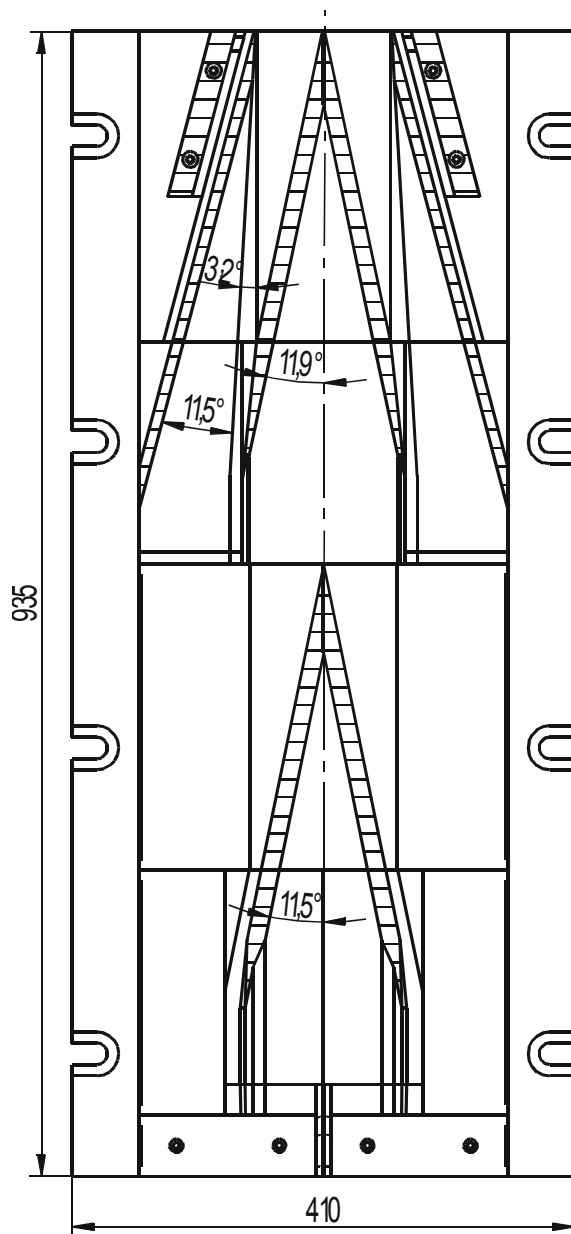
7.3.4. Odkuwka wałka sprzęgła

Kolejnym wyrobem, który można wytwarzać metodą WPK jest odkuwka wałka sprzęgła pokazana na rys. 7.57. Półwyrób ten charakteryzuje znaczna dysproporcja wymiarów średnicowych, opisujących jego stopnie skrajne. Tak duże różnice wymiarowe powodować mogą zaburzenia w stabilności obtaczania się odkuwki podczas walcowania. Zatem za uzasadnione uznano przeanalizowanie możliwości kształtowania odkuwki sprzęgła w układzie podwójnym (części połączone są ze sobą stopniami walcowymi charakteryzowanymi średnicą $\varnothing 22,2$ mm), w którym dodatkowo występuje (ze względu na symetryczny kształt) korzystne znoszenie się składowych sił walcowania działających w kierunku osiowym.



Rys. 7.57. Odkuwka wałka sprzęgła

Proces WPK odkuwki wałka sprzęgła (kształtowanej w układzie podwójnym) analizowano przyjmując, że będzie on realizowany w walcierce SP-IH 2000 (tab. 1.5) produkowanej przez firmę „Beltechnologia & M”. Założenie takie wymagało ograniczenie w długości narzędzia, która nie mogła być większa niż 940 mm. Ponadto, długość odkuwek kształtowanych w tej walcierce nie może być



Rys. 7.58. Segment klinowy zabezpieczający proces WPK odkuwki wałka sprzęgła, kształtowanej w układzie podwójnym

większa niż 320 mm. Tymczasem podwojona długość odkuwki wałka sprzęgła (z uwzględnieniem naddatku na rozcięcie półwyrobów) przekracza 340 mm. W związku z tym przyjęto, że kształtowanie odkuwek (w początkowej fazie procesu WPK) realizowane będzie metodą równoległą, pozwalającą na skuteczne skrócenie długości narzędzia walcującego. Na rys. 7.58 pokazano narzędzie klinowe, które miało zabezpieczać proces WPK odkuwek wałka sprzęgła, kształtowanych w układzie podwójnym w walcarce SP-IH 2000.

W celu sprawdzenia poprawności przyjętego rozwiązania przeprowadzono analizę numeryczną procesu WPK wałka sprzęgła, kształtowanego za pomocą narzędzi pokazanych na rys. 7.58. Obliczenia wykonano w programie MSC. SuperForm 2005 przyjmując, że kształtowany materiał to stal w gatunku C45. Model materiałowy tej stali przyjęto z biblioteki oprogramowania. Ponadto, założono termomechaniczny schemat obliczeń, realizowanych przy założeniu, że

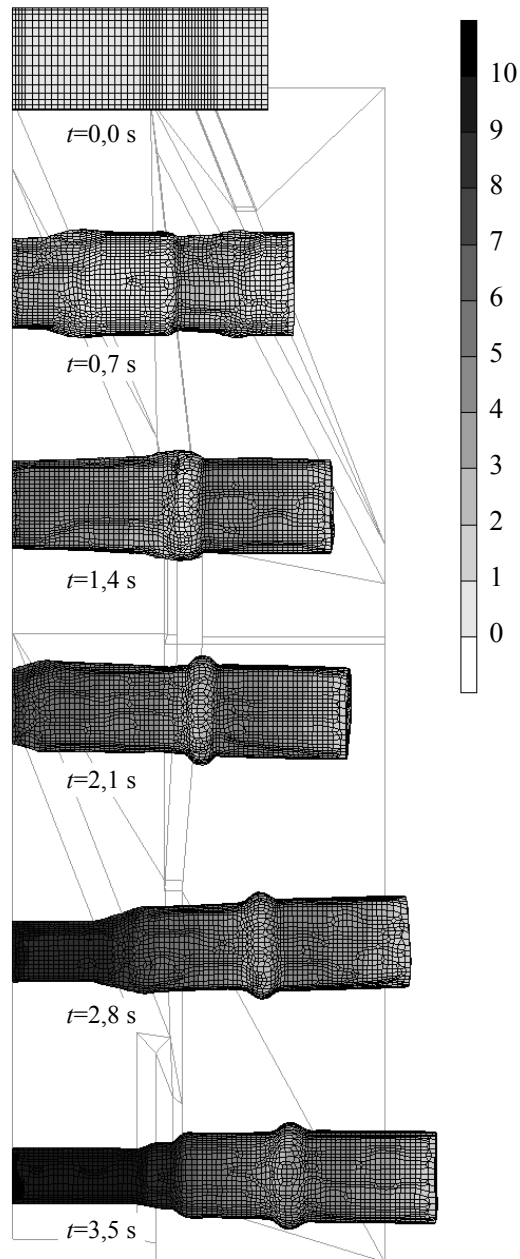
materiał przed walcowaniem nagrzewany jest do temperatury 1150°C, zaś temperatura narzędzi podczas kształtowania jest stała i wynosi 150 °C. Pozostałe pa-

rametry (dotyczące wymiany ciepła oraz tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie) przyjmowano podobnie jak w omawianych uprzednio rozdziałach opracowania. Dla uproszczenia analizy ograniczono się tylko do jednej odkuwki wałka.

Na rys. 7.59 pokazano jak zmienia się kształt odkuwki wałka sprężgła, walcowanej w układzie podwójnym. Na rysunku tym zaznaczono również zmiany intensywności odkształcenia następujące w trakcie procesu walcowania odkuwki wałka sprężgła.

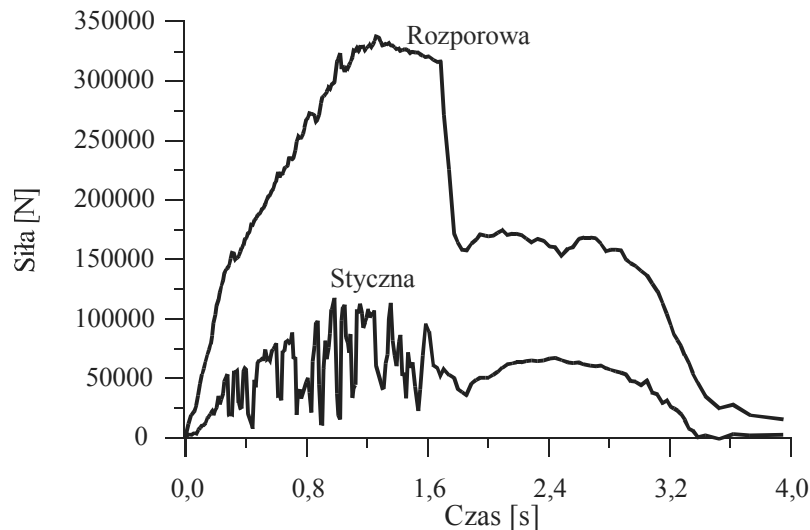
Z danych zamieszczonych na rys. 7.59 wynika, iż analizowana odkuwka powinna być ukształtowana w sposób prawidłowy za pomocą narzędzi zaprojektowanych. Równocześnie widać, iż największe odkształcenia występują w centralnej części odkuwek (kształtowanych w układzie podwójnym), a zatem tam gdzie ma miejsce największa redukcja przekroju poprzecznego odkuwki.

W trakcie obliczeń numerycznych wyznaczono również rozkłady sił działających na narzędzie klinowe, tj. rozporowej (prostopadłej do powierzchni kalibrującej klina) oraz stycznej (wciskającej klin). Rozkłady te pokazano na rys. 7.60. Na podstawie wykonanych obliczeń można stwierdzić, iż w pierwszej fazie kształtowania (podczas



Rys. 7.59. Progresja kształtu i rozkład intensywności odkształcenia w procesie walcowania odkuwki wałka sprężgła, kształtowanego w układzie podwójnym (z wykorzystaniem symetrii procesu)

walcowania równoległego) siły przyjmują około dwukrotnie większe wartości, niż podczas walcowania w fazie drugiej. Równocześnie wyniki wykonanych obliczeń pokazują, że siły w analizowanym procesie WPK nie przekraczają wartości jakie mogą wystąpić podczas walcowania w walcarce SP-IH 2000.



Rys. 7.60. Rozkłady siły walcowania w procesie WPK kształtowania odkuwki wałka sprzęgła kształtowanego w układzie podwójnym

Bazując na wynikach uzyskanych z analizy numerycznej przyjęto, iż proces WPK wałka sprzęgła powinien zakończyć się sukcesem. W związku z tym wykonano zestawy narzędzi klinowych (zgodne z rys. 7.58), które wykorzystano w próbach doświadczalnych procesu WPK odkuwek wałka sprzęgła walcowanego w układzie podwójnym (rys. 7.61).



Rys. 7.61. Narzędzia klinowe, do walcowania odkuwki sprzęgła (w układzie podwójnym), zabudowane w walcarce SP-IH 2000

W efekcie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono, że proces WPK odkuwek wałka sprzęgła (kształtowanych narzędziami o geometrii podanej na rys. 7.58) jest nieefektywny. Odkuwki kształtowane (rys. 7.62) ulegają niepożądanemu wygięciu oraz zawalcowaniom.



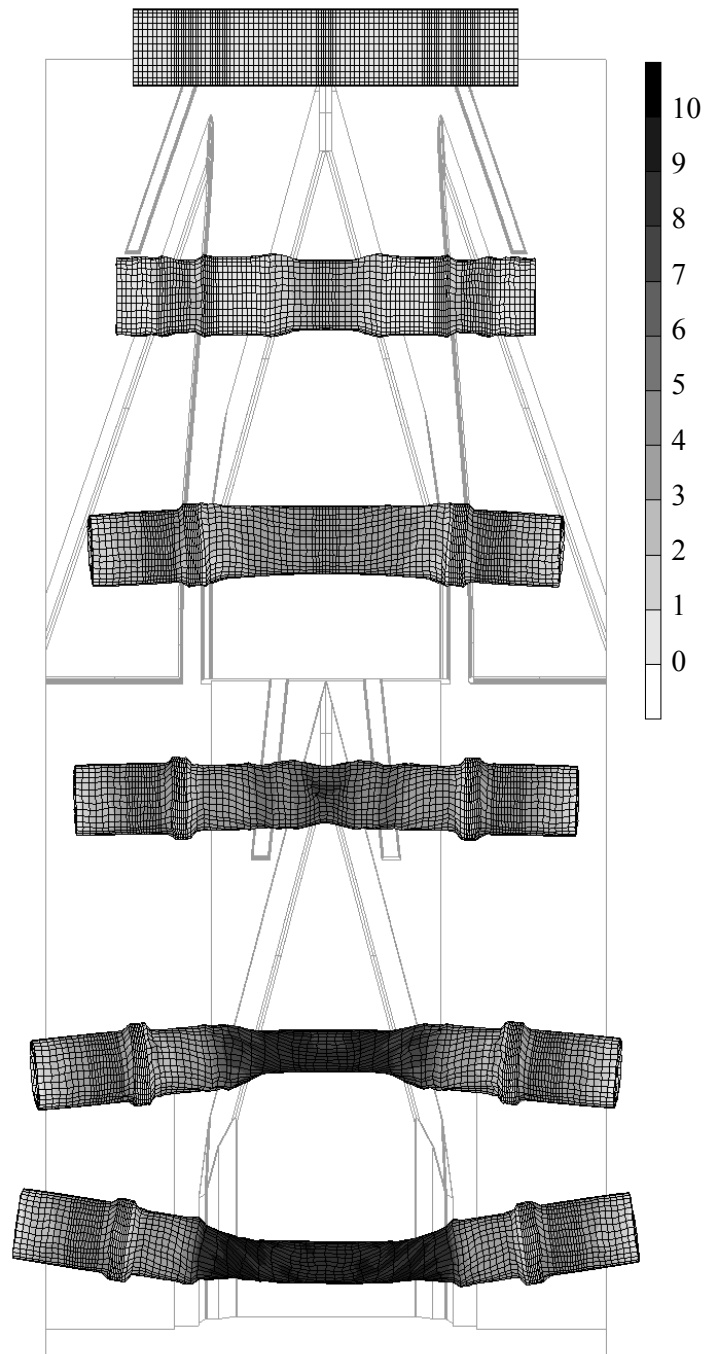
Rys. 7.62. Odkuwki wałka sprzęgła, po procesie WPK realizowanego narzędziami pokazanymi na rys. 7.58

Dla wyjaśnienia przyczyn różnic pomiędzy wynikami obliczeń numerycznych (rys. 7.59) a rezultatami wykonanych badań doświadczalnych przeprowadzono ponownie symulację numeryczną procesu WPK wałka sprzęgła, realizowanego w układzie podwójnym. Jednakże tym razem zrezygnowano z większości założeń upraszczających przyjętych w trakcie poprzedniej analizy, m.in. nie uwzględniono symetrii wynikającej z jednoczesnego kształtowania dwóch odkuwek. W efekcie ponownych obliczeń uzyskano progresję kształtu odkuwki wałka sprzęgła, kształtowanej w układzie podwójnym, pokazanej na kolejnym rys. 7.63.

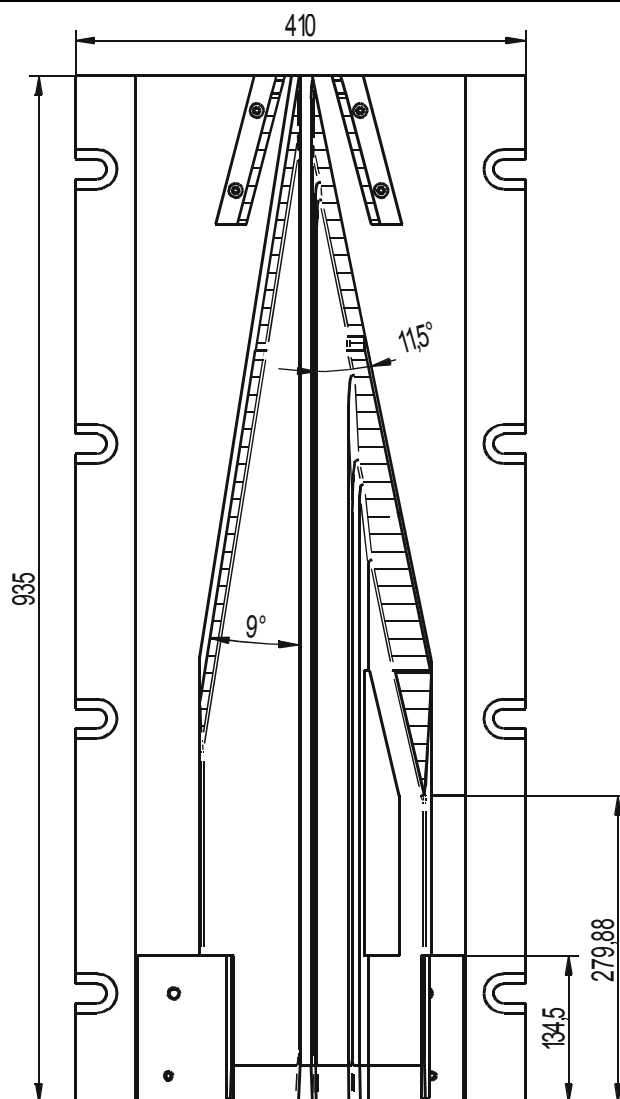
Jednakże tym razem kształt odkuwek symulowany numerycznie (rys. 7.63) pozostawał w bardzo dobrej zgodności z kształtem odkuwki otrzymanej w próbach stanowiskowych (rys. 7.62). Do niepożądanego wyginania odkuwek dochodziło w drugiej fazie procesu WPK, gdy kształtowano stopnie wyrobów charakteryzowane najmniejszym wymiarem średnicowym. Zatem można stwierdzić, iż w symulacjach procesów WPK, w których jednocześnie kształtuje się dwa (lub więcej) wyroby nie można ograniczać się tylko do analizy walcowania elementu pojedynczego.

W związku z faktem niemożności skutecznej realizacji procesu WPK dwóch odkuwek jednocześnie wykonano analizę procesu kształtowania tej odkuwki w układzie pojedynczym. Na rys. 7.64 pokazano narzędzie klinowe, które zaprojektowano dla tego procesu walcowania. Zmniejszenie długości elementu kształtowanego pozwoliło m.in. na zmniejszenie wartości stosowanych kątów rozwarcia klina β do wartości stosowanych powszechnie w praktyce przemysłowej.

W celu sprawdzenia poprawności przyjętego rozwiązania konstrukcyjnego klina kształtującego wykonano ponownie symulację numeryczną procesu walcowania odkuwki wałka sprzęgła.



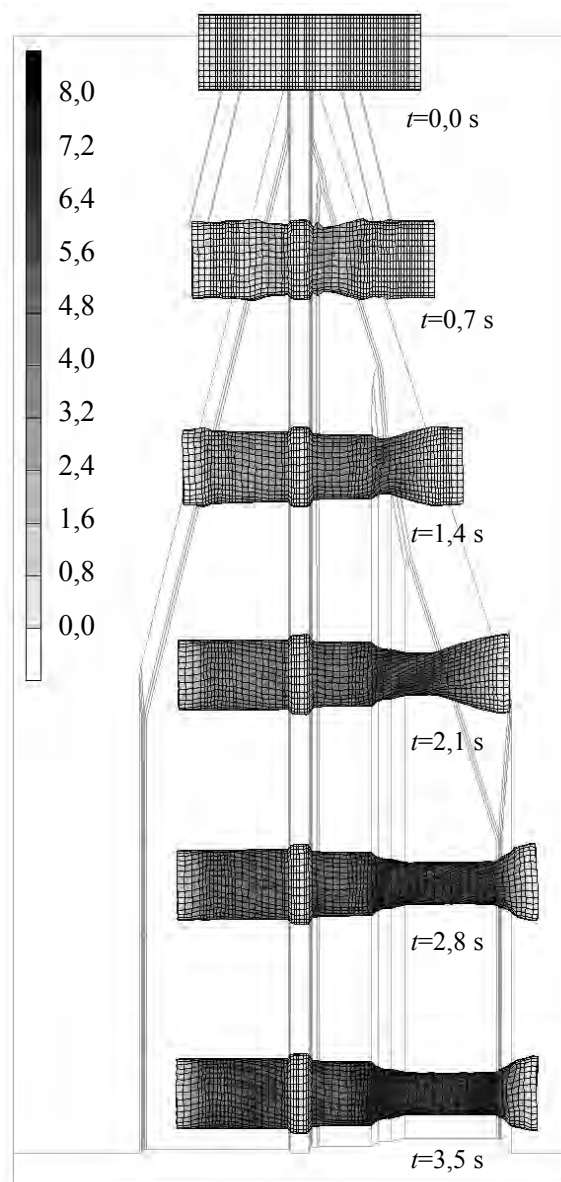
Rys. 7.63. Progresja kształtu i rozkład intensywności odkształcenia w procesie walcowania od-
kuwki wałka sprzęgła, kształtowanego w układzie podwójnym



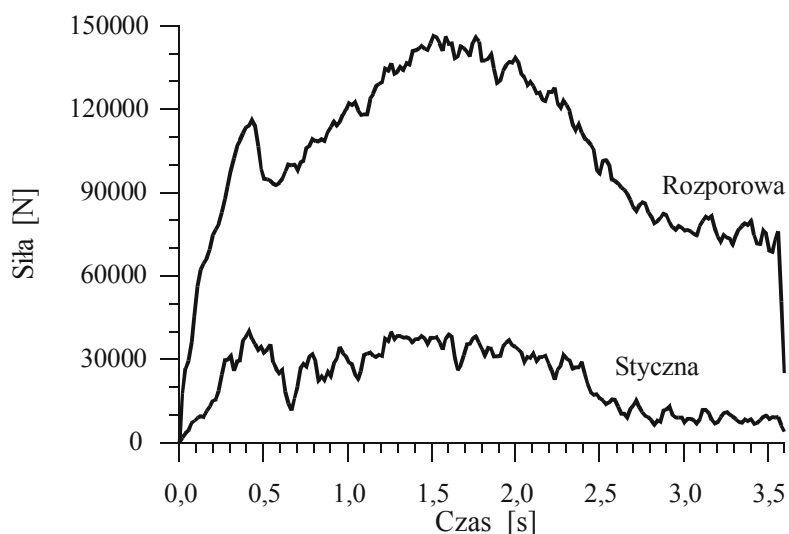
Rys. 7.64. Segment klinowy zabezpieczający proces WPK odkuwki wałka sprzęgła, kształtowanej w układzie podwójnym

W obliczeniach założono parametry procesu identyczne z przyjmowanymi w analizowanym uprzednio procesie WPK dwóch wałków jednocześnie. Podobnie jak poprzednio, ze względu na skomplikowany charakter w obliczeniach pominięto odcinanie odpadów końcowych, które ma miejsce w końcowej fazie procesu WPK. Na rysunku 7.65 pokazano jak zmienia się kształt odkuwki wałka sprzęgła walcowanego w układzie podwójnym. Dodatkowo na rysunku tym zaznaczono rozkład intensywności odkształcenia w odkuwce, który w przybliżeniu

niu jest zgodny z rozkładem prognozowanym dla procesu WPK, realizowanego w układzie podwójnym (rys. 7.63). Na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono również, iż siły w procesie WPK odkuwki wałka pośredniego kształtowanego pojedynczo (rys. 7.66) są ponad dwa razy mniejsze niż w procesie jednoczesnego walcowania dwóch odkuwek (rys. 7.60).



Rys. 7.65. Progresja kształtu i rozkład intensywności odkształcenia w procesie walcowania odkuwki wałka sprzęgła, kształtowanego w układzie pojedynczym



Rys. 7.66. Rozkłady siły walcowania w procesie WPK kształtowania odkuwki wałka sprzęgła kształtowanego w układzie pojedynczym

Uwzględniając pozytywne wyniki symulacji numerycznej procesu WPK odkuwki wałka sprzęgła walcowanego pojedynczo, wykonano narzędzia klinowe (zgodnie z rys. 7.64). Następnie przeprowadzono stanowiskowe próby walcowania, w których potwierdzono zasadność kształtowania analizowanej odkuwki wałka sprzęgła metodą walcowania poprzeczno-klinowego. Uzyskiwana odkuwka (rys. 7.67) wolna była od wad i spełniała wszelkie wymogi stawiane przez odbiorcę.



Rys. 7.67. Odkuwka wałka sprzęgła uzyskiwana w procesie WPK, realizowanego narzędziami pokazanymi na rys. 7.64

8. WPK odkuwek drążonych

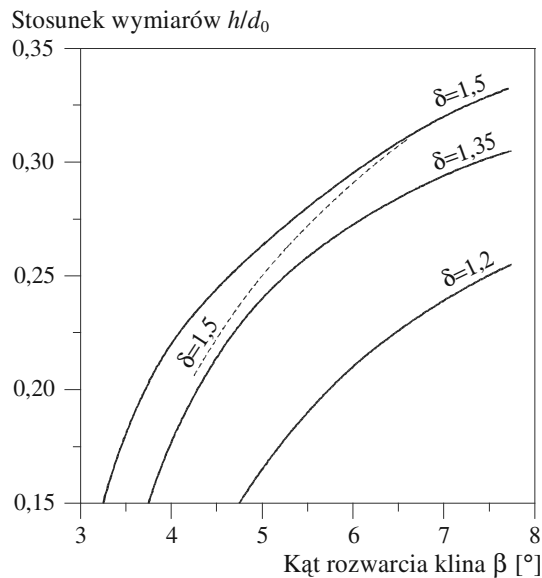
Elementy drążone znajdują coraz szersze zastosowania w budowie maszyn. Głównym odbiorcą części tego typu jest przemysł motoryzacyjny, w którym zmniejszenie masy konstrukcji może być przełożone bezpośrednio na poprawę dynamiki pojazdów, zmniejszenie zużycia paliwa oraz ograniczenie emisji zanieczyszczeń. Obecnie wyroby drążone wytwarzane są za pomocą następujących technologii [2, 3, 45, 89, 90, 106, 122]:

- ciągnięcia i wyoblania,
- kucia tradycyjnego i przebijania,
- kucia na kowarkach,
- kucia obrotowego,
- wysokociśnieniowego kształtowania wewnętrznego,
- wyciskania na zimno,
- wyciskania na zimno połączonego z głębokim wierceniem.

W ostatnich latach do wytwarzania osiowo-symetrycznych osi i wałków zaczęto również stosować procesy walcowania poprzeczno-klinowego (WPK). Wyczerpujące omówienie tego tematu znaleźć można w monografii [24].

8.1. Przegląd prac dotychczas wykonanych

W procesach WPK wsadem mogą być także rury (tuleje). Jednakże w tym przypadku oprócz typowych ograniczeń procesu walcowania (poślizg, przewężenie) może również wystąpić zgniecenie lub rozwałcowanie wsadu. Z tego powodu projektując narzędzia dąży się do przyjmowania maksymalnych wartości kąta rozwarcia klina β , przy których proces WPK przebiega jeszcze w sposób stabilny. Według Celikova [30] w procesach WPK wyrobów drążonych należy stosować kąty kształtujące $\alpha = 45^\circ$. Występujące w procesie WPK rozwałcowanie powoduje, że w końcowym etapie kształtowania zmniejszenie grubości ścianki może doprowadzić do zgniecenia lub znacznej owalizacji odkuwki. Uniknięciu rozwałcowania sprzyja ograniczenie liczby obrotów odkuwki w strefie kalibrowania. Z tego też powodu często podczas WPK odkuwek drążonych zawęża się szerokość pasków kalibrujących segmentów narzędziowych.



Rys. 8.1. Wartości dopuszczalne kątów β (powyżej krzywych), w zależności od stosunku wymiarów h/d_0 . Linia kreskowa – wyniki badań doświadczalnych [63]

W procesach WPK wyrobów drążonych ma miejsce zmiana grubości ścianki odkuwki, która jest zależna od parametrów narzędzia, sposobu walcowania i geometrii wsadu. W sposób doświadczalny ustalono dopuszczalne wartości wymiarów h/d_0 , przy stałym δ , przy których grubość ścianki nie ulega zmianie. W przypadku, gdy h/d_0 jest większa od wartości dopuszczalnej, grubość ścianki kształtowanego wyrobu maleje. Natomiast w przypadku przeciwnym ulega zwiększeniu.

Dla określenia maksymalnej, możliwej do zastosowania, wartości kąta rozwarcia klina β wykorzystuje się

warunek stabilnego przebiegu WPK. Analizę taką wykonał Celikov [30], który opracował nomogram (rys. 8.1) służący do określenia kąta rozwarcia klina β . Autor ten ograniczył rozważania do procesów WPK zachodzących przy $\alpha = 45^\circ$, $\delta = 1,5; 1,35$ lub $1,2$ oraz $T = 1150^\circ\text{C}$. Dobierając kąt β należy pamiętać by był on mniejszy od wartości dopuszczalnej, określonej z rys. 8.1. Uwarunkowane jest to m.in. tym, że w trakcie regeneracji walców zmniejsza się ich promień, co prowadzi do nieznaczного zwiększania wartości kąta β .

Na uwagę zasługują również wyniki badań, przedstawione w opracowaniu [63]. Badaniami tymi objęto wsady ze stali w gatunku C45, o średnicach zewnętrznych $d_0 = 24; 34; 50$ i 70 mm oraz stosunku wymiarów d_0/h w zakresie $2,5 \div 7,5$. Wsady nagrzewano do temperatury $950^\circ\text{C} \div 1000^\circ\text{C}$ i walcowano w walcu z walcami o średnicy $d_w = 300$ mm, z prędkością obrotową walców $n = 19$ obr/min, stosując kąt rozwarcia klina $\beta = 10^\circ$ oraz kąt kształtujący $\alpha = 30^\circ$. Na podstawie wykonanych prac badawczych stwierdzono, że zmiana grubości ścianki walcowanego wyrobu opisana jest równaniem

$$\frac{d_0}{h} = 7,65 - 0,127\varepsilon + 0,00095\varepsilon^2, \quad (8.1)$$

w którym d_0 – średnica zewnętrzna wsadu, $\varepsilon = 100\%(d_0 - d)/d_0$, d – średnica zewnętrzna odkuwki po walcowaniu, h – grubość ścianki odkuwki.

Według autorów pracy [63] równanie (8.1) jest słuszne w zakresie $d_0/h = 3,4 \div 7,65$ oraz ma charakter ogólny (nie zależy od parametrów narzędzia lub liczby przejść). W przypadku, gdy $d_0/h > 7,65$ występuje utrata stabilności WPK ze względu na zgniecenie. Natomiast wówczas, gdy $d_0/h < 3,4$ wyniki badań doświadczalnych nie potwierdzają wartości obliczanych z zależności (8.1).

Z nowszych, aczkolwiek nielicznych, opracowań literaturowych na uwagę zasługują badania dotyczące WPK wyrobów drążonych, które prowadzone były w Chemnitz w Niemczech. Tamtejsi badacze w pracach [58, 137, 138] proponują walcować wyroby drążone z zastosowaniem stałych, bądź ruchomych trzpieni wewnętrznych. Rolą tych narzędzi jest ograniczenie zaburzeń kształtu występujących w trakcie WPK wyrobów drążonych. Jednak poza podaniem bardzo ogólnych schematów ideowych procesu w pracach tych nie przedstawia się jakichkolwiek wzmianek na temat przyjmowanych parametrów technologicznych i zastosowanych agregatów roboczych. Brak weryfikacji doświadczalnych lub danych dotyczących aplikacji przemysłowych proponowanych rozwiązań wskazuje na poglądowo-studyjny charakter tych prac.

Równocześnie prace badawcze poświęcone technologii WPK wyrobów drążonych podjęto w Stanach Zjednoczonych. Dotychczas opublikowane opracowania [249, 250], wykonane pod kierunkiem Lovell'a, dotyczyły głównie określania zakłóceń stabilnego przebiegu procesu walcowania. Jednakże poważnym mankamentem tych prac było ograniczenie analizy tylko do walcowania (w temperaturze otoczenia) próbek z aluminium.

8.2. Badania procesu WPK wyrobów drążonych, wykonane w Politechnice Lubelskiej

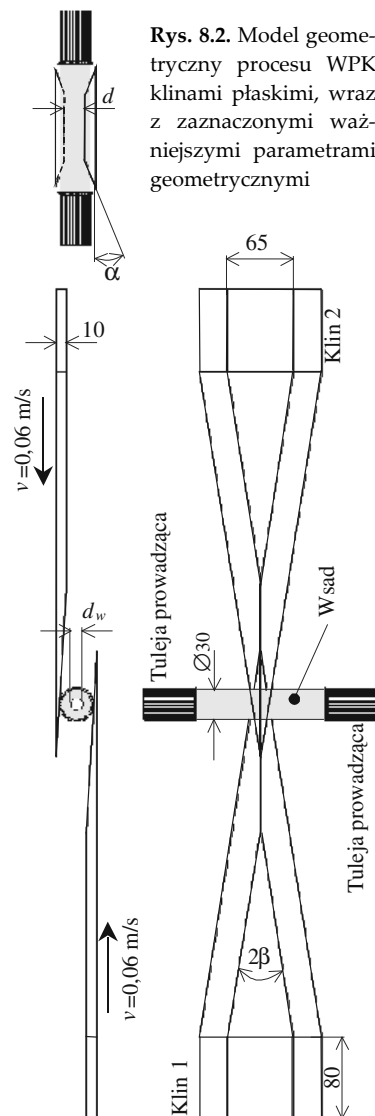
W ostatnim czasie w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej wykonano szereg prac badawczych poświęconych technologii walcowania poprzeczno-klinowego wyrobów drążonych. Uzyskane rezultaty, przedstawiane wcześniej w licznych publikacjach naukowych [19-25, 173, 176], podano poniżej w ujęciu syntetycznym.

8.2.1. Modelowanie numeryczne bazujące na MES

Ze względu na złożoność zagadnienia proces WPK wyrobów drążonych może być modelowany wyłącznie w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia (3D). Fakt ten w powiązaniu z występującymi nieliniowościami (materiałowymi, geometrycznymi, warunków brzegowych) oraz dużym – w stosunku do rozmiarów wsadu – skokiem narzędzi powoduje, że czas obliczeń jest bardzo długi. W wielu przypadkach okres ten, w obliczeniach wykonywanych na komputerze osobistym PC z procesorem Pentium 2,0 GHz, wynosił nawet 3÷6 dni.

Dla skrócenia czasochłonności analiz numerycznych można zastosować następujące postulaty:

- założyć, że kształtowanie metodą WPK przebiega w warunkach izotermicznych;
- w przypadku procesów symetrycznych analizę ograniczyć do jednej połowy wyrobu;
- stosować narzędzia w kształcie klinów płaskich, z pominięciem strefy prowadzenia oraz zaokrąglenia krawędzi;



Rys. 8.2. Model geometryczny procesu WPK klinami płaskimi, wraz z zaznaczonymi ważniejszymi parametrami geometrycznymi

- przyjmować stałą wartość czynnika tarcia na powierzchni kontaktu materiału z narzędziami;
- przyjmować, że narzędzia są sztywne i nie odkształcają się w trakcie walcowania;
- nie uwzględniać tarcia pomiędzy materiałem a tulejami prowadzącymi.

Uwzględniając powyższe postulaty opracowano, na potrzeby obliczeń, szereg modeli geometrycznych procesów walcowania klinami płaskimi (z wsadów drążonych), z których jeden pokazano na rys. 8.2. W skład każdego modelu wchodzi dwa kliny płaskie (poruszające się w kierunkach przeciwnych, z prędkością 0,06 m/s każdy), wsad modelowany za pomocą 8-węzłowych elementów prostopadłościennych oraz dwie tuleje ustalające pozycję odkuwki w trakcie walcowania. Jako wsad przyjmowano rury o średnicy zewnętrznej $\varnothing 30$ mm oraz średnicach wewnętrznych równych odpowiednio: $\varnothing 9$, $\varnothing 12$, $\varnothing 15$ i $\varnothing 18$ mm. Długość wsadu wynosiła 180 mm. Wymiary narzędzi i wsadu przyjęto w ten sposób, by istniała możliwość skonfrontowania wyników obliczeń z rezultatami prowadzonych eksperymentów.

Ze względu na bardzo duże odkształcenia w wyrobie kształtowanym metodą WPK dochodzi do znacznych zniekształceń siatki elementów. Kontynuacja obliczeń wymaga przebudowy tej siatki, czyli tzw. remeshing'u. Wykorzystywane w obliczeniach oprogramowanie MSC.SuperForm uzależnia moment, w którym następuje przebudowa siatki od liczby wykonanych iteracji obliczeniowych (narzuconej przez użytkownika) lub określonego arbitralnie przyrostu intensywności odkształcenia. W wykonanej analizie stosowano opcję odkształceniową, a przebudowując siatkę korzystano z elementów prostopadłościennych oraz walcowego układu współrzędnych.

Na podstawie danych omówionych w rozdziale 6.1 oraz doświadczeń własnych, dotyczących projektowania narzędzi do WPK, dobrano następujące kąty klinów: $\alpha = 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$ oraz $\beta = 6^\circ, 8^\circ, 10^\circ$. Zestawiając ze sobą poszczególne kąty uzyskano 9 par klinów (tabela 8.1), które wykorzystywano w obliczeniach numerycznych.

Tab. 8.1.

Parametry katowe α i β klinów, przyjmowane w obliczeniach numerycznych procesów walcowania klinami płaskimi odkuwek drążonych

Lp.	Kąt kształtujący α	Kąt rozwarcia klina β	Iloczyn $\operatorname{tg}\alpha \cdot \operatorname{tg}\beta$
1	20°	6°	0,0382
2	20°	8°	0,0511
3	20°	10°	0,0642
4	30°	6°	0,0607
5	30°	8°	0,0811
6	30°	10°	0,1018
7	40°	6°	0,0882
8	40°	8°	0,1179
9	40°	10°	0,1479

Trzecim zmienianym w trakcie obliczeń parametrem był stopień gniotu δ , uznawany za podstawową miarę odkształcenia plastycznego w procesach WPK. Założono, że symulacje procesów WPK będą dotyczyć przypadków kształtowania, w których średnica nominalna kształtowanego przewężenia d będzie równa: 26; 24; 22 oraz 20 mm. Zatem po uwzględnieniu, że średnica wsadu $d_0 = 30$ mm, można podać, że przyjmowane w obliczeniach (dla każdej pary klinów) stopnie gniotu δ wynosiły: 1,15; 1,25; 1,36 oraz 1,5.

Dla każdego zestawu parametrów procesu (tj. przy określonym α , β i δ) rozważano cztery przypadki kształtowania, odpowiadające stosowaniu wsadu o średnicy wewnętrznej równej $d_w = 18, 15, 12$ i 9 mm. Reasumując, podczas analizy numerycznej przebadano 144 przypadki kształtowania klinami płaskimi odkuwek walcowanych z wsadów drążonych.

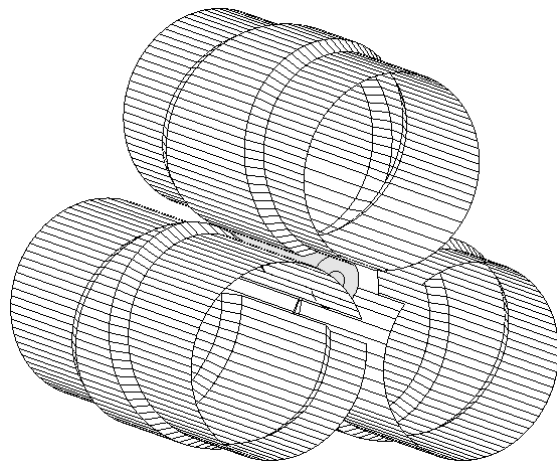
W ramach badań numerycznych dokonano również analizy procesów WPK metodą trójwalcową, realizowanych z wykorzystaniem dziewięciu zestawów narzędzi klinowych, o parametrach podanych w tabeli 8.2.

Tab. 8.2.

Parametry kątowe α i β klinów, przyjmowane w obliczeniach numerycznych procesów walcowania trzema walcami odkuwek drażzonych

Lp.	Kąt kształtujący α [°]	Kąt rozwarcia klina β [°]	Iloczyn $\text{tg}\alpha \cdot \text{tg}\beta$
1	20°	15°	0,097
2	20°	18°	0,118
3	20°	12°	0,077
4	30°	15°	0,154
5	30°	18°	0,187
6	30°	12°	0,122
7	40°	15°	0,225
8	40°	18°	0,273
9	40°	12°	0,178

Dla każdego z przyjętych zestawów narzędzi przeliczono cztery przypadki kształtowania, które odpowiadały walcowaniu wsadów o średnicy zewnętrznej $\varnothing 30$ mm oraz średnicy wewnętrznej $d_w = 18, 15, 12$ i 9 mm na jednakową średnicę $d = 20$ mm (czyli przy $\delta = 1,5$). Dodatkowo, stosując zestaw nr 4 ($\alpha = 30^\circ$, $\beta = 15^\circ$), przeprowadzono obliczenia procesów WPK realizowanych przy stopniach gniotu $\delta = 1,25$ i $\delta = 1,75$. Ogółem przeanalizowano 44 przypadki walcowania trzema walcami wyrobów drażzonych, z których jeden pokazano na rys. 8.3.



Rys. 8.3. Model geometryczny procesu WPK trzema walcami odkuwki drażzonej

W obliczeniach tych założono, że wszystkie walce obracają się w tym samym kierunku z jednakową prędkością obrotową $\omega = 1$ rad/s, co po uwzględnieniu wartości promienia walca $r_w = 60$ mm (opisującego powierzchnię kalibrującą) ustalało prędkość liniową narzędzi na poziomie przyjmowanym w analizie płasko-klinowych procesów WPK. Szerokość walcowanego przewężenia dla wszystkich przypadków WPK trzema walcami, była

jednakowa, i wynosiła 90 mm.

Ponadto, wykonano analizy numeryczne procesów WPK klinami płaskimi odkuwek drążonych, w których stosowano trzpień stałe ograniczające płynięcie metalu w kierunku promieniowym.

Analizując procesy WPK z wsadów drążonych założono, że kształtowanie jest realizowane w temperaturze pokojowej, a walcowanym materiałem jest ołów w gatunku Pb1. Zastosowany materiał dobrze odtwarza w tych warunkach zachowanie stali na gorąco [155]. W celu wprowadzenia do programu niezbędnych danych dotyczących modelu materiałowego zastosowanego ołowiu, wykonano badania plastometryczne na dylatometrze DIL 805 A/D, znajdującym się w Politechnice Częstochowskiej. Następnie stosując autorski program komputerowy na podstawie serii obliczeń ustalono następującą postać równania konstytutywnego, dla badanego ołowiu w gatunku Pb1:

$$\sigma_p = 2,78 + 19,31 \varepsilon^{0,209} \dot{\varepsilon}^{0,066} [\text{MPa}], \quad (8.2)$$

gdzie: σ_p – naprężenie uplastyczniające, ε – odkształcenie, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia. Pozostałe, przyjmowane w obliczeniach numerycznych dane materiałowe to: gęstość $\rho = 11200 \text{ kg/m}^3$, moduł Young'a $E = 18000 \text{ MPa}$ i współczynnik Poisson'a $\nu = 0,42$.

Z uwagi na zmiany kierunku sił tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie w analizach numerycznych przyjęto model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, opisany równaniem (2.15). Przy czym, przyjmowano graniczną wartość czynnika tarcia $m = 1$. Wynikało to ze sposobu przygotowania powierzchni kształtujących narzędzi, na których celowo nacinano rowki, zabezpieczając się w ten sposób przed wystąpieniem niekontrolowanego poślizgu.

Dodatkowo, aby zbadać wpływ zmian wielkości czynnika tarcia na proces WPK z wsadów drążonych, przeprowadzono szereg symulacji numerycznych, w których zmieniano m w zakresie $m = 1$ do $m = 0,3$.

8.2.2. Badania doświadczalne

Badania doświadczalne wykonywano wykorzystując płaskoklinową walcarkę laboratoryjną LUW-1 (przedstawioną na rys. 1.18), zbudowaną na podstawie projektu autora.

Walcarkę tę uzbrojono w zestawy klinów kształtujących o wymiarach takich samych jak przyjęto w obliczeniach. Z uwagi na wysoki koszt wykonania narzędzi w badaniach laboratoryjnych ograniczono się do zastosowania 5 wybranych zestawów segmentów narzędziowych (rys. 8.4). Przy czym, dobór klinów do badań doświadczalnych umożliwił prześledzenie wpływu każdego z głównych parametrów walcowania (tj. α , β i δ) na przebieg procesu WPK. I tak, przy zachowaniu stałego kąta pochylenia ściany bocznej $\alpha = 30^\circ$ analizowano wpływ

zmian wartości kąta β , natomiast przy stałym $\beta = 8^\circ$ badano procesy przy zmieniającym się kącie α . Badania te przeprowadzono dla pełnego zakresu wartości gniotów i grubości ścianek próbek wykonanych z ołowiu.



Rys. 8.4. Zestawy segmentów narzędziowych stosowane w badaniach doświadczalnych procesów WPK odkuwek drażnionych

Badania prowadzone na próbkach z ołowiu o różnych grubościach ścianek i przy zmieniających się wielkościach gniotu δ pozwoliły na dokładne prześledzenie mechanizmów odkształcenia w procesach walcowania odkuwek drażnionych. Za istotne uznano także, czy zróżnicowanie rozkładów grubości ścianek wyrobu finalnego zależy od kształtu wyrobu walcowanego. Dlatego też wykonano serię badań, w których zastosowano kliny o kształcie umożliwiającym walcowanie na wałku dwóch przewężeń symetrycznych. Narzędzia te pokazano na rys. 8.5. Stosując te narzędzia wykonano również próby walcowania przy gniocie zwiększonym do wartości $\delta = 1,67$.

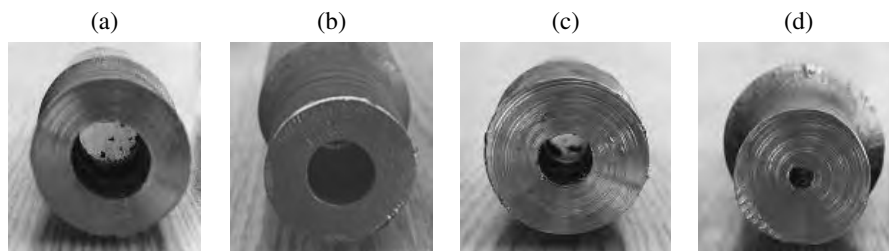


Rys. 8.5. Narzędzia klinowe zapewniające odwalcowanie dwóch przewężeń

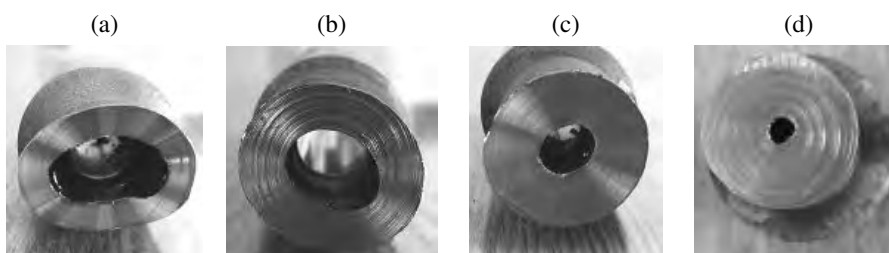
Przeprowadzono również próby WPK, w których zastosowano trzpienie wewnętrzne. W trakcie tych badań użyto trzech trzpieni o średnicach równych: $\varnothing 8$, $\varnothing 10$ i $\varnothing 12$ mm. Na uwagę zasługuje fakt, że wyjmowanie trzpieni z próbek po przeprowadzeniu walcowania nie przysparzało żadnych trudności i było wykonywane ręcznie.

Próbki stosowane w badaniach doświadczalnych wykonano metodą wyciskania współbieżnego, wg schematu podanego na rys. 8.6. Na rysunku tym naniesiono również ważniejsze para-

obserwacji oraz pomiarów przekroju poprzecznego próbek stwierdzano, czy są one ukształtowane prawidłowo (rys. 8.8), czy też ulegają zdeformowaniu w stopniu uniemożliwiającym ich wykorzystanie do celów praktycznych (rys. 8.9).



Rys. 8.8. Prawidłowo ukształtowane w procesie WPK próbki, wykonane z wsadu drążonego, o średnicy wewnętrznej równej: Ø18 mm (a); Ø15 mm (b); Ø12 mm (c) i Ø9 mm (d)



Rys. 8.9. Zdeformowane w procesie WPK próbki walcowane z wsadu drążonego, o średnicy wewnętrznej równej: Ø18 mm (a); Ø15 mm (b); Ø12 mm (c) i Ø9 mm (d)

8.2.3. Rezultaty badań

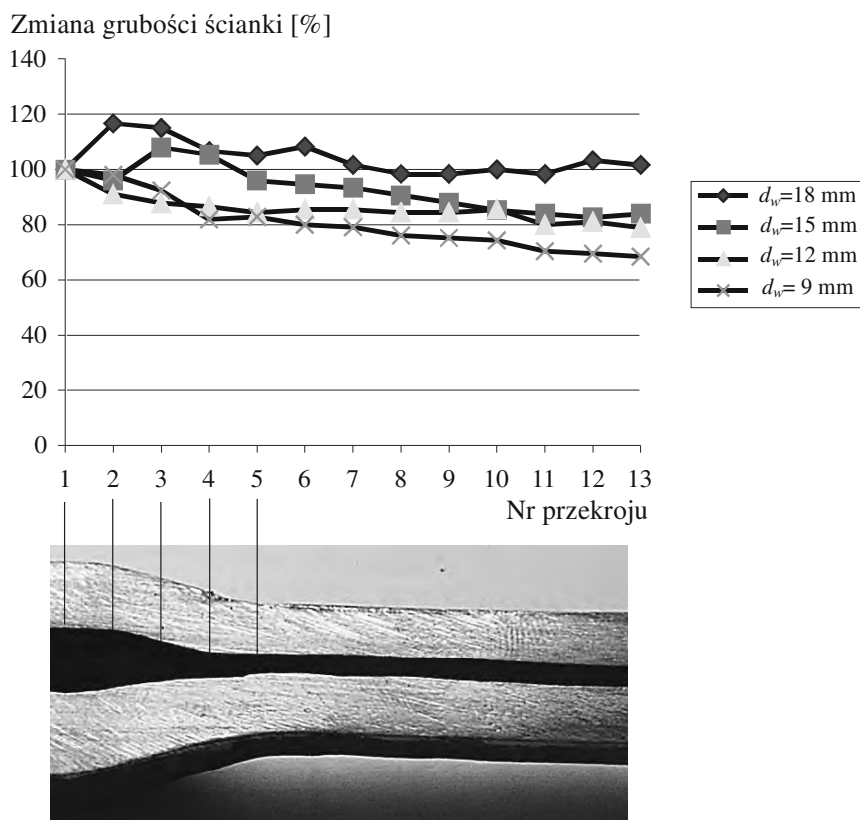
Zmiana grubości ścianki

W ramach prac badawczych poddano analizie grubości ścianek uzyskane w odkuwkach drążonych, kształtowanych metodą WPK. W wyniku tych prac stwierdzono, że w efekcie walcowania zmienia się grubość ścianki zastosowanego wsadu. Przy czym, zmiana ta nie jest jednolita w ukształtowanym przewężeniu. Zatem właściwa ocena tego zagadnienia wymaga przeanalizowania rozkładów grubości ścianek na całej długości przewężenia.

Zgodnie z rys. 8.10, na którym przedstawiono wyznaczone doświadczalnie rozkłady grubości ścianki w odkuwkach walcowanych klinami płaskimi z kątami $\alpha = 20^\circ$ i $\beta = 8^\circ$, przy różnych średnicach otworu zastosowanego wsadu, ścianka wyrobu po procesie kształtowania z reguły ulega pocienieniu. Jednakże pocienienie to jest tym większe im większa była grubość ścianki wsadu użytego do walcowania. Ponadto, zauważono, że w pewnych miejscach (przy wejściach

materiału do strefy odkształcenia) może wystąpić pogrubienie ścianki odkuwki. Wydaje się, że efekt pogrubienia jest odpowiednikiem miejscowego zwiększenia średnicy odkuwki, które jest charakterystyczne dla procesów walcowania z wsadów pełnych.

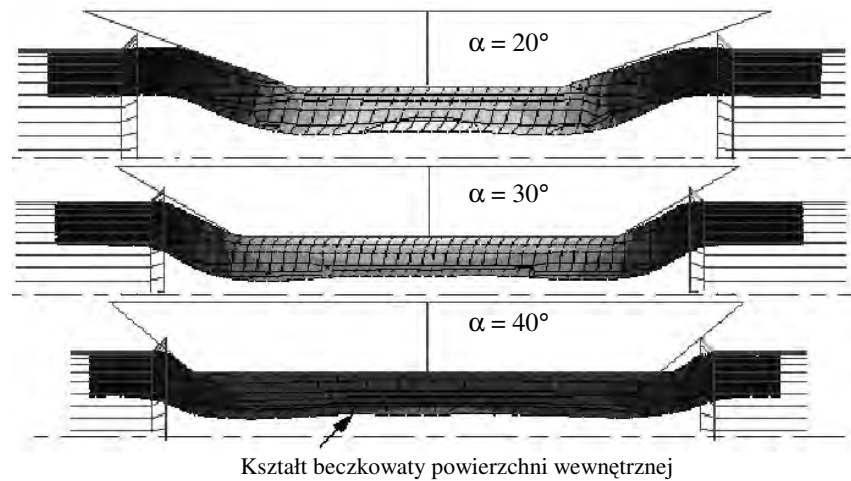
W procesach WPK decydujące dla zmiany kształtu odkuwki jest płynięcie materiału w kierunku osiowym oraz promieniowym. Udział płynięcia w poszczególnych kierunkach jest uzależniony od zastosowanych parametrów procesu, w szczególności zaś od kątów α i β oraz stopnia gniotu δ . W przypadku WPK wyrobów drążonych zwiększeniu płynięcia materiału w kierunku promieniowym towarzyszyć będzie wzrost grubości ścianki wyrobu ukształtowanego.



Rys. 8.10. Zmiana grubości ścianek w przekrojach wzdłużnych próbek, kształtowanych dwoma klinami płaskimi, przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 8^\circ$ i $\delta = 1,5$

Na podstawie wykonanych badań stwierdzono również, że powierzchnia wewnętrzna w próbkach walcowanych przyjmuje charakterystyczny beczkowaty kształt. Ustalono, że beczkowatość ta uzależniona jest od grubości ścianek

wsadu oraz od przyjętego kąta kształtującego α . Mianowicie, zwiększenie grubości ścianek wsadu oraz stosowanie większych kątów kształtujących ($\alpha = 30^\circ \div 40^\circ$) powoduje wzrost beczkowatości – rys. 8.11.



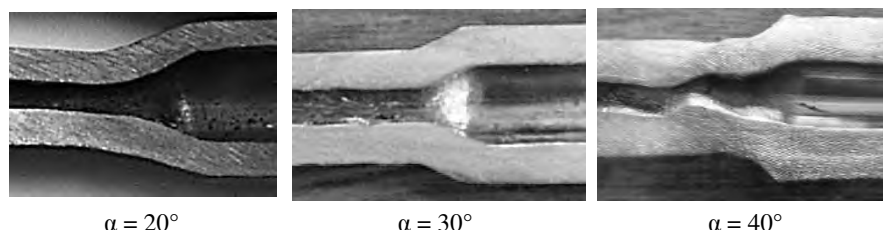
Rys. 8.11. Obliczona MES beczkowatość powierzchni wewnętrznej próbek kształtowanych, przy: $d_w = 18$ mm, $\beta = 8^\circ$ i $\delta = 1,5$

Analizując wpływ podstawowych parametrów procesu walcowania klinami płaskimi (α , β i δ) na zmianę grubości ścianki odkuwki stwierdzono, że:

- zmiana kąta rozwarcia klina β , w zakresie $6^\circ \div 10^\circ$, nie wpływa w sposób istotny na otrzymywane rozkłady grubości ścianek;
- zmiana kąta kształtującego α wpływa w sposób istotny na zmianę grubości ścianki (im mniejszy jest kąt α tym mniejsze są różnice w grubości ścianki odkuwki);
- zmiana stopnia gniotu δ nie wywiera większej roli na zmianę grubości ścianki odkuwki walcowanej dwoma klinami płaskimi;
- im mniejsza jest grubość ścianki wsadu do walcowania, tym większe jest jej pocienienie w efekcie walcowania klinami płaskimi.

Dodatkowo, na podstawie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono, że stosowanie klinów płaskich z maksymalnymi kątami α i β prowadzi do dużych rozbieżności w uzyskiwanych grubościach ścianek wyrobów. W skrajnych przypadkach może wówczas wystąpić niepożądana deformacja powierzchni wewnętrznej. Przykład takiego zaburzenia, występującego przy kształtowaniu klinami z $\alpha=40^\circ$ i $\beta=8^\circ$, pokazano na rys. 8.12. Dla porównania na rysunku tym pokazano również jak wygląda powierzchnia wewnętrzna w przypadku zastosowania mniejszych kątów kształtujących $\alpha=20^\circ$ i 30° , przy utrzymaniu wartości kąta $\beta = 8^\circ$. Należy zauważyć, że tak silne zaburzenie kształtu po-

wierzchni wewnętrznej, jakie odnotowano dla przypadku walcowania przy $\alpha = 40^\circ$, w żaden sposób nie odbijało się na jakości powierzchni zewnętrznej wyrobu. Jedynym symptomem wskazującym na wystąpienie tego zaburzenia były okresowe, znaczne wahania wartości siły rozporowej. Jednakże, ze względu na fakt, że w procesach WPK (realizowanych w warunkach przemysłowych) nie monitoruje się sił kształtowania, nie ma możliwości wykorzystania tego spostrzeżenia do eliminowania odkuwek ze zdeformowaną powierzchnią wewnętrzną.



Rys. 8.12. Wpływ zmiany wielkości kąta pochylenia ścian bocznych α narzędzi na grubość ścianki kształtowanego wyrobu ($\beta = 8^\circ$, $\delta = 1,5$)

Analiza wyników obliczeń numerycznych wykazała również, że stosowanie trzech walców klinowych wpływa korzystnie na rozkłady grubości ścianki uzyskiwane w obszarze kształtowanego przewężenia. Dla porównania, jeśli w przypadku walcowania klinami płaskimi wahania grubości ścianki wyrobu kształtowanego wynosiły do 30%, to w przypadku stosowania trzech walców różnice te nie przekraczały 10%. Jest to widoczne na przykład z rys. 8.13, na którym pokazano jak zmienia się grubość ścianki wyrobu w trakcie walcowania przy $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 18^\circ$ i $\delta = 1,5$.

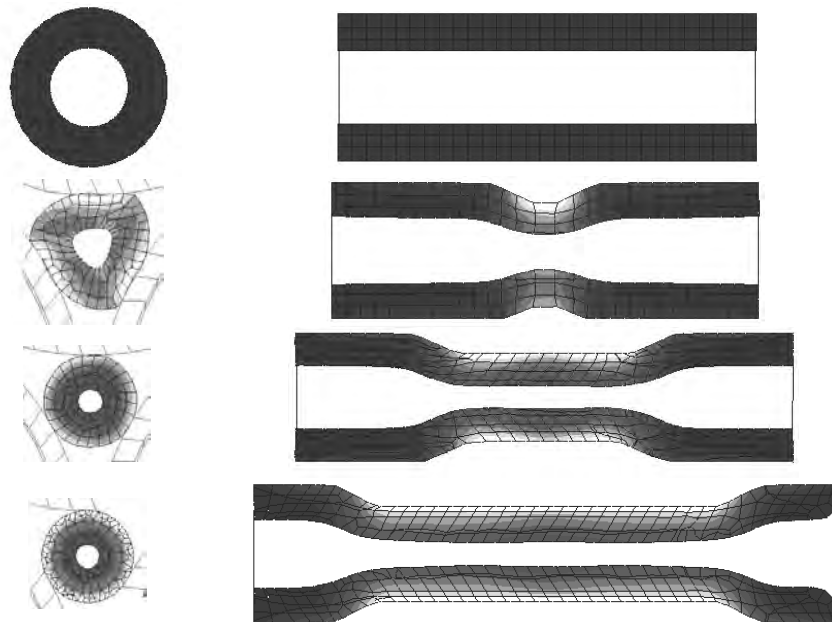
Należy zauważyć, że w efekcie walcowania trzema walcami ścianki wyrobu ulegały pocienieniu, którego wartość zależała zarówno od użytych parametrów kątowych klinów jak i od grubości ścianki wsadu. I tak, analizując wpływ poszczególnych parametrów procesu na pocienienie ścianki (tab. 8.3) stwierdzono, że zwiększeniu kąta rozwarcia klina β oraz zmniejszeniu otworu wewnętrznego d_w wsadu odpowiada zmniejszenie grubości ścianki, następujące w trakcie procesu WPK. Analizując wpływ kąta α stwierdza się, że najmniejsze pocienienie ścianek występuje wówczas, gdy walcowanie prowadzi się przy kącie pochylenia bocznej ściany klina $\alpha = 30^\circ$.

Porównując ze sobą dane dotyczące zmiany grubości ścianki, uzyskane przy tych samych parametrach procesu WPK klinami płaskimi, stwierdza się dobrą zgodność jakościową i ilościową między wartościami wyznaczanymi eksperymentalnie i obliczonymi MES – rys. 8.14. Potwierdza to zasadność stosowania metody elementów skończonych w analizie tak złożonych procesów kształtowania jak walcowanie poprzeczno-klinowe odkuwek drążonych.

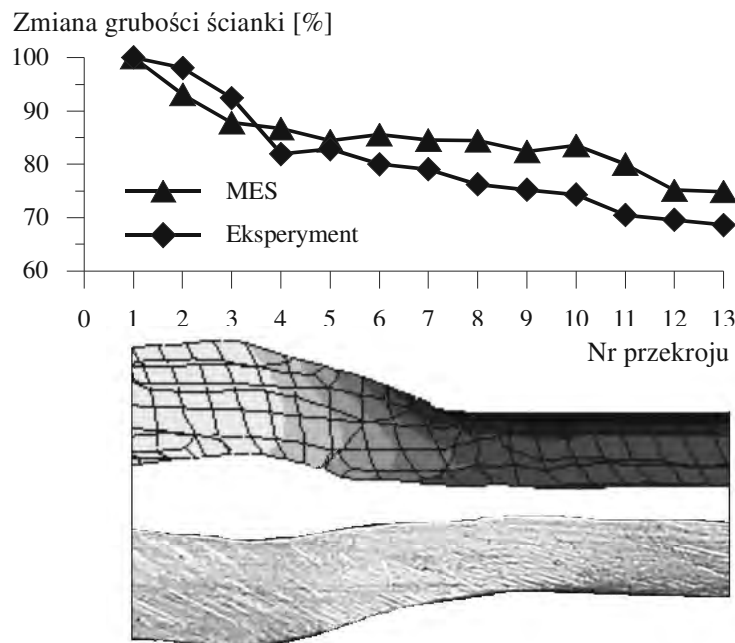
Tab. 8.3.

Obliczone średnie wartości grubości ścianki (w środkowym przekroju poprzecznym próbki) w procesach WPK trzema walcami, przy $\delta = 1,5$

Wymiar wewnętrzny wsadu	Kąt rozwarcia klina	Średnia grubość ścianki [%], przy:		
		$\alpha = 20^\circ$	$\alpha = 30^\circ$	$\alpha = 40^\circ$
$d_w = 18 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	95	96	91
	$\beta = 15^\circ$	93	92	86
	$\beta = 18^\circ$	93	93	---
$d_w = 15 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	94	99	91
	$\beta = 15^\circ$	91	95	88
	$\beta = 18^\circ$	87	93	---
$d_w = 12 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	84	94	83
	$\beta = 15^\circ$	79	88	76
	$\beta = 18^\circ$	73	86	---
$d_w = 9 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	83	84	80
	$\beta = 15^\circ$	78	82	75
	$\beta = 18^\circ$	72	75	72



Rys. 8.13. Zmiany grubości ścianki wyrobu występujące w procesie walcowania trzema walcami, dla zaawansowania procesu (od góry): 0, 20, 50, 100 %, przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 18^\circ$, $\delta = 1,5$



Rys. 8.14. Porównanie grubości ścianek obliczonych MES i zmierzonych doświadczalnie, przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 8^\circ$, $\delta = 1,5$ i $d_w = 9$ mm

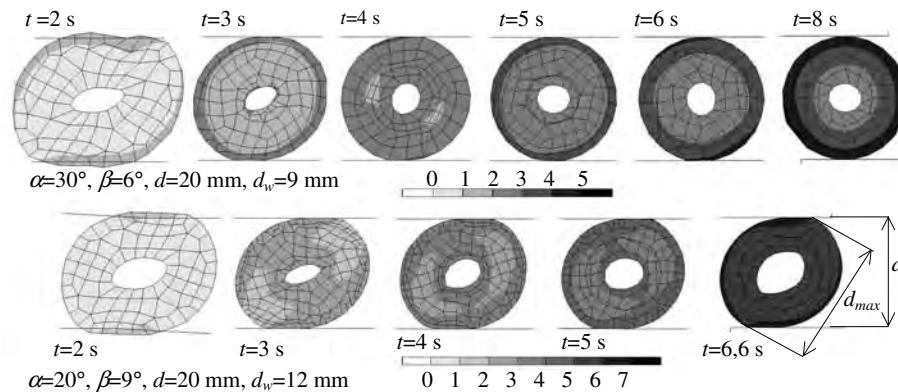
Owalizacja przekroju poprzecznego

W trakcie kształtowania metodą WPK przekrój poprzeczny wyrobu ulega owalizacji, która w prawidłowo zaprojektowanych procesach jest usuwana w wyniku oddziaływania powierzchni kalibrujących narzędzi. W wykonanych badaniach skupiono się na poszukiwaniu takich parametrów procesu, przy których poziom owalizacji przekroju poprzecznego nie przekracza wartości dopuszczalnych, przyjmowanych w procesach WPK wyrobów pełnych. Zgodnie z wytycznymi podanymi w rozdziale 7.1 przyjęto, że graniczna wartość parametru owalizacji Δ wynosi dla analizowanych odkuwek 0,6 mm. Parametr Δ obliczano jako:

$$\Delta = d_{\max} - d, \quad (8.3)$$

gdzie: $d_{\max}$, d – oznaczenia średnicy zgodnie z rys. 8.15.

Na podstawie wykonanych obliczeń oraz badań doświadczalnych stwierdzono, że w przeważającej ilości analizowanych przypadków walcowania, owalizacja przekroju poprzecznego była większa od wartości dopuszczalnej. Na rys. 8.15 pokazano progresję kształtu przekroju poprzecznego dla dwóch przypadków WPK. Wyróżnione przekroje znajdują się w płaszczyźnie symetrii odkuwki. Przy czym w jednym z nich owalizacja jest skutecznie usuwana, zaś w drugim nie.



Rys. 8.15. Zmiana kształtu przekroju poprzecznego, z zaznaczonym rozkładem odkształceń, odkuwki drażonej kształtowanej metodą WPK

Oznacza to, że wartość parametru Δ pozostaje w ścisłej zależności od zastosowanych parametrów walcowania.

W tabeli 8.4 zestawiono wartości parametru Δ wyznaczone dla wszystkich analizowanych przypadków WPK. W zestawieniu tym ujęto zarówno wyniki obliczeń wykonanych metodą elementów skończonych jak i rezultaty badań doświadczalnych. Analiza danych zamieszczonych w tabeli 8.4 wykazuje, że stosowanie klinów o kącie kształtującym $\alpha = 20^\circ$ powoduje zwiększenie owalizacji przekroju poprzecznego. Dla klinów o takich kątach α uzyskano bowiem najmniej rozwiązań spełniających warunek $\Delta \leq 0,6$ mm.

Najlepsze usuwanie owalizacji przekroju poprzecznego gwarantuje stosowanie klinów z kątami kształtującymi $\alpha = 30^\circ$ oraz kątami rozwarcia klina $\beta = 6^\circ$ lub $\beta = 8^\circ$. Zastosowanie większego kąta $\beta = 10^\circ$ powoduje przekroczenie dopuszczalnej wartości Δ , niezależnie od wyboru innych parametrów procesu WPK. Natomiast korzystanie w procesie kształtowania z narzędzi o dużych kątach kształtujących ($\alpha = 40^\circ$) prowadziło do skutecznego usuwania owalizacji wówczas, gdy kąt β wynosił 8° , a średnica otworu wewnętrznego równała się $d_w = 15$ mm lub $d_w = 12$ mm. Należy jednakże pamiętać, że przyjęcie w procesie WPK tak dużych kątów α może doprowadzić do zdeformowania powierzchni wewnętrznej wałka.

Analizując wpływ grubości ścianki na wielkość owalizacji stwierdzono, że stosowanie wsadów z dużymi otworami wewnętrznymi powoduje wzrost owalizacji przekroju poprzecznego. W całym zakresie badanych parametrów (α , β , δ) nie znaleziono bowiem takiego ich zestawienia, które gwarantowałoby otrzymanie $\Delta \leq 0,6$ mm wówczas, gdy $d_w = 18$ mm. Problem ten znika w przypadku stosowania wsadów o większej grubości ścianek.

Tab. 8.4.

Wartości owalizacji przekroju poprzecznego Δ [mm], wyznaczone na podstawie obliczeń numerycznych „O” i badań doświadczalnych „D”

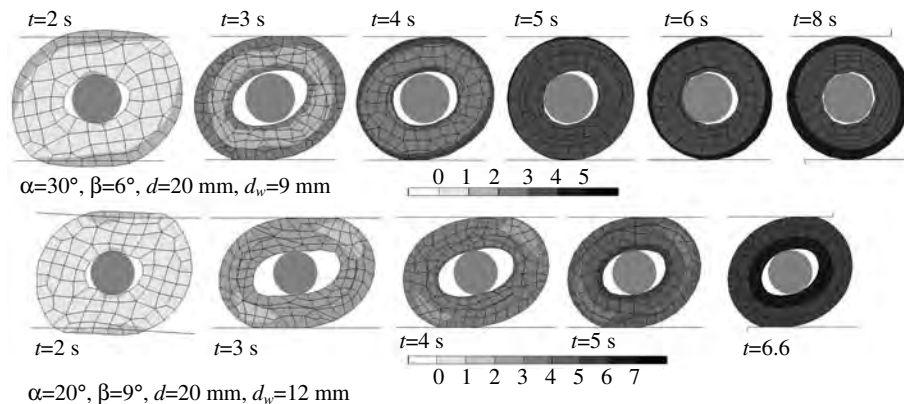
$d_w = 18$ mm		$\alpha = 20^\circ$				$\alpha = 30^\circ$				$\alpha = 40^\circ$			
		$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$
$\beta=6^\circ$	O	1,8	2,1	2,2	1,9	1,8	2,2	1,2	1,8	0,4	0,9	0,7	0,7
	D	---	---	---	---	1,9	2,4	1,5	2,2	---	---	---	---
$\beta=8^\circ$	O	1,4	1,6	1,1	1,7	0,8	0,4	1,1	1,4	3,0	3,1	1,6	1,5
	D	1,7	1,9	1,0	1,6	1,0	0,7	0,8	2,1	3,3	2,7	1,8	1,6
$\beta=10^\circ$	O	1,7	1,8	1,5	1,9	1,2	1,9	2,0	2,2	2,2	2,3	1,8	1,9
	D	---	---	---	---	1,5	2	1,8	2,3	---	---	---	---
$d_w = 15$ mm		$\alpha = 20^\circ$				$\alpha = 30^\circ$				$\alpha = 40^\circ$			
		$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$
$\beta=6^\circ$	O	1,4	1,5	1,7	2,0	1,6	0,3	0,2	0,4	0,4	0,9	0,7	0,7
	D	---	---	---	---	1,3	0,7	0,4	1,1	---	---	---	---
$\beta=8^\circ$	O	1,3	1,3	1,1	1,2	1,1	0,4	0,6	0,5	0,3	0,6	0,5	0,3
	D	1,7	1,4	0,9	1,1	0,8	0,1	0,3	1,6	0,5	1,0	0,6	0,3
$\beta=10^\circ$	O	0,4	1,0	1,5	1,7	0,4	0,5	0,9	1,3	0,6	0,9	1,1	0,8
	D	---	---	---	---	0,9	1,1	1,4	1,7	---	---	---	---
$d_w = 12$ mm		$\alpha = 20^\circ$				$\alpha = 30^\circ$				$\alpha = 40^\circ$			
		$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$
$\beta=6^\circ$	O	1,4	1,5	1,7	2,1	1,2	1,0	0,8	0,8	0,6	0,9	1,1	1,2
	D	---	---	---	---	1,0	0,7	0,6	0,7	---	---	---	---
$\beta=8^\circ$	O	1,5	1,1	0,8	0,8	0,9	0,5	0,9	1,1	0,6	0,6	0,5	0,4
	D	1,4	0,9	0,7	0,6	0,7	0,8	0,8	0,9	0,5	0,6	0,4	0,3
$\beta=10^\circ$	O	0,9	1,2	1,1	1,5	1,8	1,7	1,1	1,4	1,2	1,3	1,5	1,8
	D	---	---	---	---	1,9	1,5	1,2	1,3	---	---	---	---
$d_w = 9$ mm		$\alpha = 20^\circ$				$\alpha = 30^\circ$				$\alpha = 40^\circ$			
		$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$	$d_n=26$	$d_n=24$	$d_n=22$	$d_n=20$
$\beta=6^\circ$	O	1,8	1,6	1,3	1,4	0,5	0,6	0,9	1,0	0,4	0,7	1,0	1,3
	D	---	---	---	---	0,2	0,5	1,0	1,2	---	---	---	---
$\beta=8^\circ$	O	1,1	1,3	0,7	0,6	0,9	0,8	0,5	0,4	1,6	1,4	1,9	2,1
	D	1,3	1,2	0,5	0,3	1,1	1,0	0,7	0,6	1,5	2,0	1,8	1,7
$\beta=10^\circ$	O	1,3	1,6	1,4	2,0	1,9	1,6	1,8	2,0	1,5	1,1	0,9	1,2
	D	---	---	---	---	1,5	1,2	1,7	1,9	---	---	---	---
$\Delta \leq 0,6$ mm		$0,6$ mm < $\Delta \leq 0,9$ mm							Deformacje wewnętrzne				

Owalizacja przekroju poprzecznego odkuwek, występująca w procesach WPK, jest efektem nadmiernego ściskania materiału w kierunku promieniowym. Ściskanie to zgodnie z sugestiami podanymi przez badaczy niemieckich [58, 137, 138] może być ograniczone przez zastosowanie trzpienia swobodnego, umieszczonego wewnątrz wałka. W celu sprawdzenia takiego założenia zasy-

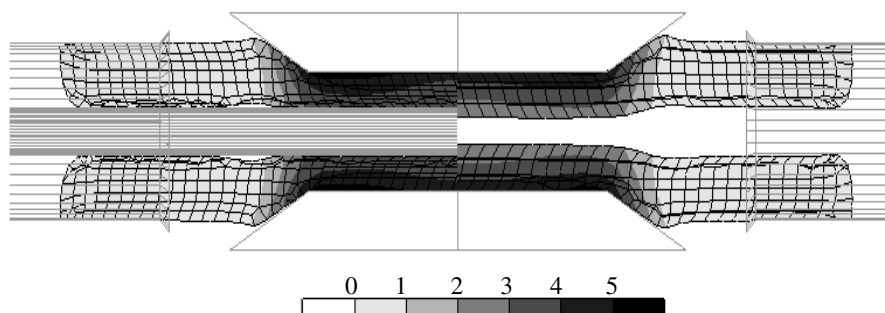
mulowano procesy WPK, w których zastosowano trzpień o średnicy zewnętrznej 8 mm. Na rys. 8.16 przedstawiono progresję kształtu przekroju poprzecznego odkuwek, kształtowanych na trzpieniu przy parametrach identycznych jak w analizowanych wcześniej procesach walcowania swobodnego, których rezultaty pokazano na rys. 8.15. Porównanie rezultatów obliczeń dla obu metod WPK (swobodnej i na trzpieniu) wykazuje, że zastosowanie trzpienia nie zmniejsza owalizacji przekroju poprzecznego. Dzieje się tak dlatego, że trzpień ograniczając płynięcie materiału w kierunku prostopadłym do powierzchni narzędzi jednocześnie zwiększa udział tego płynięcia w kierunku stycznym (zgodnym z kierunkiem walcowania). W efekcie owalizacja przekroju poprzecznego ulega zwiększeniu. Rezultaty obliczeń wykazały natomiast, że stosowanie trzpienia w procesach WPK wyrobów drążonych może być uzasadnione ze względu na możliwość ustalania grubości ścianki kształtowanego wałka. Przykład skutecznej ingerencji w grubość ścianki kształtowanego w procesie WPK wałka drążonego pokazano na rys. 8.17, na którym porównano grubości ścianek uzyskiwanych w procesach walcowania swobodnego i na trzpieniu.

Zastosowane w badaniach kliny zapewniały kalibrowanie odkuwek na długości 75 mm, w czasie którego wykonywały one około 1 obrotu. Należy zauważyć, że w przypadku walcowania wyrobów pełnych, zwyczajowo przyjmuje się długość kalibrowania na poziomie zapewniającym wykonanie przez odkawkę minimum $\frac{1}{2}$ obrotu. Uwzględniając wyniki wykonanych prac badawczych należy zatem stwierdzić, że dwukrotne wydłużenie strefy kalibrowania nie wystarczyło do skutecznego usunięcia owalizacji przekroju poprzecznego.

Dążąc do otrzymania odpowiedzi na pytanie, czy dalsze zwiększanie długości tej strefy narzędzia będzie korzystnie wpływać na uzyskiwanie przez odkawkę pożądanego przekroju kołowego, wykonano eksperyment numeryczny.



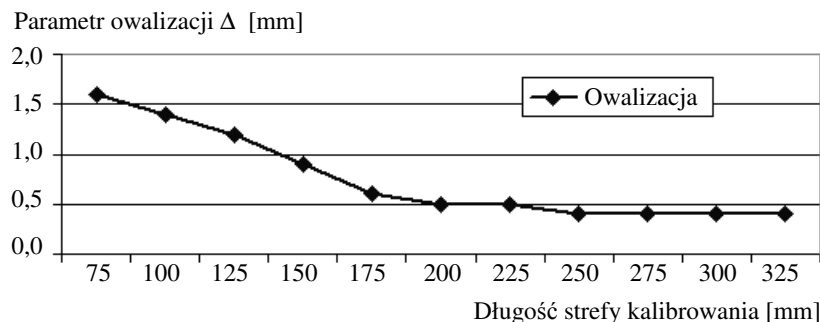
Rys. 8.16. Zmiana kształtu przekroju poprzecznego, z zaznaczonym rozkładem odkształceń, odkawkę drążonej kształtowanej metodą WPK na trzpieniu o średnicy 8 mm



Rys. 8.17. Rozkład odkształceń w przekroju wzdłużnym odkuwki kształtowanej metodą WPK swobodnie i na trzpieniu o średnicy $\varnothing 8$ mm, przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 6^\circ$, $d = 20$ mm, $d_w = 9$ mm

Polegał on na ponownym zasymulowaniu jednego z wcześniej przeanalizowanych procesów, w którym stwierdzono dużą owalizację ($\Delta = 1,6 \div 1,7$ mm). Przy czym w narzędziach zabezpieczających realizację tego procesu wydłużono strefę kalibrowania z 75 mm do 325 mm. Na podstawie wykonanych obliczeń uzyskano informację na temat, jak wydłużenie tej strefy narzędzia wpływa na zmiany kształtu przekroju poprzecznego wyrobu, co przedstawiono na rys. 8.18. Stwierdzono, że ostateczna wartość owalizacji (wyrażonej przez parametr Δ) była równa 0,4 mm i została osiągnięta na długości kalibrowania około 225 mm. Tym samym wykazano, że nadmierną owalizację można skutecznie usunąć w trakcie wydłużonego kalibrowania, które dla analizowanego przypadku wymagało wykonania przez odkuwkę aż $3 \div 3,5$ obrotu.

Innym skutecznym sposobem zapobiegania powstawaniu owalizacji przekroju poprzecznego wyrobów drążonych jest zastosowanie trójwalcowej metody WPK, w miejsce metody korzystającej z dwóch narzędzi. Na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono, że we wszystkich przypadkach kształtowania, prze-



Rys. 8.18. Zmiana wartości parametru owalizacji Δ w funkcji długości strefy kalibrowania, dla procesu WPK realizowanego, przy: $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 6^\circ$, $\delta = 1,36$ i $d_w = 12$ mm

biegających w sposób stabilny, parametr owalizacji Δ przekroju poprzecznego jest mniejszy od przyjętej wartości dopuszczalnej 0,6 mm. Wartości tego parametru obliczone dla poszczególnych, analizowanych przypadków walcowania zestawiono w tabeli 8.5.

Tab. 8.5.

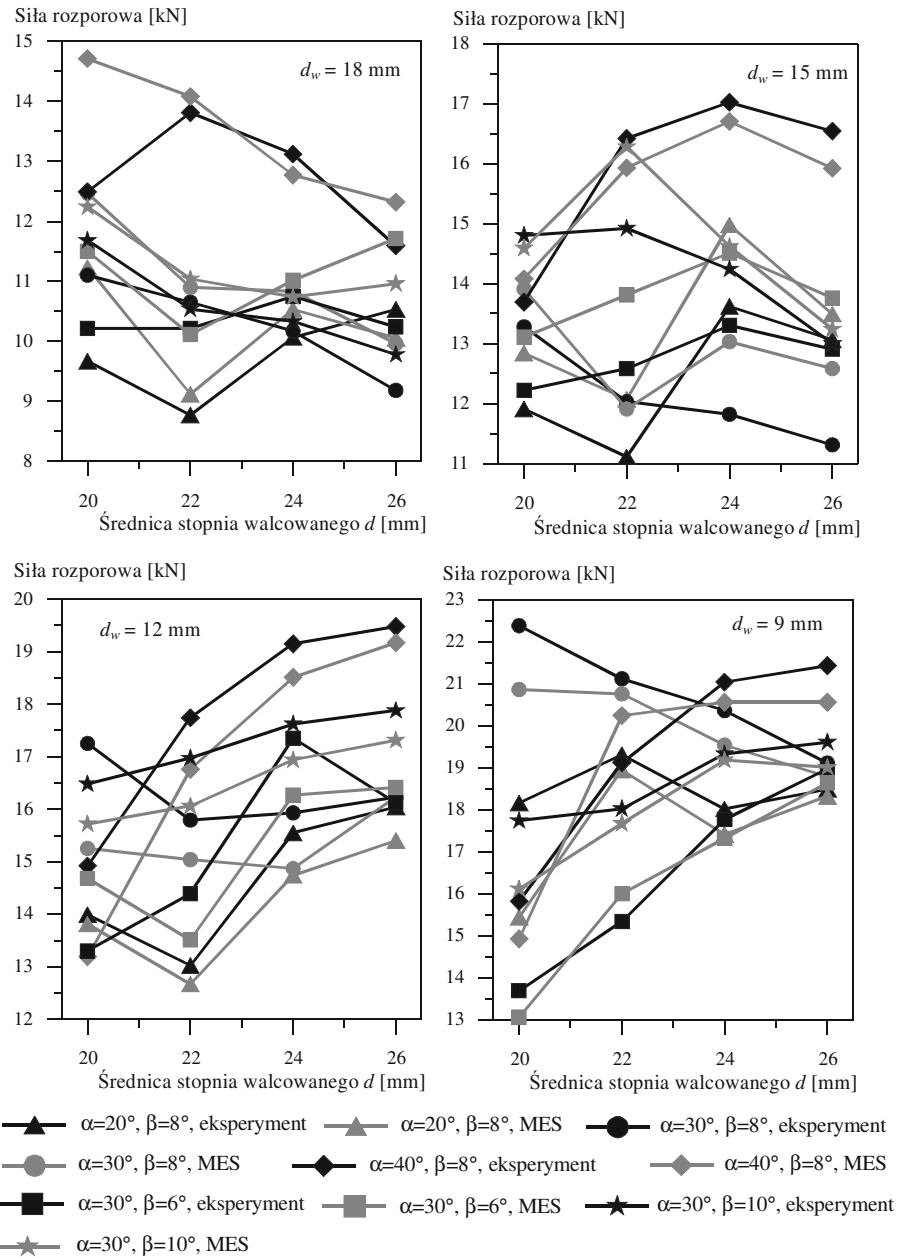
Obliczone wartości parametru owalizacji wyrobów drążonych kształtowanych za pomocą trzech walców klinowych, przy $\delta = 1,5$

Średnica wewnętrzna wsadu	Kąty	$\alpha = 20^\circ$	$\alpha = 30^\circ$	$\alpha = 40^\circ$
$d_w = 18 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	0,3	0,3	0,4
	$\beta = 15^\circ$	0,3	0,2	0,4
	$\beta = 18^\circ$	0,4	0,5	t
$d_w = 15 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	0,2	0,1	0,4
	$\beta = 15^\circ$	0,3	0,2	0,5
	$\beta = 18^\circ$	0,3	0,5	t
$d_w = 12 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	0,3	0,1	0,3
	$\beta = 15^\circ$	0,3	0,1	0,4
	$\beta = 18^\circ$	0,4	0,2	t
$d_w = 9 \text{ mm}$	$\beta = 12^\circ$	0,2	0,2	0,4
	$\beta = 15^\circ$	0,2	0,2	0,3
	$\beta = 18^\circ$	0,3	0,4	0,4
$\Delta \leq 0,6$		t – trójkątowanie		

Parametry siłowe

W trakcie badań eksperymentalnych procesu walcowania klinami płaskimi dokonywano rejestracji siły stycznej (wciskającej klin) i rozporowej (decydującej o obciążeniu walcarki). Siły te obliczano również podczas symulacji numerycznych, bazujących na MES. Na podstawie rezultatów uzyskanych z obliczeń i prac doświadczalnych stwierdzono, że podczas WPK wyrobów drążonych siły styczne są dużo mniejsze od sił rozporowych (na ogół 5 do 7 razy). Z tego powodu w dalszej analizie ograniczono się wyłącznie do badania sił rozporowych, odgrywających decydującą rolę w procesie walcowania.

Na rys. 8.19 zestawiono maksymalne wartości tych sił (obliczone i zmierzone) w procesach realizowanych za pomocą 5 zestawów narzędzi klinowych, których parametry podano również w opisie rysunku. Analiza danych przedstawionych na rys. 8.19 wykazuje silną zależność między zastosowanymi para-



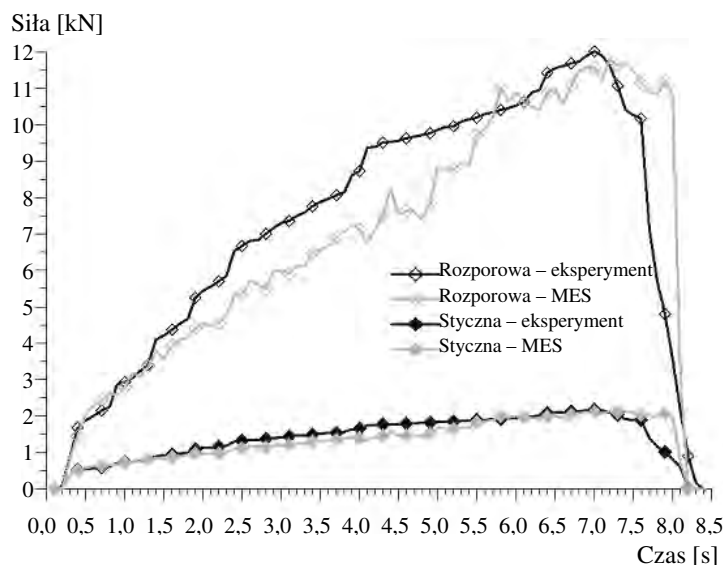
Rys. 8.19. Zestawienie maksymalnych wartości sił rozporowych, występujących w badanych procesach WPK przebiegających przy parametrach podanych na rysunku

metrami procesu a odnotowanymi siłami maksymalnymi. I tak w przypadku próbek cienkościennych ($d_w = 18$ mm) największe wartości siły rozporowej występowały przy zastosowaniu klinów z kątami: $\alpha = 40^\circ$, $\beta = 8^\circ$. Podobne wyniki zarejestrowano również przy walcowaniu z wsadów o średnicy wewnętrznej $d_{w1}=15$ mm i $d_{w2}=12$ mm, za wyjątkiem kształtowania na najmniejszą średnicę $d = 20$ mm, gdzie maksymalne wartości sił towarzyszyły stosowaniu klinów z: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 10^\circ$. W procesach walcowania z wsadów o największych grubościach ścianki bocznej ($d_w=9$ mm) największe siły rozporowe występowały wówczas, gdy używano narzędzi o kątach $\alpha=30^\circ$ i $\beta=8^\circ$ (przy walcowaniu na średnicę $\varnothing 20$ mm i $\varnothing 22$ mm) oraz $\alpha = 40^\circ$ i $\beta = 8^\circ$ (przy $d = 24$ lub 26 mm).

Ponadto, stwierdzono występowanie silnej zależności między grubością ścianki wsadu a siłami niezbędnymi do realizacji procesu WPK. Na przykład porównanie wartości sił odnotowanych dla WPK z wsadów o $d_w = 18$ i 9 mm, wykazuje, że zwiększenie grubości ścianki z 6 do $10,5$ mm niejednokrotnie powodowało nawet dwukrotny wzrost siły rozporowej. Również wzrost stopnia gniotu δ z reguły wywołuje zwiększenie siły rozporowej, jednakże nie w tak dużym stopniu jak odnotowano analizując wpływ grubości ścianki wsadu g_0 .

W trakcie badań eksperymentalnych oraz obliczeń numerycznych analizowano też jak zmieniają się siły styczna i rozporowa w trakcie procesu WPK. Na rys. 8.20 przedstawiono rozkłady tych sił obliczone i zmierzone dla przypadku walcowania przebiegającego stabilnie i gwarantującego wytwarzanie wyrobu, którego przekrój poprzeczny ma owalizację mniejszą od dopuszczalnej. Z rysunku tego wynika, że obie siły wraz ze wzrostem zaawansowania procesu zwiększają się. Wzrost ten na długości strefy kształtowania przyjmuje niemalże liniowy charakter. W strefie kalibrowania siły ulegają stabilizacji, a następnie zmniejszają się. Należy zauważyć, że uzyskany charakter rozkładów sił, a w szczególności siły stycznej różni się od tych jakie odnotowano dla stabilnych przypadków walcowania z wsadów pełnych (patrz rozdział 4). Wówczas bowiem, praktycznie na całej długości strefy kształtowania, siła styczna utrzymuje jednakową wartość. Zwiększanie się sił, jakie zaobserwowano w procesie WPK wyrobów drażonych, należy tłumaczyć trudnościami ze skutecznym usunięciem owalizacji przekroju poprzecznego występującymi już w fazie kształtowania. W efekcie czego zwiększa się powierzchnia styku materiał – narzędzie, a w konsekwencji wzrostowi ulegają siły kształtowania.

Zestawienie rozkładów sił pokazane na rys. 8.20 potwierdza bardzo dobrą zgodność (jakościową i ilościową) pomiędzy siłami prognozowanymi teoretycznie i wyznaczanymi eksperymentalnie. Tym samym po raz kolejny wykazano zasadność stosowania w analizie złożonych przypadków kształtowania plastycznego modelowania numerycznego, w szczególności realizowanego metodą elementów skończonych.

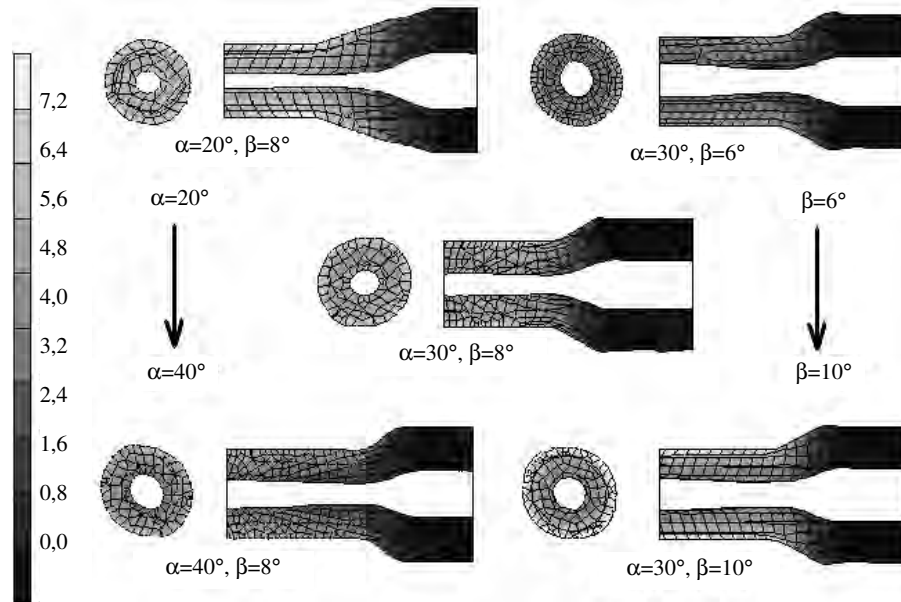


Rys. 8.20. Rozkłady sił stycznych i rozporowych wyznaczone dla procesu WPK odkuwek drążonych, przebiegających przy: $d_w = 15 \text{ mm}$, $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 8^\circ$ i $\delta = 1,36$

Stan odkształcenia

Cechą charakterystyczną procesów walcowania poprzecznego jest intensywne płynięcie metalu w strefach przypowierzchniowych. Powoduje to występowanie w tych obszarach największych wartości intensywności odkształcenia. Na podstawie wykonanych analiz numerycznych stwierdzono, iż rozkłady intensywności odkształcenia w przekrojach poprzecznych i wzdłużnych odkuwek drążonych są uzależnione od: zastosowanej metody walcowania, geometrii narzędzi i wsadu oraz stosowanego stopnia gniotu. Przykładowe zestawienia rozkładów intensywności odkształcenia w analizowanych odkuwkach podano (odpowiednio dla metody dwu- i trzy-narzędziowej) na rys. 8.21 i 8.22.

Jak wynika z rys. 8.22, największe odkształcenia (w całym przekroju walcowanego wyrobu) uzyskano stosując kliny z najmniejszym kątem pochylenia ścian bocznych $\alpha = 20^\circ$. W tym przypadku walcowania największy jest udział płynięcia w kierunku promieniowym, czego odzwierciedleniem jest najbardziej zredukowana średnica otworu wewnętrznego. Zwiększenie kąta rozwarcia klina β powoduje zmniejszenie płynięcia metalu w kierunku promieniowym, prowadzi do pocienienia ścianki oraz zmniejszenia intensywności odkształcenia w odwalcowanych częściach wałka. Analizując wpływ kąta rozwarcia klina β na rozkłady intensywności odkształcenia stwierdza się, że im większe jest β , tym bardziej wyraźny jest charakter warstwowego rozkładu odkształceń, co jest typowe dla WPK wyrobów pełnych. Odkształcenia rozkładają się pierścieniowo, przy-

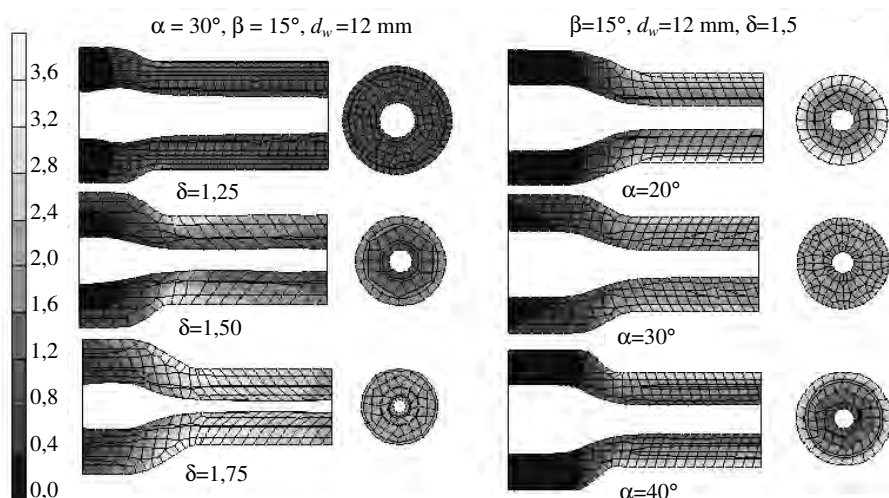


Rys. 8.21. Obliczone rozkłady intensywności odkształcenia w odkuwkach drażonych, otrzymywanych w procesach WPK klinami płaskimi przy: $d_0 = 30$ mm, $\delta = 1,5$ i $d_w = 12$ mm

musząc wartości największe w zewnętrznych warstwach metalu i zmniejszając się w kierunku do środka odkuwki – jest to szczególnie widoczne w rozkładzie odkształceń odnotowanych w odkuwce kształtowanej przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\beta = 10^\circ$. Ponadto, w toku prowadzonych badań stwierdzono, że zmieniając stopień gniotu δ (w drodze zmniejszania średnicy stopnia walcowanego d) zwiększano odkształcenia w wyrobie, zwłaszcza w strefie stożkowego przejścia między średnicami walcowanego wyrobu. Podobny efekt uzyskiwano zwiększając grubość ścianki wsadu do walcowania.

W przypadku stosowania trójwalcowej metody WPK (rys. 8.22), największe odkształcenia (w całym przekroju wyrobu walcowanego) uzyskiwano również wówczas, gdy stosowano kliny z najmniejszym kątem pochylenia ścian bocznych $\alpha = 20^\circ$. Porównywalnie duże wartości odkształcenia osiągnęto także w warstwach powierzchniowych odkuwki wówczas, gdy wykorzystywano kliny z kątami rozwarcia $\beta = 18^\circ$. Najbardziej równomierne odkształcenia w przewężonej części odkuwki osiągnięto stosując kliny z kątami $\alpha = 30^\circ$ i $\beta = 15^\circ$.

Zastosowanie w procesie WPK trzpienia wewnętrznego nie tylko wpływa stabilizująco na grubość ścianki (w zakresie kształtowanego przewężenia), ale również powoduje zmiany w rozkładzie odkształceń. Mianowicie, oddziaływanie trzpienia zwiększa odkształcenia w warstwach wewnętrznych odkuwki drażonej, co jest dobrze widoczne na rys. 8.16 i 8.17.



Rys. 8.22. Obliczone rozkłady intensywności odkształcenia w odkuwkach drążonych, otrzymywanych w procesach WPK trzema klinami nawiniętymi na walce, przy $d_o = 30$ mm

Ograniczenia stabilności walcowania

Na podstawie wykonanych prac badawczych stwierdzono, że stabilność walcowania wyrobów drążonych może być zaburzona przez:

- niekontrolowany poślizg, któremu często towarzyszy zgniecenie wyrobu;
- przewężenie kształtowanej części wyrobu;
- zdeformowanie powierzchni wewnętrznej odkuwki.

Niekontrolowany poślizg występuje wówczas, gdy suma momentów sił wprawiających odkuwkę w ruch obrotowy jest mniejsza od sumy momentów sił przeciwstawnych temu ruchowi. W przypadku wystąpienia takiego zakłócenia stabilności obrabiany wyrób traci zdolność do obracania się i jest zgniatany przez przemieszczające się przeciwnie narzędzia klinowe. Wówczas może dojść do niekontrolowanego przesunięcia wyrobu po powierzchniach narzędzi, co czasami może doprowadzić do uszkodzenia oprzyrządowania (np. mogą zostać wyłamane noże odcinające umieszczane za strefą kalibrowania). Wystąpieniu niekontrolowanego poślizgu sprzyja obniżenie czynnika tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie oraz stosowanie klinów z dużymi kątami α i β . W przypadku walcowania z wsadów drążonych prawdopodobieństwo zaistnienia tego zakłócenia zwiększa się, gdy stosuje się wsady o mniejszej grubości ścianki. Przykładowo, w całym zakresie parametrów (α , β , δ) nie stwierdzono niekontrolowanego poślizgu wówczas, gdy walcowano z wsadów o $d_w = 9$ mm. Natomiast, gdy wsady miały duże otwory wewnętrzne ($d_w = 18$ lub 15 mm) ograniczenie to

występowało często. Przykłady próbek zdeformowanych w wyniku wystąpienia niekontrolowanego poślizgu podano na rys. 8.23.



Rys. 8.23. Próbki zdeformowane w efekcie wystąpienia niekontrolowanego poślizgu, przy:
a) $d_w = 18$ mm; b) $d_w = 15$ mm ($\delta = 1,36$, $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 10^\circ$ – w obu przypadkach)

Przewężenie walcowanej części wyrobu występuje wówczas, gdy składowe osiowe siły walcowania mają tak duże wartości, że naprężenia rozciągające w materiale wywołane oddziaływaniem tych sił osiągną wartość graniczną (równą naprężeniu uplastyczniającemu). W takiej chwili procesu centralna część odkuwki podlega rozciąganiu, tworzy się szyjka (w sposób typowy dla próby rozciągania), a czasami występuje zerwanie walcowanego stopnia odkuwki.

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych oraz obliczeń numerycznych nie stwierdzono w zakresie analizowanych parametrów ($\alpha = 20^\circ \div 40^\circ$, $\beta = 6^\circ \div 10^\circ$, $\delta \leq 1,5$) ani jednego przypadku naruszenia stabilności WPK, następującego w efekcie przewężenia odkuwki. Dla wykazania, że ograniczenie to może wystąpić również w procesie walcowania wyrobów drażonych przeprowadzono dodatkowe próby kształtowania, realizowane przy większych, od dotychczas stosowanych, stopniach gniotu ($\delta = 1,67$). Przy takich warunkach walcowania odnotowano już przypadki zakłócenia stabilności procesu w efekcie wystąpienia omawianego ograniczenia. Przykład odkuwki, z wyraźnie przewężonym centralnym stopniem pokazano na rys. 8.24.

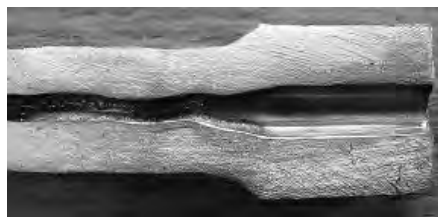
Ostatnie z omawianych ograniczeń stabilności procesu WPK dotyczy deformowania powierzchni wewnętrznej wyrobu. Możliwość wystąpienia takiego



Rys. 8.24. Przewężenie centralnej części wyrobu odnotowane w procesie WPK przy
 $\delta = 1,67$, $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 8^\circ$, $d_w = 12$ mm

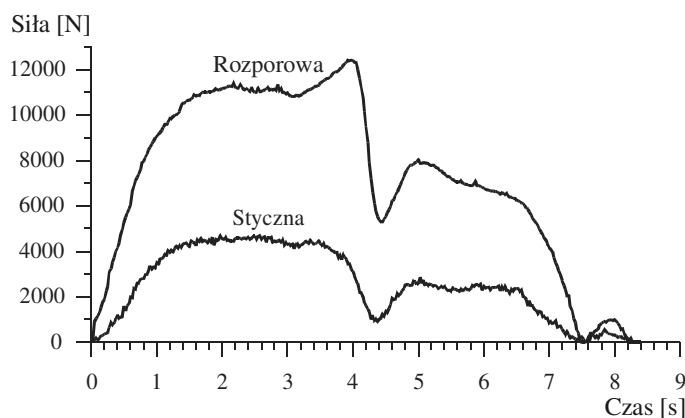
(dodatkowego w stosunku do typowych procesów WPK) ograniczenia podejrzewano już w trakcie wykonywanych obliczeń numerycznych, w których, przy pewnych parametrach procesu, notorycznie występował błąd związany z przebudową siatki. Błędu tego nie udało się wyeliminować

mimo wielu prób, w których zmieniano wielkość elementów, układ współrzędnych, kryteria przebudowy siatki, itd. Postanowiono zatem ten przypadek WPK (realizowany przy: $\alpha = 40^\circ$, $\beta = 8^\circ$, $\delta = 1,5$, $d_w = 12$ mm) zbadać w próbach stanowiskowych. W efekcie tych prób stwierdzono wystąpienie silnej deformacji powierzchni wewnętrznych, które było przyczyną niestabilności numerycznych, obserwowanych w analizie teoretycznej. Charakter występujących deformacji wewnętrznych tej odkuwki ilustruje rys. 8.25.



Rys. 8.25. Próbką ze zdeformowaną powierzchnią wewnętrzną, kształtowana przy $\delta = 1,67$, $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 8^\circ$, $d_w = 12$ mm

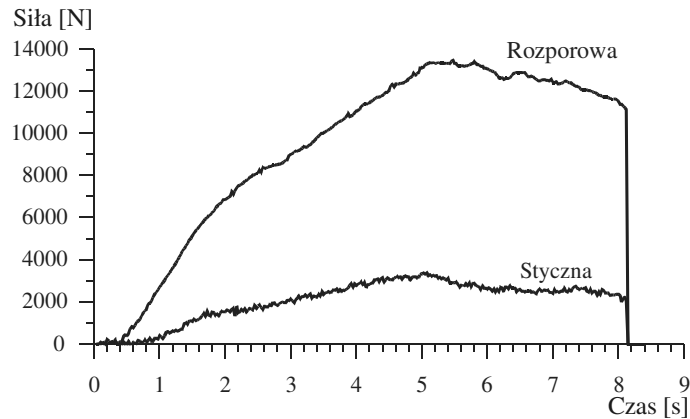
W procesach WPK wyrobów drążonych, w których wystąpiły przedstawione ograniczenia stabilności, odnotowano różnice w rozkładach sił rozporowych i stycznych w stosunku do rozkładu typowego (przedstawionego na rys. 8.20) przebiegu tych sił, obserwowanego w procesie stabilnym. I tak, na rys. 8.26 pokazano jak zmieniają się siły w trakcie procesu walcowania, w którym występuje przewężenie kształtowanej części odkuwki. Z rysunku tego wynika, że po początkowym wzroście sił kształtowania następuje ich nagłe zmniejszenie, będące efektem zainicjowania tworzenia się szyjki na walcowanym stopniu odkuwki. Następnie siły ulegają niewielkiemu wzrostowi, co prawdopodobnie jest efektem zetknięcia się wewnętrznych ścianek odkuwki. W dalszych fazach procesu obserwuje się stopniowe zmniejszanie wartości sił, które osiągają wartości minimalne w momencie wyjścia odkuwki ze strefy kalibrowania.



Rys. 8.26. Zmierzone przebiegi siły stycznej i rozporowej w trakcie procesu WPK, w którym utworzyło się przewężenie kształtowanej części wyrobu ($d_w = 12$ mm, $\alpha = 40^\circ$, $\beta = 8^\circ$ i $\delta = 1,67$)

Przebiegi zmian wielkości sił w procesie WPK, podczas którego wystąpił niekontrolowany poślizg odkuwki podano na rys. 8.27. Z wykresu tego wynika,

że siły styczne i rozporowe w procesie niestabilnym (ze względu na wystąpienie zjawiska poślizgu) równomiernie rosną do momentu wystąpienia zakłócenia. Następnie obserwuje się powolne zmniejszanie tych sił. Przy czym charakterystyczne jest to, że przy tym ograniczeniu stabilności duże wartości sił stycznej i rozporowej utrzymują się aż do końca procesu walcowania.



Rys. 8.27. Zmierzone przebiegi sił stycznej i rozporowej w trakcie procesu WPK, w którym wystąpił poślizg ($d_w = 15$ mm, $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 8^\circ$ i $\delta = 1,5$)

W przypadku wystąpienia deformacji wewnętrznych, w przebiegach sił stycznych i rozporowych pojawiają się lekkie wahania ich wartości, niemniej jednak przewidywanie na ich podstawie wystąpienia tej formy utraty stabilności procesu WPK jest raczej trudne.

8.3. Badania procesu WPK wyrobów drążonych, wykonane w warunkach przemysłowych

W KKMiTOP Politechniki Lubelskiej zaprojektowano klinowe segmenty narzędziowe zabezpieczające produkcję korpusu noża obrotowego, o parametrach jak na rys. 7.19. Przyjęte rozwiązanie konstrukcyjne narzędzi ustalono w trakcie prac wdrożeniowych, szczegółowo opisanych rozdziale 7.3.1. Główne parametry klinów wdrożonych do produkcji pokazano na rys. 7.37. W oparciu o to oprzyrządowanie sprawdzono także możliwość kształtowania korpusów noży z wsadów drążonych.

Na potrzeby badań wykonano wsady drążone (tuleje), których wymiary zewnętrzne $\varnothing 48 \times 100$ mm odpowiadały gabarytom wsadu pełnego. Natomiast średnice wewnętrzne ($\varnothing 28,8$; $\varnothing 24,0$; $\varnothing 19,2$; $\varnothing 14,4$) dobrano tak, by stosunek średnic d_o/d_w miał wartości identyczne jak w opisanych uprzednio próbach wal-

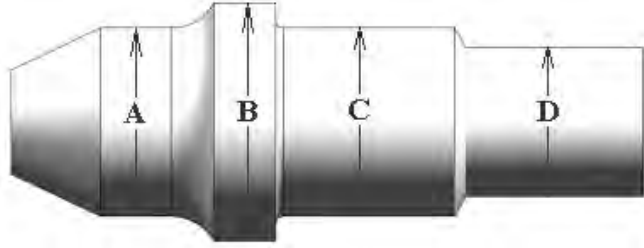
cowania odkuwek drążonych z ołowiu. Wsady, wykonane ze stali w gatunku C45, nagrzewano w piecu elektrycznym oporowym do temperatury 1150°C. Następnie umieszczano je na ścieżkach prowadzących dolnego (nieruchomego) klina, skąd były zabierane przez przemieszczające się ruchem posuwistym narzędzie górne. W trakcie kształtowania, trwającego ok. 6 sekund, odkuwka przetaczana była po klinie dolnym.

Na podstawie wykonanych prób przemysłowych stwierdzono, że tylko w przypadku wsadu o najcieńszej ścianie nie uzyskiwano wyrobu o zakładanym kształcie. Wówczas bowiem występował poślizg doprowadzający do zgniecenia odkuwki (rys. 8.28). Natomiast w pozostałych przypadkach proces przebiegał w sposób stabilny. Dla określenia dokładności wykonania poszczególnych odkuwek w tablicy 8.6 zestawiono maksymalne odchyłki owalności wyznaczone dla kolejnych stopni korpusów walcowanych, w tym również korpusu z wsadu pełnego. Analiza wartości odchyłek przedstawionych w tab. 8.6 pokazuje, że tylko wymiary korpusu pełnego mieszczą się w tolerancjach wykonawczych. Natomiast dokładność wykonania korpusów drążonych jest niezadowalająca, szczególnie w części chwytowej odkuwki oznaczonej symbolem „C”. Spostrzeżenie to po raz kolejny potwierdza fakt, że nie można stosować klinów zaprojektowanych do walcowania wyrobów pełnych w procesach, w których kształtuje się wałki drążone.

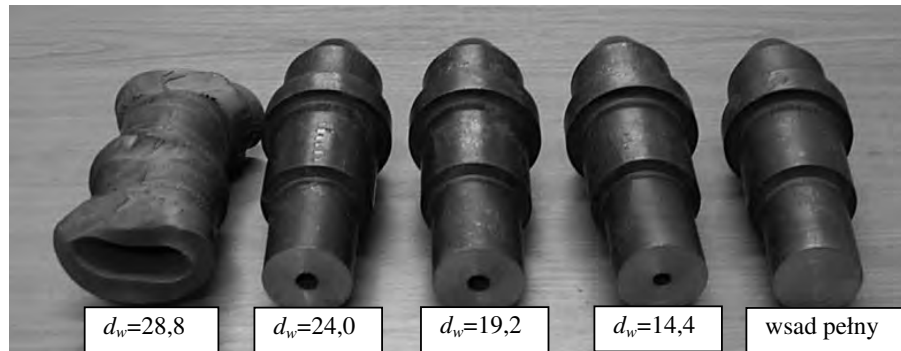
Tab. 8.6.

Zmierzone maksymalne odchyłki wymiarowe odwalcowanych korpusów noża obrotowego

Rodzaj stosowanego wsadu	Odchyłki wymiarowe [mm] (wymiar nominalny z tolerancjami)			
	A ($\varnothing 38^{+0,8}_{-0,4}$)	B ($\varnothing 48^{+0,9}_{-0,5}$)	C ($\varnothing 38^{+0,8}_{-0,4}$)	D ($\varnothing 30^{+0,8}_{-0,4}$)
pełny	+0,3	+0,4	+0,2	+0,3
$d_w=24,0$	+0,5	+1,1	+1,5	+0,4
$d_w=19,2$	+0,9	+1,9	+1,9	+0,6
$d_w=14,4$	+0,8	+2,0	+1,9	+1,5



The diagram shows a perspective view of a rotating knife body with four longitudinal flutes. The sections are labeled A, B, C, and D from left to right, corresponding to the columns in the table above. Section A is the leftmost fluted part, B is the second fluted part, C is the third fluted part, and D is the rightmost solid cylindrical part.

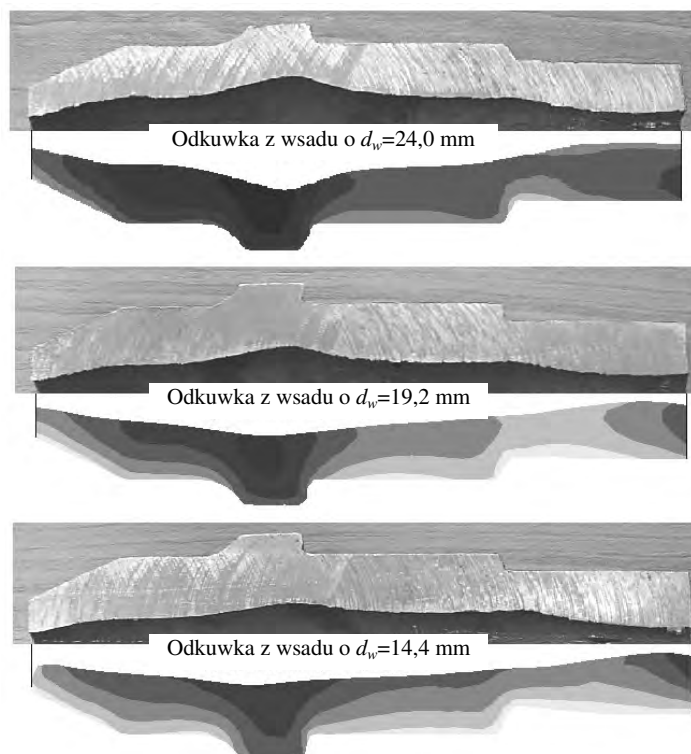


Rys. 8.28. Widok korpusów noży obrotowych po procesie walcowania z tulei, których średnice wewnętrzne podano na rysunku

Wykonano zatem prace projektowe nowych klinów, uwzględniając wiedzę nabytą w trakcie wykonywanych badań numerycznych i doświadczalnych procesu WPK odkuwek drażzonych. Założono, że poprawność przyjętego rozwiązania będzie zweryfikowana w drodze termomechanicznych symulacji procesów kształtowania, bazujących na MES. W pierwszej kolejności podjęto działania zmierzające do określenia dokładności modelowania numerycznego tak złożonych procesów WPK, jak kształtowanie w warunkach przemysłowych korpusu noża obrotowego. W tym celu najpierw zasymulowano te procesy walcowania, które wcześniej zrealizowano w praktyce.

Na potrzeby obliczeń opracowano modele geometryczne procesów WPK, w których zastosowano narzędzia zgodne z rys. 7.37. Podobnie jak w badaniach przemysłowych przyjęto, że klin górny przemieszcza się z prędkością 0,33 m/s, a klin dolny jest nieruchomy. Obliczenia wykonano stosując termomechaniczny schemat obliczeń MES. Przyjęto, że wsad nagrzewany jest do temperatury 1150°C, zaś temperatura narzędzi w trakcie procesu jest stała i wynosi 150°C. Model materiałowy stali C45 przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2004. Założono, że współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami wynosi 10000 W/m²K, a między materiałem a otoczeniem 300 W/m²K. W obliczeniach przyjęto model tarcia stałego uzależniony od prędkości poślizgu, zakładając równocześnie graniczną wartość czynnika tarcia $m = 1,0$.

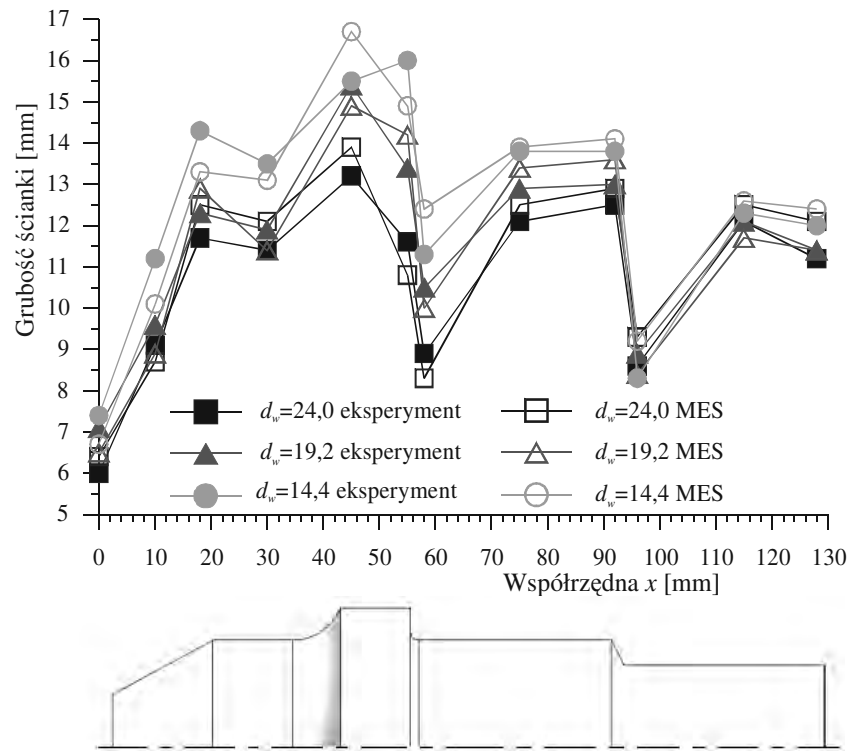
Ze względu na fakt, że w trakcie prób przemysłowych nie dokonywano żadnych pomiarów, o dokładności obliczeń numerycznych wnioskowano porównując rozkłady grubości ścianek noży. Na rys. 8.29 przedstawiono przekroje wzdłużne (osiowe) korpusów odwalcowanych w stabilnych procesach WPK, zestawione z przekrojami ścianek obliczonymi MES. Stwierdzono dobrą jakościowo zgodność kształtów przekrojów wzdłużnych (osiowych) korpusów obliczonych i wyznaczonych z eksperymentu.



Rys. 8.29. Porównanie rozkładów grubości ścianek w przekroju wzdłużnym noża obrotowego (uzyskane z obliczeń MES i z eksperymentu)

Dla porównania ilościowego na rys. 8.30 zestawiono wartości liczbowe grubości ścianek (obliczone MES i zmierzone) wyznaczone w charakterystycznych punktach przekroju wzdłużnego. Analiza danych zamieszczonych na tym rysunku wykazuje, że najcieńsze ścianki występują w części roboczej korpusu, natomiast najgrubsze w okolicy kołnierza, gdzie obserwuje się nawet zwiększenie początkowej grubości ścianki. Ponadto zaobserwowano, że raptowne zmiany grubości ścianki występują w tych miejscach, w których zmieniają się średnice zewnętrzne korpusu.

Na podstawie danych z rys. 8.30 sporządzono dodatkowy wykres (pokazany na rys. 8.31), który zilustrował dokładność uzyskaną w trakcie obliczeń MES. Na wykresie tym pokazano względne różnice Δ_g między wartościami grubości ścianek (obliczonymi i zmierzonymi), wyznaczonymi w charakterystycznych punktach przekroju wzdłużnego korpusu. Różnice te obliczono korzystając z następującej zależności



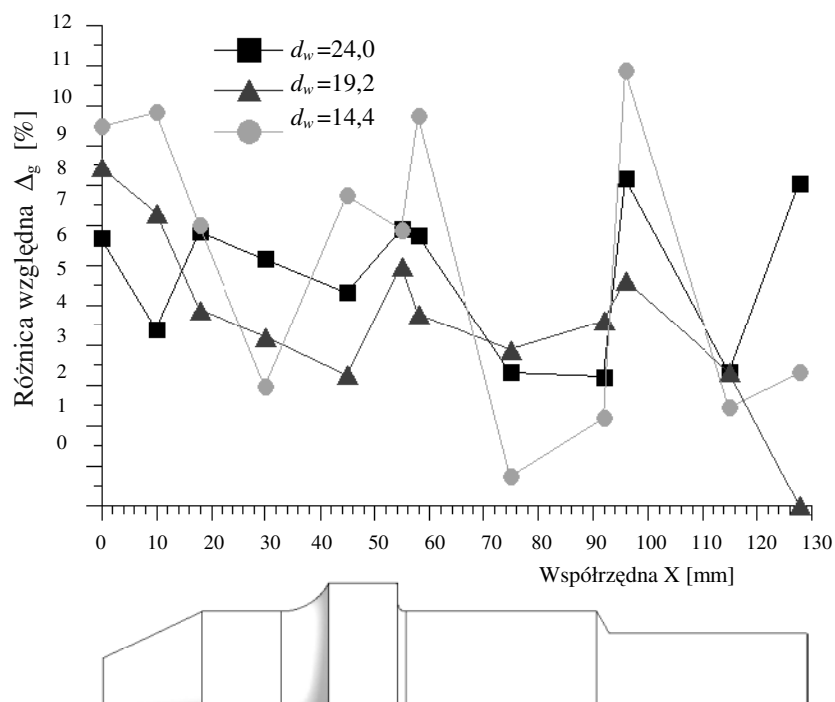
Rys. 8.30. Zestawienie grubości ścianek korpusu noża obrotowego wyznaczonych w charakterystycznych punktach przekroju wzdłużnego

$$\Delta_g = \frac{|g_t - g_e|}{g_e} 100\%, \quad (8.4)$$

gdzie: g_t – grubość ścianki obliczona MES, g_e – grubość ścianki zmierzona.

Analizując dane zamieszczone na rys. 8.31 stwierdza się, że stosując MES można precyzyjnie prognozować dokładność wykonania odkuwek drążonych kształtowanych metodą WPK. Świadczą o tym wartości średnie parametru Δ_g wyznaczone dla poszczególnych korpusów, które wynoszą odpowiednio: 5,74% dla wsadu z $d_w = 24,0$ mm, 4,68% dla wsadu z $d_w = 19,2$ mm oraz 6,09% dla wsadu z $d_w = 14,4$ mm.

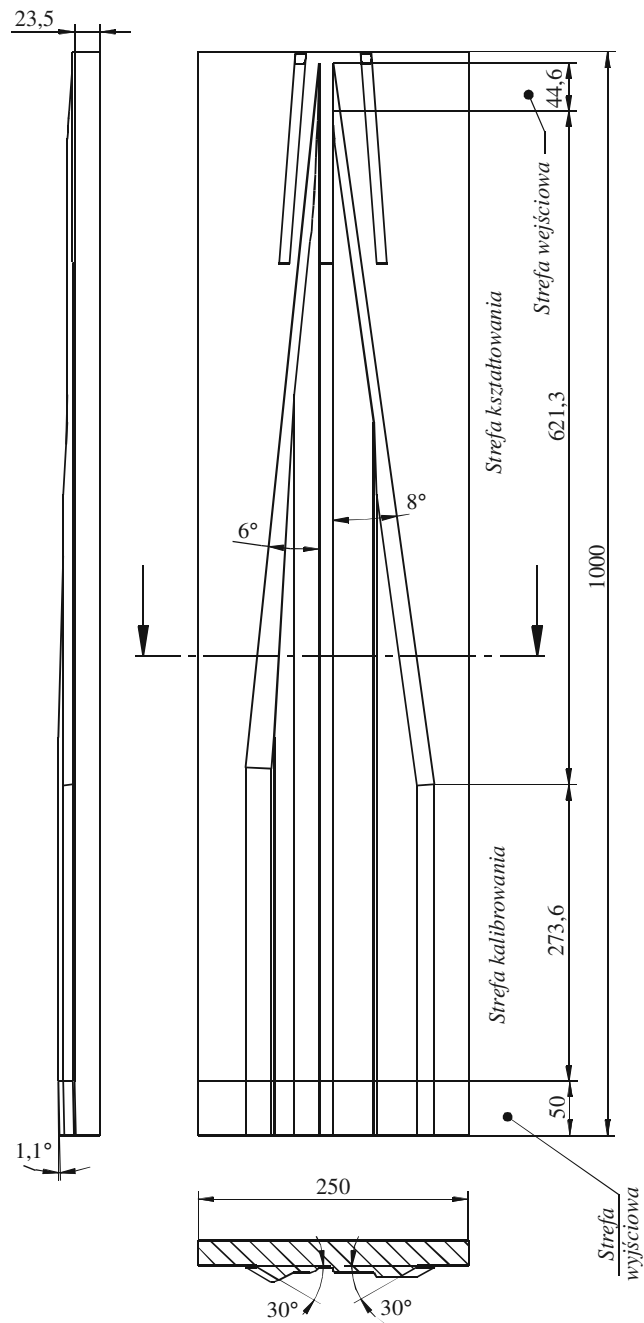
Niezadowalające wyniki prób doświadczalnych WPK korpusów drążonych w zakresie uzyskiwanych dokładności wymiarowych (tab. 8.6) wskazały na konieczność wykonania nowego projektu narzędzi klinowych przeznaczonych specjalnie do kształtowania korpusów drążonych. W trakcie prac projektowych bazowano na rezultatach prac badawczych poświęconych procesowi WPK wyrobów drążonych, przytoczonych w rozdziale 8.2.3 niniejszej książki.



Rys. 8.31. Względne różnice między grubością ścianki korpusu noża obrotowego obliczoną MES i zmierzoną

Przyjęto zatem, że kąt kształtujący α (pochylenia bocznej ściany klina) jest jednakowy dla całego narzędzia i wynosi 30° . Natomiast ze względu na różnice długości części roboczej i chwytowej korpusu do ich kształtowania przyjęto kliny z różnymi kątami rozwarcia β (6° dla części roboczej, 8° dla chwytu). Takie rozwiązanie zapewniło, że długość strefy kształtowania dla obu klinów jest niemal jednakowa, co jest istotne ze względu na stabilność walcowania. Ponadto, powoduje ono wydłużenie strefy kalibrowania do długości 273,6 mm, która gwarantuje kształtowanej odkuwce wykonanie aż dwóch obrotów podczas kalibrowania. Zmodyfikowane kliny pokazano na rys. 8.32.

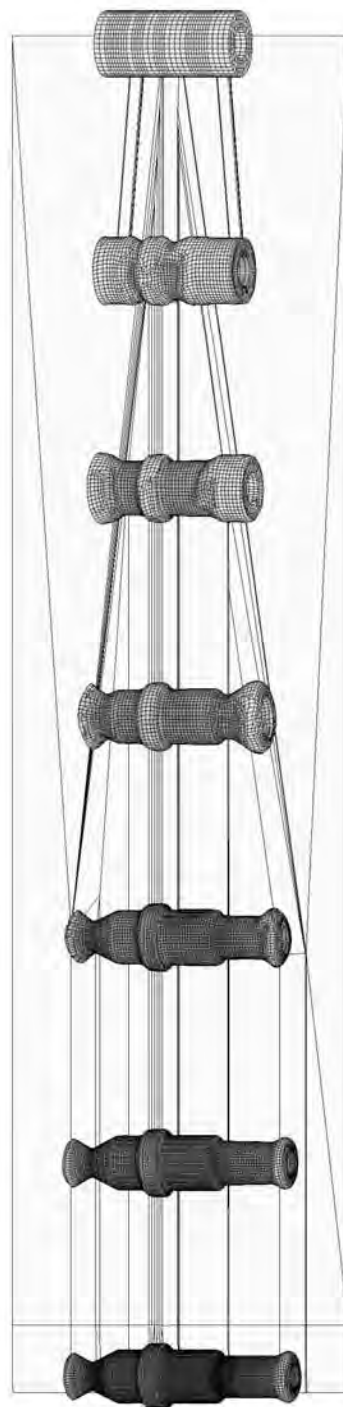
Uwzględniając zaproponowane rozwiązania konstrukcyjne narzędzi opracowano modele numeryczne procesu WPK korpusów drążonych. Parametry procesu przyjęte w obliczeniach były identyczne z tymi, jakie zakładano podczas symulacji termomechanicznej procesu walcowania narzędziami z rys. 7.37. Obliczeniami objęto trzy przypadki kształtowania, w których stosowano wsady o średnicy wewnętrznej równej 24, 19,2 oraz 14,4 mm.



Rys. 8.32. Rysunek zmodyfikowanego narzędzia klinowego przeznaczonego do WPK korpusu drażonego

Na podstawie obliczeń stwierdzono, że analizowane przypadki WPK realizowane są w sposób stabilny. Na rys. 8.33 przedstawiono jak w trakcie procesu WPK zmienia się kształt zewnętrzny odkuwki drążonej, walcowanej z tulei o $d_w = 24,0$ mm (w obliczeniach pominięto bardzo skomplikowany numerycznie proces odcinania odpadów końcowych). Z rysunku tego wynika, że kliny wcinają się równocześnie w materiał po obu stronach kołnierza, redukując średnicę odkuwki do wymaganej wartości $\varnothing 38$ mm. Ponadto, w początkowej fazie procesu, położenie odkuwki stabilizowane jest przez ścieżki prowadzące. Następnie ma miejsce rozwinięcie redukcji przekroju, w strefie kształtowania, na wymaganych długościach części chwytowej i roboczej korpusu. Przy czym nie zauważa się niepożądanych przemieszczeń odkuwki w kierunku osiowym, powodowanych przez różnice w wartościach kątów β przyjętych dla poszczególnych klinów. W trakcie wydłużonego kalibrowania następuje usunięcie owalizacji przekroju poprzecznego, która jest największa w okolicy przejścia chwytu ze średnicy $\varnothing 38$ do $\varnothing 30$.

W efekcie wprowadzonych zmian konstrukcyjnych klina uzyskano znaczną poprawę dokładności wykonania odkuwki korpusu drążonego. Świadczy o tym zestawienie pokazane na rys. 8.34, na którym przedstawiono przekroje poprzeczne poszczególnych stopni korpusów obliczone dla procesów WPK narzędziami typowymi (rys. 7.37) oraz zmodyfikowanymi (rys. 8.32). Przedstawione zestawienie dotyczy odkuwki walcowanej z wsadu o średnicy we-

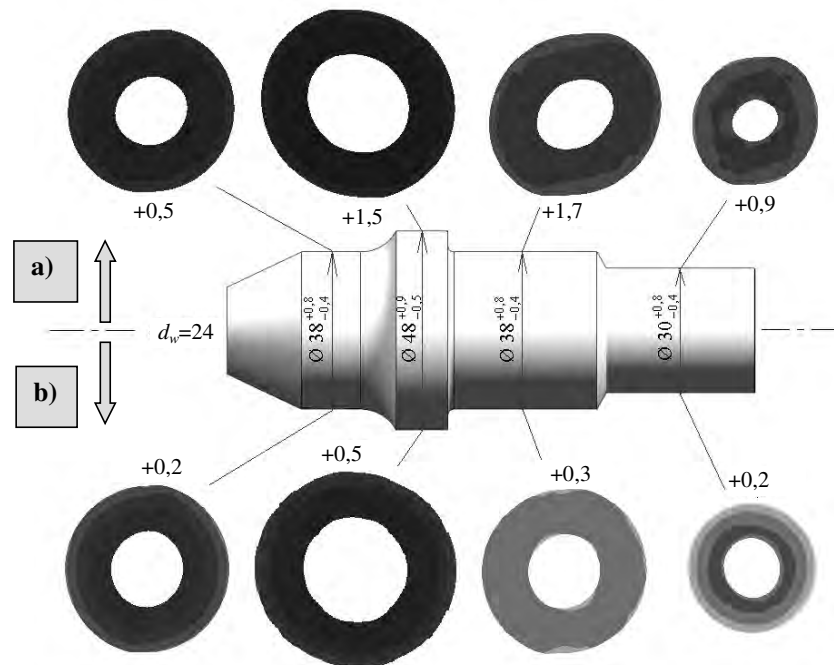


Rys. 8.33. Progresja kształtu ($d_w = 24$ mm) odkuwki walcowanej narzędziami z rys. 8.32

wewnętrznej $d_w = 24,0$ mm, najbardziej interesującego dla producenta, ze względu na możliwe do uzyskania oszczędności materiałowe.

Analiza danych zamieszczonych na rys. 8.34 wykazuje, że uwzględniając specyfikę WPK odkuwek drążonych można tak zaprojektować narzędzia klinowe, by dokładność wykonania wyrobów nie odbiegała od tej jaką uzyskuje się podczas walcowania odkuwek z wsadu pełnego.

W tablicy 8.7 zestawiono obliczone MES maksymalne wartości odchyłek wymiarowych powstających w trakcie walcowania korpusów noży obrotowych z wsadów o różnych średnicach wewnętrznych. Z danych zamieszczonych w tablicy 8.7 wynika, że zwiększeniu grubości ścianki wsadu towarzyszy obniżenie dokładności wykonania odkuwki. Takie spostrzeżenie potwierdza również zestawienie dokładności uzyskanych w próbach przemysłowych, przedstawionych w tablicy 8.6. Jednakże, jak już wspomniano, ze względów ekonomicznych bardziej interesujące jest walcowanie z wsadu o ściance cieńszej. Dodatkowo, wykonawstwo tulei jest tym łatwiejsze, im mniejsza jest grubość ścianki. Zatem ze względów użytkowych w dalszych próbach przemysłowych należy ograniczyć się do walcowania odkuwek korpusów z wsadu drążonego o średnicy wewnętrznej $\varnothing 24$ mm, dla którego odnotowano najlepsze rezultaty.

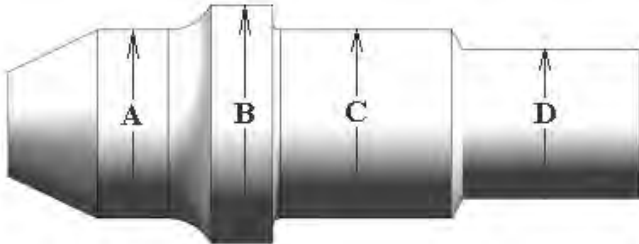


Rys. 8.34. Kształty przekroju poprzecznego (z maksymalnymi odchyłkami owalizacji), obliczone dla procesów WPK realizowanych narzędziami do kształtowania: a) wyrobów pełnych, b) wyrobów drążonych

Tab. 8.7.

Obliczone MES maksymalne odchyłki wymiarowe korpusów noża obrotowego kształtowanego narzędziami przeznaczonymi do WPK wyrobów drążonych

Rodzaj stosowanego wsadu	Odchyłki wymiarowe [mm] (wymiar nominalny z tolerancjami)			
	A ($\varnothing 38^{+0,8}_{-0,4}$)	B ($\varnothing 48^{+0,9}_{-0,5}$)	C ($\varnothing 38^{+0,8}_{-0,4}$)	D ($\varnothing 30^{+0,8}_{-0,4}$)
$d_w=24,0$	+0,2	+0,5	+0,3	+0,2
$d_w=19,2$	+0,6	+1,1	+0,6	+0,4
$d_w=14,4$	+0,6	+0,9	+0,7	+0,5



The image shows a 3D perspective view of a turning tool with four flutes. The tool is divided into four sections labeled A, B, C, and D from left to right. Section A is the first flute, B is the second, C is the third, and D is the fourth. Each section has a vertical double-headed arrow pointing to its centerline, indicating the measurement point for the diameter tolerances listed in the table above.

9. WPK odkuwek o kształtach złożonych

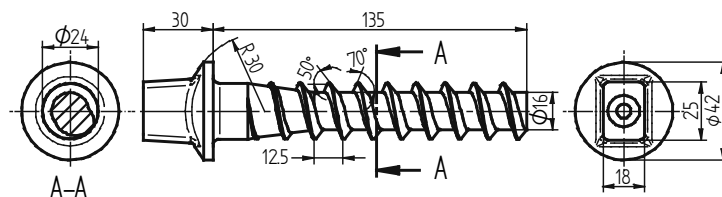
Możliwości technologiczne WPK mogą być rozszerzone w efekcie takiego wyprofilowania narzędzi, które umożliwiać będą walcowanie odkuwek o przekroju poprzecznym różnym od kołowego. W bieżącym rozdziale przedstawia się przykłady (opracowane głównie w Politechnice Lubelskiej) zastosowania technologii WPK do kształtowania wyrobów nie będących bryłami obrotowymi.

9.1. WPK wkrętów szynowych

Wkręty szynowe posiadają łeb o przekroju kwadratowym lub prostokątnym z okrągłym kołnierzem oraz część gwintowaną z gwintem pojedynczym o stosunkowo dużej wysokości i dużym skoku. Stosowane są do łączenia stalowych elementów nawierzchni kolejowej z podkładami drewnianymi lub betonowymi.

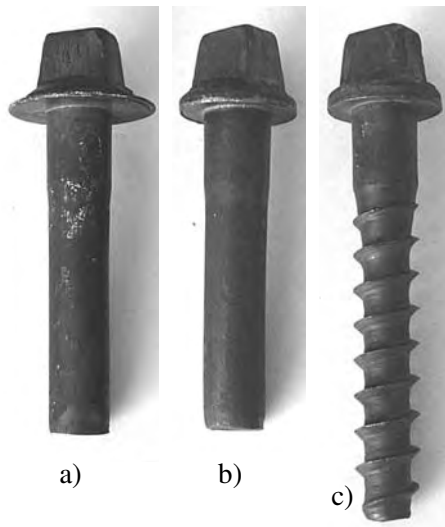
Kształt i wymiary łbów i gwintu wkrętów określone są w PN-89/K-80021. W zależności od geometrii łba produkowane są dwa typy wkrętów: typ P oraz typ S. Wkręty typu P posiadają płaską powierzchnię oporową łba, natomiast dla wkrętów typu S powierzchnia ta jest stożkowa. W zależności od rodzaju, wkręty różnią się długością, skokiem i wysokością gwintu, średnicą trzpienia części gwintowej oraz wymiarami części kołnierzowej łba.

Jeden z częściej stosowanych wkrętów szynowych, oznaczony symbolem P49A pokazany został na rys. 9.1.



Rys. 9.1. Kształt i wymiary wkręta szynowego typu P49A

Dotychczasowy proces wytwarzania wkrętów szynowych obejmuje dwie główne operacje: kształtowanie łba wkręta oraz walcowanie gwintu. Łeb wkręta wykonywany jest w operacji kucia pręta okrągłego. Metoda kucia oraz maszyna, na której prowadzony jest proces zależy od parku maszynowego wytwórcy.



Rys. 9.2. Kolejne etapy kształtowania wkręta szynowego: a) odkuwka po operacji kucia łba z wypływką; b) odkuwka po okrawaniu wypływki; c) wkręt po operacji walcowania gwintu

Gwint natomiast jest kształtowany na walcarkach trójwalcowych. Na rys. 9.2 przedstawiono kolejne etapy wykonania wkręta szynowego ze stali w gatunku St4S u jednego z wytwórców krajowych. Przytaczana technologia wytwarzania charakteryzuje się dużą wydajnością. Posiada jednak pewne ograniczenia. Przede wszystkim powierzchniowy charakter płynięcia materiału przy walcowaniu powoduje formowanie leja na końcu części gwintowej wkręta (rys. 9.3). Jest to efekt niekorzystny, gdyż niektórzy odbiorcy wymagają zakończenia o kształcie stożkowym. W takich przypadkach stosowana jest dodatkowa operacja wykonania takiego zakończenia metodą obróbki skrawaniem [59].

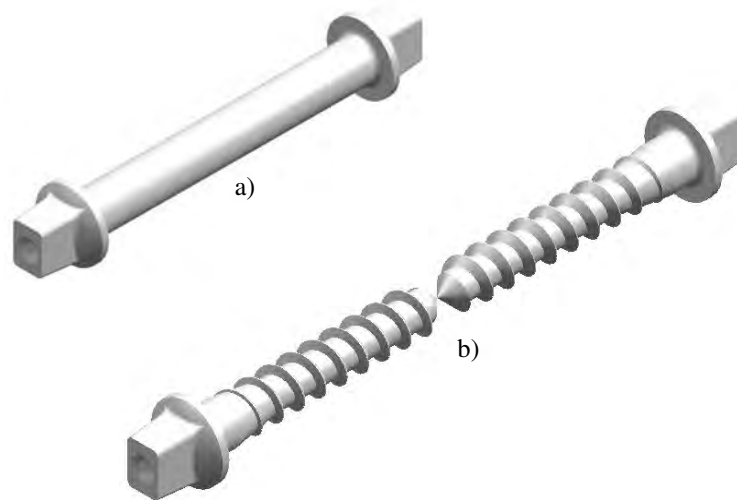
Analiza obecnie stosowanej technologii pozwoliła określić kierunki jej modyfikacji w aspekcie poprawy własności użytkowych i ekonomiczności procesu. Opracowano koncepcję nowej technologii kształtowania wkrętów szynowych, której podstawowe etapy przedstawiono na 9.4. Pierwszą operacją kształtowania jest bezwypływkowe kucie na gorąco łbów w układzie podwójnym, z materiału wsadowego w postaci pręta



Rys. 9.3. Zakończenie części gwintowanej wkręta, wykonanej metodą walcowania trzema rolkami

o przekroju kołowym. Nagrzewaniu pod-dane są tylko skrajne części pręta; środkowa część nie jest nagrzewana. Kolejną operacją jest walcowanie poprzeczno-klinowe części gwintowej z jednoczesnym rozdzieleniem dwóch wyrobów w fazie końcowej.

Na podkreślenie zasługuje fakt iż gwint, o cechach charakterystycznych dla wkrętów szynowych, nie był dotychczas nigdzie w świecie wykonywany technologią WPK. Dlatego też zastosowanie procesu WPK do kształtowania części gwintowanej wkręta P49A poprzedzono szczegółowymi bada-



Rys. 9.4. Etapy wykonywania wkrętów szynowych wg nowej koncepcji: a) przedkuwka po obustronnym zakuciu łbów; b) wkręty po procesie walcowania

niami teoretyczno-doświadczalnymi, które miały na celu określenie zarówno podstawowych parametrów procesu, jak i konstrukcji narzędzi. W badaniach tych wykorzystano metody modelowania numerycznego i fizycznego.

9.1.1. Symulacje numeryczne WPK gwintu wkręta szynowego

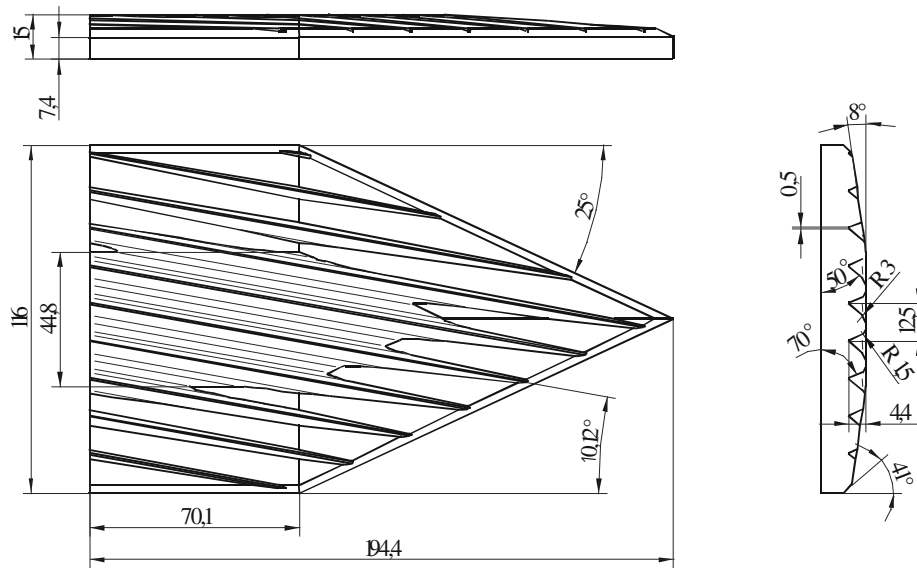
W analizach numerycznych procesu WPK gwintu wkręta szynowego wykorzystano metody objętości skończonych oraz elementów skończonych.

Obliczenia metodą objętości skończonych [151, 167]

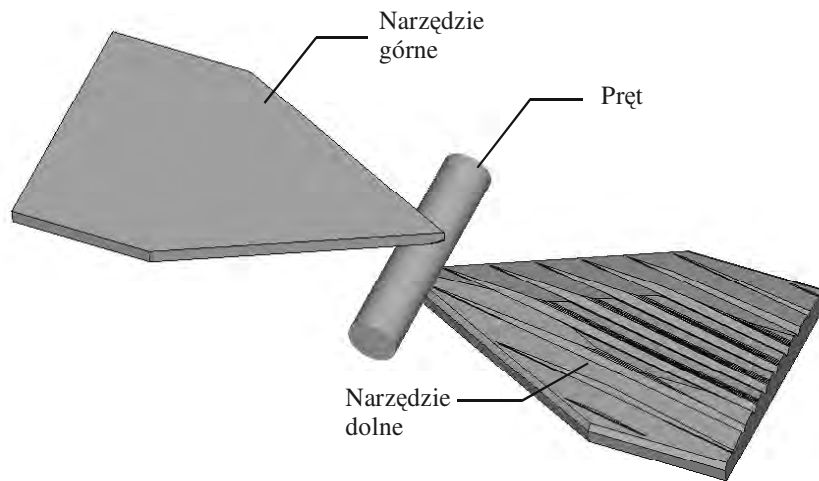
Obliczenia wykonano w środowisku programu MSC.SuperForge 2000 opartego na metodzie objętości skończonych. Wykonanie analizy poprzedzone zostało zaprojektowaniem narzędzi do walcowania gwintu. Przyjęto, że kąt rozwarcia klina $\beta = 25^\circ$, a kąt kształtujący $\alpha = 8^\circ$. Tak dobrane kąty spełniają warunek stabilnego przebiegu procesu WPK – określony równaniem (6.16).

W celu uproszczenia obliczeń analizę ograniczono do zamodelowania kilku zwojów gwintu. Na rys. 9.5 przedstawiono jeden z segmentów klinowych zastosowany w obliczeniach, natomiast na rys. 9.6 podano model geometryczny procesu kształtowania gwintu.

W analizie zastosowano sprężysto-plastyczny model stali St4S. W obliczeniach przyjęto model tarcia stałego, z graniczną wartością czynnika tarcia $m = 1$. Przyjęto, że materiał wsadowy nagrzewany jest do temperatury 1100°C , a narzędzie porusza się z prędkością $0,1\text{ m/s}$.



Rys. 9.5. Segment narzędziowy do walcowania gwintu wg nowej technologii



Rys. 9.6. Model geometryczny kształtowania gwintu, zastosowany w obliczeniach metodą objętości skończonych

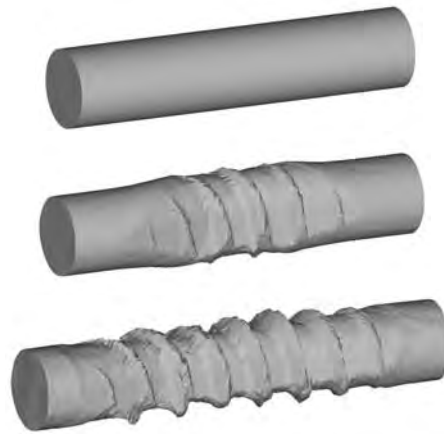
Wykonane symulacje pozwoliły na analizę kinematyki płynięcia materiału, składowych siły walcowania oraz rozkładu parametrów kształtowania w odkuwce. Progresję kształtu odkuwki walcowanej przedstawiono na rys. 9.7. W początkowej fazie kształtowania narzędzia wciskają się w materiał kształtując klinowe przewężenie. Równocześnie materiał wciskany jest w rowki nacięte na powierzchni narzędzi. W wyniku oddziaływania bocznych ścian klinów od-

kuwka ulega obrotowi, w wyniku którego redukowana jest jej średnica (na wymaganej szerokości). W trakcie procesu walcowania przekrój poprzeczny odkuwki ulega silnej owalizacji, która powinna być usunięta w wyniku oddziaływania powierzchni kalibrujących narzędzi (położonych między kolejnymi rowkami). Najbardziej niebezpieczny (ze względu na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu) jest moment początku kontaktu powierzchni kalibrujących z kształtowanym materiałem. W tej chwili procesu, ze względu na największą owalizację przekroju poprzecznego występuje najbardziej niekorzystny układ sił pod względem wprawienia odkuwki w ruch obrotowy.

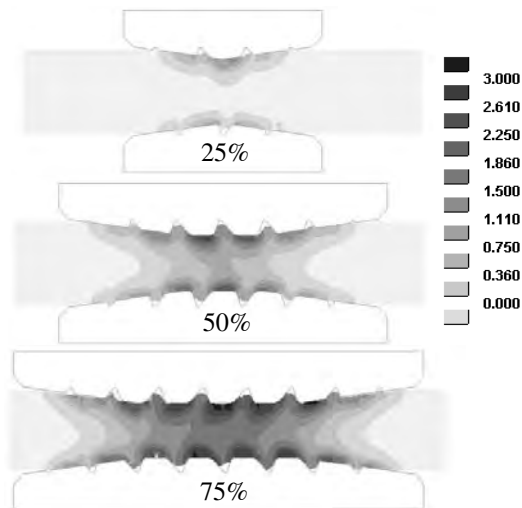
W wyniku obliczeń wyznaczono również rozkłady odkształceń w przekroju wzdłużnym odkuwki, które podano na rys. 9.8. Z analizy danych przedstawionych na tym rysunku wynika, że rozkład odkształceń ma charakter warstwowy. Największe odkształcenia występują w warstwach zewnętrznych, pomiędzy zwojami gwintu, i zmniejszają się w kierunkach do osi i do powierzchni czołowych wyrobu walcowanego.

Korzystając z rys. 9.9 można śledzić zmiany geometrii przekroju poprzecznego odkuwki. Z uzyskanych danych wynika, że przekrój ten w trakcie walcowania ulega owalizacji, która zmniejsza się wraz ze wzrostem zaawansowania procesu. Jednakże w odróżnieniu od rzeczywistych procesów walcowania poprzecznego owalizacja ta nie jest usuwana w wyniku oddziaływania powierzchni kalibrujących narzędzi.

Fakt ten należy uznać za poważne ograniczenie w stosowaniu oprogramowania MSC.

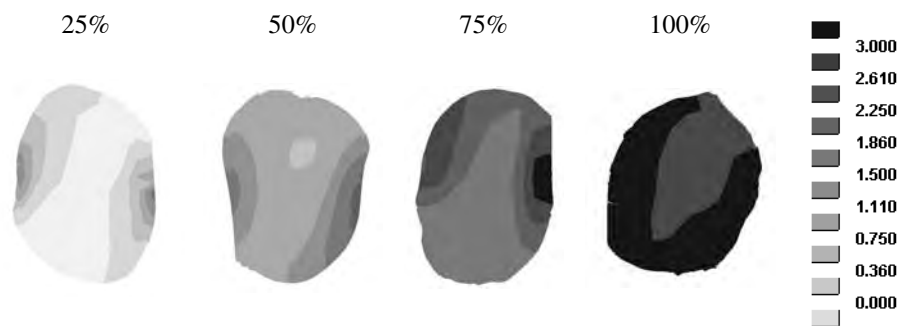


Rys. 9.7. Progresja kształtu części gwintowanej wkręta, przy zaawansowaniu procesu podanym na rysunku



Rys. 9.8. Rozkłady odkształceń, w przekroju poprzecznym odkuwki, obliczone przy zaawansowaniu procesu wyszczególnionym na rysunku

SuperForge 2000 w modelowaniu procesów walcowania poprzecznego (w szczególności procesów kształtowania gwintu). W wyniku nadmiernej owalizacji przekroju poprzecznego, gwint uformowany przez rowek jednego z narzędzi doznaje przesunięcia i nie trafia dokładnie w odpowiedni rowek drugiego narzędzia. Doprowadza to do niecałkowitego wypełnienia rowków materiałem – co jest widoczne na rys. 9.9. Jest to również przyczyną występowania nieregularności w przebiegu siły wciskającej klin. Wynikiem nieusuniętej owalizacji jest również pozostawienie zbyt dużej objętości materiału w zredukowanej części odkuwki oraz zmniejszone płynięcie materiału w kierunku osiowym.



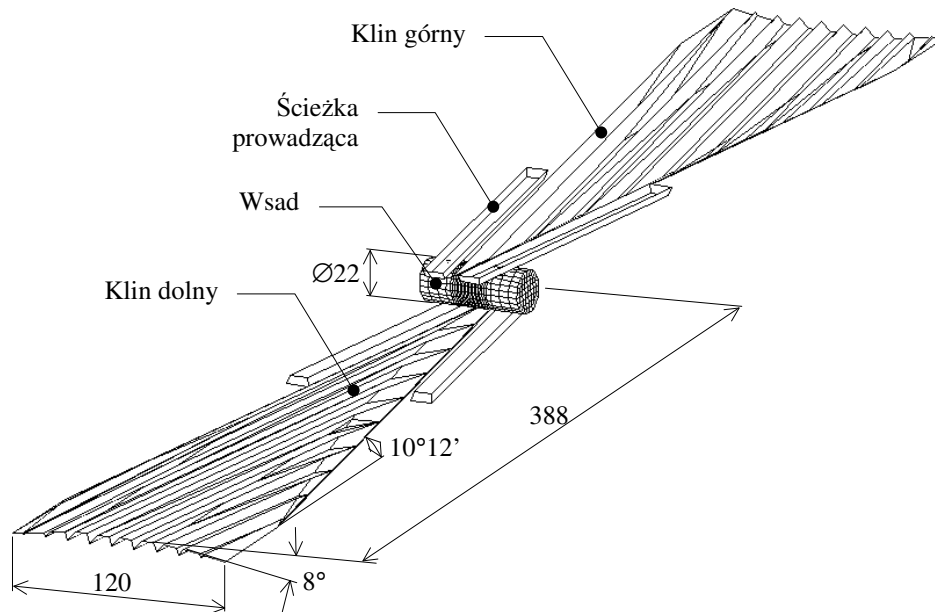
Rys. 9.9. Rozkład odkształceń w przekroju poprzecznym odkuwki, przy zaawansowaniu procesu podanym na rysunku

Reasumując, na podstawie wykonanej analizy stwierdzono, że zastosowanie oprogramowania opartego na metodzie objętości skończonych powoduje błędy w obliczaniu przemieszczanej objętości materiału, co skutkuje zniekształceniem gwintu. W konsekwencji nie można z dostateczną pewnością wnioskować, czy opracowana metoda walcowania gwintu umożliwi kształtowanie wkrętów spełniających stawiane wymagania jakościowe. Jednoznaczne rozstrzygnięcie tego problemu wymusza wykonanie weryfikujących badań eksperymentalnych. Dlatego też za wskazane uznano wykonanie symulacji procesu kształtowania gwintu metodą elementów skończonych.

Obliczenia metodą elementów skończonych [151, 178]

Do analizy płynięcia metalu w badanym procesie kształtowania zastosowano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2002, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Dążąc do skrócenia czasu obliczeń, w analizie przyjęto następujące uproszczenia: założono stałą wartość czynnika tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie, przyjęto sztywny model materiału narzędzi, założono stałą temperaturę kształtowania oraz pominięto promienie zaokrągleń krawędzi na narzędziach.

Zastosowany w obliczeniach model geometryczny procesu walcowania podano na rys. 9.10, na którym wyszczególniono również ważniejsze parametry

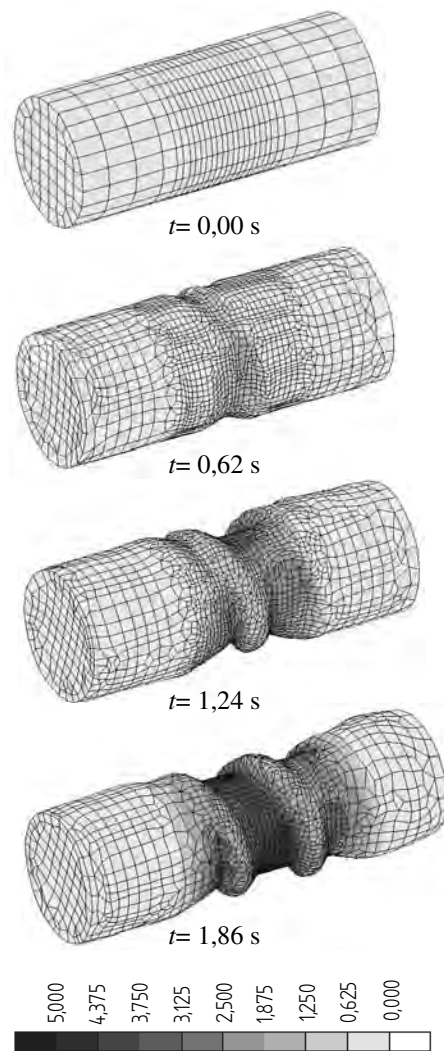


Rys. 9.10. Przyjęty w obliczeniach MES model geometryczny procesu walcowania gwintu

geometryczne. W skład modelu wchodzi wsad oraz narzędzia (kliny płaskie) przemieszczające się z prędkością 0,065 m/s każdy. Do modelowania wsadu zastosowano ośmiowęzłowe elementy prostopadłościennne. W trakcie obliczeń wykorzystano z opcji aktualizacji siatki elementów, czyli z tzw. remeshingu.

Symulację walcowania gwintu wykonano dla procesu kształtowania ołowiu w gatunku Pb1, przy temperaturze otoczenia, o krzywej płynięcia określonej zależnością (2.14). Ze względu na możliwą zmianę kierunku sił tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie, w obliczeniach wykorzystano model tarcia stałego – uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, zgodnie z zależnością (2.15).

Na rys. 9.11 przedstawiono obliczone zmiany kształtu walcowanego wyrobu. Ze względu na złożoność zagadnienia analizę kształtowania ograniczono do zamodelowania walcowania dwóch pełnych zwojów gwintu. Pomimo takiego ograniczenia informacje uzyskane z obliczeń pozwoliły stwierdzić, że owalizacja przekroju poprzecznego będzie usuwana w wyniku oddziaływania powierzchni kalibrujących narzędzia. Efektem tego oddziaływania jest m. in. umiejscowienie największych odkształceń w obszarach przypowierzchniowych rdzenia gwintu. Z danych zamieszczonych na rys. 9.11 wynika również odmiennność geometrii przekroju poprzecznego gwintu zakładanego do uzyskania (trójkątny z ostrym narożem) i obliczonego (naroże zaokrąglone dużym promieniem). Fakt ten jest efektem częstych remeshingów (związanych z dostosowa-



Rys. 9.11. Progresja kształtu i rozkład intensywności odkształcenia, obliczone MES dla czasu walcowania t podanego na rysunku

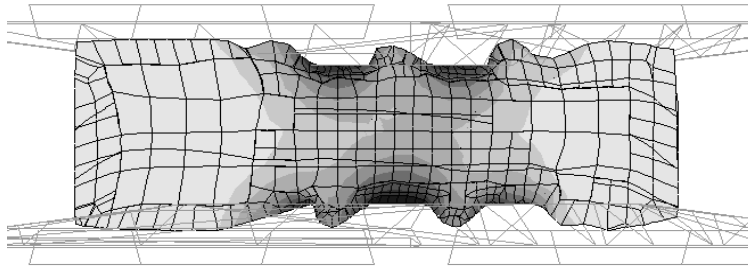
niem siatki elementów skończonych do zmieniającego się kształtu odkuwki), w trakcie których występuje tendencja do łagodzenia ostrych krawędzi. Uwzględniając powyższe stwierdzono, że uzyskanie jednoznacznej odpowiedzi na pytanie, czy nowa metoda walcowania pozwala uzyskać gwint, o założonych parametrach, nie jest możliwe bez wykonania badań eksperymentalnych.

Analizując wyniki obliczeń MES zwrócono również uwagę na fakt, że wyrób w trakcie walcowania przemieszcza się w kierunku osiowym. Spostrzeżenie to potwierdza kształt przekroju wzdłużnego, przedstawiony dla zaawansowanego momentu walcowania na rys. 9.12. Pomimo tego, iż kliny wcinają się we wsad dokładnie w połowie jego długości to, w rozpatrywanym momencie, długości nieodkształconych części materiału po stronach prawej i lewej wyrobu różnią się w sposób istotny. Świadczy to o tym, że w trakcie walcowania odkuwka przemieszcza się poosiowo, w efekcie występującej nierównowagi sił osiowych działających w rowkach kształtujących gwint. Określenie wartości tego przemieszczenia jest niezbędne dla prawidłowego przebiegu walcowania wkrętów w układzie podwójnym. W tym przypadku musimy bowiem dokładnie znać położenie noży rozcinających, rozdzielających walcowane wkręty (przy

spełnieniu warunku równości ich długości).

9.1.2. Próby stanowiskowe walcowania gwintu metodą WPK

W oparciu o wyniki symulacji numerycznych kształtowania gwintu, zaprojektowano narzędzia i zaplanowano badania doświadczalne walcowania gwintu metodą WPK na próbkach z ołowiu.



Rys. 9.12. Kształt odkuwki w przekroju wzdłużnym (poosiowym) odkuwki, obliczony MES dla czasu $t = 1,86$ s

W badaniach doświadczalnych wykorzystano dwa warianty konstrukcji segmentów kształtujących:

- komplet narzędzi KO1 (rys. 9.13) o następujących parametrach geometrycznych: kąt kształtujący $\alpha = 25^\circ$, kąt rozwarcia klina $\beta = 10,12^\circ$, kąt nacięcia rowków kształtujących gwint $10,12^\circ$, długość segmentu 388 mm, szerokość segmentu 120 mm;
- komplet narzędzi KO2 (rys. 9.14) o następujących parametrach: kąt kształtujący $\alpha = 8^\circ$, kąt rozwarcia klina $\beta = 25^\circ$, kąt nacięcia rowków kształtujących gwint $10,12^\circ$, długość segmentu 179 mm, szerokość segmentu 120 mm.

Podstawowym celem badań była weryfikacja przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi. Dokonano również pomiarów składowych sił kształtowania oraz promienia tocznego dla zastosowanych parametrów eksperymentu.

Badania wykonano w walcierce laboratoryjnej LUW-1 (rys. 1.18). W celu uzyskania różnych wartości gniotu, zastosowano próbki z ołowiu w gatunku Pb1 o średnicach: $\varnothing 21$, $\varnothing 22$, $\varnothing 24$, $\varnothing 25$, $\varnothing 27$, $\varnothing 29$ mm i długości 250 mm. Dla każdej próbki dokonano pomiaru charakterystycznych średnic (rys. 9.15):

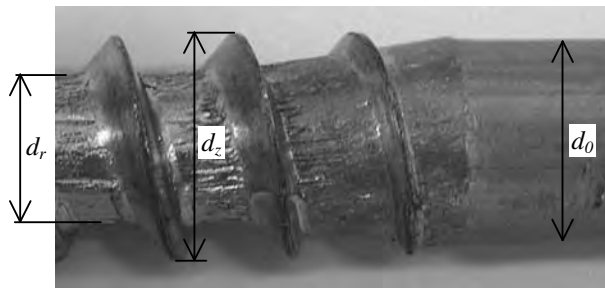
- d_0 – średnica wsadu,
- d_r – średnica rdzenia,
- d_z – zewnętrzna średnica gwintu.



Rys. 9.13. Komplet segmentów kształtujących KO1



Rys. 9.14. Komplet segmentów kształtujących KO2



Rys. 9.15. Średnice mierzone w odkuwce odwalcowanej

Na podstawie pomiarów składowych siły kształtującej stwierdzono, że w procesach walcowania gwintu kompletem narzędzi KO1 wartość siły stycznej waha się w przedziale $0,2 \div 0,3$ wartości siły promieniowej. Natomiast w procesach kształtowania, w których użyto kom-

plet KO2 zaobserwowano zmianę relacji pomiędzy składowymi siły. Składowa styczna osiągnęła wartości rzędu 50% wartości siły promieniowej.

Analiza promienia tocznego wskazuje, że procesy kształtowania gwintu kompletem narzędzi KO2 przebiegają przy większym poślizgu niż procesy realizowane kompletem KO1. Świadczą o tym większe wartości promieni tocznych, które ulegają wzrostowi nawet na etapie kalibrowania. W efekcie następuje zniekształcenie zwojów gwintu, które nie trafiają w odpowiednie rowki narzędzia; wykonana odkuwka jest wadliwa co pokazano na rys. 9.16.



Rys. 9.16. Gwint zniekształcony wskutek poślizgu

W wyniku przeprowadzonych prób określono parametry procesu, przy których uzyskano wyrób z gwintem o satysfakcjonujących parametrach geometrycznych (rys. 9.17). Należy dodać, że najlepsze rezultaty jakościowe uzyskano przy kształtowaniu gwintu kompletem segmentów narzędziowych KO1, ze wsadu o średnicy $\varnothing 22$ mm. Badania doświadczalne potwierdziły zatem możliwość kształtowania gwintu typowego dla wkrętów szynowych metodą WPK. Potwierdzenie przyjętej koncepcji wykonania gwintu pozwoliło rozpocząć etap projektowania procesu w warunkach przemysłowych.



Rys. 9.17. Odkuwka z gwintem, odwalcowana narzędziami KO1 z wsadu o średnicy $d_0 = 22$ mm

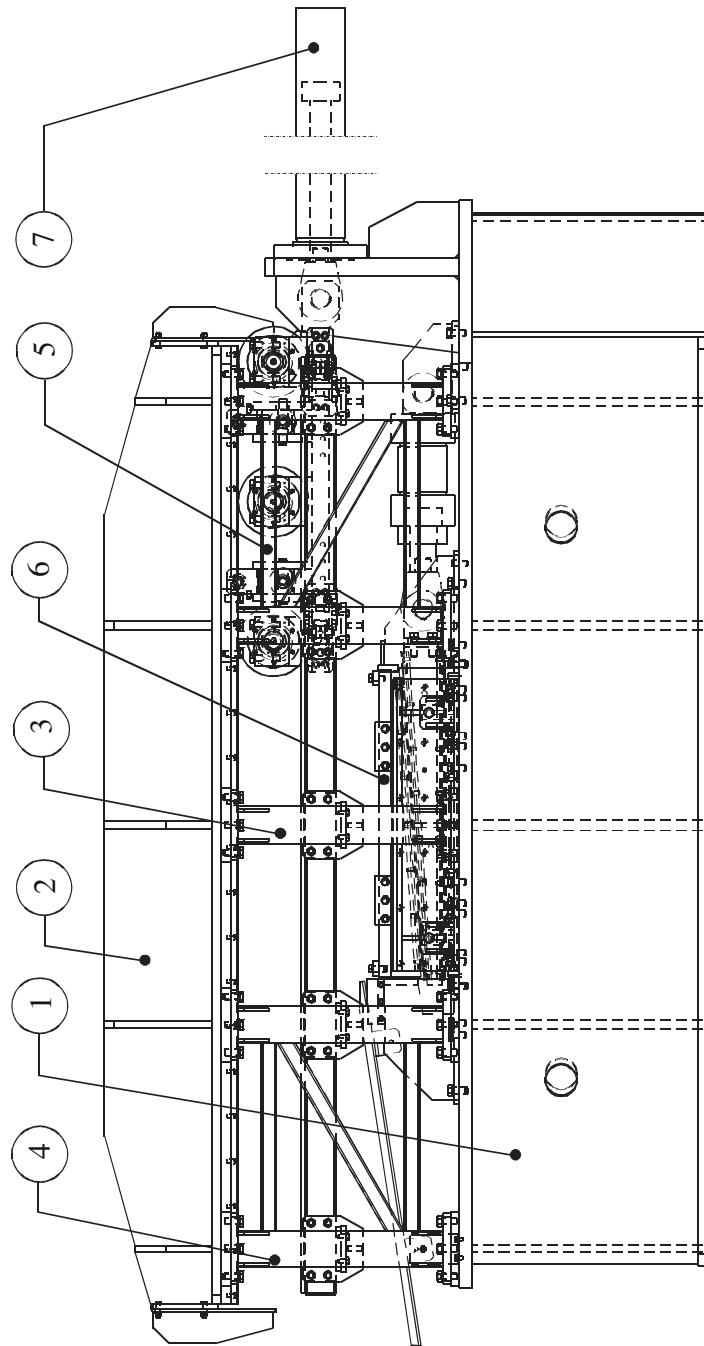
9.1.3. Próby przemysłowe walcowania gwintu metodą WPK

Do walcowania gwintu wkrętów można zastosować komercyjne walcarki płaskoklinowe lub specjalnie w tym celu zaprojektowany, w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej, agregat walcujący UW-1.

Spośród walcarek komercyjnych na szczególną uwagę zasługują agregaty produkowane w Mińsku (Białoruś) przez firmę JSC „Beltechnologia & M”. Nowe walcarki (serii SP) produkowane w tej firmie gwarantują wykonywanie wyrobów z dużą dokładnością. Obecnie firma JSC „Beltechnologia & M” produkuje pięć typów walcarek, które mogą być wyposażone w nagrzew indukcyjny. Wybrane dane techniczne tych walcarek zestawiono w tab. 1.5. Należy zauważyć, że wykonawstwo walcowania gwintu, w układzie podwójnym, dla wytypowanych wkrętów zabezpiecza już zastosowanie agregatu typu SP-2000. Walcarę tę przedstawiono na rysunku 1.11.

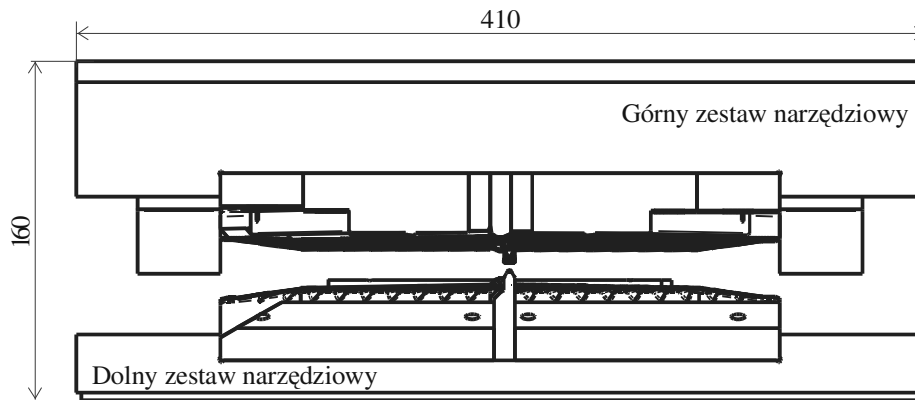
Proces walcowania poprzeczno-klinowego gwintu wkrętów, kształtowanych w układzie podwójnym, można wykonać stosując również walcarkę UW-1. Maszyna ta w sposób schematyczny przedstawiona jest na rys. 9.18. Korpus walcarki składa się z dwóch części dolnej 1 i górnej 2, które połączone są ze sobą przy pomocy słupów łączących pojedynczych 3 i podwójnych 4. Walcarka zapewnia kształtowanie metodą WPK klinami płaskimi, wg schematu walcowania, w którym tylko jedno narzędzie (w tym przypadku górne) 5 jest napędzane. Natomiast drugi zestaw narzędziowy 6 pozostaje nieruchomy w trakcie trwania cyklu produkcyjnego. Taki schemat walcowania jest z powodzeniem stosowany, w omówionych uprzednio walcarkach typu SP, produkowanych w białoruskiej firmie JSC „Beltechnologia & M”. Napęd górnego suwaka narzędziowego pochodzi od siłownika hydraulicznego 7, o skoku roboczym 2000 mm oraz maksymalnej sile kształtowania 157 kN (przy ciśnieniu 20 MPa). Zastosowane parametry siłownika umożliwiają realizację procesów WPK z wykorzystaniem wsadów o średnicach do 60 mm. Walcarę wyposażono w indywidualny napęd hydrauliczny. W skład zastosowanego układu napędowego wchodzi pompy napędzane silnikami elektrycznymi, siłowniki hydrauliczne, zawory redukcyjne, odcinające, bezpieczeństwa i zwrotne, przełączniki ciśnienia, rozdzielacze suwakowe, filtry, manometry. Parametry układu napędowego obliczono w oparciu o parametry prędkościowo-siłowe oraz geometryczne agregatu.

Dla zabezpieczenia procesu walcowania wkrętów szynowych typu P49A zaprojektowano zestawy klinowych segmentów narzędziowych, w które można uzbroić zarówno walcarkę komercyjną SP-2000, jak i autorską UW-1. Model wirtualny narzędzi do kształtowania części gwintowej wkrętów kolejowych opracowano w systemie CAD 3D Solid Edge v. 9.0. Projektując narzędzia założono, że wsadem do procesu walcowania będzie przedkuwka uzyskiwana w operacji zakuwania łbów.



Rys. 9.18. Walcarka płaskoklinowa UW-1: 1 – korpus dolny, 2 – korpus górny, 3 – słup łączący pojedynczy, 4 – słup łączący podwójny, 5 – suwak z ruchomym zestawem narzędziowym, 6 – nieruchomy zestaw narzędziowy, 7 – siłownik hydrauliczny

Na rys. 9.19 pokazano zaprojektowany układ segmentów narzędziowych, zabezpieczających walcowanie gwintu w układzie podwójnym (w widoku od czoła). W skład modelu wchodzi dwa zestawy narzędziowe: górny oraz dolny. Zestawy te zaprojektowano w ten sposób, by zabudowywana przez nie przestrzeń osiągała 160 mm wysokości. Pozwoli to na mocowanie tych zestawów zarówno w walcarce typu SP-2000 jak i UW-1, które projektowano z myślą o kształtowaniu wałków o średnicach wynoszących do 50 – 60 mm. Pozostałe wymiary gabarytowe narzędzi to: długość – 960 mm oraz szerokość 410 mm.

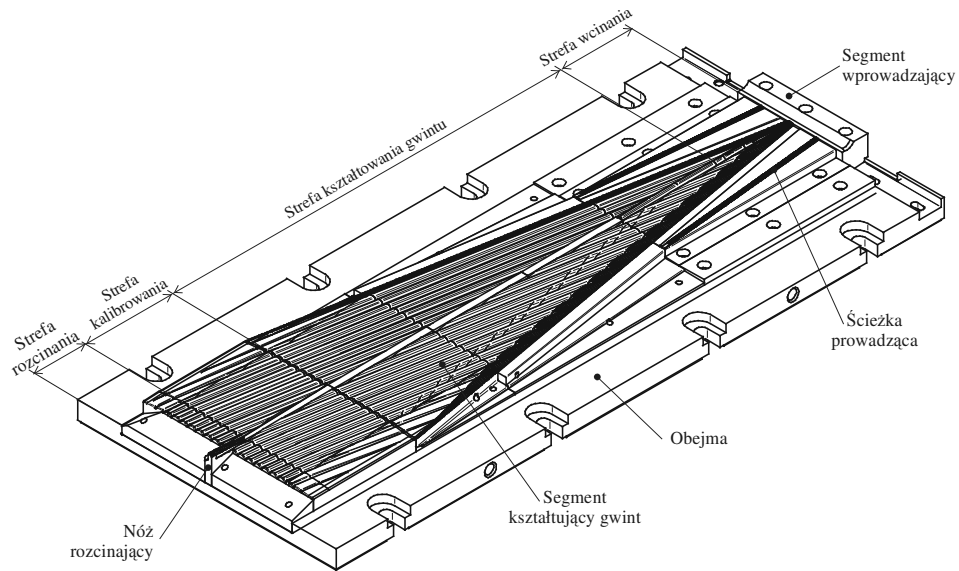


Rys. 9.19. Zestaw segmentów narzędziowych, w widoku od czoła, zaprojektowanych do kształtowania gwintów wkrętów kolejowych w układzie podwójnym

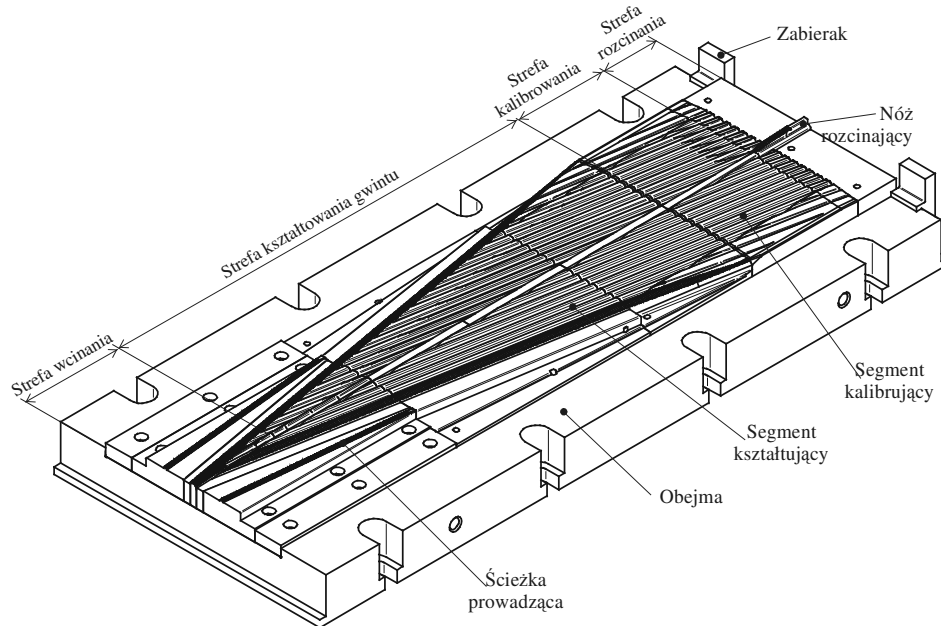
Dolny (rys. 9.20) oraz górny (rys. 9.21) zestaw narzędziowy składa się z szeregu segmentów, które mocowane są w obejmach. Segmenty narzędziowe wykonane zostały ze stali narzędziowej do pracy na gorąco (w gatunku WNL) natomiast obejmy ze stali konstrukcyjnej (w gatunku 45). Mocowanie segmentów do obejm realizowane jest za pomocą wkrętów M8 x 20 mm. Zastosowana budowa modułowa zestawów narzędziowych ułatwia wykonanie regeneracji narzędzi, w przypadku ich zużycia. Wówczas wystarczy obniżyć powierzchnie robocze wypracowanego modułu, najczęściej poprzez ich zeszlifowanie, oraz zastosować podkładkę regulacyjną kompensującą utratę wysokości. W ten sposób wydłuża się żywotność całego zestawu, a do przeprowadzenia jego regeneracji można stosować obrabiarki o małych gabarytach.

Jak pokazano na rysunkach 9.20 i 9.21 w zestawach narzędzi wyróżnia się następujące strefy, które odpowiadają poszczególnym fazom procesu walcowania:

- wcinania – zadaniem tej strefy narzędzia jest ukształtowanie na całym obwodzie odkuwki rowka w kształcie litery V, który będzie zabezpieczał przed osiowym przemieszczaniem się wyrobu;



Rys. 9.20. Dolny zestaw narzędziowy służący do walcowania gwintu wkrętów szynowych w układzie podwójnym

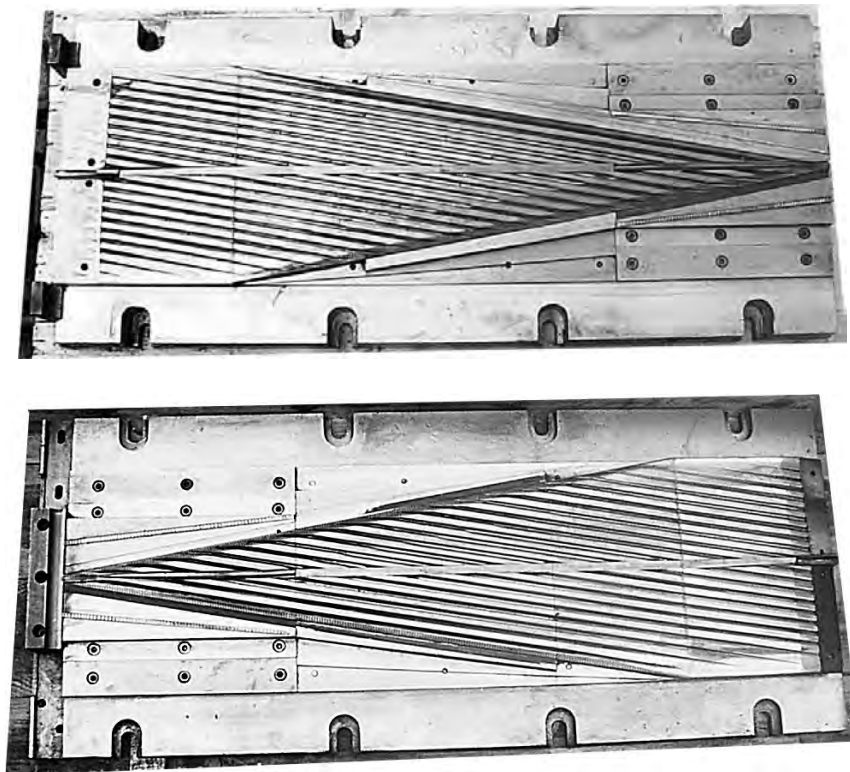


Rys. 9.21. Górny zestaw narzędziowy służący do walcowania gwintu wkrętów szynowych w układzie podwójnym

- kształtowania - na długości tej strefy walcowany jest gwint, a jej cechą charakterystyczną jest rozszerzanie części roboczej narzędzia, co umożliwia kształtowanie kolejnych zwojów gwintu;
- kalibrowania – w tej strefie w trakcie około 1 obrotu walcowanego wyrobu usuwane są powstałe wcześniej nierówności kształtu;
- rozcinania – w tej strefie następuje rozdzielenie walcowanej odkuwki na dwie części.

W celu zapewnienia stabilnego przebiegu procesu walcowania wykonano na bocznych powierzchniach klinów kształtujących, w strefach wcinania i kształtowania, specjalne nacięcia technologiczne. Powierzchnie z nacięciami są zaczernione na rys. 9.20 i 9.21. Dodatkowo w strefie wcinania oraz na początku strefy kształtowania, narzędzia wyposażono w specjalne prowadnice, tzw. ścieżki prowadzące. Zadaniem tych prowadnic jest stabilizacja początkowej fazy procesu walcowania oraz zabezpieczenie wsadu zarówno przed wyginaniem się jak i przekoszeniem w momencie wcinania się klinów. Na powierzchniach roboczych ścieżek prowadzących również wykonuje się nacięcia technologiczne.

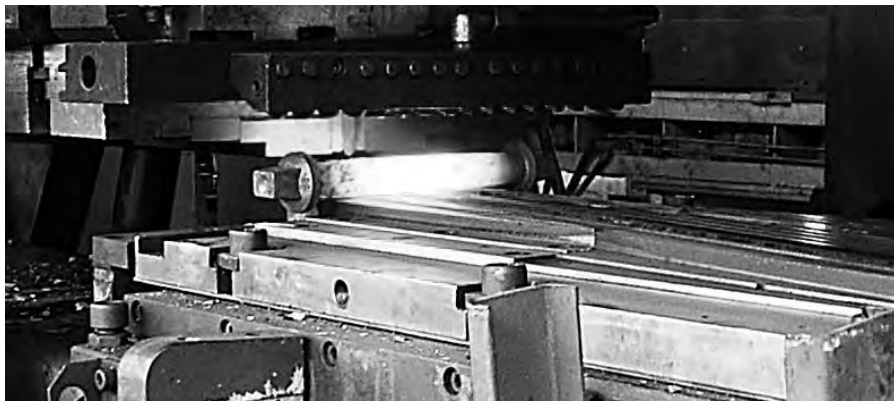
Bazując na wykonanym projekcie zestawów narzędziowych, wykonano narzędzia produkcyjne w metalu. Zestawy te przedstawia się na rys. 9.22.



Rys. 9.22. Fotografia zestawów narzędziowych do kształtowania gwintu

Stosując opracowaną technologię walcowania gwintu, uruchomiono nowy proces kształtowania wkrętów szynowych, obejmujący następujące operacje:

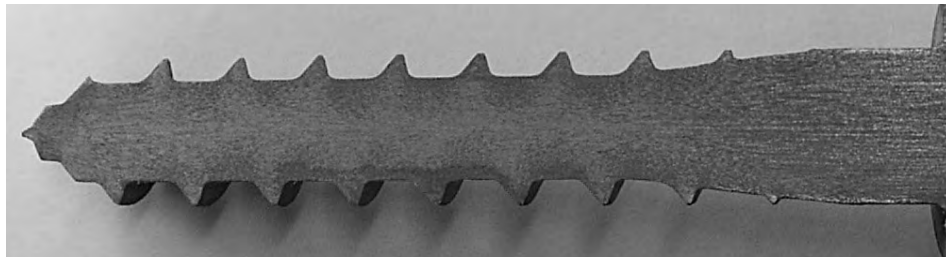
- cięcie na nożycach na odpowiedni wymiar materiału wsadowego w postaci pręta o przekroju okrągłym,
- indukcyjne nagrzewanie obu końców wsadu do temperatury 1100°C,
- zakuwanie obustronne łbów metodą bezwyżywkową,
- indukcyjne nagrzewanie środkowej części odkuwki do temperatury 1100°C,
- walcowanie poprzeczno-klinowe gwintu z rozdzieleniem odkuwki na dwa wyroby (proces przedstawiono na rys. 9.23),
- kontrola techniczna wyrobów.



Rys. 9.23. Proces walcowania wkrętów w układzie podwójnym: odkuwka z nagrzaną częścią środkową, ułożona w narzędziach walcujących (rys. górny); spadające do pojemnika wyroby po walcowaniu (rys. dolny)

Wykonanie partii próbnej potwierdziło słuszność przyjętych założeń technologicznych. Stwierdzono, że zarówno proces zakuwania łbów jak też walcowanie poprzeczno-klinowe gwintu przebiegają prawidłowo.

W efekcie wykonanych badań jakościowych stwierdzono, że wkręty kształtowane z wykorzystaniem metody WPK mają korzystny rozkład włókien. Na rys. 9.24 widoczne są drobne włókna w części gwintowanej, wnikające w zwoje gwintu. Ponadto na zewnętrznej powierzchni próbki zaobserwowano śrubowy układ włókien (niewidoczny na zdjęciu) charakterystyczny dla procesu WPK. Na podstawie rys. 9.24 można również stwierdzić, że stosując metodę walcowania poprzecznego można kształtować wkręty szynowe o zakończeniu stożkowym.



Rys. 9.24. Przekrój osiowy wkręta po trawieniu w odczynniku Jacewicza

9.2. WPK stopni odkuwek o przekroju poprzecznym różnym od kołowego

Odpowiednie skalibrowanie narzędzi (klinów), umożliwia kształtowanie stopni wałków o przekrojach różnych od kołowego (np. owalnych, kwadratowych, sześciokątnych, prostokątnych i innych). Ponadto, daje ono możliwość kształtowania technologią WPK stopni mimośrodowych osi i wałów.

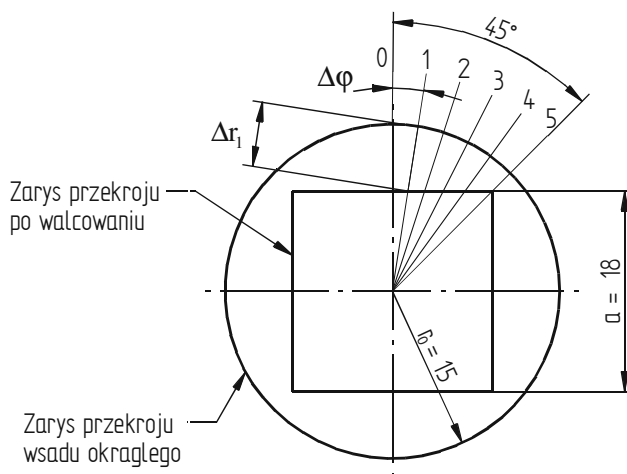
9.2.1. Kalibrowanie narzędzi (klinów)

Koncepcja rozwiązania umożliwiającego walcowanie wyrobów o praktycznie dowolnym przekroju bazuje na odpowiednim okresowym sprofilowaniu powierzchni kalibrujących klina. Profil ten dobiera się w taki sposób, by stanowił on obwiednię kształtowanego stopnia wałka. Poniżej szczegółowo przedstawia się schemat postępowania zmierzającego do określenia profilu narzędzi umożliwiających walcowanie stopnia odkuwki o przekroju kwadratowym [185, 186, 241].

Na rys. 9.25 pokazano zarys kwadratowego przekroju poprzecznego stopnia odkuwki (o boku $a = 18$ mm), który zamierza się uzyskać w procesie walcowania z wsadu o średnicy $\varnothing 30$ mm. Ze względu na podwójną symetrię zarysu w analizowanym przypadku wystarczy wyznaczyć profil narzędzia zapewniający wykonanie przez odkuwkę $\frac{1}{4}$ obrotu, czyli o kąt $\varphi = 90^\circ$. Przy czym na długości

narzędzia odpowiadającej obrotowi odkuwki o kąt $\varphi = 45^\circ$ następuje zmniejszenie gniotu bezwzględnego od wartości maksymalnej $\Delta r_{\max} = r_0 - a/2$ do wartości minimalnej $\Delta r_{\min} = r_0 - a/\sqrt{2}$. Dalszemu obrotowi wyrobu ($45^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$) towarzyszy zaś zwiększanie gniotu, przyrastającego w sposób odwrotny do jego spadku obserwowanego w czasie poprzedniej 1/8 obrotu. Dlatego też w bieżącym przykładzie wystarczy ustalić profil narzędzia na długości odpowiadającej obrotowi odkuwki o kąt 45° . Kąt ten dzieli się na n równych części, z czego wynika podział kątowy $\Delta\varphi$ równy

$$\Delta\varphi = \frac{\varphi}{n}. \quad (9.1)$$



Rys. 9.25. Schemat ilustrujący sposób wyznaczania gniotu bezwzględnego Δr_i w procesach WPK wyrobów o przekroju poprzecznym różnym od kołowego

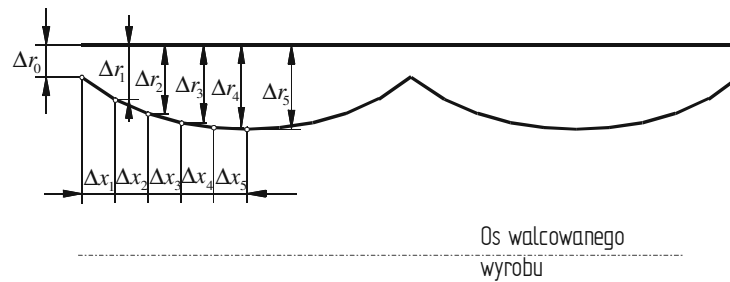
Następnie określa się wartość gniotu bezwzględnego Δr_i w płaszczyznach wzdłużnych określonych kolejnymi liniami $i = 0, 1, 2, \dots$. W analizowanym przykładzie jest to

$$\Delta r_i = r_0 - \frac{a}{2 \cdot \cos(i \cdot \Delta\varphi)}. \quad (9.2)$$

O wyliczoną wartość Δr_i należy obniżyć powierzchnię kalibrującą narzędzia (w sposób pokazany na rys. 9.26) przyjmując jednocześnie, że odległość Δx_i (określająca przemieszczenie klina w trakcie wykonywania przez odkuwkę obrotu o kąt $\Delta\varphi$) może być obliczona na podstawie następującej zależności:

$$\Delta x_i = \Delta\varphi \cdot r_i, \quad (9.3)$$

gdzie: r_i – promień toczny odkuwki.

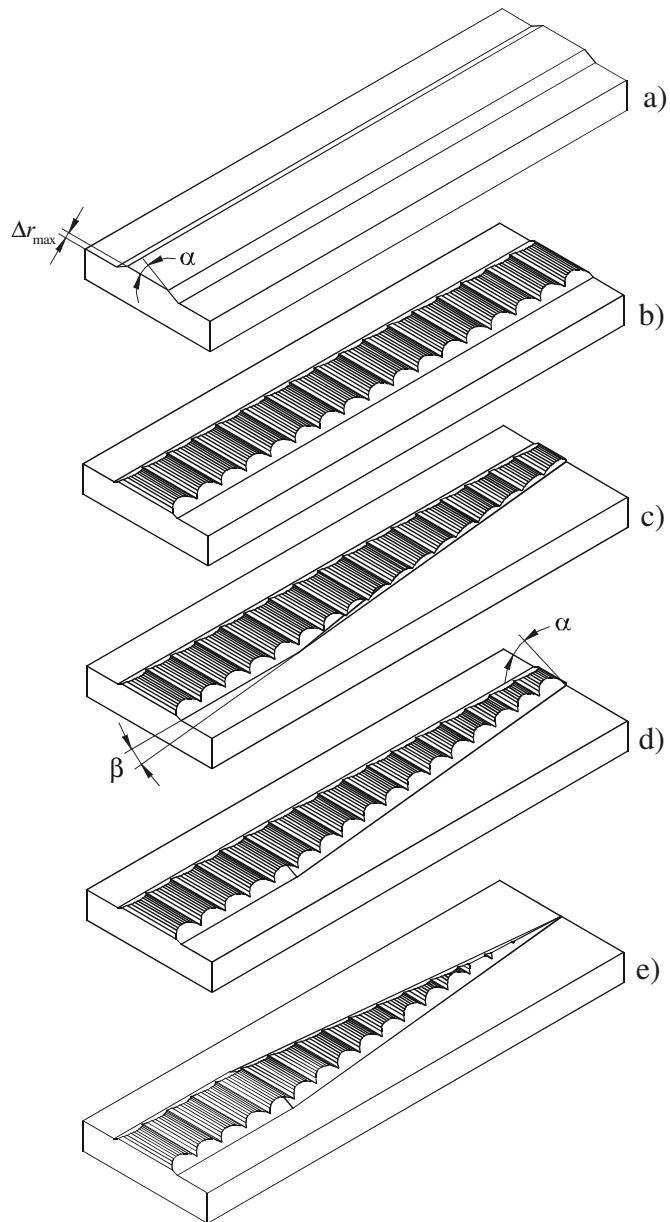


Rys. 9.26. Sposób profilowania powierzchni kalibrującej klinów mający na celu uzyskanie możliwości kształtowania wyrobu o przekroju poprzecznym kwadratowym

Wartość promienia toczonego ulega zmianie w trakcie procesu WPK i jest zależna m.in. od wartości kątów klina (kształtującego α i rozwarcia β), zastosowanego stopnia gniołu δ oraz temperatury kształtowanego metalu T [32, 189]. W przypadkach, gdy odkuwka poza strefą kształtowania toczy się po klinie, z pewnym uproszczeniem można przyjmować, że promień toczeniowy r_t równy jest promieniowi wsadu r_0 .

Stosując takie uproszczenie można już bez większych problemów zaprojektować kliny umożliwiające odwalcowanie stopni odkuwki np. o przekroju kwadratowym. Oczywiście przystępując do prac projektowych w pierwszej kolejności należy ustalić wartości kątów α i β klinów, które dobiera się w sposób identyczny jak w klasycznych procesach WPK - opisany np. w pracach [161, 184].

Znajomość kątów α i β umożliwia wykonanie projektu narzędzi. Omówienie kolejności prac związanych z konstrukcją narzędzi klinowych przedstawiono w oparciu o przestrzenny system komputerowo wspomaganego projektowania (CAD 3D). Pierwszy etap prac stanowi wykonanie bryły, której przekrój poprzeczny odpowiada zarysowi wzdłużnemu kształtowanego przewężenia. Wysokość profilu klina przyjmuje się za równą wartości maksymalnej gniołu Δr_{max} (w naszym przypadku wynosi ona $r_0 - a/2$) – rys. 9.27a. Następnie profiluje się powierzchnię kalibrującą klinów wycinając w niej w sposób okresowy wgłębień o zarysie z rys. 9.26, ustalonym na podstawie obliczeń. Tak sprofilowane narzędzie pokazuje rys. 9.27b. Następnie startując ze środka występu odcina się (pod kątem β) jego część płaszczyzną prostopadłą do powierzchni podstawy narzędzia (rys. 9.27c). Kolejny etap stanowi sfazowanie, pod kątem α do podstawy, powierzchni pionowej uzyskanej w poprzedniej operacji. W wyniku takiego zabiegu uzyskuje się powierzchnię kształtującą klina, jednoznacznie określoną przez kąty α i β (rys. 9.27d). Dalsze prace projektowe dotyczą wykonania (w sposób analogiczny do omówionego poprzednio) powierzchni kształtującej na drugiej połowie narzędzia (rys. 9.27e). Konstrukcji klina dopełnia wprowadzenie promieni zaokrągleń krawędzi roboczych oraz dodanie sfazowań umożliwiających płynne zejście odkuwki z klinów.



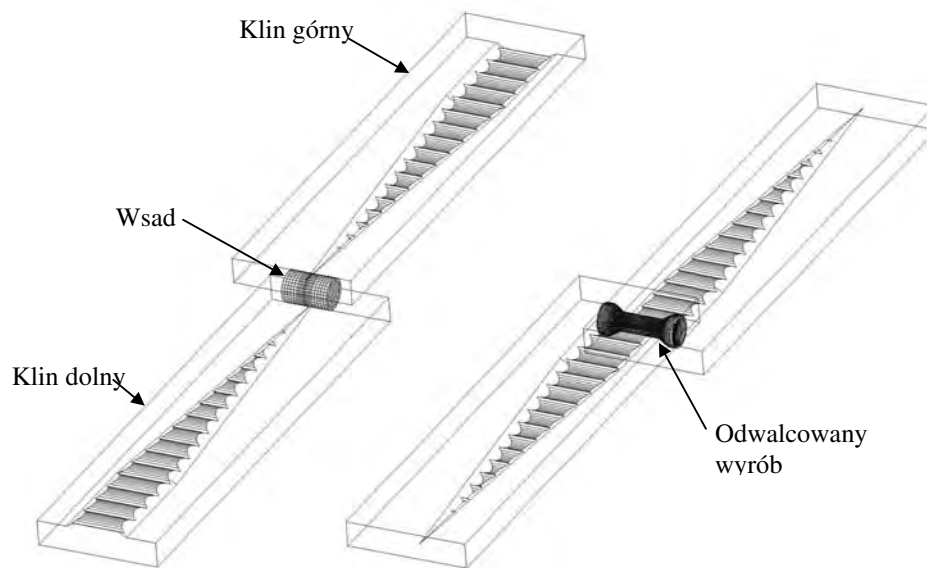
Rys. 9.27. Schemat ilustrujący sposób konstruowania narzędzia klinowego, zabezpieczającego walcowanie odkuwki z kwadratowym przekrojem poprzecznym

9.2.2. Analiza numeryczna

Dla sprawdzenia możliwości wytwarzania metodą WPK odkuwek posiadających stopnie o przekroju poprzecznym różnym od kołowego wykorzystano

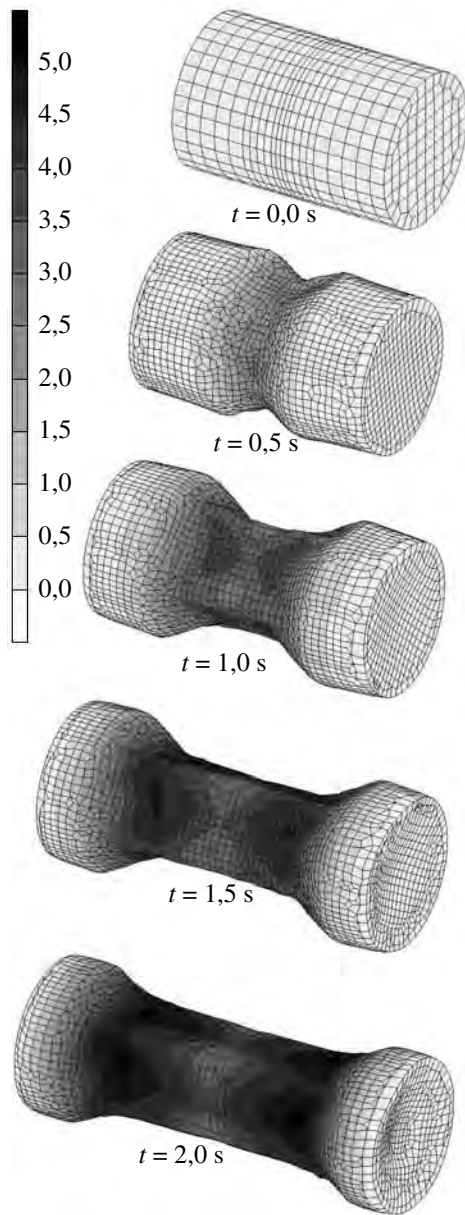
modelowanie numeryczne, bazujące na metodzie elementów skończonych (MES). Obliczenia wykonano stosując komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2004 wykorzystujący reprezentację przemieszczeniową MES. Skuteczność zastosowania tego oprogramowania w badaniach procesu WPK, potwierdzona była wielokrotnymi weryfikacjami doświadczalnymi realizowanymi zarówno w warunkach laboratoryjnych jak i przemysłowych [21, 47, 187].

Na rys. 9.28 przedstawiono model geometryczny narzędzi oraz wsadu opracowany dla procesu WPK wałka posiadającego centralny stopień o przekroju kwadratu. Narzędzia projektowano w systemie CAD 3D Solid Edge, a następnie eksportowano do programu MSC.SuperForm 2004. Przyjęto następujące główne parametry narzędzia klinowego: kąt kształtujący $\alpha = 30^\circ$, kąt rozwarcia klina $\beta = 5^\circ$. Założono, że w trakcie procesu walcowania przemieszczają się ruchem posuwistym obydwa kliny, z tą samą prędkością równą 0,2 m/s. Przyjęto, że wsadem do walcowania jest ucinek pręta o wymiarach $\varnothing 30 \times 45$ mm.



Rys. 9.28. Opracowany na potrzeby obliczeń MES model geometryczny procesu WPK odkuwki o przekroju poprzecznym kwadratowym

W obliczeniach założono, że materiał z którego wykonywana jest odkuwka to stal w gatunku C45. Model materiałowy tej stali przyjęto z biblioteki zastosowanego oprogramowania MES. Przyjęto, że materiał przed walcowaniem jest nagrzewany do temperatury 1100°C , zaś temperatura klinów jest jednakowa i wynosi 150°C . Pozostałe parametry przyjęte w obliczeniach to: współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem $350 \text{ W/m}^2\text{K}$, współczynnik



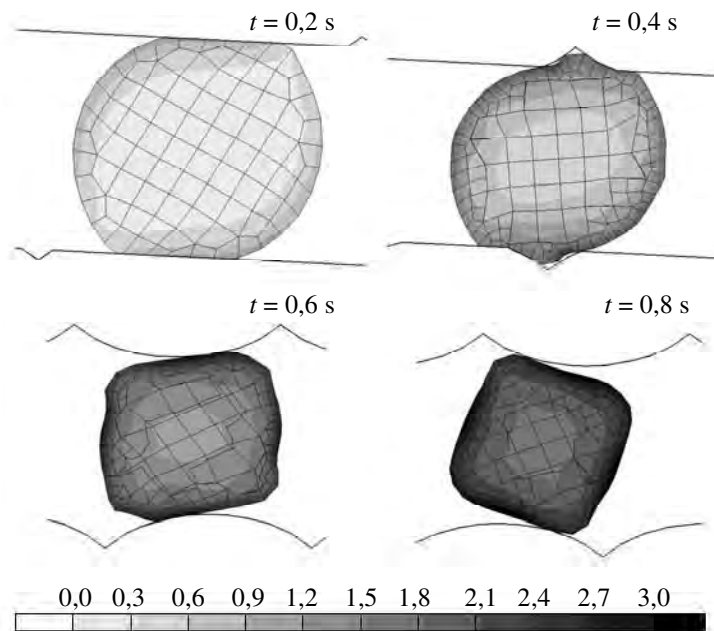
Rys. 9.29. Obliczona MES progresja kształtu oraz rozkład intensywności odkształcenia w odkuwce o przekroju poprzecznym kwadratowym

gają zaokrągleniu – co uznaje się za cechę charakterystyczną tej metody kształtowania.

wymiany ciepła między materiałem a narzędziami $10\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ oraz temperatura otoczenia 30°C .

Ze względu na poślizgi metalu po powierzchniach narzędzi w obliczeniach zastosowano model tarcia stałego uzależniony od prędkości poślizgu. Model ten opisuje zależność (2.15).

Na podstawie wykonanych obliczeń prześledzono zmiany kształtu odkuwki zachodzące w trakcie procesu walcowania. Na rys. 9.29 przedstawiono progresję kształtu odkuwki w zależności od czasu trwania procesu. Z rysunku tego wynika, że początkowo proces walcowania odkuwki o przekroju kwadratowym przebiega w sposób identyczny jak podczas walcowania typowego. Mianowicie kliny wcinają się w materiał kształtując na jego obwodzie rowek klinowy. Przy czym wówczas w obszarze kształtowanego przewężenia odkuwka ulega silnej owalizacji, charakterystycznej dla procesów WPK. Jest to szczególnie widoczne na rys. 9.30 (dla czasu $t = 0,2\text{ s}$), na którym pokazano jak zmienia się przekrój poprzeczny odkuwki, w jej płaszczyźnie symetrii. W momencie, gdy w kontakt z materiałem wchodzi część narzędzia z wykonanym nacięciem obserwuje się, że materiał zostaje w nie wciśnięty. W ten sposób kształtowane są naroża przekroju, przy czym ze względu na obtaczanie odkuwki po powierzchni narzędzi w dalszej fazie procesu naroża te ulegają



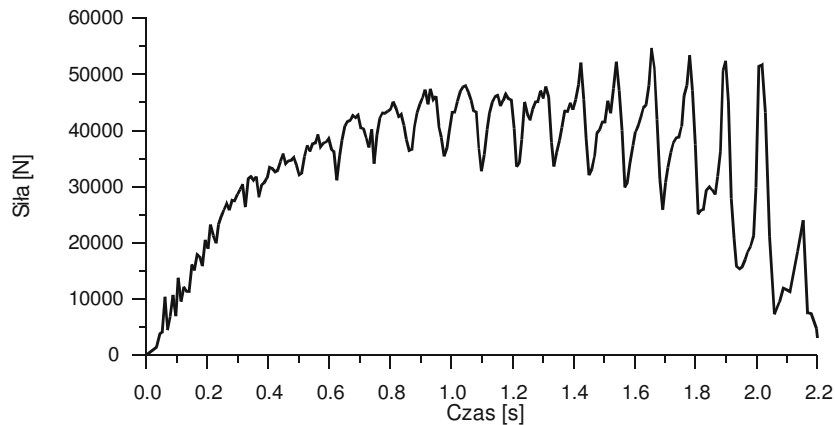
Rys. 9.30. Rozkład intensywności odkształcenia w przekroju poprzecznym odkuwki, pokrywającym się z płaszczyzną symetrii

Korzystając z rys. 9.29 i 9.30 można wstępnie określić jak rozkładają się odkształcenia w odkuwce walcowanej. Stwierdzono warstwowy rozkład odkształceń, które układają się w ten sposób, że w warstwach powierzchniowych występują odkształcenia największe i zmniejszają się w kierunku do osi odkuwki. Na uwagę zasługuje fakt, że kształt poszczególnych warstw jest zbliżony do zarysu przekroju poprzecznego czyli kwadratu o zaokrąglonych narożach.

Na rys. 9.31 przedstawiono rozkład siły walcowania obliczony w ramach analizy MES. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że siła ta charakteryzuje się dużą zmiennością, zwiększającą się w miarę wzrostu zaawansowania procesu. Taki rozkład siły wynika ze zmieniającego się w trakcie procesu gniotu. W przypadku, gdy gniot ten jest największy maksimum lokalne uzyskuje również siła walcowania. Natomiast, gdy Δr osiąga wartość minimalną, to również i siła kształtowania jest najmniejsza. Zatem podczas walcowania odkuwki o przekroju kwadratowym jednemu jej obrotowi odpowiadać będą cztery cykle zmian siły walcowania. Należy zauważyć, że taki cykliczny rozkład siły nie ma miejsca w typowych procesach WPK i należy go uznać za kolejną cechę charakterystyczną analizowanych procesów walcowania.

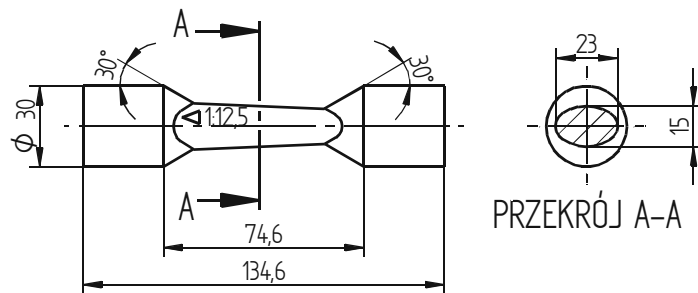
Stosując podany sposób kalibrowania narzędzi można również zaprojektować kliny, którymi można kształtować odkuwkę o przekroju owalnym zmieniającym się w zależności od współrzędnej osiowej tego przekroju (rys. 9.32). W ta-

kim przypadku prace projektowe (w sposób opisany w punkcie 9.2.1) przeprowadza się oddzielnie dla dwóch skrajnych przekrojów kształtowanego przewężenia. Na rys. 9.33. pokazano projekt klina zabezpieczającego wykonawstwo odkuwki o zakładanym kształcie. Natomiast rys. 9.34 przedstawia progresję kształtu odkuwki z rys. 9.32, obliczoną w wyniku wykonanej symulacji numerycznej. Z rysunku tego wynika, że zastosowanie metody WPK jest w pełni uzasadnione do kształtowania odkuwek z owalnym przekrojem poprzecznym.

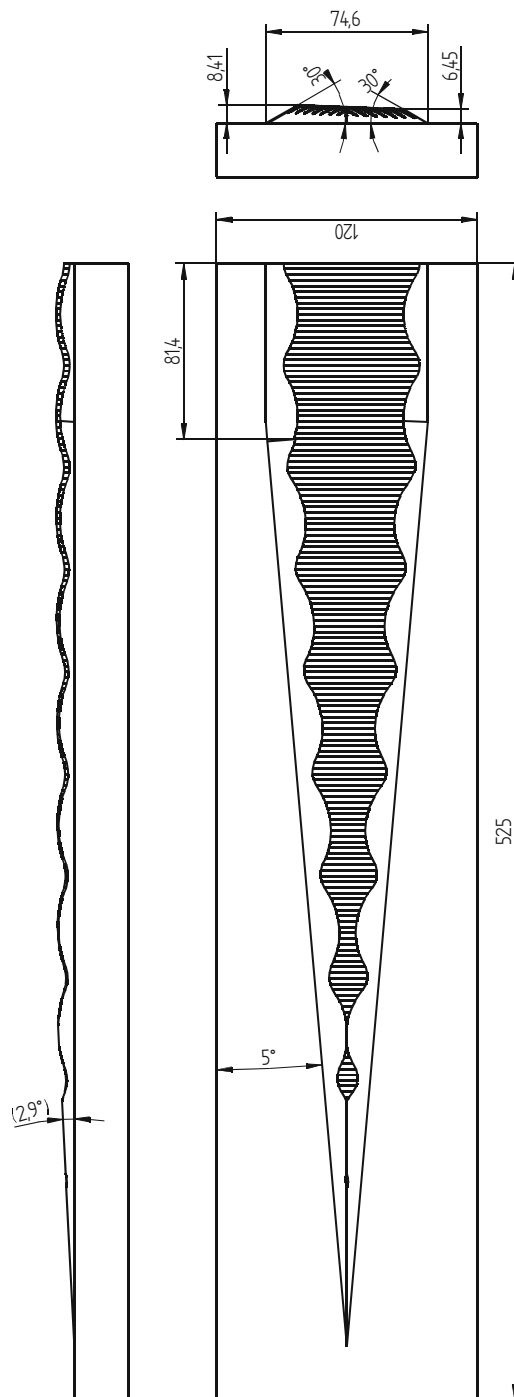


Rys. 9.31. Obliczony rozkład siły działającej na klin w procesie walcowania odkuwki o przekroju poprzecznym kwadratowym

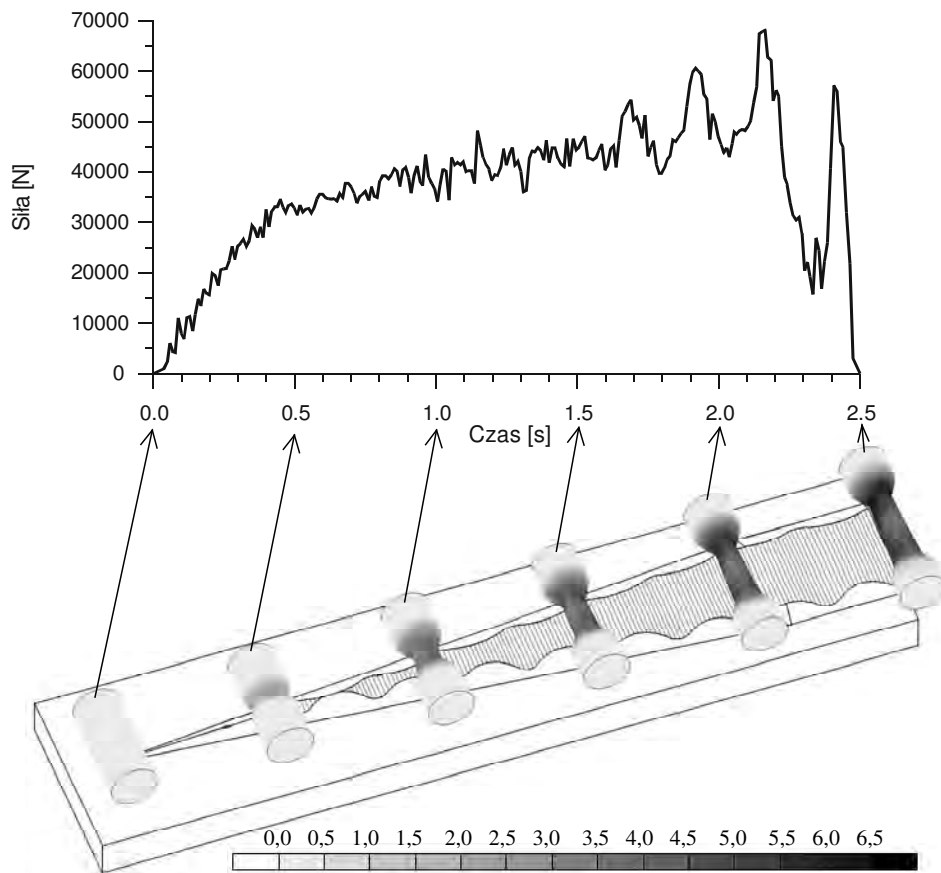
Na rys. 9.34. pokazano również jak zmienia się siła kształtowania podczas walcowania stożkowej, owalnej części odkuwki. Widoczne jest, że w tym przypadku siła ta również oscyluje, ale oscylacje te nie są aż tak widoczne jak w przypadku walcowania odkuwki o przekroju kwadratowym. Fakt ten tłumaczy się płynną zmianą kształtu nacinanego profilu, która w sposób znaczący ogranicza nagłe skoki wartości siły.



Rys. 9.32. Podstawowe wymiary odkuwki analizowanej w drugim przykładzie obliczeniowym



Rys. 9.33. Główne parametry narzędzia klinowego służącego do kształtowania odkuwki z rysunku 9.32

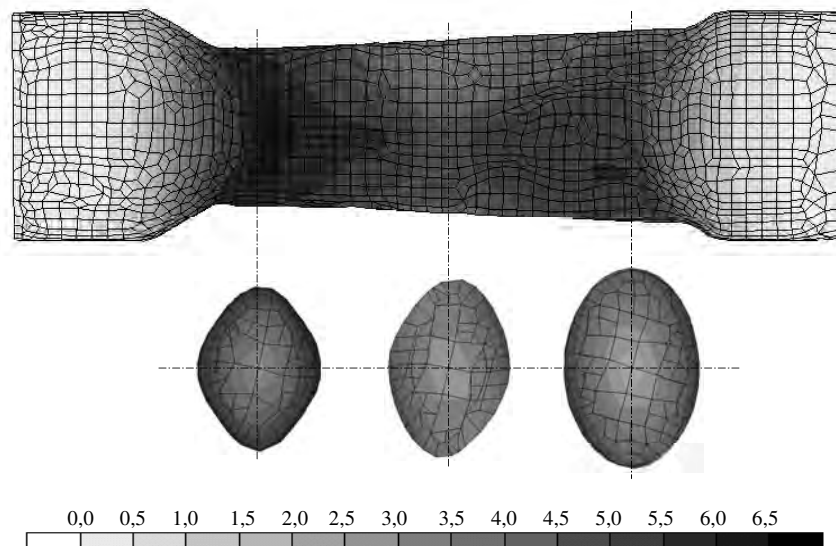


Rys. 9.34. Progresja kształtu, rozkład intensywności odkształcenia i siła kształtowania w procesie WPK odkuwki posiadającej stopień stożkowy o przekroju owalnym

Na rys. 9.35 pokazano finalny kształt odkuwki wraz z trzema wybranymi przekrojami poprzecznymi. Analiza kształtów tych przekrojów wskazuje, że odbiegają one nieznacznie od zakładanego do uzyskania kształtu owalu. Dodatkowo w strefie centralnej obserwuje się nieznaczne skręcenie tego przekroju w stosunku do skrajnych części przewężenia. Należy jednakże zauważyć, że zaobserwowane niedokładności wykonania są nieistotne, gdyż planowane jest wykorzystywanie tego schematu walcowania przy wytwarzaniu przedkuwek, gdzie tolerancje wytwarzania są szerokie.

Ciekawe spostrzeżenia nasuwają się z analizy danych przedstawionych na rys. 9.36, na którym pokazano obliczony rozkład temperatur w owalnej odkuwce stożkowej. Z rysunku tego widać, że najniższe temperatury ma metal w strefie przypowierzchniowej, w której stykał się on z powierzchnią narzędzi. Jednakże pomimo stosunkowo długiego czasu kształtowania (2,5 s) temperatura ta nadal

mieści się w zakresie zalecanym przy kształtowaniu tej stali, w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. Fakt ten jest niewątpliwie skutkiem zamiany pracy tarcia oraz odkształcenia plastycznego na ciepło, co rekompensuje w pewnym stopniu straty ciepła odprowadzanego do narzędzi. Równocześnie w strefie osiowej metal ma temperaturę najwyższą, co również jest korzystne. Bowiem w tej części wyrobu najczęściej dochodzi do utworzenia pęknięć wewnętrznych. Jednakże zgodnie z rezultatami pracy [6] prawdopodobieństwo wystąpienia tych pęknięć maleje wraz ze wzrostem temperatury kształtowanego metalu.

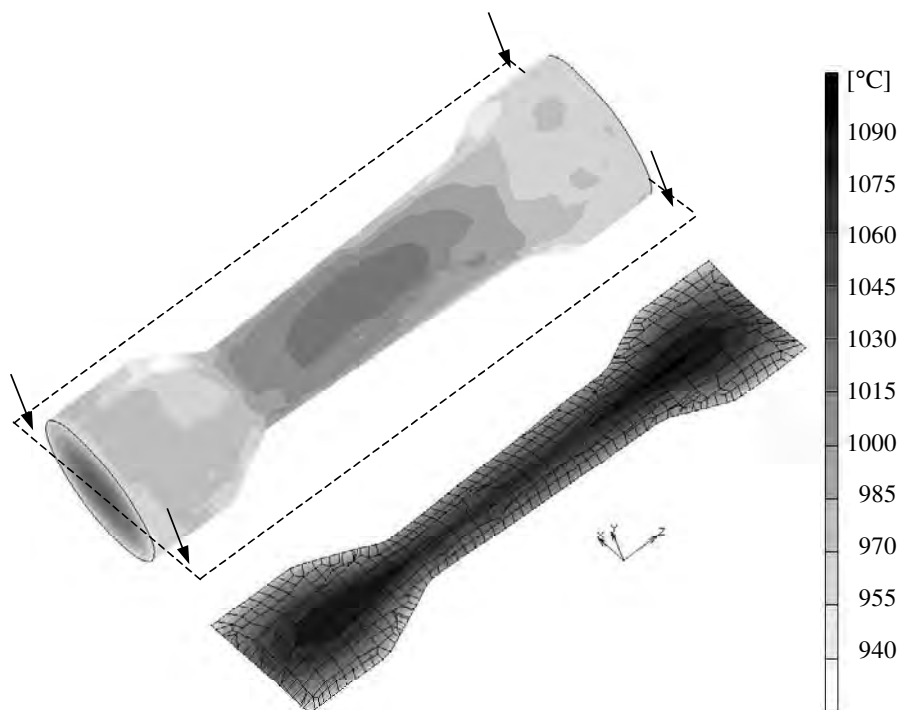


Rys. 9.35. Obliczone kształt i rozkład intensywności odkształcenia odkuwki z rys. 9.32, kształtowanej metodą WPK

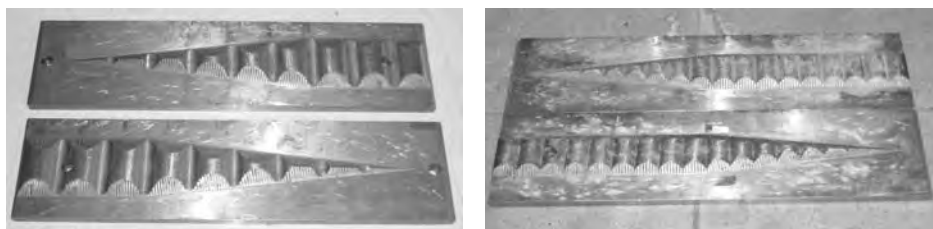
9.2.3. Badania doświadczalne

Badania doświadczalne wykonano w oparciu o walcarkę laboratoryjną LUW-2 (rys. 1.21), wyposażoną w cyfrowy układ pomiarowy umożliwiający rejestrację parametrów podstawowych procesu. W trakcie prób walcowano wsady (ze stali w gatunku C45) o średnicy $\varnothing 30$ mm, nagrzewane do temperatury 1150°C .

W badaniach wykorzystano dwa komplety narzędzi, umożliwiających walcowanie odkuwek ze stopniami o przekroju poprzecznym kwadratowym i owalnym. Narzędzia te pokazano na rys. 9.37. Na powierzchniach bocznych klinów nacięto rowki technologiczne, w celu zwiększenia czynnika tarcia i zapewnienia stabilności przebiegu procesu kształtowania.

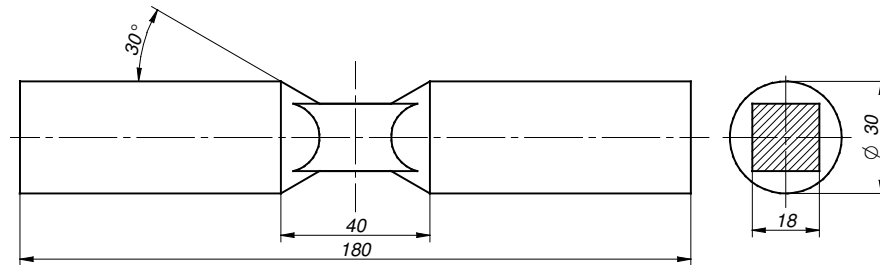


Rys. 9.36. Obliczony rozkład temperatury, w odkuwce z rys. 9.32, po procesie WPK

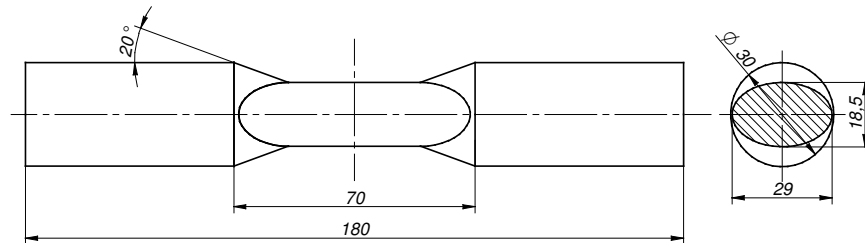


Rys. 9.37. Profilowane narzędzia klinowe zabezpieczające proces walcowania odkuwki o przekroju poprzecznym owalnym (rys. lewy) oraz kwadratowym (rys. prawy)

Proces WPK odkuwek o przekroju poprzecznym kwadratowym (rys. 9.38) realizowano przy następujących parametrach kształtowania: redukcja przekroju $R_p = 55\%$; kąt kształtowania $\alpha = 30^\circ$; kąt rozwarcia klina $\beta = 7^\circ$; długość walcowania $L = 40\text{ mm}$; prędkość przemieszczenia się klinów $v = 0,1\text{ m/s}$. Natomiast proces WPK odkuwki ze stopniem o przekroju poprzecznym owalnym (rys. 9.39) przebiegał przy następujących parametrach: redukcja przekroju $R_p = 40\%$; kąt kształtowania $\alpha = 20^\circ$; kąt rozwarcia klina $\beta = 7^\circ$; długość walcowania $L = 70\text{ mm}$; prędkość przemieszczania się klinów $v = 0,1\text{ m/s}$.



Rys. 9.38. Odkuwka ze stopniem o przekroju poprzecznym kwadratowym, kształtowana w próbach laboratoryjnych



Rys. 9.39. Odkuwka ze stopniem o przekroju poprzecznym owalnym, kształtowana w ramach prób laboratoryjnych

W efekcie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono, że możliwe jest uzyskiwanie wyrobów wydłużonych (ze stopniami kształtowymi) w procesach WPK, w których wykorzystuje się narzędzia profilowe projektowane zgodnie z zasadami podanymi w rozdziale 9.2.1.

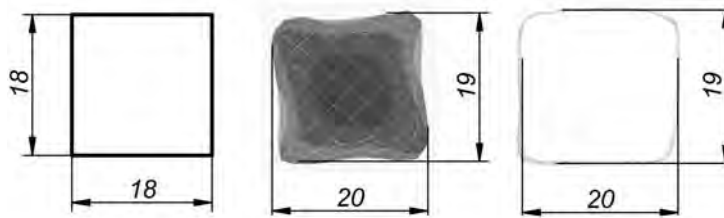
Przykłady odkuwek ukształtowanych w procesie WPK za pomocą klinów profilowych pokazano na rys. 9.40. W celu dokładnego określenia kształtu i wymiarów walcowanego stopnia, próbki przecinano prostopadle do ich osi wzdłużnych (w płaszczyźnie symetrii). Na podstawie obserwacji oraz pomiarów otrzymanego stopnia przekroju odkuwki stwierdzano czy próbka jest ukształtowana prawidłowo, czy też uległa deformacji w stopniu uniemożliwiającym jej wykorzystanie do celów praktycznych.

Na rys. 9.41 zestawiono przekroje poprzeczne odkuwki: zakładany do uzyskania, prognozowany MES oraz wyznaczony eksperymentalnie. W efekcie wykonanych badań stwierdzono, że pole przekroju poprzecznego walcowanego stopnia odkuwki jest nieznacznie większe od zakładanego do uzyskania pola kwadratu. Jednakże stosując metody obróbki skrawaniem z powodzeniem można skorygować kształt odwalcowanego stopnia odkuwki i nadać mu kształt pożądany.



Rys. 9.40. Odkuwki ze stopniami kształtowymi (owalnym i kwadratowym) otrzymanymi w procesie WPK

Podobne zastrzeżenia wynikają z analizy kształtu odkuwki ze stopniem o przekroju poprzecznym owalnym – rys. 9.42. Należy tutaj zauważyć, że odnotowane skrócenie przekroju poprzecznego (w stosunku do zarysu zakładanego do uzyskania) w przypadku kształtowania przedkuwki nie ma istotnego wpływu na dalszy przebieg procesu technologicznego oraz dokładności wykonania wyrobu kutego.

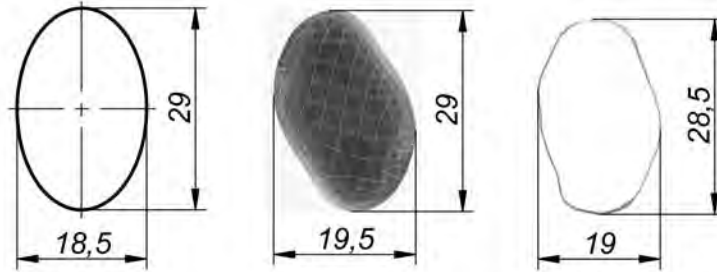


Rys. 9.41. Zestawienie kształtów i wymiarów przekroju poprzecznego odkuwki ze stopniem o przekroju kwadratowym – licząc od lewej: teoretyczne; obliczone MES; otrzymane w próbach laboratoryjnych

9.2.4. WPK odkuwek z wsadu kształtowego

W pewnych sytuacjach korzystne jest stosowanie w procesach WPK wsadów o przekroju poprzecznym różnym od kołowego. I tak przy produkcji odkuwek wydłużonych, które mają na przeważającej długości przekrój kształtowy

(stopień walcowy ma nieznaczną długość) nieopłacalne jest kształtowanie z wsadu walcowego.

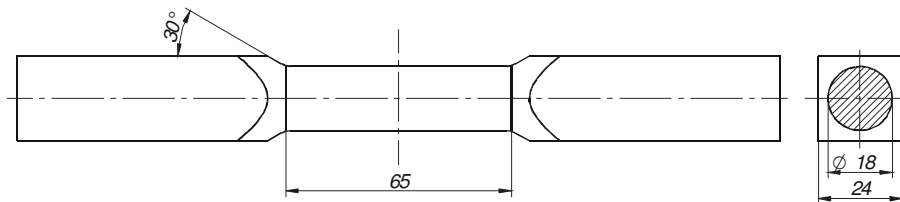


Rys. 9.42. Zestawienie kształtów i wymiarów przekroju poprzecznego odkuwki ze stopniem o przekroju owalnym – licząc od lewej: teoretyczne; obliczone MES; otrzymane w próbach laboratoryjnych

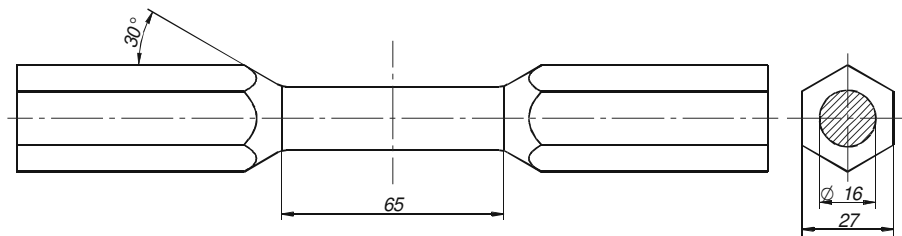
Przebieg projektowania narzędzi klinowych do kształtowania odkuwek z wsadu kształtowego jest identyczny jak w typowych procesach z wsadu walcowego. Należy jednak pamiętać, że w tym przypadku kształtowania przerób plastyczny materiału należy opisywać za pomocą redukcji względnej R_p – zależność (1.2), a nie stopniem gniotu δ .

Dla potwierdzenia możliwości WPK z wsadu kształtowego wykonano próby walcowania odkuwek:

- z wsadu o przekroju poprzecznym kwadratowym (rys. 9.43), zakładając następujące parametry kształtowania: redukcja przekroju $R_p = 56\%$, kąt kształtowania $\alpha = 30^\circ$, kąt rozwarcia klina $\beta = 7^\circ$, długość stopnia walcowego $L = 65$ mm, prędkość przemieszczenia się klinów $v = 0,1$ m/s;
- z wsadu o przekroju poprzecznym sześciokątnym (rys. 9.44), przebiegającym przy następujących parametrach procesu: redukcja przekroju $R_p = 70\%$, kąt kształtowania $\alpha = 30^\circ$, kąt rozwarcia klina $\beta = 7^\circ$, długość stopnia walcowego $L = 65$ mm, prędkość przemieszczenia się klinów $v = 0,1$ m/s;

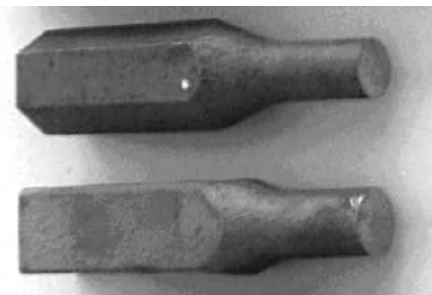


Rys. 9.43. Odkuwka ze stopniem walcowym, kształtowana z wsadu o przekroju poprzecznym kwadratowym



Rys. 9.44. Odkuwka ze stopniem walcowym, kształtowana z wsadu o przekroju poprzecznym sześciokątnym

W efekcie wykonanych prób walcowania, prowadzonych w warunkach obróbki plastycznej na gorąco (wsady nagrzewano do temperatury $T = 1150^{\circ}\text{C}$), stwierdzono, że metodą WPK można z powodzeniem kształtować wyroby z wsadu o przekroju poprzecznym różnym od kołowego – rys. 9.45.



Rys. 9.45. Próbkę ze stali C45 odwalcowane w procesie WPK, z wykorzystaniem wsadu o przekroju poprzecznym sześciokątnym i kwadratowym (pokazano 1/2 próbek)

Na kolejnym rys. 9.46 pokazano z kolei zarys przekroju poprzecznego otrzymanego stopnia walcowanego w analizowanych przypadkach WPK z wsadu kształtowego. Na podkreślenie zasługuje fakt, iż dokładność wykonania stopni odkuwki nie odbiega od dokładności uzyskiwanej w typowych procesach WPK z wsadu walcowego.



Rys. 9.46. Zarys przekroju poprzecznego stopni odkuwek otrzymanych w próbach laboratoryjnych walcowania w temperaturze 1150°C próbek z prętów o przekroju poprzecznym: a) sześciokątnym, b) kwadratowym [240]

9.3. WPK połączeń kształtowych

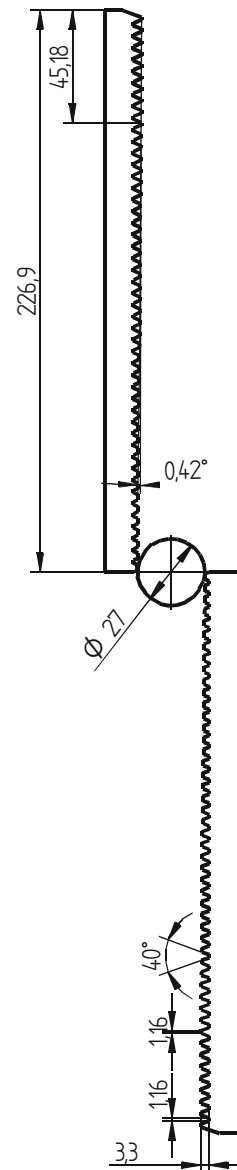
Możliwości technologiczne procesu WPK można także zwiększyć wyposażając segmenty narzędziowe we wkładki umożliwiające walcowanie połączeń kształtowych, takich jak wieńce zębate czy uzwojenia ślimaków. W tych przypadkach procesy kształtowania realizuje się zakładając nie występowanie wydłużenia odkuwki w kierunku osiowym [246]. Założenie takie oznacza równość objętości stopnia uzębionego (uzwojonego) oraz wsadu (na długości tego stopnia).

9.3.1. WPK wałków uzębionych

Przyjęta zasada kształtowania uzębienia jest podobna do wykorzystywanej w znanym sposobie walcowania na zimno uzębień zębatkami (metoda Roto-Flo). Jednakże w odróżnieniu do tej metody w proponowanym procesie walcowania na gorąco stosuje się narzędzia krótsze oraz nie podpira się wyrobu (odkuwki) w kłach z obu stron.

W celu sprawdzenia możliwości walcowania uzębienia przeanalizowano przykład kształtowania na wałku (na długości 50 mm) wieńca zębatego charakteryzowanego przez moduł $m=1,5$ oraz liczbę zębów $z=18$. Przyjęto, że walcowanie wykonane będzie za pomocą przemieszczających się przeciwnie zębatek płaskich, o parametrach wyszczególnionych na rys. 9.47. Powierzchnia robocza narzędzi rozdzielona została na dwie części: kształtującą (pochyloną do kierunku walcowania pod kątem $0,42^\circ$) oraz kalibrującą, w której wysokość zębów jest stała.

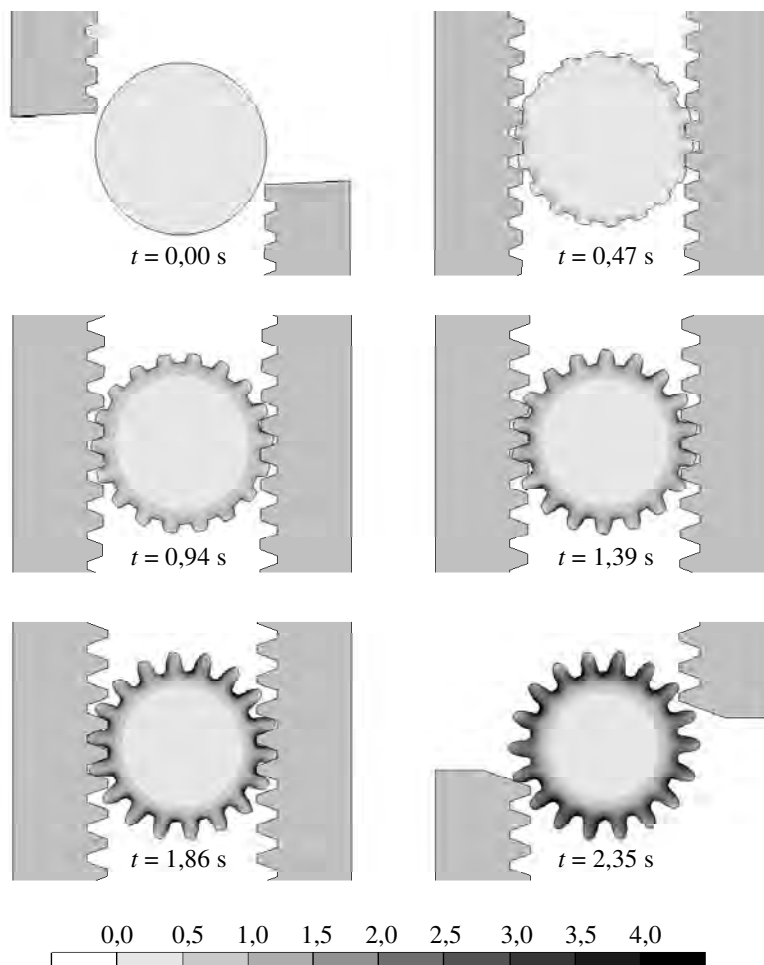
W celu sprawdzenia możliwości zastosowania proponowanej metody walcowania do kształtowania wieńca zębatego przeprowadzono symulację numeryczną, bazującą na MES. W obliczeniach założono, że walcowanie przebiega w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Przyjęto, że wsad (stal w gatunku C45) nagrany jest do temperatury 1150°C , zaś temperatura narzędzi w trakcie kształtowania jest stała i wynosi 50°C . Pozostałe parametry zakładane w obliczeniach to: prędkość narzędzi $v = 0,1$ m/s, czynnik tarcia na powierzchni styku metal – narzędzie $m = 0,8$, współczynnik wymiany ciepła między mate-



Rys. 9.47. Schemat procesu walcowania uzębienia zębatkami przemieszczającymi się przeciwnie

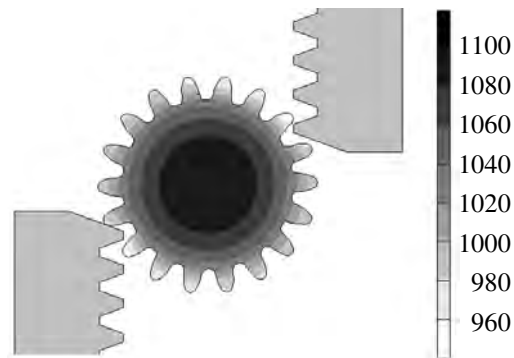
riałem a narzędziem – $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$ oraz między materiałem a otoczeniem – $0,2 \text{ kW/m}^2\text{K}$.

W efekcie przeprowadzonych obliczeń numerycznych (wykonanych w programie MSC.SuperForm 2005) uzyskano możliwość prześledzenia jak zmienia się kształt wyrobu w trakcie walcowania, co pokazano na rys. 9.48. Stwierdzono, że zęby przemieszczających się przeciwnie zębatek wciskają się stopniowo w pręt i wyciskają metal z wrębów do głów uzębienia. W rezultacie takiego przebiegu kształtowania metal podlega intensywnej przeróbce plastycznej w warstwach przypowierzchniowych, przy jednoczesnym braku odkształcania w strefie centralnej.



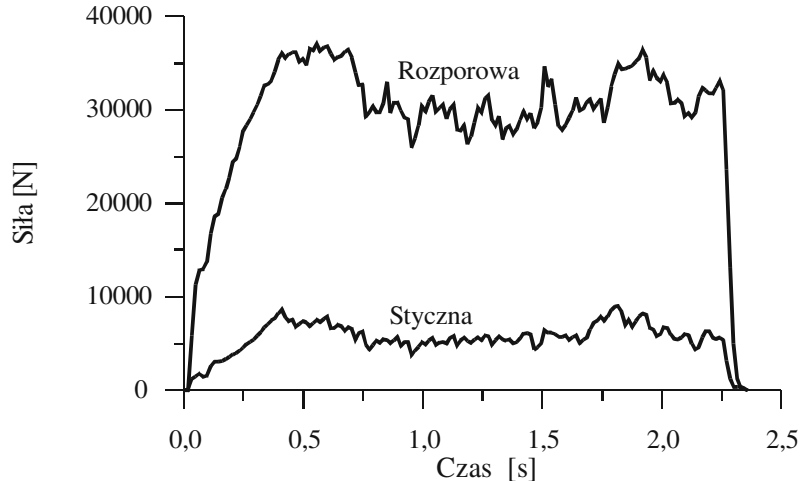
Rys. 9.48. Obliczona MES progresja kształtu wieńca zębatego, z zaznaczonym rozkładem odkształcenia, w procesie walcowania zębatkami (realizowanym zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 9.47) przy czasie t podanym na rysunku

W efekcie ciągłego kontaktu metalu z narzędziami w obszarze kształtowanego uzębienia ma miejsce zmniejszenie temperatury materiału (rys. 9.49), będące głównie efektem intensywnej wymiany ciepła między przedmiotem obrabianym a narzędziami. Równocześnie zakres temperatur odnotowany po walcowaniu w całym przekroju poprzecznym odkuwki zawiera się w przedziale temperatur kształtowania plastycznego na gorąco stali w gatunku C45.



Rys. 9.49. Rozkład temperatury (w °C) w przekroju poprzecznym odkuwki, kształtowane metodą walcowania zgodnie ze schematem pokazanym na rys. 9.47

Na kolejnym rys. 9.50 pokazano jak zmieniają się podczas walcowania siły styczne (wciskające narzędzie) oraz rozporowe (prostopadłe do kierunku walcowania). Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że obie składowe siły walcowania utrzymują w trakcie całego procesu kształtowania względnie stałe wartości. Przy czym siła rozporowa jest średnio około czterech razy większa od siły stycznej.



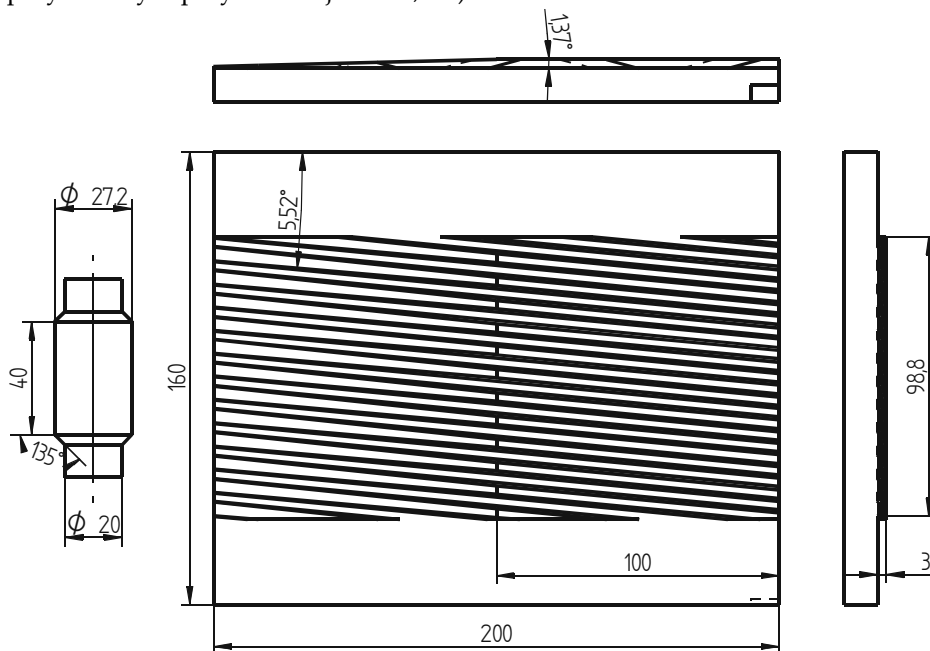
Rys. 9.50. Obliczone MES siły działające na narzędzie w procesie walcowania uzębienia (na długości 50 mm), realizowanego zgodnie z rys. 9.47

9.3.2. WPK uzębień ślimaka

Narzędzia stosowane w procesach WPK można również wyposażać w specjalne wkładki, które umożliwią wstępne ukształtowanie uzwojeń ślimaka. Za-

kłada się tutaj, iż kształtowanie metalu przebiegać będzie w sposób typowy dla procesu walcowania poprzecznego, tj. bez wydłużania wyrobu w kierunku osiowym.

Wkładkę narzędziową umożliwiającą kształtowanie uzwojenia jednokrotnego ślimaka o module osiowym $m = 2,6$ i średnicy zewnętrznej $d_{a1} = 30$ mm pokazano na rys. 9.51. W narzędziu tym można wyodrębnić dwie części: kształtującą (nachyloną do kierunku ruchu pod kątem $1,37^\circ$) oraz kalibrującą (równoległą do kierunku ruchu). Cechą charakterystyczną narzędzia są występy (o kształcie odpowiadającym wrębom uzwojenia), które odchylone są do kierunku ruchu narzędzia o kąt pochylenia linii śrubowej uzwojenia (w przytaczanym przykładzie jest to $5,52^\circ$).

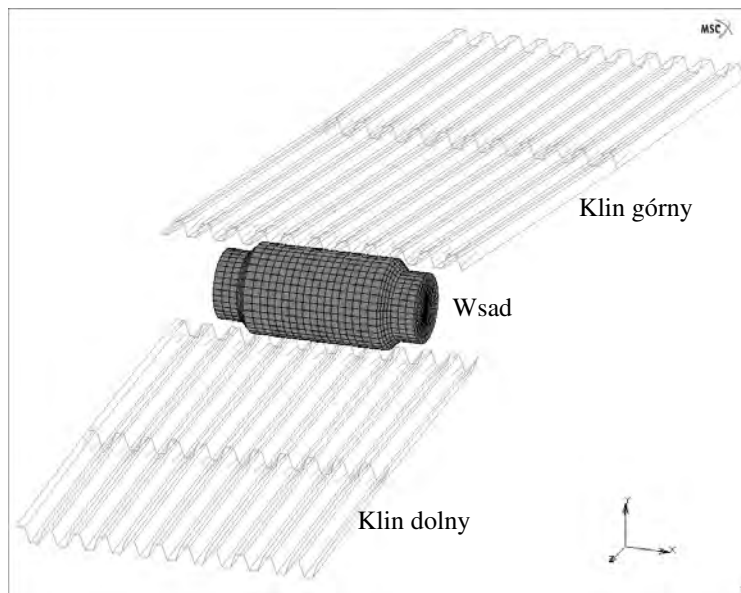


Rys. 9.51. Wkładka narzędziowa oraz wsad (po lewej) stosowany w przykładowym procesie walcowania poprzecznego uzwojenia jednokrotnego ślimaka

Średnicę wsadu do walcowania dobiera się wychodząc z warunku stałej objętości materiału w strefie kształtowanego uzwojenia.

Dla sprawdzenia poprawności opracowanej koncepcji kształtowania uzwojenia ślimaka wykonano obliczenia numeryczne. Przyjęto w nich parametry narzędzi i wsadu zgodnie z rys. 9.51. Założono, że kształtowanie realizowane będzie na gorąco, z wsadu nagrzanego do temperatury 1100°C narzędziami, których temperatura w trakcie kształtowania jest stała i wynosi 20°C . Współczynniki określające wymianę ciepła przyjęto identycznie jak w rozważanym

w rozdziale poprzednim procesie walcowania uzębienia. Założono także, iż ze względu na brak smarowania narzędzi kształtowanie przebiegać będzie przy tarcu granicznym ($m = 1,0$) oraz, że odkuwka wykonywana jest ze stali w gatunku C45, której model materiałowy przyjmowano z biblioteki zastosowanego oprogramowania MSC.SuperForm 2005. Ze względu na możliwość przewidywanej weryfikacji doświadczalnej założono, że kształtowanie ślimaka przebiegać będzie w układzie dwóch przemieszczających się przeciwnie (z jednakową prędkością $v=0,1$ m/s) narzędzi płaskich. Na rys. 9.52 pokazano model geometryczny procesu walcowania uzwojenia ślimaka, utworzony w systemie MSC.SuperForm 2005, wykorzystany w obliczeniach numerycznych.

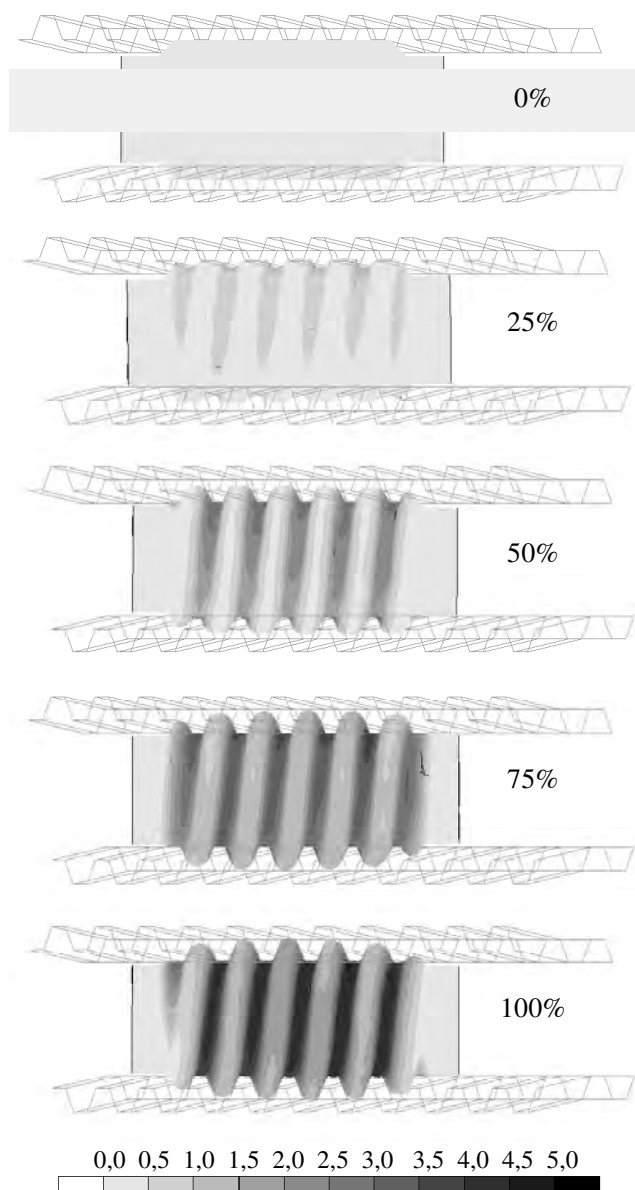


Rys. 9.52. Model geometryczny procesu walcowania poprzecznego uzwojenia jednokrotnego ślimaka wykonany w programie MSC.SuperForm 2005

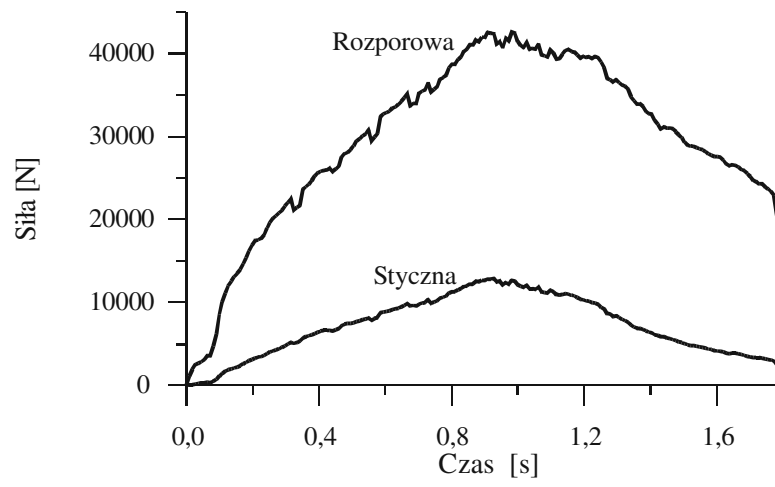
Na podstawie wykonanych symulacji numerycznych potwierdzono słuszność założonej koncepcji kształtowania uzwojenia ślimaka. Na rys. 9.53 pokazano jak zmienia się kształt odkuwki w trakcie walcowania. W efekcie oddziaływania występów narzędzi, materiał wyciskany jest z wrębów i zwiększana jest średnica trapezowych zwojów ślimaka, które w fazie końcowej procesu uzyskują wysokość zakładaną.

Siły kształtowania (rozporowa i styczna) stopniowo zwiększają się i przyjmują wartości maksymalne na granicy stref kształtowania i kalibrowania, a następnie ulegają zmniejszeniu – rys. 9.54. Należy tutaj podkreślić łagodny charakter przebiegu sił (bez wahań) świadczący o stabilności procesu walcowania.

Ponadto, podobnie jak podczas kształtowania uzębienia walcowego siła styczna (wciskająca narzędzie) jest około czterech razy mniejsza od siły rozporowej (prostopadłej do kierunku walcowania). Taki stosunek sił wydaje się zatem być charakterystyczny dla procesów walcowania poprzecznego.



Rys. 9.53. Obliczona MES progresja kształtu uzwojenia ślimaka, z zaznaczonym rozkładem odkształcenia, w procesie walcowania narzędziami płaskimi (przedstawionymi schematycznie na rys. 9.51) przy zaawansowaniu podanym na rysunku



Rys. 9.54. Obliczone MES siły działające na narzędzie w procesie walcowania uzwojenia ślimaka, realizowanego zgodnie z rys. 9.51 i 9.52

10. WPK na zimno

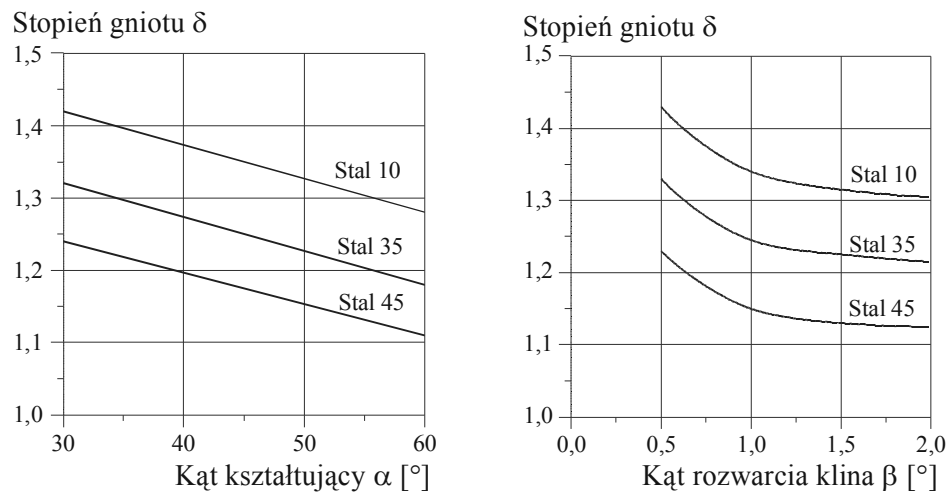
10.1. Przegląd prac dotychczas wykonanych

Procesy WPK wyrobów ze stali wykonuje się głównie na gorąco. Jednakże w latach 80-tych ubiegłego stulecia opracowano i wdrożono w warunkach przemysłowych technologię WPK na zimno. Zasadnicze różnice między procesami kształtowania w warunkach na zimno i na gorąco (oprócz różnych temperatur materiału) stanowią:

- ograniczenie technologii WPK na zimno do walcowania wyrobów osiowo-symetrycznych o małych wymiarach (o średnicy maksymalnej mniejszej niż 10 mm);
- w procesach WPK na zimno stosuje się środki chłodząco - smarujące (w celu podwyższenia trwałości narzędzi oraz usuwania odprysków metalu);
- brak nacięć technologicznych na powierzchniach bocznych klinów stosowanych w procesach WPK na zimno;
- różnice w kątach klinów stosowanych do kształtowania

Materiał do WPK na zimno stanowią pręty wykonane w trzeciej lub w czwartej klasie dokładności. Pręty te przed walcowaniem poddaje się obróbce cieplnej w celu podwyższenia własności plastycznych metalu. Dokładność wykonania odkuwek tą metodą kształtowania odpowiada trzeciej klasie dokładności, natomiast chropowatość powierzchni zawiera się w przedziale $R_a = 1,25 \div 2,5 \mu\text{m}$ [52].

W celu określenia wartości optymalnych kątów α i β narzędzi oraz możliwych do uzyskania stopni gniotu δ wykonano szereg badań doświadczalnych [30, 129]. W rezultacie tych badań ustalono graniczne warunki stabilnego przebiegu procesu WPK na zimno, w zależności od kąta kształtującego α oraz kąta rozwarcia klina β . Dodatkowo potwierdzono wpływ gatunku kształtowanego materiału na przebieg walcowania. Na rys. 10.1 podano zależności między głównymi parametrami procesu WPK α , β , δ uzyskane przez Celikova [30]. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że maksymalny do uzyskania (w jednym przejściu) stopień gniotu odpowiadał stosowaniu klinów z kątami $\beta=30'$ i $\alpha=45^\circ$. Odnotowane maksymalne wartości tego parametru wynosiły $\delta=1,43$; 1,33 oraz 1,23 odpowiednio dla odkuwek ze stali w gatunku 10, 35 i 45.



Rys. 10.1. Zależność dopuszczalnych stopni gniotu w procesach WPK na zimno, przy $d_0 = 8$ mm oraz $\alpha = 45^\circ$ (rys. lewy) lub $\beta = 1^\circ 30'$ (rys. prawy)

Stabilność procesu WPK na zimno najczęściej naruszana jest z powodu pęknięć wewnętrznych występujących w strefie centralnej odkuwki lub ze względu na odwarstwienia zewnętrznych warstw materiału. Występowaniu tych wad sprzyja mała dokładność wykonania narzędzi oraz niedostateczna sztywność klatki walcowniczej zastosowanego agregatu. Dla ograniczenia pojawiania się tych wad zaleca się wykonanie na powierzchniach narzędzi pasków kalibrujących (podobnie jak w klasycznych procesach WPK).

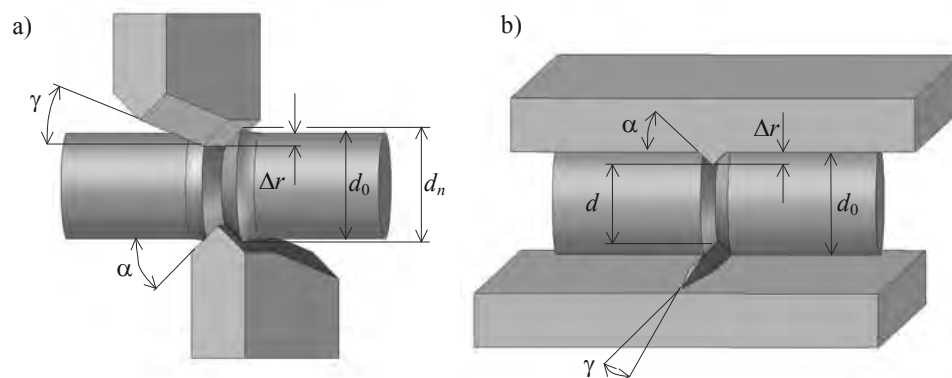
Bazując na procesie WPK na zimno, opracowano również metodę WPK na ciepło (półgorąco), która pozwala osiągać większe stopnie gniotu δ (w porównaniu do uzyskiwanych w podczas kształtowania na zimno). Przy czym dokładność wyrobów uzyskiwanych tą technologią kształtowania jest lepsza niż w procesach WPK na gorąco. Na podstawie badań doświadczalnych [31] stwierdzono, że możliwe do uzyskania w procesie WPK na ciepło stopnie gniotu δ (dla stali w gatunku C45) wynoszą $\delta = 2,0$ dla narzędzi z kątem $\beta = 1^\circ 30'$ oraz $\delta = 1,6$ przy $\beta = 3^\circ$. Podane wyniki dotyczą procesów WPK przy temperaturze walcowania 600°C .

10.2. Badania procesu WPK na zimno rowka w kształcie litery V

W ostatnim czasie w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej podjęto prace badawcze nad nową technologią dzielenia bezodpadowego metalowych prętów okrągłych. Polega ona na wykonaniu na obwodzie pręta rowka w kształcie litery V, a następnie na

wielokrotnym obrotowym przeginaniu oddzielnego odcinka pręta, doprowadzającym do pęknięcia zmęczeniowego materiału.

Do wykonania V-rowka na obwodzie pręta zaproponowano stosowanie metody WPK na zimno. Ze względu na posiadane stanowisko do WPK w badaniach ograniczono się do metody walcowania klinami płaskimi. W rozważaniach analizowano dwa sposoby kształtowania rowka (rys. 10.2). W pierwszym z nich (rys. 10.2a), nazwanym WPK swobodnym, kontakt z metalem ma miejsce tylko w obszarze kształtowanego przewężenia. Natomiast w drugim (rys. 10.2b), nazwanym WPK z obciskaniem, narzędzia stykają się z próbka również poza strefą kształtowania. Dodatkowo na rys. 10.2 zaznaczono ważniejsze parametry analizowanego procesu WPK.



Rys. 10.2. Analizowane w ramach wykonanych prac badawczych metody walcowania poprzecznego V-rowków na obwodzie próbek: a) kontakt miejscowy (WPK swobodne), b) kontakt na całej szerokości narzędzia (WPK z obciskaniem)

10.2.1. Badania doświadczalne

Badania doświadczalne wykonywano wykorzystując walcarkę laboratoryjną LUW-2, pokazaną na rys. 1.21. W pracach badawczych wykorzystano, specjalnie w tym celu zaprojektowane i wykonane, zestawy narzędziowe rys. 10.3. Głównym elementem zestawu jest oprawa, w której montowane są wymienne kliny (noże), różniące się między sobą wartością kąta kształtującego α (stosowano $\alpha = 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$ i 60°). Dodatkowo dzięki zastosowaniu podkładek o grubości g , umieszczanych pod klinami, uzyskano możliwość regulacji gniotu bezwzględnego Δr . W badaniach stosowano następujące gnioły Δr : 1,0 mm, 1,6 mm, 2,0 mm, 2,6 mm, 2,9 mm i 3,5 mm. Całość konstrukcji narzędzi uzupełniała płyta dociskająca, która oprócz stabilizacji położenia klina zapewniała również kontakt narzędzia z próbka poza strefą kształtowanego przewężenia.

W próbach laboratoryjnych stosowano wstępniaki, o wymiarach $\varnothing 18 \times 250$ mm, wykonane ze stali w gatunku C45. Krzywą płynięcia tej stali, w temperatu-

rze pokojowej, określono stosując plastometryczną próbę spęczania, na podstawie której ustalono następującą postać równania konstytutywnego badanego gatunku stali:

$$\sigma_p = 1041,4 \varphi_i^{0,201}, \quad (10.1)$$

gdzie: σ_p – napężenie uplastyczniające [MPa], φ_i – intensywność odkształcenia.

Do określenia warunków tarcia występujących podczas walcowania, przy temperaturze otoczenia, wyrobów ze stali w gatunku C45 zastosowano próbę spęczania próbki pierścieniowej. W badaniach wykorzystano próbki pierścieniowe ze stali C45 o wymiarach: średnica zewnętrzna $d_{z0} = 12,0$ mm, średnica wewnętrzna $d_{w0} = 6,4$ mm, wysokość $h_0 = 6,1$ mm. Próbki spęczano na różną wysokość rejestrując jednocześnie siłę spęczania. Na podstawie wykonanych testów stwierdzono, że wartość czynnika tarcia dla pary trącej stal narzędziowa – stal C45 wynosi $m = 0,45$.



Rys. 10.3. Segment narzędziowy zastosowany w badaniach doświadczalnych WKR na zimno

Próby walcowania V-rowka realizowano przy rozstawie narzędzi walcujących wynoszącym 17,8 mm. W takim przypadku kształtowania, zgodnym ze schematem pokazanym na rys. 10.2b, oprócz kształtowania przewężenia (karbu) kalibruje się również średnicę zewnętrzną pręta. Przebieg badań był następujący. Próbkę umieszczano w podajniku walcarki. Następnie w specjalne wybranie (znacznik), wykonane w powierzchni czołowej wsadu, wprowadzano sondę połączoną z miernikiem przemieszczenia kąтового (o rozdzielczości $0,144^\circ$) umożliwiającego wyznaczenie prędkości obrotowej próbki podczas walcowania. Po uruchomieniu walcarki realizowano proces walcowania przy zadanych parametrach i prędkości liniowej narzędzi $v = 0,13$ m/s. Po walcowaniu próbkę wyciągano i dokonywano oględzin ukształtowanego V-rowka. Następnie narzędzia cofano i powtarzano próbę. Zastosowane wsady umożliwiały wykonanie na ich obwodzie trzech rowków – rys. 10.4.

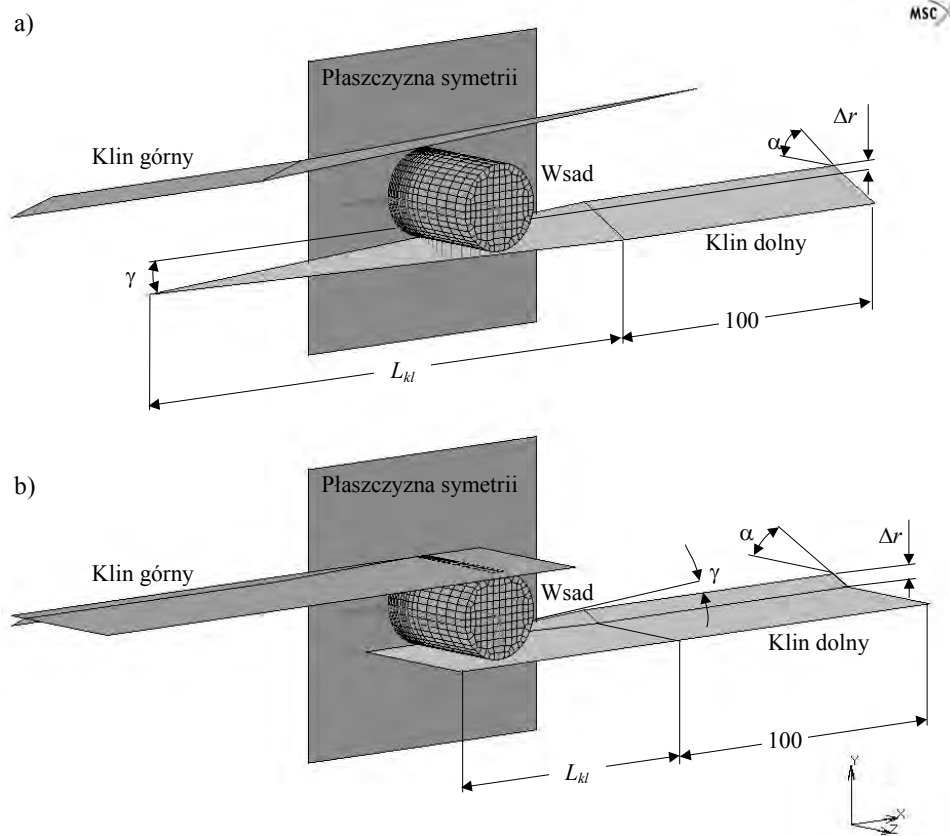


Rys. 10.4. Próbkki z rowkami w kształcie litery V otrzymanymi w procesach WPK przy: $\alpha = 50^\circ$ oraz $\Delta r = 1,0; 1,6; 2,0; 2,6$ i $2,9$ mm (kolejno od góry)

10.2.2. Analiza numeryczna bazująca na MES

Do analizy procesu walcowania V-rowka wykorzystano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2005, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Obliczeniami objęto kształtowanie wg dwóch, wyróżnionych na rys. 10.2 przypadków. W obliczeniach założono, że rowki walcowane są na prętach ze stali w gatunku C45. Przyjęto, że model materiałowy kształtowanego metalu określony jest zależnością (10.1). W analizie przyjęto termomechaniczny schemat obliczeń, zakładając, że temperatura wsadu i narzędzi równa jest temperaturze otoczenia wynoszącej 20°C . Jednocześnie założono, że współczynnik wymiany ciepła między narzędziami a metalem równy jest $20 \text{ kW/m}^2\text{K}$, a między metalem a otoczeniem $0,2 \text{ kW/m}^2\text{K}$. Ze względu na zmianę sił tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie w symulacji zastosowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia – zgodnie z zależnością (2.15).

Dążąc do skrócenia czasu obliczeń w analizie przyjęto następujące uproszczenia: i) sztywny model materiału narzędzi, ii) brak zaokrągleń krawędzi narzędzi, iii) czynnik tarcia na powierzchni kontaktu materiał – narzędzie w trakcie kształtowania jest stały. Ponadto, ze względu na symetrię procesu, modelowanie ograniczono do części pręta znajdującej się po jednej stronie klina. Dodatkowo na węzły znajdujące się w osi próbki narzucono ograniczenia odbierając im możliwość przemieszczania się w płaszczyźnie prostopadłej do osi (pozwoliło to na ustalenie pozycji wsadu podczas walcowania).

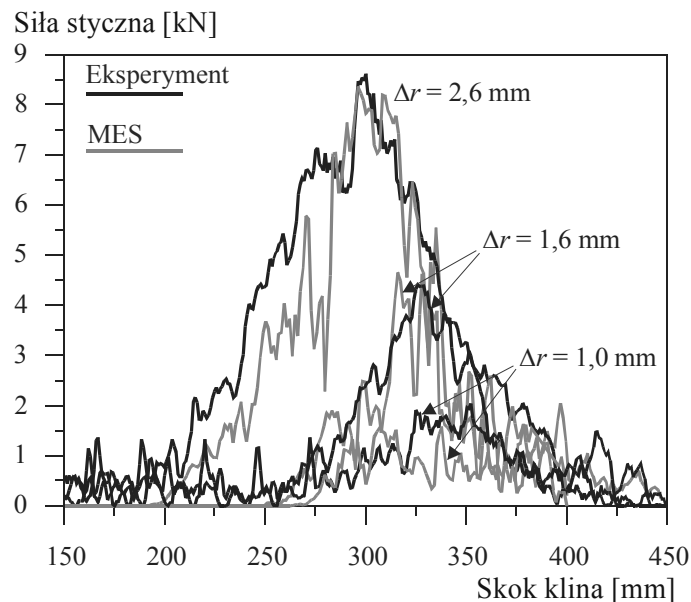


Rys. 10.5. Opracowane modele MES procesów walcowania poprzecznego V-rowków na obwodzie próbek, w których występuje kontakt metalu z narzędziem: a) miejscowy; b) na całej szerokości narzędzia

Uwzględniając wymienione powyżej uproszczenia opracowano szereg modeli MES procesów walcowania V-rowka, z których dwa pokazano na rys. 10.5. W skład każdego z modeli wchodzi: pręt (o wymiarach $\varnothing 30 \times 80$ mm), płaszczyzna symetrii oraz przemieszczające się przeciwnie (z prędkością $v = 0,1$ m/s każdy) kliny górny i dolny. Do zamodelowania pręta wykorzystano ośmiowęzłowe elementy prostokątne. Przy czym na węzły znajdujące się w osi obrotu narzucono ograniczenia, odbierając im możliwość przemieszczania się w kierunku prostopadłym do osi obrotu pręta. Na rysunku 10.5 zaznaczone zostały również podstawowe parametry geometryczne narzędzi. W trakcie obliczeń zmieniano: kąt wzniosu klina γ (przyjmowano $\gamma = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ$ i 5°), kąt kształtujący α ($\alpha = 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 45^\circ$ i 60°) oraz stopień gniołu δ ($\delta = 1,1, 1,2, 1,3, 1,4$ i $1,5$). Przy każdym parametrze procesu (γ, α i δ) obliczenia wykonywano dwukrotnie przyjmując miejscowy (rys. 10.2a) oraz rozszerzony na całą długość pręta (rys.

10.2b) kontakt narzędzia z metalem. Ponadto wykonano szereg obliczeń, w których zmieniano wartość czynnika tarcia m . Ogółem zasymulowano około stu przypadków procesu walcowania na obwodzie pręta rowka w kształcie litery V.

W celu zweryfikowania opracowanego modelu MES procesu WPK na zimno rowka w kształcie litery V porównano rozkłady siły wciskającej klin obliczone ze zmierzonymi w próbach doświadczalnych (rys. 10.6). Zestawienie sił pokazane na rys. 10.6 wykazuje bardzo dobrą zgodność jakościową i ilościową pomiędzy przebiegami sił obliczonymi i zmierzonymi doświadczalnie. Fakt ten w sposób jednoznaczny potwierdza przydatność MES w modelowaniu złożonych procesów kształtowania plastycznego, do których należy zaliczyć proces WPK na zimno V-rowka na obwodzie pręta.

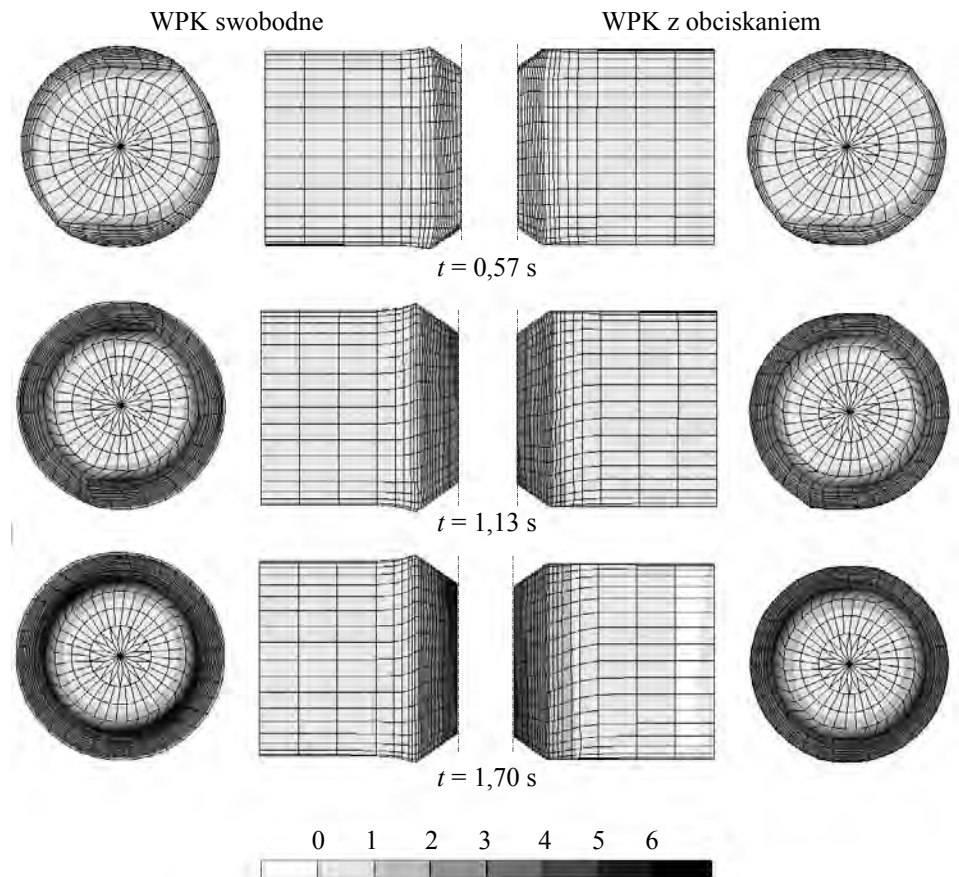


Rys. 10.6. Porównanie sił stycznych (wciskających klin) obliczonych MES oraz wyznaczonych eksperymentalnie w procesach WPK przy: $\alpha = 50^\circ$, $\gamma = 1^\circ$, $d_0 = 18$ mm, materiał – C45

10.2.3. Uzyskane wyniki

Dzięki zastosowaniu MES można przeanalizować kinematykę płynięcia metalu w trakcie procesu WPK rowka w kształcie litery V. Na rys. 10.7 przedstawiono progresję kształtu odkuwki w procesach WPK swobodnego i z obciśkaniem, realizowanych przy: $\alpha = 35^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\delta = 1,3$ i $d_0 = 30$ mm. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że kliny wciskają się w próbkę, którą jednocześnie wprawiają w ruch obrotowy. Materiał wyciskany przez narzędzia przemieszczany jest w kierunku osiowym. Jednocześnie, w przypadku walcowania klinami swobodnymi, część metalu spiętrzana jest z boku klina

powodując miejscowy wzrost średnicy próbki. Wcinanie klinów w materiał powoduje również owalizację przekroju poprzecznego odkuwki, zwiększającą się wraz ze wzrostem gniotu Δr . Po wcięciu się klinów na wymaganą głębokość rozpoczyna się etap kalibrowania, w trakcie którego usuwana jest owalizacja i uzyskiwany jest pożądaný, kołowy kształt przekroju poprzecznego próbki.



Rys. 10.7. Progresja kształtu oraz rozkład intensywności odkształcenia w odkuwkach walcowanych przy: $\alpha = 35^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 30$ mm oraz czasie t podanym na rysunku

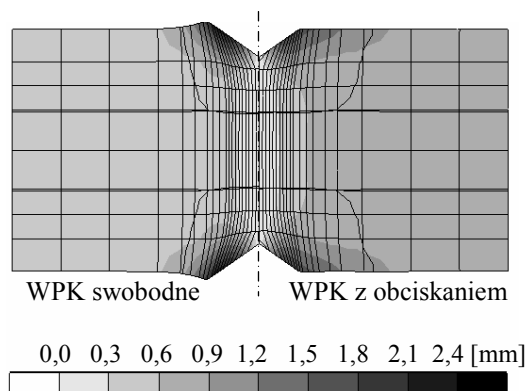
Z porównania kształtów odkuwek uzyskiwanych w poszczególnych schematach walcowania wynika, iż ograniczenie wypływania metalu na zewnątrz (występujące w procesie WPK z obciskaniem) powoduje zwiększenie owalizacji, której skuteczne usunięcie wymaga zastosowania narzędzi z dłuższymi częściami kalibrującymi. Równocześnie odkuwka ta jest wydłużana w sposób bardziej równomierny niż ma to miejsce podczas procesu WPK swobodnego. Takie wnioskowanie potwierdza m.in. rozkład przemieszczenia metalu

w kierunku osiowym, wyznaczony dla przekroju wzdłużnego (poosiowego) odkuwki, pokazany na rys. 10.8.

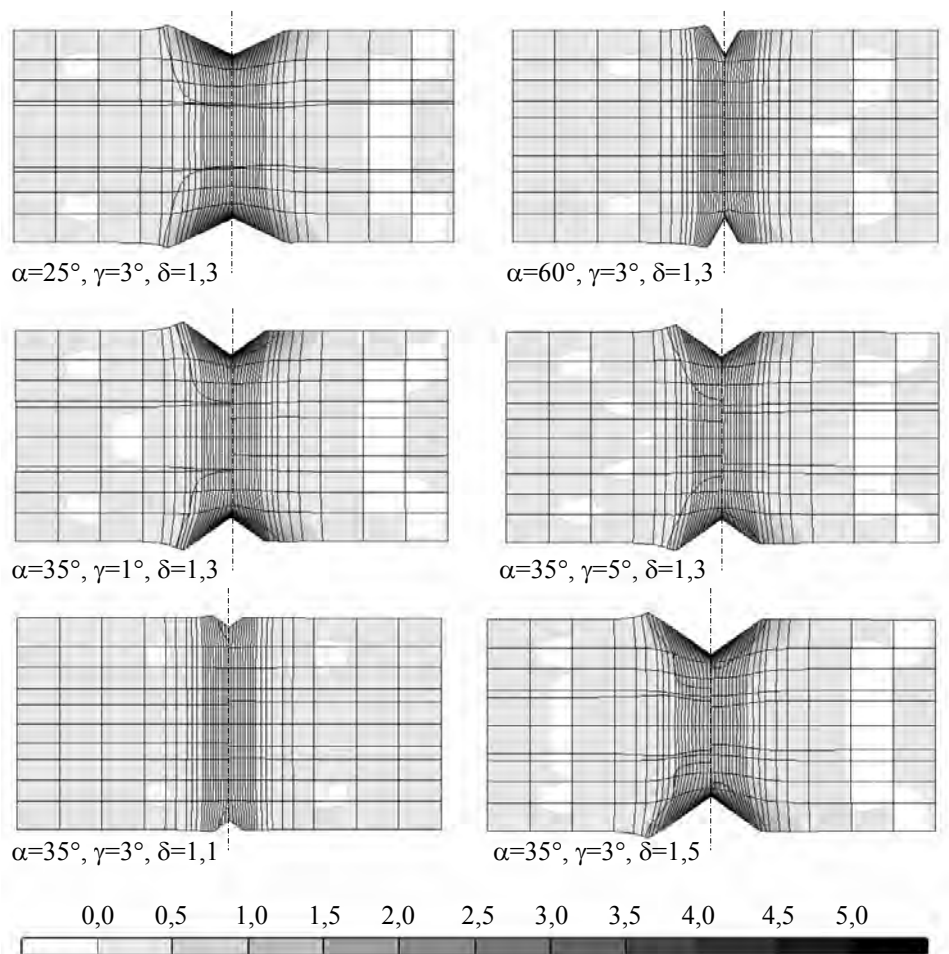
Korzystając z MES można dokonać analizy stanu odkształcenia w wyrobach, w których metodą WPK na zimno ukształtowany został pierścieniowy rowek klinowy. Z rys. 10.7 wynika, że odkształcenia w strefie rowka układają się warstwowo (w kształcie pierścieni). Przy czym największe odkształcenia występują w warstwach zewnętrznych i zmniejszają się w kierunku do osi odkuwki. Taki rozkład odkształceń jest charakterystyczny również dla typowych procesów WPK, realizowanych w warunkach obróbki plastycznej na gorąco.

Na kolejnym rysunku pokazano rozkłady intensywności odkształcenia φ_i , wyznaczone w przekrojach wzdłużnych odkuwek walcowanych przy różnych parametrach procesu. Na podstawie analizy map odkształceń z rys. 10.9 można oszacować wpływ kątów kształtującego α i wzniosu klina γ na wartości φ_i . Z analizy tej wynika, iż zwiększenie kąta α powoduje wyraźne zmniejszenie obszaru metalu odkształcanego plastycznie oraz zmniejszenie wartości maksymalnych intensywności odkształcenia. Odnośnie kąta γ stwierdza się, że jego wartość praktycznie nie wpływa na wielkość strefy odkształcenia. Natomiast parametr ten w sposób istotny wpływa na wartości odkształceń maksymalnych, występujących w warstwach przypowierzchniowych odkuwki, które zmniejszają się wraz ze wzrostem γ . Odnośnie wpływu stopnia gniotu δ stwierdza się, że wzrost tego parametru powoduje zarówno zwiększenie strefy odkształcenia jak i wartości intensywności odkształcenia. Jest to efektem zwiększonego płynięcia metalu w kierunku promieniowym (w efekcie zwiększenia głębokości wcinania klina) oraz stycznym (wywołanym wydłużeniem klina w strefie wcinania).

W trakcie procesu walcowania generowane są duże ilości ciepła powstającego w wyniku zamiany pracy odkształcenia plastycznego na ciepło oraz pracy tarcia na ciepło. W efekcie w strefie odkształcenia temperatura metalu zwiększa się nawet do 300°. Na rys. 10.10 pokazano rozkłady temperatury w przekrojach wzdłużnych odkuwek, na których odwalcowano rowek w kształcie litery V. Z prezentowanych rozkładów wynika, że największe temperatury występują w otoczeniu wierzchołka ukształtowanego rowka. Ponadto stwierdzono, że wielkość strefy, w której metal uległ podgrzaniu zależy od parametrów procesu



Rys. 10.8. Przemieszczenie metalu w kierunku osiowym w odkuwkach odwalcowanych przy:
 $\alpha = 35^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $\delta = 1,3$, $d_0 = 30$ mm



Rys. 10.9. Rozkład intensywności odkształcenia w przekroju wzdłużnym (osiowym) odkuwek kształtowanych w procesach WPK swobodnego (na lewo od osi symetrii) i z obciskaniem (na prawo od osi symetrii), przy: $d_0 = 30 \text{ mm}$ i $m = 0,9$

WPK i zwiększa się wraz ze wzrostem stopnia gniotu δ . Odnosnie zastosowanego sposobu walcowania stwierdza się, że w procesie WPK z obciskaniem strefa metalu ulegającego podgrzaniu jest większa niż podczas WPK swobodnego. Jest to następstwem zarówno zwiększenia wielkości strefy odkształcenia (w której praca odkształcenia plastycznego zamieniana jest na ciepło), jak i wydłużenia strefy styku materiał – narzędzie na obszar poza rowkiem (gdzie działają siły tarcia).

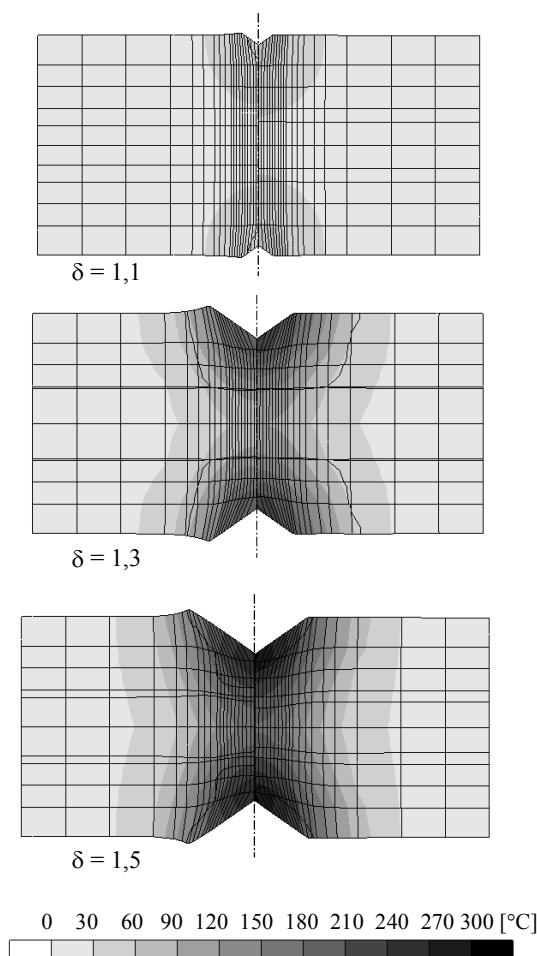
Jak wynika z badań doświadczalnych oraz obliczeń numerycznych w trakcie procesu WPK swobodnego ma miejsce spiętrzenie materiału przed klinem, co jest widoczne na prezentowanych uprzednio rysunkach, np. 10.9 i 10.10. W efekcie średnica próbki wzrasta z d_0 do d_n . Wynikiem zwiększenia średnicy próbki

jest wzrost powierzchni styku metal – narzędzie, a w konsekwencji zwiększenie sił kształtowania. Miarą spiętrzenia metalu w procesie WPK jest współczynnik wzrostu średnicy ξ , definiowany zgodnie, jako $\xi = d_n/d_0$. Wartość współczynnika ξ była wyznaczona dla procesu WPK na gorąco (patrz podrozdział 3.3.1), w oparciu o metodę linii poślizgów i charakterystyk. W rozwiązaniu tym uwzględniono idealnie plastyczny model odkształcanego materiału, co jest jednakże nie do przyjęcia w przypadku kształtowania przebiegającego w warunkach obróbki plastycznej na zimno.

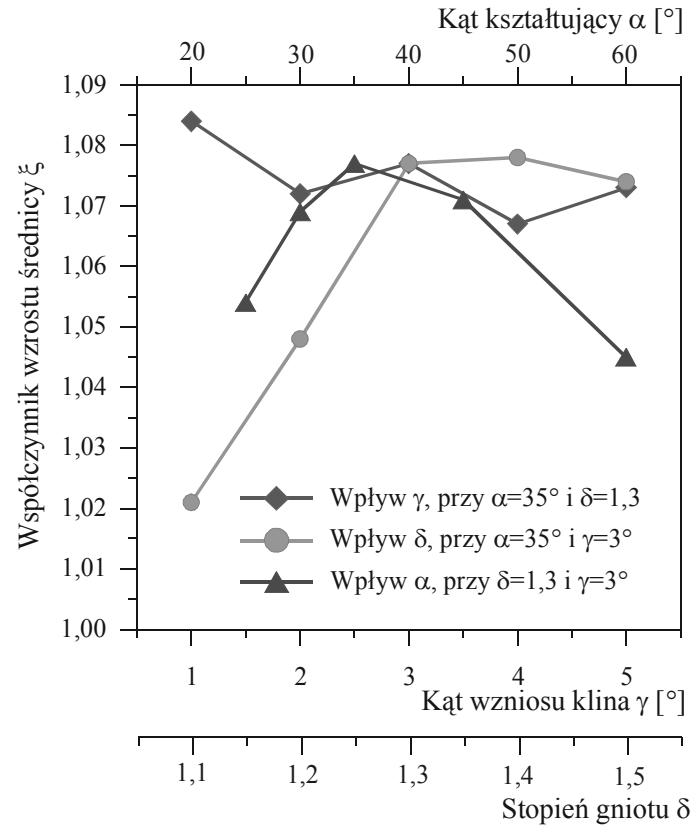
Korzystając z wykonanych symulacji numerycznych procesu WPK swobodnego dokonano analizy zagadnienia wzrostu średnicy odkuwki. Na podstawie obliczeń przedstawiono ilościową ocenę wpływu podstawowych parametrów procesu walcowania (α , γ , δ) na ostateczną wartość współczynnika wzrostu średnicy ξ – rys. 10.11. Z wykonanej analizy wynika, iż przy ustalonym gnioście decydujący wpływ na współczynnik ξ wywiera wartość zastosowanego kąta kształtującego α .

Siły w procesie walcowania V-rowka rozkłada się na trzy składowe: styczną F_x , promieniową (rozporową) F_z oraz osiową F_y – zgodnie z rys. 10.12.

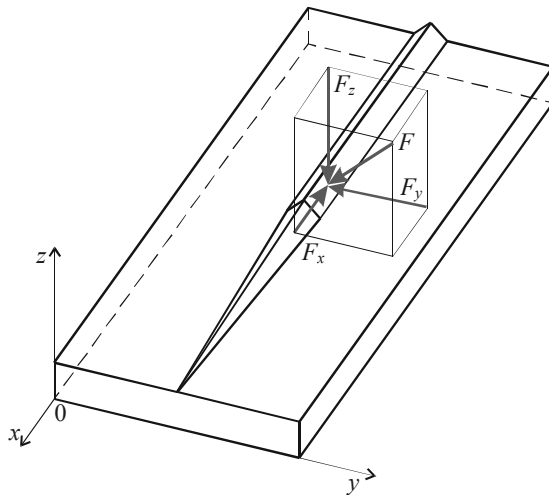
W trakcie procesów walcowania, wykonywanych w walcarce laboratoryjnej LUW-2 mierzono składowe F_x i F_z siły walcowania. Na rys. 10.13 i 10.14 pokazano zarejestrowane rozkłady tych sił, w funkcji kąta kształtującego α i przeemieszczenia klina. Z danych zamieszczonych na rys. 10.13 wynika, że siła styczna wzrasta stopniowo w strefie wcinania klina (głównie w następstwie



Rys. 10.10. Rozkład temperatury w przekroju wzdłużnym (osiowym) odkuwek kształtowanych w procesach WPK swobodnego (na lewo od osi symetrii) i z obciskaniem (na prawo od osi symetrii), przy: $\alpha = 35^\circ$, $\gamma = 3^\circ$, $d_0 = 30$ mm i $m = 0,9$



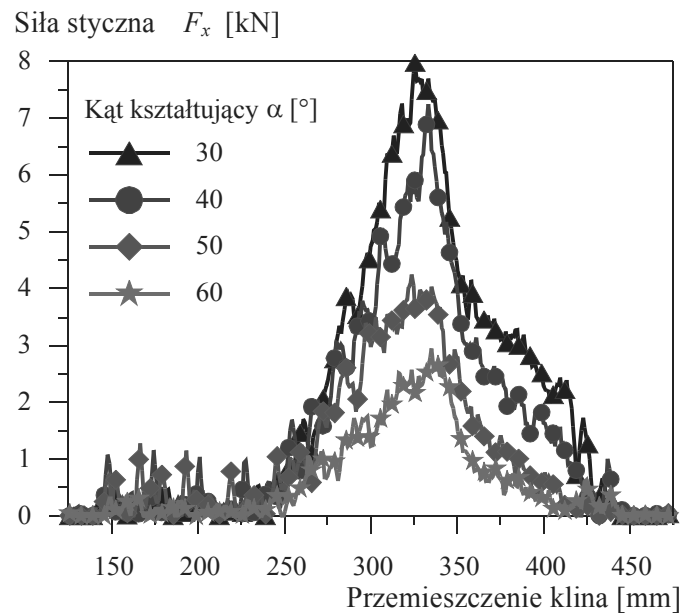
Rys. 10.11. Obliczony MES wpływ kątów klina (α, γ) i stopnia gniotu δ na wzrost średnicy wyrobów kształtowanych metodą WPK swobodnego, przy: $d_0 = 30$ mm i $m = 0,9$



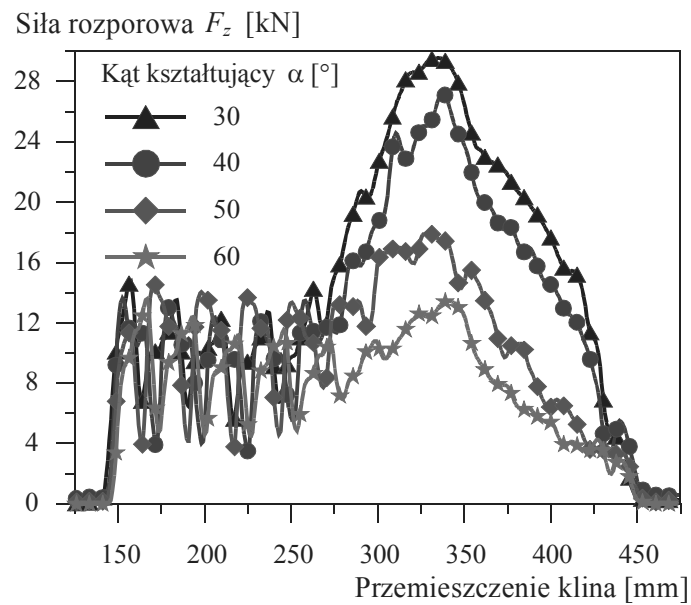
Rys. 10.12. Rozkład siły F , działającej na klin podczas procesu WPK rowka w kształcie litery V, na składowe

zwiększenia gniotu Δr) i osiąga wartości maksymalne na granicy stref wcinania i kalibrowania. Następnie siła F_x gwałtownie zmniejsza się w strefie kalibrowania, co jest wynikiem stopniowego usuwania owalizacji przekroju poprzecznego.

Charakter przebiegu siły rozporowej F_z (rys. 10.14) w sposób zasadniczy odbiega od rozkładów siły stycznej F_x w początkowej fazie walcowania. Mianowicie siła F_z oscyluje, w



Rys. 10.13. Rozkłady siły stycznej F_x zmierzone w procesach WPK z obciskaniem przy: $\Delta r = 2$ mm, $\gamma = 1^\circ$, $d_0 = 17,8$ mm

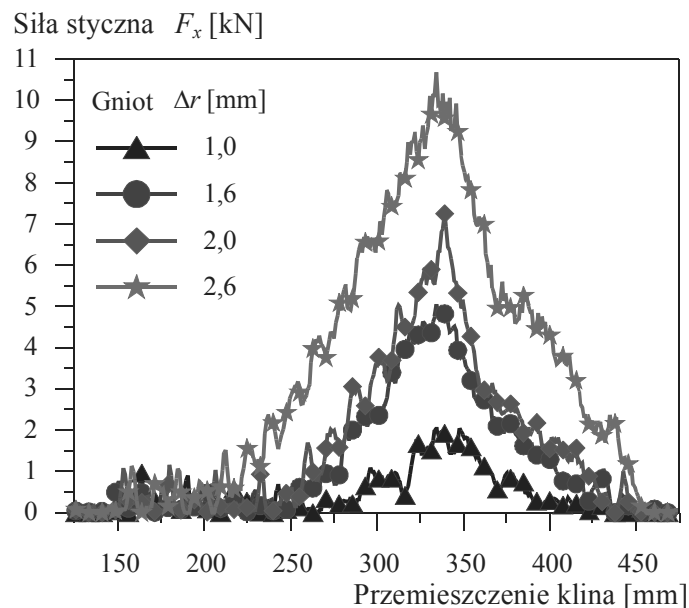


Rys. 10.14. Rozkłady siły rozporowej F_z zmierzone w procesach WPK z obciskaniem przy: $\Delta r = 2$ mm, $\gamma = 1^\circ$, $d_0 = 17,8$ mm

zakresie 4÷15 kN, jeszcze przed zetknięciem się próbki z klinem. Powodem występowania tych wahań siły jest obrotowe obciskanie powierzchni zewnętrznej próbki przez powierzchnie oprawy. Obserwowane oscylacje są efektem błędów kształtu pręta walcowanego, stanowiącego wsad, który nie ma idealnego przekroju kołowego. W dalszych fazach procesu WPK rozkład siły rozporowej jest analogiczny do odnotowanego dla siły stycznej.

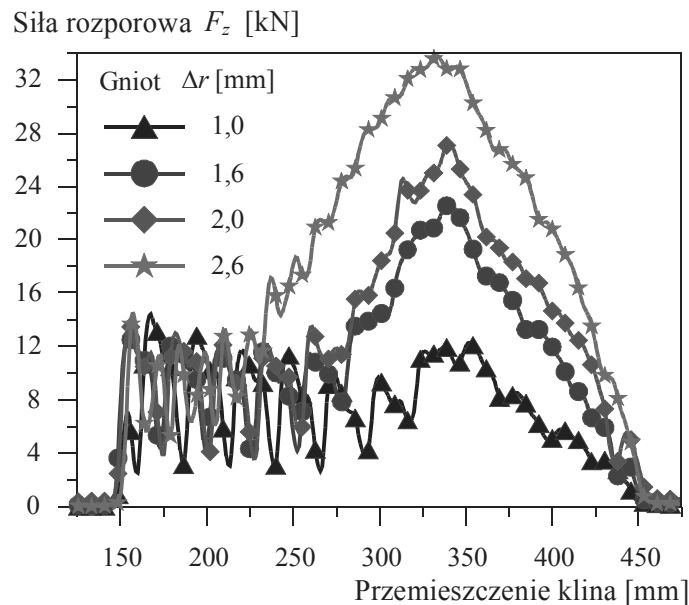
Na podstawie przebiegu zmian sił F_x i F_z podanych na rys. 10.13 i 10.14 można wnioskować o ich zależności od kąta kształtującego α . W sposób jednoznaczny stwierdza się, że zwiększaniu kąta α towarzyszy zmniejszenie sił kształtowania, będącego głównie następstwem zmniejszenia powierzchni styku materiał – narzędzie.

Na kolejnych rysunkach 10.15 i 10.16 zilustrowano wpływ gniotu bezwzględnego Δr (stopnia gniotu δ , gdzie $\delta = r_0 / (r_0 - \Delta r)$) na składowe F_x i F_z siły walcowania. Prezentowane na tych rysunkach przebiegi sił są bardzo podobne do tych jakie odnotowano w procesach realizowanych przy stałym Δr i różnym α (rys. 10.13 i 10.14). Zgodnie z oczekiwaniami stwierdzono, że zwiększanie gniotu bezwzględnego powoduje wyraźny wzrost składowych F_x i F_z siły walcowania.



Rys. 10.15. Rozkłady siły stycznej F_x zmierzone w procesach WPK z obciskaniem przy: $\alpha = 40^\circ$, $\gamma = 1^\circ$, $d_0 = 17,8$ mm

Stabilność procesu WPK na zimno może być zakłócona w efekcie wystąpienia niekontrolowanego poślizgu lub zerwania walcowanego pręta.

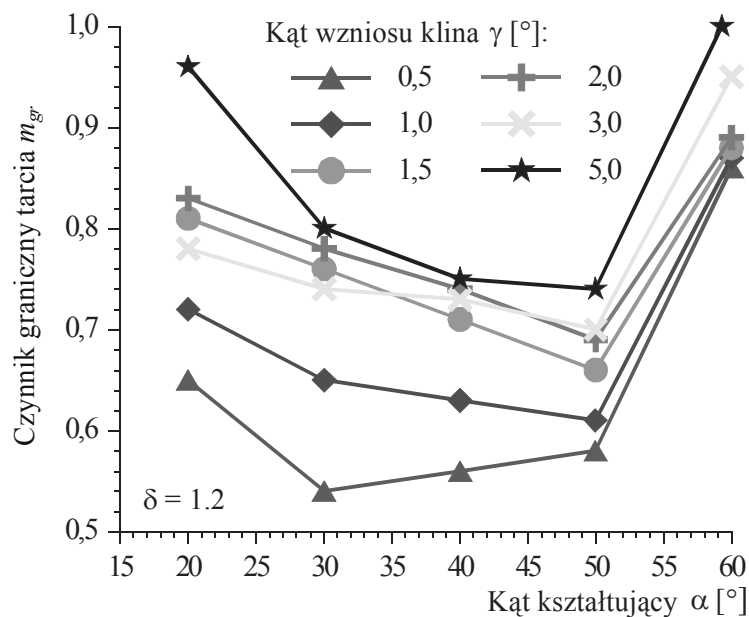


Rys. 10.16. Rozkłady siły rozporowej F_z zmierzone w procesach WPK z obciskaniem przy:
 $\alpha = 40^\circ$, $\gamma = 1^\circ$, $d_0 = 17,8$ mm

Niekontrolowany poślizg występuje wówczas, gdy suma momentów sił sprzyjających obrotowi odkuwki kształtowanej jest mniejsza od sumy momentów sił przeciwnych temu obrotowi. W takim przypadku pręt traci zdolność do wykonywania ruchu obrotowego, a przemieszczające się ruchem posuwistym kliny kształtują dwa oddzielne rowki płaskie. Głównym parametrem decydującym o możliwości wystąpienia poślizgu jest czynnik tarcia m na powierzchni styku kształtowany metal – narzędzie. W celu wyznaczenia wartości minimalnej (granicznej), przy której proces ten będzie przebiegał w sposób stabilny wykonano szereg symulacji numerycznych. W obliczeniach zmieniano parametry narzędzia klinowego (kąt kształtujący α w zakresie 20° ÷ 60° oraz kąt wzniosu klina γ w przedziale $0,5^\circ$ ÷ 5°). Dla każdej pary kątów α i γ obliczenia wielokrotnie powtarzano, zmieniając czynnik tarcia m na powierzchni kontaktu metalu z narzędziem. W efekcie obliczeń wyznaczano prędkość obrotową ω odkuwki oraz kształt jej powierzchni przekroju poprzecznego. Stwierdzono, że zmniejszeniu wartości czynnika tarcia m towarzyszy obniżenie prędkości obrotowej próbki. W efekcie występują trudności w usuwaniu owalizacji przekroju poprzecznego. W skrajnych warunkach próbka traci zdolność do wykonywania ruchu obrotowego, klin ślizga się po jej powierzchni a rowek klinowy kształtowany jest tylko na części obwodu pręta. Graniczną wartość czynnika tarcia m_{gr} , przy której nie występował jeszcze niekontrolowany poślizg określano w sposób arbitralny

(z dokładnością do 0,01) w kolejnych iteracjach obliczeniowych. Analizą numeryczną objęto oba wyodrębnione schematy WPK tj. swobodne oraz z obciskaniem.

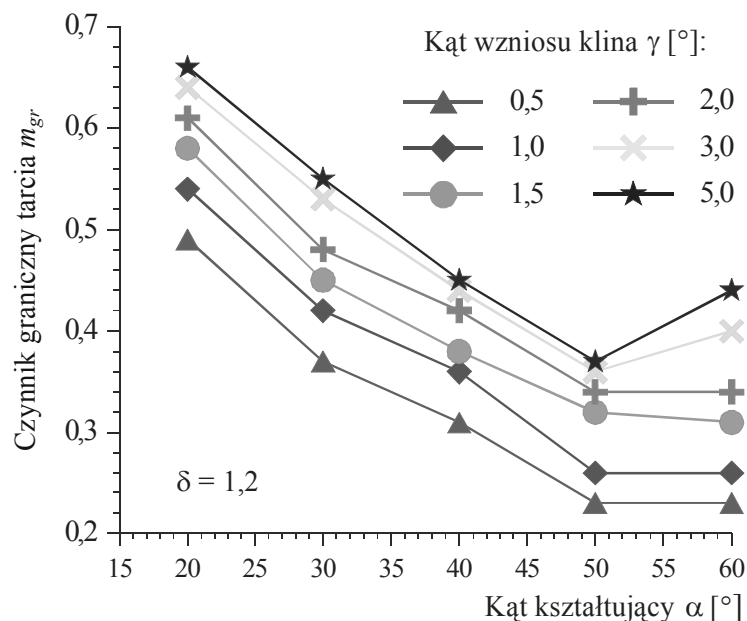
Na rys. 10.17 przedstawiono obliczone numerycznie graniczne wartości czynnika tarcia m_{gr} , w zależności od parametrów kątowych klinów α i γ . Podane zestawienie dotyczy procesu WPK swobodnego. Na podstawie danych zamieszczonych na tym rysunku stwierdza się, że zmniejszanie kąta wzniosu klina γ sprzyja bardziej stabilnemu (ze względu na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu) przebiegowi procesu WPK, któremu towarzyszy jednakże wydłużenie klina. Ponadto zauważa się, że stosowanie kątów kształtujących α w zakresie $30^\circ \div 50^\circ$ również skutkuje zmniejszeniem prawdopodobieństwa wystąpienia omawianego zakłócenia. Należy zauważyć, że trzeba tak dobierać parametry kątowe narzędzia (tj. α i γ) by czynnik tarcia m dla pary trącej metal – narzędzie był większy od odpowiadającej tej parze kątów wartości m_{gr} .



Rys. 10.17. Obliczona MES zależność granicznych wartości czynn timer tarcia od kątów klina (α i γ) w procesie WPK swobodnego, przy $\delta = 1,2$

Znacznie stabilniejszym, pod względem wystąpienia niekontrolowanego poślizgu, jest proces WPK z obciskaniem. Fakt ten jest wynikiem korzystnego działania dodatkowych sił tarcia występujących na powierzchni zewnętrznej pręta (poza strefą kształtowania rowka) i wspomagających jego obracanie. Potwierdzeniem takiego rozumowania są wykresy granicznych wartości czynn timer tarcia (obliczone przy takich samych parametrach kształtowania, jak w omawia-

nym uprzednio WPK swobodnym) przedstawione na rys. 10.18. Na podstawie danych zamieszczonych na tych wykresach stwierdza się, że zmiana schematu WPK spowodowała, iż graniczne wartości czynnika tarcia wymagane do realizacji procesu są mniejsze od wartości występujących w typowych parach trących. Potwierdza to fakt, że podczas prób walcowania rowków na prętach ze stali C45 (przebiegających przy $m = 0,45$) nie stwierdzono ani jednego przypadku wystąpienia zakłócenia w postaci niekontrolowanego poślizgu.



Rys. 10.18. Obliczona MES zależność granicznych wartości czynnika tarcia od kątów klina (α i γ) w procesie WPK z obciskaniem, przy $\delta = 1,2$

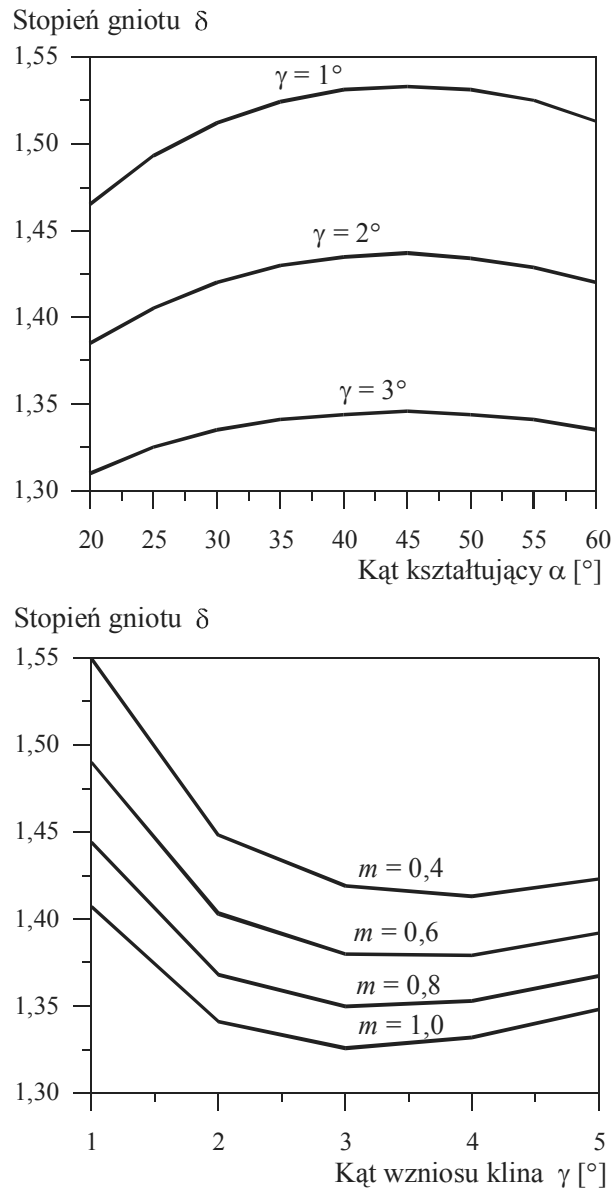
Zerwanie (przewężenie) pręta walcowanego występuje wówczas, gdy naprężenia rozciągające w kierunku osi próbki (wywołane działaniem składowej osiowej siły walcowania) osiągną wartość graniczną, równą granicy wytrzymałości na rozciąganie metalu. Przykład próbki zerwanej w procesie WPK z obciskaniem pokazano na rys. 10.19.

Korzystając z warunku by naprężenia osiowe nie przekroczyły granicy rozdzielczej metalu obliczono graniczne wartości stopni gniotu, w procesie WPK prętów ze stali C45, co przedstawiono na rys. 10.20. Z rysunku tego wynika, iż zwiększanie kąta wzniosu klina γ



Rys. 10.19. Zerwanie próbki walcowanej przy: $\alpha = 40^\circ$, $\gamma = 1^\circ$, $\Delta r = 3,5$ mm, $d_0 = 17,8$ mm

oraz zwiększanie czynnika tarcia m powoduje wyraźny wzrost rozciągających naprężeń osiowych. Natomiast wpływ kąta kształtującego na zerwanie odkuwki jest mniej istotny, przy czym najlepsze warunki kształtowania uzyskuje się dla $\alpha = 45^\circ$.



Rys. 10.20. Wartości maksymalne stopnia gniotu δ , obliczone z warunku na zerwanie pręta ze stali C45, w procesach WPK przebiegających przy: $m = 0,45$ (rys. górny) oraz $\alpha = 45^\circ$ (rys. dolny)

10.3. Badania procesu dzielenia bezodpadowego metalowych prętów okrągłych

10.3.1. Próby stanowiskowe procesu dzielenia bezodpadowego

Badania doświadczalne procesu dzielenia bezodpadowego metalowych prętów okrągłych wykonano wykorzystując walcarkę płaskoklinową LUW-2, znajdującą się na wyposażeniu KKTiTOP Politechniki Lubelskiej. Na potrzeby badań wykonano zestawy narzędziowe o długości 500 mm i szerokości 120 mm, pokazane schematycznie na rys. 10.21. W skład każdego zestawu wchodzi nóż i wkładka gnąca, które mocowane są w oprawie. Zadaniem noża jest odwalcowanie na obwodzie pręta rowka w kształcie litery V. Natomiast wkładki gnące mają powodować przeginięcie obrotowe oddzielanej części pręta o długości l . Na rys. 10.21 wyszczególniono również główne parametry procesu dzielenia bezodpadowego tj.: kąt gięcia θ , kąt kształtujący α oraz gniot bezwzględny Δr . W procesach badawczych stosowano noże o kątach α równych 45° i 60° , wcinających się w pręt na głębokość $\Delta r = 2$ mm. Korzystano również z dwóch kompletów wkładek gnących dla których $\theta = 2^\circ$ i 3° .

Dzieleniu poddawano pręty o średnicy $\varnothing 20$ mm i długości 200 mm. Pręty te wykonane były ze stali w gatunku C45, mosiądzu ołowianego MO59 oraz stopu aluminium EN AW-ALMg4. Na podstawie próby ściskania wyznaczono krzywe płynięcia wymienionych metali, które następnie opisano za pomocą następujących zależności:

- stal C45 – zależność (10.1),
- mosiądz MO59

$$\sigma_p = 682,8 \varepsilon_i^{0,475}, \quad (10.2)$$

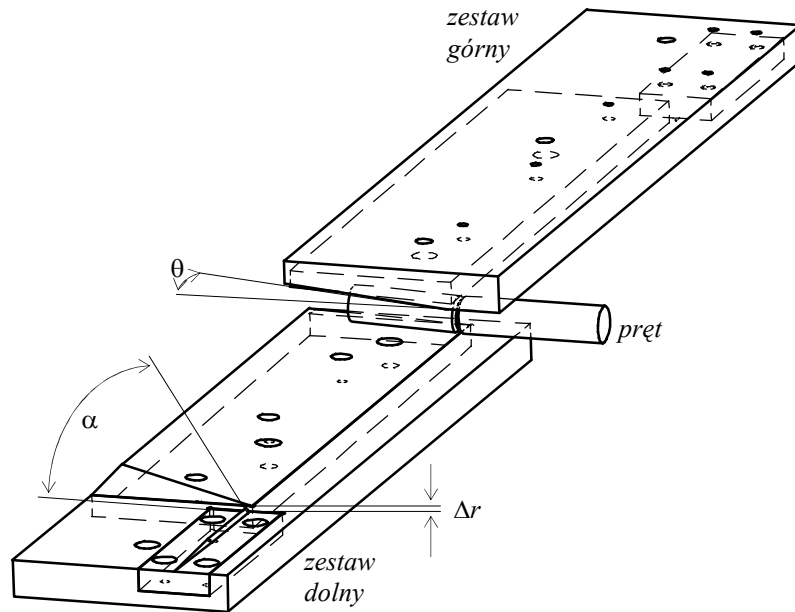
- stop EN AW-ALMg4

$$\sigma_p = 477,7 \varepsilon_i^{0,102}. \quad (10.3)$$

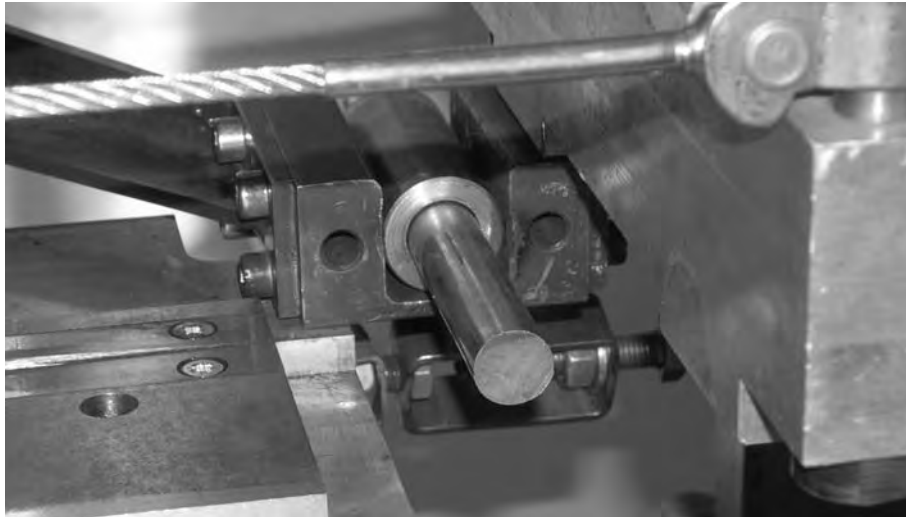
gdzie σ_p – naprężenie uplastyczniające, ε_i – intensywność odkształcenia

Dodatkowo dla pręta ze stali C45 wykonano próbę rozciągania, na podstawie której wyznaczono następujące parametry: wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 697$ MPa, granicę plastyczności $R_e = 439$ MPa, wydłużenie względne $A_{10} = 19,1\%$.

Badania doświadczalne realizowano przy rozstawie narzędzi walcujących wynoszącym 20 mm. Przebieg próby dzielenia był następujący. Próbkę wraz z tuleją centrującą umieszczano w podajniku walcarki – rys. 10.22. Następnie wprowadzono narzędzia w ruch (z prędkością $v=0,13$ m/s) i realizowano proces dzielenia przy zadanych parametrach procesu (θ , α) i gnioście $\Delta r = 2,0$ mm. W przypadku, gdy pręt nie uległ rozdzieleniu usuwano go z pojemnika, wycofywano narzędzia i po ponownym ustawieniu próbki ponawiano proces dzielenia.



Rys. 10.21. Schemat analizowanego procesu dzielenia bezodpadowego, z zaznaczonymi głównymi parametrami



Rys. 10.22. Wsad przygotowany do przeprowadzenia procesu dzielenia bezodpadowego

W efekcie wykonanych prac badawczych potwierdzono prawidłowość opracowanej koncepcji dzielenia metalowych prętów okrągłych – rys. 10.23÷10.25. Stwierdzono, że stosując tę metodę można oddzielać od pręta odcinki o długości minimalnej wynoszącej 1,3 średnicy d_0 pręta.



Rys. 10.23. Odcinki pręta ze stopu EN AW-ALMg4 otrzymane w procesie dzielenia bezodpadowego, realizowanego przy: $\alpha = 45^\circ$, $\theta = 2^\circ$, $\Delta r = 2$ mm (łamanie zachodziło, gdy długość próbki przekraczała 130% wartości jego średnicy)



Rys. 10.24. Odcinki pręta ze stopu MO59 otrzymane w procesie dzielenia bezodpadowego, realizowanego przy: $\alpha = 60^\circ$, $\theta = 2^\circ$, $\Delta r = 2$ mm

Na powierzchni rozdzielenia metalu można wyróżnić dwie charakterystyczne strefy: zewnętrzną (błyszczącą) powstająca w trakcie walcowania V-rowka, oraz wewnętrzną (matową) tworzoną podczas pęknięcia metalu. Ponadto na podstawie wykonanych prób doświadczalnych stwierdzono, że pęknięcie metalu przebiega spiralnie (od zewnątrz ku osi pręta) – rys. 10.25. Przy czym im większa jest wartość kąta gięcia θ tym mniej obrotów pręta (w fazie gięcia) jest potrzebnych do rozdzielenia metalu.

Wykonane badania doświadczalne wykazały również, iż dzielenie metalu jest zdecydowanie uzależnione od jego własności. I tak w przypadku materiału silnie umacniającego się (mosiądz MO59 – rys. 10.24) jego rozdzielenie następuje

bardzo szybko, a powierzchnia podziału (występująca przy zastosowanych parametrach procesu) jest nieregularna i w zasadzie dyskwalifikuje opracowany proces dzielenia. Jednakże można przypuszczać, iż zmniejszenie kąta gięcia θ spowoduje, że dzielenie tego metalu będzie przebiegać w sposób zbliżony do odnotowanego dla innych badanych metali (w szczególności dla stali w gatunku C45).



Rys. 10.25. Odcinki pręta ze stali C45 otrzymane w procesie dzielenia bezodpadowego, realizowanego przy: $\alpha = 45^\circ$, $\Delta r = 2$ mm oraz $\theta = 2^\circ$ (rys. z lewej) oraz $\theta = 3^\circ$ (rys. z prawej)

W efekcie wykonanych badań wykazano, iż szczególnie istotnym parametrem procesu dzielenia jest kąt gięcia θ . Zwiększenie wartości tego kąta w sposób istotny zmniejsza liczbę cykli gięcia niezbędnych do oddzielenia metalu – można to prześledzić analizując powierzchnie rozdzielenia pokazane na rys. 10.25. Natomiast zwiększenie kąta kształtującego α prowadzi do tego, że powierzchnia rozdzielenia jest niemal prostopadła do osi wzdłużnej.

10.3.2. Analiza numeryczna pęknięcia metalu w procesie dzielenia

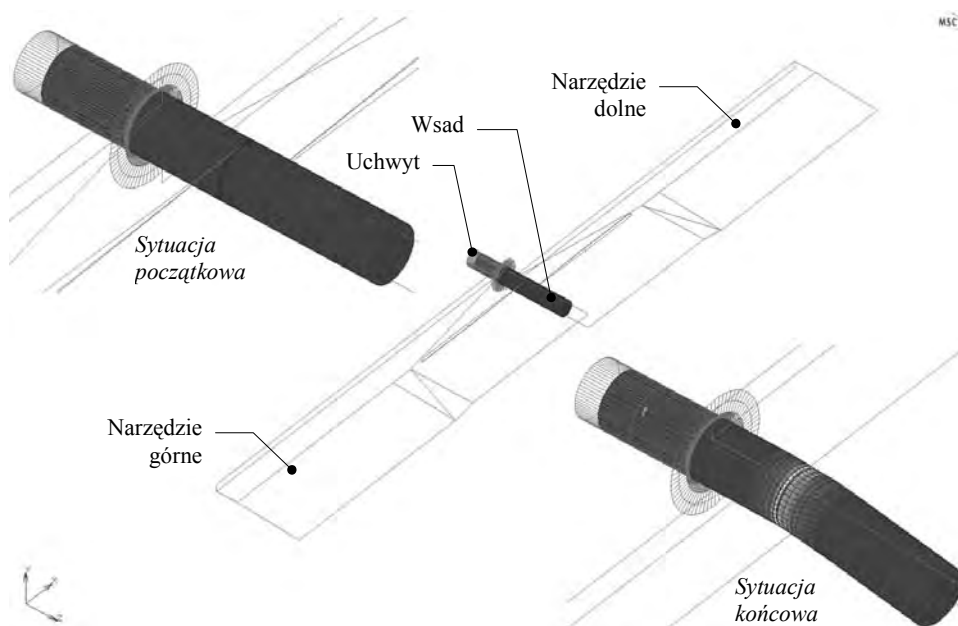
Analizę numeryczną pęknięcia metalu w procesie dzielenia bezodpadowego wykonano korzystając z programu komercyjnego MSC.SuperForm 2005, bazującego na MES. Obliczenia wykonano zakładając, że dzielone są pręty ze stali w gatunku C45. Przyjęto, że model materiałowy kształtowanego metalu określony jest zależnością (10.1). W analizie założono termomechaniczny schemat obliczeń zakładając, że temperatura wsadu i narzędzi równa jest temperaturze otoczenia wynoszącej 20°C . Jednocześnie przyjęto, że współczynnik wymiany ciepła między narzędziami a metalem równy jest $20 \text{ kW/m}^2\text{K}$, a między metalem a otoczeniem $0,2 \text{ kW/m}^2\text{K}$. W symulacji zastosowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, określony czynnikiem tarcia $m = 0,5$.

Analizę numeryczną wykonano przyjmując następujące założenia upraszczające:

- narzędzia zachowują się jak ciała doskonale sztywne,
- zaokrąglenia krawędzi narzędzi są nieistotne w procesie dzielenia i można je pominąć,
- czynnik tarcia na powierzchni styku materiału z narzędziami jest stały i nie ulega zmianie w trakcie procesu.

Po uwzględnieniu w/w uproszczeń opracowano kilkanaście modeli MES procesu dzielenia bezodpadowego, z których jeden pokazano na rys. 10.26. W skład każdego modelu wchodzi pręt ze stali C45 (o średnicy $d_0 = 20$ mm), dwa przemieszczające się przeciwnie z prędkościami $v = 0,1$ m/s zestawy narzędziowe – górny i dolny, oraz uchwyt ustalający pozycję pręta podczas walcowania.

W trakcie obliczeń zmieniono: kąt kształtujący ($\alpha = 45^\circ$; 50° i 60°), kąt gięcia ($\theta = 2^\circ$; 3° i 4°), gniot bezwzględny ($\Delta r = 1,5$ mm; $2,0$ mm i $2,5$ mm) oraz długość walcowania ($l = 20$ mm; 30 mm i $57,5$ mm). Nie stosowano przebudowy siatki elementów modelujących pręt ze względu na zachowanie historii odkształcenia w węzłach.



Rys. 10.26. Model MES procesu dzielenia bezodpadowego przebiegającego przy $\Delta r = 2$ mm, $\alpha = 45^\circ$, $d_0 = 20$ mm oraz $\theta = 3^\circ$

Rozdzielenie kruche

Wpływ stanu naprężenia na pękanie wyraża warunek pękania kruchego opisany następującą zależnością:

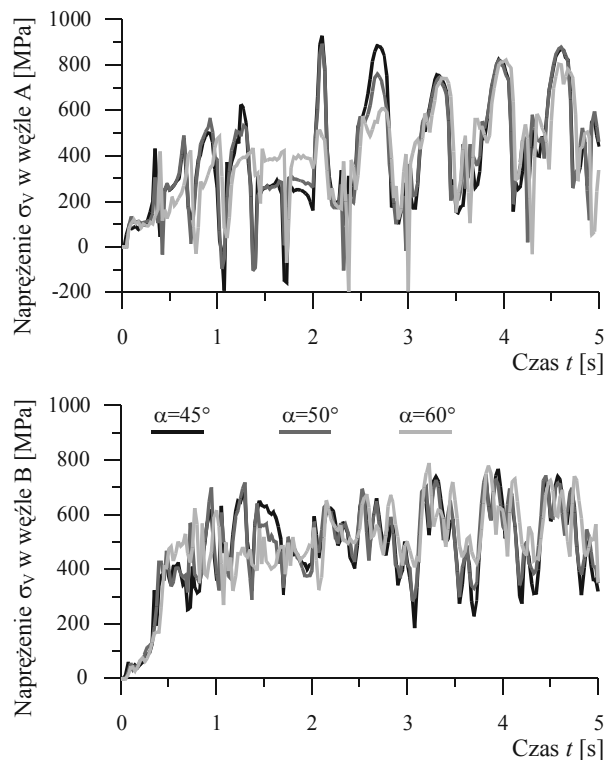
$$\sigma_{zr} = R_m. \quad (10.4)$$

W powyższym równaniu R_m oznacza wytrzymałość rozdzielczą materiału, zaś σ_{zr} – naprężenie zredukowane, które można określić np. na podstawie hipotezy wyężeniowej największego wydłużenia, jako:

$$\sigma_{zr} = \sigma_v = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3), \quad (10.5)$$

gdzie σ_v – naprężenie de Saint-Venanta; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – odpowiednio pierwsze, drugie i trzecie naprężenie główne, ν – współczynnik Poissona.

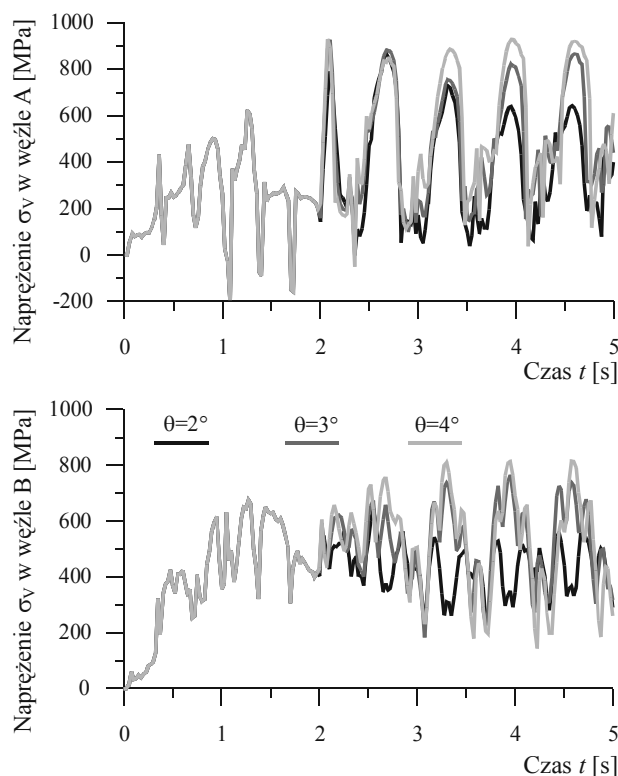
Na podstawie wykonanych obliczeń prześledzono wartości naprężenia zredukowanego w dwóch węzłach A (początkowo oddalony o $r = 7,5$ mm od osi pręta) i B (dla którego $r = 2,5$ mm) położonych w płaszczyźnie kształtowanego przewężenia. Uzyskane rozkłady naprężenia σ_v w funkcji analizowanych parametrów dzielenia (kątów α i θ), gniotu Δr , długości l i czasu t , pokazano na rysunkach 10.27 – 10.30.



Rys. 10.27. Wpływ kąta kształtującego α na naprężenie zredukowane σ_v podczas dzielenia bezodpadowego pręta ze stali C45, przy: $d_0 = 20$ mm, $\Delta r = 2$ mm, $l = 57,5$ mm oraz $\theta = 3^\circ$ – w węzłach A i B

Na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono, że zmiana kąta kształtującego α (rys. 10.27) wywiera wpływ na naprężenie zredukowane σ_v tylko w fazie walcowania V-rowka, tj. dla $t < 2$ s. Natomiast w fazie gięcia obrotowego ($t > 2$ s) rozkłady σ_v obliczane dla kątów $\alpha = 45^\circ$, 50° i 60° praktycznie pokrywają się. Zatem można wnioskować, że wartość kąta α nie wywiera istotnego wpływu na przebieg pęknięcia rozdzielczego metalu.

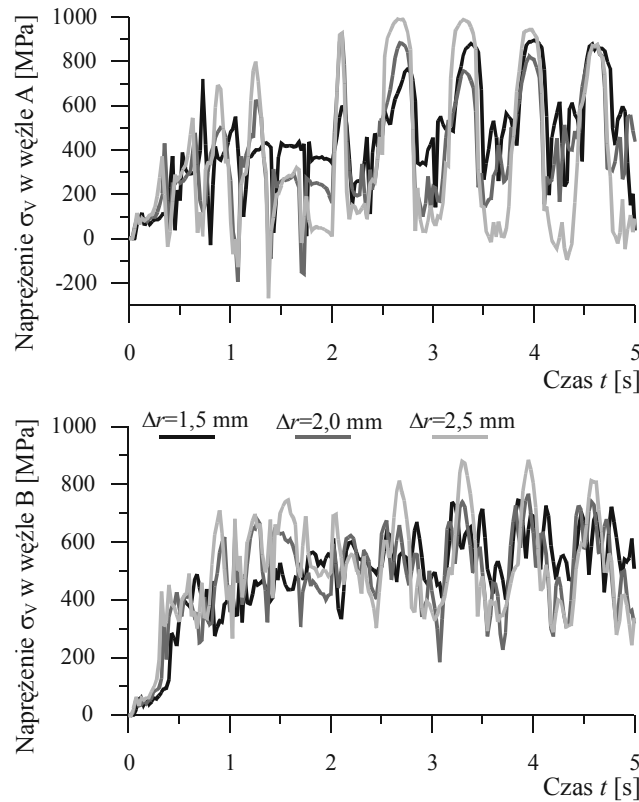
Odnosnie wpływu zastosowanego kąta gięcia θ na naprężenia zredukowane σ_v (rys. 10.28) stwierdzono, że zwiększenie θ wywołuje wyraźny wzrost naprężenia σ_v zarówno w warstwach zewnętrznych (punkt A) jak i zbliżonych do osi (punkt B). Przy czym różnice między wartościami σ_v odnotowanymi dla różnych θ , zwiększają się w kolejnych cyklach gięcia. Oczywiście zmiana tego parametru nie ma żadnego wpływu na naprężenia σ_v odnotowane w fazie walcowania V-rowka.



Rys. 10.28. Wpływ kąta gięcia θ na naprężenie zredukowane σ_v podczas dzielenia bezodpadowego pręta ze stali C45, przy: $d_0 = 20$ mm, $\Delta r = 2$ mm, $l = 57,5$ mm oraz $\alpha = 45^\circ$ – w węzłach A i B

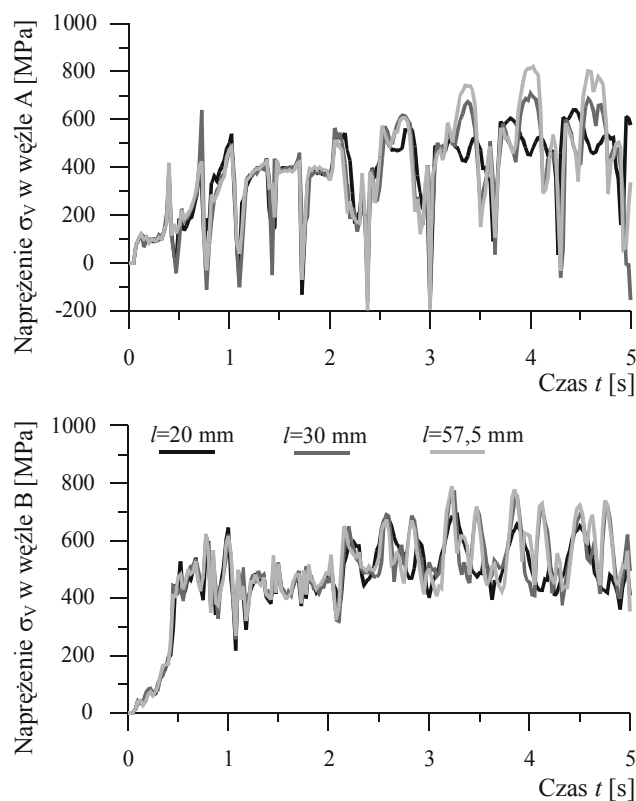
Zwiększenie gniotu bezwzględnego Δr powoduje wyraźny wzrost naprężenia zredukowanego σ_v (rys. 10.29), zarówno w węźle A jak i B. Efekt ten jest wi-

doczny w całym procesie, tj. podczas walcowania V-rowka oraz gięcia obrotowego.



Rys. 10.29. Wpływ gniotu bezwzględnego Δr na naprężenie zredukowane σ_v podczas dzielenia bezodpadowego pręta ze stali C45, przy: $d_0 = 20$ mm, $\theta = 3^\circ$, $l = 57,5$ mm oraz $\alpha = 45^\circ$ – w węzłach A i B

Interesujących informacji dostarcza analiza wykresów pokazanych na rys. 10.30, dotyczących wpływu długości l oddzielanej próbki na naprężenie zredukowane σ_v . Mianowicie skrócenie długości l powoduje zmniejszenie naprężenia σ_v . W przypadku próbki o długości $l = 20$ mm odnotowane naprężenia σ_v (w obu analizowanych punktach) nie osiągnęły wartości wytrzymałości rozdzielczej $R_m = 697$ MPa, otrzymanej w próbie rozciągania. Zatem w tym przypadku metal nie będzie pękał, co potwierdzono w próbach doświadczalnych. Prawdopodobnie dla próbek krótkich ($l < 1,3d_0$) występuje inny schemat odkształcenia, w wyniku którego proces gięcia zastępowany jest przez obrotowe obciskanie z wydłużaniem w kierunku osiowym.



Rys. 10.30. Wpływ długości l oddzielanego odcinka pręta na napężenie zredukowane σ_v podczas dzielenia bezodpadowego pręta ze stali C45, przy: $d_0 = 20$ mm, $\theta = 3^\circ$, $\Delta r = 2$ mm oraz $\alpha = 60^\circ$ – w węzłach A i B

Rozdzielenie plastyczne

W analizie powstawania złomu plastycznego wykorzystano kryterium energetyczne Cockrofta-Lathama, wyrażane zależnością:

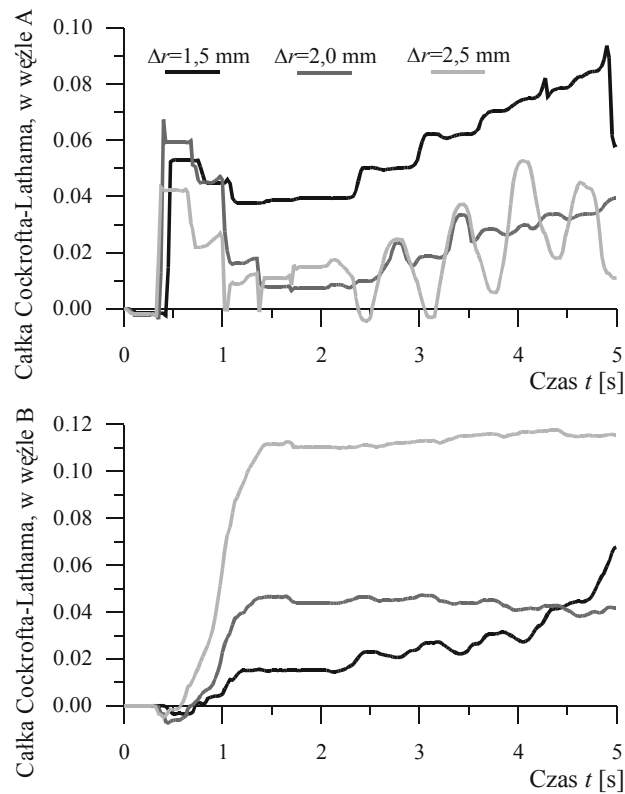
$$\int_0^{\varepsilon^*} \sigma_1 d\varepsilon = C, \quad (10.6)$$

gdzie σ_1 – pierwsze napężenie główne, ε^* – graniczne odkształcenie pęknięcia, ε – intensywność odkształcenia, C – stała materiałowa.

Przeprowadzenie obliczeń wymagało wyznaczenia stałej materiałowej C , określającej moment pęknięcia metalu. W tym celu zastosowano metodę autorską. Polegała ona na zasymulowaniu metodą elementów skończonych procesu rozciągania próbki dziesięciokrotnej, ze stali w gatunku C45. Obliczenia prowadzono do momentu w którym wydłużenie względne osiągnęło wartość 19,1% (w badaniach doświadczalnych przy takim wydłużeniu następowało zerwanie próbek). Następnie prześledzono wartość całki (10.6) w węzłach znajdujących się

w przekroju krytycznym. Uśredniając wyniki dla poszczególnych węzłów wyznaczono poszukiwaną stałą materiałową, która wyniosła $C = 0,69$.

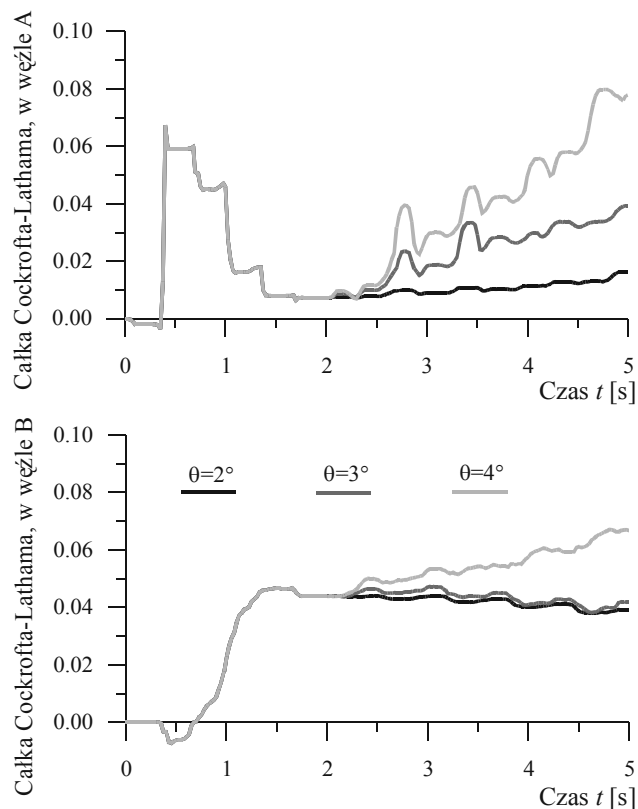
Dla stwierdzenia jak zmienia się wartość całki Cockrofta-Lathama w analizowanym procesie dzielenia wyznaczono jej rozkłady w węzłach A i B, w których analizowano uprzednio wartość naprężenia zredukowanego σ_v . Niektóre z otrzymanych rozkładów zamieszczono na rys. 10.31 – 10.32. Analiza wyników obliczeń wykazała, że w wielu przypadkach wartość całki Cockrofta-Lathama nie tylko nie ulega zwiększeniu w trakcie dzielenia, ale wręcz maleje. Dzieje się tak wówczas gdy σ_1 przyjmuje wartości ujemne. Wtedy zgodnie z równaniem (10.6) wartość całki będzie się zmniejszała. Występujący w tej sytuacji w materiale stan trójosiowego ściskania jest korzystny dla niwelowania powstałych uprzednio mikropęknięć.



Rys. 10.31. Wpływ gniotu bezwzględnego Δr na wartość całki obliczanej według kryterium Cockrofta-Lathama podczas procesu dzielenia bezodpadowego, przy: $\theta = 3^\circ$, $l = 57,5$ mm oraz $\alpha = 45^\circ$ – w węzłach A i B

Odnosnie wartości całki obliczonej dla węzłów A i B stwierdzono, że w żadnym z analizowanych przypadków nie przekroczyła ona granicy równej 0,2.

Zatem w miejscach przekroju poprzecznego pręta, określonych położeniem tych punktów występują warunki niesprzyjające powstawaniu rozdzielania plastycznego metalu.



Rys. 10.32. Wpływ kąta gięcia θ na wartość całki obliczanej według kryterium Cockrofta-Lathama podczas procesu dzielenia bezodpadowego, przy: $\Delta r = 2$ mm, $l = 57,5$ mm oraz $\alpha = 45^\circ$ – w węzłach A i B

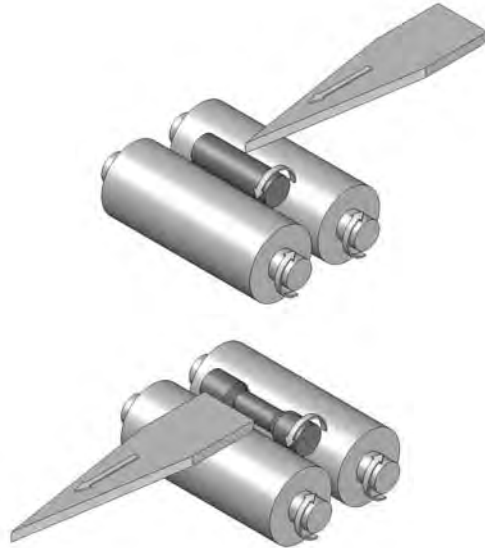
Wpływ kąta kształtującego α , gniotu bezwzględnego Δr (rys. 10.31) oraz długości l oddzielanej części pręta na wartość całki akumulowanej w punktach A i B jest nieregularny (trudny do określenia). Spośród analizowanych parametrów jedynie zwiększenie kąta gięcia θ (rys. 10.32) powoduje wyraźne zwiększenie wartości całki, które występuje w całej fazie gięcia ($t > 2$ s).

11. Walcowanie klinowo-rolkowe (WKR)

Za główną przyczynę nieadekwatnego do stwarzanych możliwości zastosowania przemysłowego procesu WPK uważa się trudności związane z wykonawstwem narzędzi klinowych. Przekładają się one na duże koszty wytworzenia narzędzi co wpływa na fakt, że walcowanie klinowe staje się technologią rentowną w warunkach serii dużych. Dążąc do obniżenia tych kosztów w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej opracowana została koncepcja kształtowania [183], wykorzystującego tylko jeden klin płaski. Metodę tę nazwano walcowaniem klinowo-rolkowym (WKR). Polega ona na kształtowaniu wyrobów typu osiowo-symetrycznych wałków przy użyciu tylko jednego narzędzia klinowego oraz dwóch rolek, których głównym zadaniem jest utrzymywanie wyrobu we właściwej pozycji w trakcie walcowania – rys. 11.1.

W porównaniu do dotychczas stosowanych metod WPK, w których kształtowanie odbywa się za pomocą dwóch lub trzech klinów, walcowanie klinowo-rolkowe odznacza się szeregiem zalet, z których najważniejsze to:

- Mniejsza skłonność do tworzenia pęknięć wewnętrznych w wyrobie walcowanym. Przyjmuje się, że często występujące (głównie w strefie osiowej wyrobu) w procesach WPK pękanie materiału, jest efektem cyklicznego zmieniania się znaku naprężeń, co w konsekwencji doprowadza do utworzenia pęknięcia zmęczeniowego. Zastosowanie trzech narzędzi kształtujących doprowadza do zmiany schematu naprężeń, który jest zbliżony do występującego w procesie kształtowania trzema walcami, gdzie pęknięcia w strefie osiowej praktycznie nie występują.
- Niższe koszty wdrożeniowe. Zasadniczy koszt związany z wdrożeniem nowej technologii WPK stanowi opracowanie i wykonanie klinowych zestawów narzędziowych. Z uwagi na fakt, że w procesie WKR stosuje się tylko jeden płaski klin kształtujący, znacznemu zmniejszeniu ulegają koszty wdrożeniowe tego procesu, w porównaniu do typowych metod WPK. W tej sytuacji stosowanie technologii WKR staje się ekonomicznie uzasadnione już w warunkach produkcji małoseryjnej.
- Ułatwione usuwanie zendry. W trakcie procesu WKR na gorąco zgorzelina opada grawitacyjnie między rolkami i nie pozostaje na powierzchni klina dolnego, jak ma to miejsce w procesach WPK.



Rys. 11.1. Schemat walcowania klinowo-rolkowego

Dodatkową zaletę WKR może stanowić większa wydajność procesu kształtowania. Można ją będzie uzyskać wydłużając skok klina oraz dostawiając kolejne rolki, w sposób zgodny z rys. 11.2. Wydaje się, że wówczas metodą WKR można będzie z powodzeniem kształtować w jednym przejściu kilka a nawet więcej wyrobów. Jednakże realizacja takiego wariantu walcowania wymagać będzie rozwiązania problemów związanych przede wszystkim z podawaniem wstępniaków i odbiorem walcówek.

Proces walcowania klinowo-rolkowego został wyczerpująco przebadany przez autora książki. Szczegółowe omówienie tego tematu znaleźć można w następujących opracowaniach [157, 165, 175, 182].



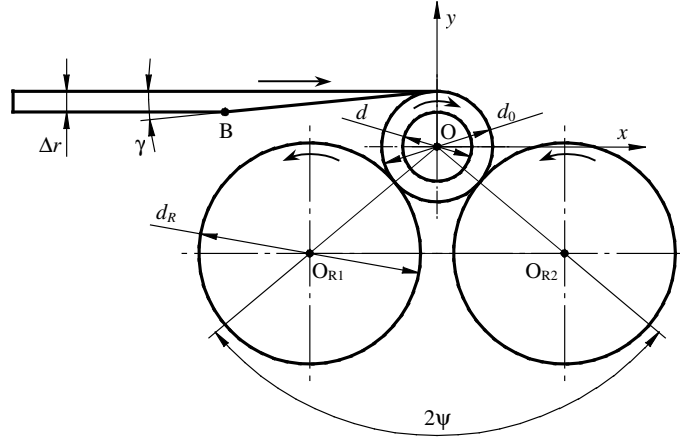
Rys. 11.2. Walcowanie klinowo-rolkowe pięciu wyrobów jednocześnie

11.1. Uwarunkowania geometryczne procesu WKR

Proces walcowania klinowo-rolkowego można uznać za odmianę WPK, w której wykorzystuje się tylko jeden klin narzędziowy (określony

jednoznacznie przez kąty: kształtujący α i rozwarcia klina β). Zatem podobnie jak podczas WPK do określania odkształcenia w procesie WKR można stosować stopień gniotu δ , zdefiniowany zależnością (2.6).

Na rys. 11.3 pokazano schemat WKR realizowanego z wykorzystaniem rolek gładkich. Analizując ten schemat łatwo jest zauważyć, że w takim procesie WKR występują ograniczenia w geometrii rolek. Przyjmijmy, że średnica zewnętrzna rolek równa się d_R oraz, że są one rozmieszczone symetrycznie względem płaszczyzny przechodzącej przez oś odkuwki i jednocześnie prostopadłej do płaszczyzny przechodzącej przez osie rolek. W takiej sytuacji położenie rolek będzie określał kąt rozstawu rolki ψ , zdefiniowany zgodnie z rysunkiem 11.3. Dla ułatwienia dalszych obliczeń wprowadźmy dodatkowo współczynnik ξ_R , określający stosunek średnicy rolki d_R do średnicy wsadu d_0 :



Rys. 11.3. Schemat procesu WKR na rolkach gładkich

$$\xi_R = \frac{d_R}{d_0}. \quad (11.1)$$

Przyjmując środek układu współrzędnych w osi odkuwki, rozpatrując $\Delta O O_{R1} O_{R2}$ (powstały po połączeniu środków odkuwki i rolek) można zapisać następujący warunek graniczny:

$$\sin \psi_{\min} = \frac{d_R}{d_0 + d_R}. \quad (11.2)$$

Powyższe równanie określa minimalną wartość kąta ψ , wynikającą z warunku zetknięcia się rolek. Po przekształceniach uzyskuje się ostateczną postać zależności na $\psi_{\min}$ w postaci:

$$\psi_{\min} = \arcsin \frac{\xi_R}{1 + \xi_R}. \quad (11.3)$$

Równocześnie wartość kąta ψ jest ograniczona od góry, ze względu na zetknięcie się rolki z powierzchnią kalibrującą klina. Warunek dotyczący momentu, w którym wystąpi taka sytuacja można opisać następującym równaniem:

$$y_B = y_{O_{RI}} + \frac{d_R}{2}, \quad (11.4)$$

w którym przez y_B i $y_{O_{RI}}$ oznaczono odpowiednio położenie pionowe powierzchni kalibrującej klina oraz środka rolki. Ponieważ:

$$y_B = \frac{d}{2}, \quad (11.5)$$

$$y_{O_{RI}} = -\frac{d_0 + d_R}{2} \cos \psi_{\max}, \quad (11.6)$$

to po przekształceniach oraz po uwzględnieniu (11.1) uzyskuje się zależność na maksymalną wartość kąta rozstawu rolki $\psi_{\max}$:

$$\psi_{\max} = \arccos \frac{\xi_R - \frac{1}{\delta}}{1 + \xi_R}. \quad (11.7)$$

Z powyższego wzoru wynika, że maksymalnie dopuszczalna wartość kąta $\psi_{\max}$ zależy nie tylko od współczynnika ξ_R ale również od zastosowanego stopnia gniotu δ .

W przypadku zastosowania schematu walcowania, w którym wykorzystuje się rolki profilowe (rys. 11.4) podczas kształtowania występuje dodatkowe przesunięcie Δy odkuwki w kierunku pionowym. Jest ono następstwem jej wciskania w występy rolek, odwzorowujących kształt walcowanego przewężenia. Sytuacja taka wymusza zmianę warunku ograniczającego wartość maksymalną kąta rozstawu rolki $\psi_{\max}$ (kąt $\psi_{\min}$ jest taki sam jak w przypadku, gdy stosuje się rolki gładkie). Mianowicie, kąt $\psi_{\max}$ oblicza się rozpatrując sytuację z końca procesu WKR, gdy środek układu współrzędnych znajduje się w punkcie najniższym O_{II} . Wówczas warunek określający sytuację, gdy następuje zetknięcie się rolki z klinem (w punkcie B) opisuje równanie:

$$\frac{d}{2} = -\frac{d + d_R}{2} \cos \psi_{\max} + \frac{d_R}{2}. \quad (11.8)$$

Z powyższego warunku po przekształceniach oraz po uwzględnieniu, że $d = d_0/\delta$ uzyskuje się ostateczną zależność na $\psi_{\max}$ (dla WKR na rolkach profilowych):

$$\psi_{\max} = \arccos \frac{\xi_R \delta - 1}{1 + \xi_R \delta}. \quad (11.9)$$

Z praktycznego punktu widzenia istotne jest określenie maksymalnego stopnia gniotu $\delta_{\max}$ jaki można uzyskać przy przyjętym rozwiązaniu konstrukcyjnym rolek (określonym przez d_R i ψ). Wartość parametru $\delta_{\max}$ wyznacza się – z warunku granicznego określającego moment, w którym nastąpi zetknięcie się

rolek z klinem – oddzielnie dla WKR na rolkach gładkich i profilowych. Po obliczeniach uzyskuje się dla:

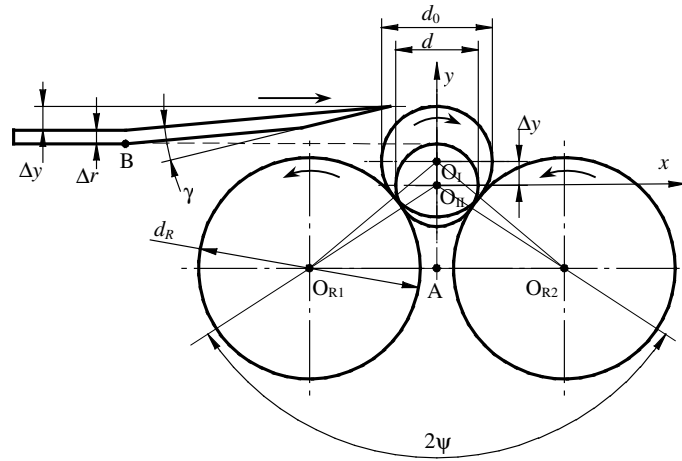
- WKR na rolkach gładkich:

$$\delta_{\max} = \frac{1}{\xi_R - (1 + \xi_R) \cos \psi}; \quad (11.10)$$

- WKR na rolkach profilowych:

$$\delta_{\max} = \frac{1}{\xi_R} \cdot \frac{1 + \cos \psi}{1 - \cos \psi}. \quad (11.11)$$

Przy $\delta_{\max}$ obliczanych z zależności (11.11) należy przyjmować wartość kąta ψ z końca procesu walcowania, gdy jest ona największa.



Rys. 11.4. Schemat procesu WKR na rolkach profilowych

Dla prawidłowego zaprojektowania procesu WKR na rolkach profilowych konieczna jest znajomość przemieszczenia Δy odkuwki w trakcie procesu walcowania. Bowiemy o wartość Δy należy obniżyć wszystkie powierzchnie kłosa, w sposób pokazany na rys. 11.4. Przesunięcie Δy wyznacza się, rozpatrując sytuację początkową ($\Delta O_I O_{R1} A$) i końcową ($\Delta O_{II} O_{R1} A$) walcowania – rys. 11.4, z równania:

$$\Delta y = \overline{O_I O_{II}} = \overline{O_I A} - \overline{O_{II} A}. \quad (11.12)$$

Przyjmując, że znana jest wartość końcowa kąta ψ (przyjęta podczas projektowania narzędzi) z $\Delta O_{II} O_{R1} A$ uzyskuje się:

$$\overline{O_{II} A} = \frac{d_R + d}{2} \cos \psi. \quad (11.13)$$

Natomiast rozpatrując $\Delta O_I O_{R1} A$ można zapisać, że:

$$(\overline{O_I A})^2 = \left(\frac{d_R + d_0}{2} \right)^2 - (\overline{O_{RI} A})^2. \quad (11.14)$$

Po uwzględnieniu, że

$$\overline{O_{RI} A} = \frac{d_R + d}{2} \sin \psi \quad (11.15)$$

po przekształceniach otrzymuje się ostateczną zależność na przemieszczenie Δy :

$$\Delta y = \frac{1}{2} \left[\sqrt{(d_R + d_0)^2 - (d_R + d)^2 \sin^2 \psi} - (d_R + d) \cos \psi \right]. \quad (11.16)$$

11.2. Odmiany procesu WKR

Dla określenia wpływu kształtu klina i rolek na przebieg procesu WKR wykonano szereg analiz [157], w których rozważano możliwość walcowania odkuwki z wykorzystaniem rolek gładkich (o jednakowej średnicy zewnętrznej) oraz profilowych (posiadających występ zewnętrzny o kształcie odpowiadającym kształtowanemu przewężeniu). W przypadku rolek gładkich walcowanie może być zrealizowane za pomocą klinów typowych, stosowanych w obecnie znanych technologiach WPK narzędziami płaskimi. Natomiast, zgodnie z analizą poczynioną w podrozdziale poprzednim wówczas, gdy wykorzystuje się rolki profilowe kształt klinów jest odmienny od obecnie stosowanych. Mianowicie w trakcie kształtowania na rolkach profilowych odkuwka jest wciskana w występy rolek i przemieszcza się w kierunku pionowym. Zmiana położenia wyrobu wymusza obniżenie (pionowe) powierzchni kształtujących, w taki sposób by na całej długości klina utrzymany był jego kontakt z materiałem kształtowanym.

Uwzględniając powyższe uwagi stwierdzono, że proces kształtowania odkuwki metodą WKR może być przeprowadzony według sześciu schematów. Poniżej podaje się syntetyczny opis wyróżnionych schematów WKR.

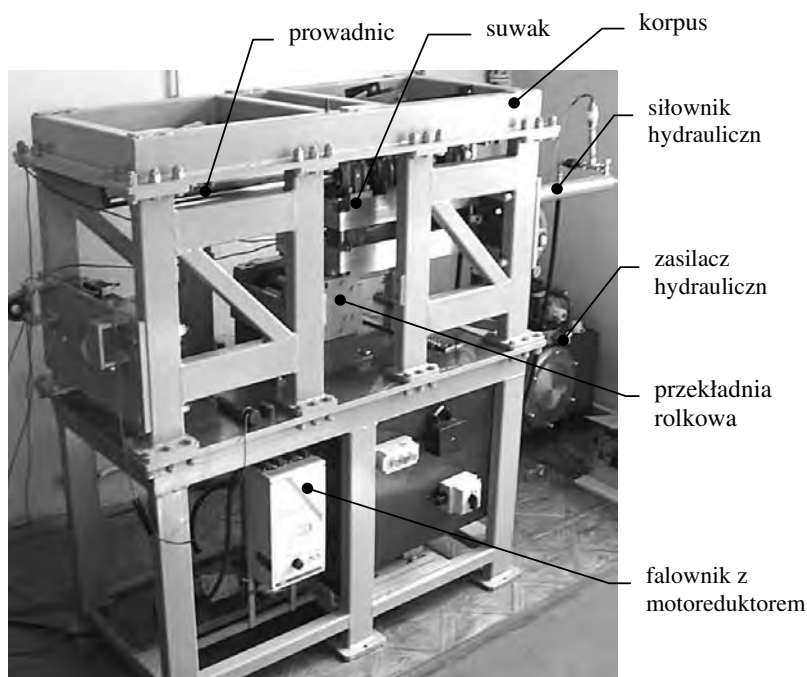
- Schemat 1. Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach gładkich klinem, którego konstrukcja zapewnia kontakt narzędzia z materiałem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia. Rolki stykają się z walcowanym wyrobem na powierzchni zewnętrznej (o średnicy równej średnicy zastosowanego wsadu) poza strefą kształtowania.
- Schemat 2. W procesie tym stosuje się klin, którego konstrukcja zapewnia kontakt z kształtowanym wyrobem na całej jego długości. Rolki prowadzące, identycznie jak w przypadku poprzednim, stykają się z wałkiem wyłącznie poza strefą kształtowania.
- Schemat 3. W tym procesie WKR zarówno klin kształtujący jak i rolki profilowe stykają się podczas walcowania z wyrobem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia. Zewnętrzne stopnie wałka są wyluzowane i w ogóle nie kontaktują się z narzędziami.

- Schemat 4. W tym przypadku WKR klin kształtujący styka się z walcowanym wyrobem na całej jego długości. Natomiast rolki prowadzące, których kształt jest identyczny jak w schemacie 3 zabezpieczają kontakt materiału z narzędziem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia.
- Schemat 5. W procesie WKR przebiegającym wg tego schematu stosuje się klin, identyczny jak w przypadku 3, zabezpieczający kontakt materiał – narzędzie wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia. Natomiast konstrukcja rolek zapewnia (po całkowitym wciśnięciu materiału w występy rolek) oddziaływanie na kształtowany wyrób na całej jego długości.
- Schemat 6. W tym przypadku kształtowania stosuje się klin ze schematu 4 oraz rolki ze schematu 5. Taki układ narzędzi zapewnia ich korzystne oddziaływanie na walcowany wyrób (z trzech stron) na całej jego długości.

11.3. Badania doświadczalne procesu WKR

11.3.1. Stanowisko badawcze

Do wykonania badań doświadczalnych zastosowano specjalnie w tym celu zaprojektowaną i zbudowaną walcarkę laboratoryjną – rys. 11.5. Agregat ten



Rys. 11.5. Stanowisko laboratoryjne do walcowania klinowo-rolkowego

składa się z korpusu, suwaka górnego, przekładni rolkowej oraz układu napędowego.

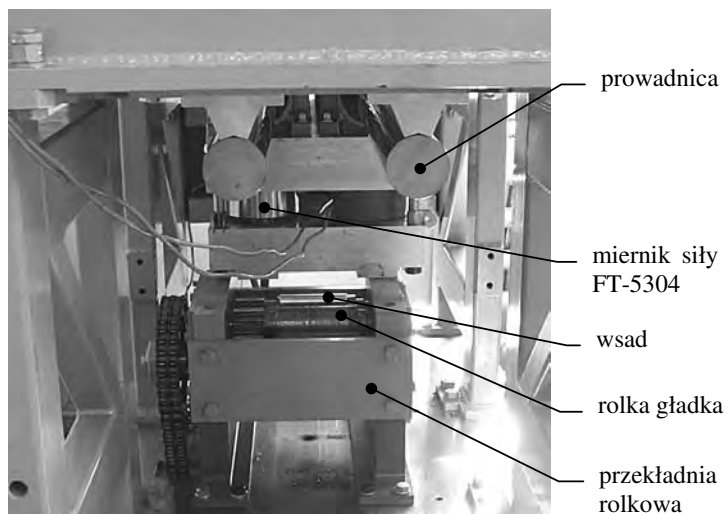
Korpus walcarki wykonany został jako konstrukcja spawano-skręcana, składająca się z dwóch płyt, wzmocnionych rurami prostokątnymi. Płyty połączone są ze sobą za pomocą czterech podwójnych łączników, przenoszących siły rozporowe podczas walcowania. Do płyty górnej przytwierdzone są prowadnice z wałkami. Po wałkach tych przemieszcza się napędzany hydraulicznie suwak górny, ułożyskowany przy pomocy ośmiu łożysk. Łożyska te przykręcone są śrubami do górnej płyty suwaka, która śrubami łącznikowymi połączona jest z płytą dolną. W płycie dolnej mocowany jest klinowy segment narzędziowy. Z kolei na płycie dolnej korpusu mocowana jest przekładnia rolkowa, która napędzana jest przez przekładnię łańcuchową.

Przekładnia rolkowa, tak jak i cała walcarka została zaprojektowana w ten sposób by umożliwiać realizację procesów WKR przy siłach dochodzących do 200 kN. Przeniesienie tak dużych obciążeń wymagało zastosowania w przekładni trzech dodatkowych przeciwolek, podpierających rolki robocze. Korpus przekładni wykonano jako dzielony przez co ułatwiono wymianę rolek, która w tej sytuacji nie wymaga demontażu całej przekładni.

Układ napędowy suwaka walcarki stanowi układ hydrauliczny, składający się z zasilacza hydraulicznego (napędzanego silnikiem elektrycznym o mocy 11 kW) oraz z siłownika hydraulicznego (o skoku 630 mm). Przy ciśnieniu maksymalnym równym 20 MPa, można uzyskać na siłowniku siłę 39 kN. Natomiast prędkość liniowa suwaka może być regulowana w zakresie do 0,26 m/s. Napęd przekładni rolkowej realizowany jest niezależnie od silnika elektrycznego o mocy 4 kW, przez przekładnię ślimakową oraz łańcuchową. Dzięki zastosowaniu falownika umożliwiono płynną regulację prędkości obrotowej przekładni rolkowej (w zakresie do 36 obr./min.) oraz zmianę kierunku obrotów rolek.

Walcarkę wyposażono w specjalny cyfrowy układ pomiarowy umożliwiający rejestrację podstawowych parametrów siłowych i kinematycznych procesu WKR. Do pomiaru siły rozporowej wykorzystano dwa mierniki siły FT-5304 (rys. 11.6), umieszczone pomiędzy płytami suwaka górnego. Natomiast do wyznaczenia siły wciskającej klin F_x zastosowano dwa przetworniki ciśnienia, zainstalowane na siłowniku hydraulicznym. Oprócz sił, stosując opracowany układ pomiarowy, w trakcie procesu WKR można rejestrować prędkość liniową suwaka oraz prędkość obrotową odkuwki walcowanej. Pomiary wszystkich parametrów zostały zsynchronizowane w czasie, a ich rejestracja wyzwana jest przesunięciem suwaka walcarki o 1 mm.

Cechą charakterystyczną walcarki jest jej łatwe przezbrowanie w urządzenie umożliwiające realizację procesu WPK, wg schematu z dwoma napędzanymi klinami płaskimi (rys. 1.21). Zakres prac, które należy wykonać w ramach przebudowy obejmuje demontaż przekładni rolkowej, w miejsce której na płycie



Rys. 11.6. Umieszczenie mierników służących do pomiaru siły rozporowej

dolnej korpusu mocuje się prowadnice z wałkami, po których przemieszcza się dolny suwak narzędziowy (napędzany drugim siłownikiem hydraulicznym). Dla zsynchronizowania ruchu obu suwaków, poruszających się w kierunkach przeciwnych, w walcu instaluje się specjalny linowy układ sprzęgający. Ostatnią istotną zmianą w stanowisku jest instalacja podajnika, którego zadaniem jest ustalanie pozycji odkuwki podczas procesu walcowania.

11.3.2. Narzędzia stosowane w badaniach doświadczalnych

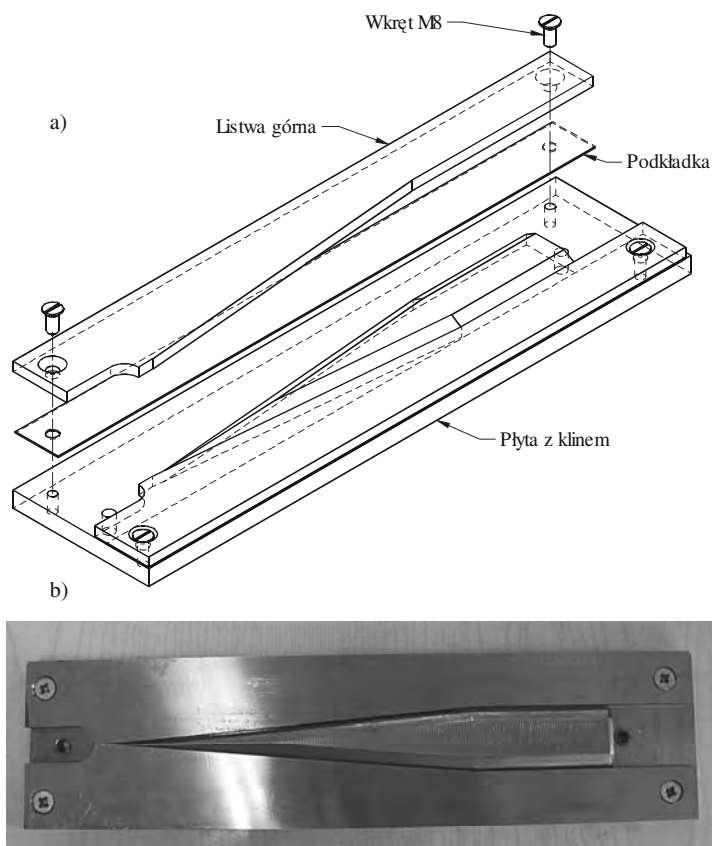
W badaniach doświadczalnych procesu WKR realizowanego wg schematu 1 (patrz podrozdział 11.2) zastosowano trzy segmenty klinowe. Narzędzia te różniły się między sobą wartością kąta rozwarcia klina β , decydującą w sposób pośredni o pozostałych parametrach klina. W tablicy 11.1 zestawiono ważniejsze parametry tych narzędzi. Natomiast na rys. 11.7 zamieszczono fotografię klina określonego kątem $\beta = 7^\circ$. W badaniach tych stosowano rolki gładkie, które są dobrze widoczne na rys. 11.6, przedstawiającym między innymi przekładnię rolkową.

WKR na rolkach gładkich realizowane wg schematu 2 wymaga stosowania klina kształtującego, który oddziałuje na



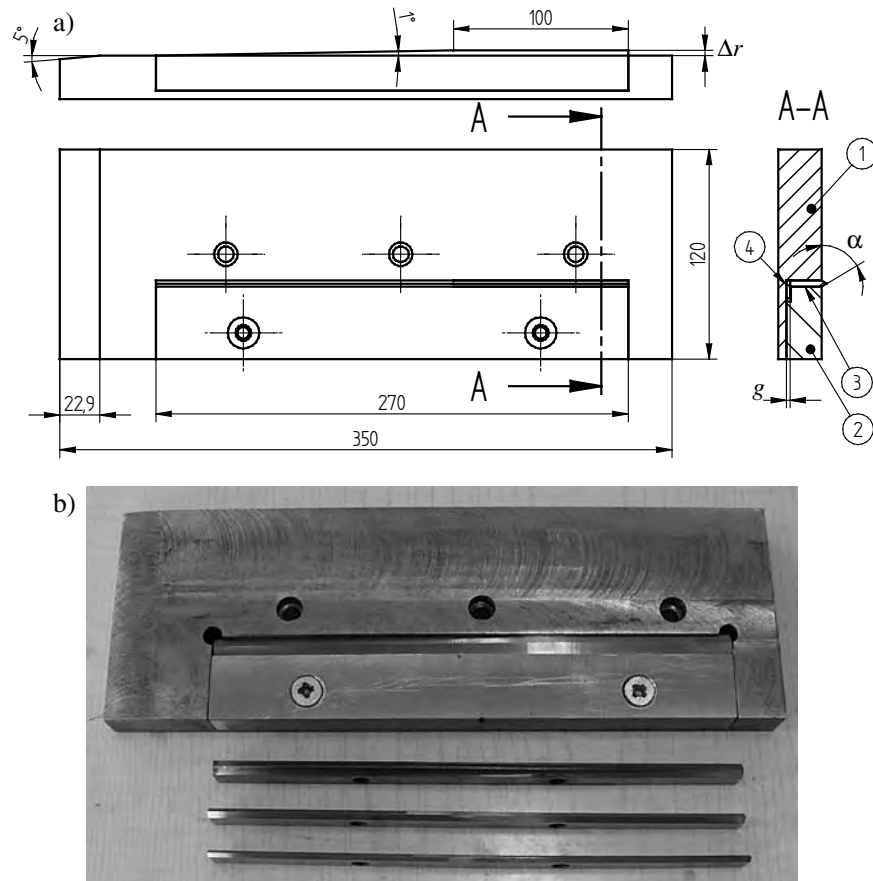
Rys. 11.7. Segment klinowy o kącie rozwarcia klina 7° , zastosowany w badaniach WKR na rolkach gładkich

walcowaną odkuwkę również poza strefą kształtowanego przewężenia. Narzędzia spełniające powyższe wymaganie otrzymano montując na klinach wykorzystywanych w badaniach WKR wg schematu 1 specjalne listwy, w sposób zgodny z rysunkiem 11.8a. Dodatkowo dzięki zastosowaniu wymiennych podkładek (umieszczanych pod listwami) uzyskano możliwość regulacji położenia listew, czyniąc narzędzie uniwersalnym do walcowania wsadów o różnych średnicach. Zmontowany zestaw narzędziowy, przygotowany do WKR wg schematu 2, pokazano na rys. 11.8b.



Rys. 11.8. Klinowy zestaw narzędziowy stosowany w badaniach WKR wg schematu 2:
a) budowa narzędzia; b) klin przygotowany do walcowania

W ramach badań procesu WKR wykonano również próby kształtowania na zimno, realizowane w oparciu o walcarkę laboratoryjną LUW-2. Na potrzeby badań opracowano specjalny zestaw narzędziowy – pokazany na rys. 11.9. Główny element zestawu stanowi oprawa, w której montowane są wymienne kliny (noże), różniące się między sobą wartością kąta kształtującego α (stoso-



Rys. 11.9. Narzędzia wykorzystane w badaniach doświadczalnych WKR na zimno: a) schemat zestawu: 1 – oprawa, 2 – docisk, 3 – klin, 4 – podkładka; b) fotografia zestawu wraz z wymiennymi klinami

wano $\alpha = 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$ i 60°). Dodatkowo dzięki zastosowaniu podkładek o grubości g , umieszczanych pod klinami, uzyskano możliwość regulacji gniotu bezwzględnego Δr (rys. 11.9). W badaniach stosowano następujące grubości g : $0,0$ mm (brak podkładki), $0,7$ mm, $1,4$ mm i $1,9$ mm, którym odpowiadały gnioły Δr : $1,0$ mm, $1,7$ mm, $2,4$ mm i $2,9$ mm. Całość konstrukcji narzędzi uzupełniał docisk, który oprócz stabilizacji klina zapewniał również kontakt narzędzia z próbką poza strefą kształtowanego przewężenia.

W celu sprawdzenia wszystkich czterech schematów WKR (patrz rozdział 11.2) realizowanych w oparciu o rolki profilowe w badaniach wykorzystano dwa zestawy rolek oraz sześć klinów kształtujących. Parametry klinów, z których

niektóre pokazano na rys. 11.10, zestawiono w tablicy 11.2. Natomiast na rys. 11.11 pokazano jedną z wykorzystywanych w badaniach rolek profilowych oraz wyspecyfikowano ważniejsze parametry tego narzędzia.

Tab. 11.1.

Ważniejsze parametry klinów zastosowanych w badaniach WKR na rolkach gładkich

Lp.	β [°]	γ [°]	L_{klin} [mm]	L_{kal} [mm]	L [mm]
1.	5,00	2,88	241,86	100,00	480,00
2.	7,00	4,02	172,34	100,00	380,00
3.	9,00	5,16	133,60	100,00	380,00

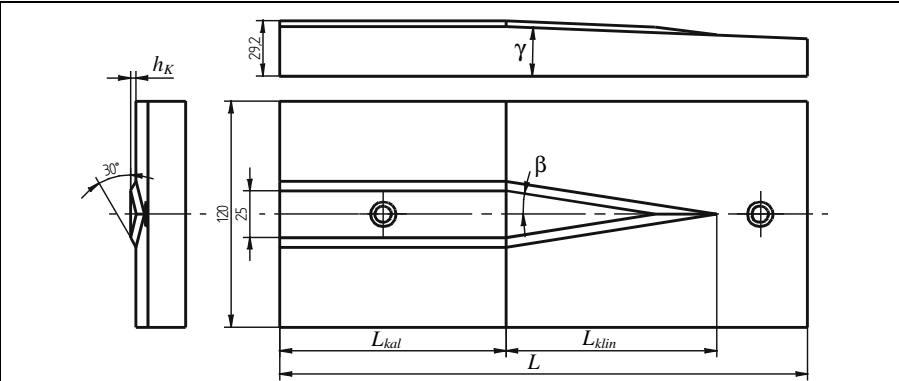


Rys. 11.10. Niektóre z klinów stosowanych w badaniach eksperymentalnych procesu WKR na rolkach profilowych

Tab. 11.2.

Ważniejsze parametry klinów zastosowanych w badaniach WKR na rolkach profilowych

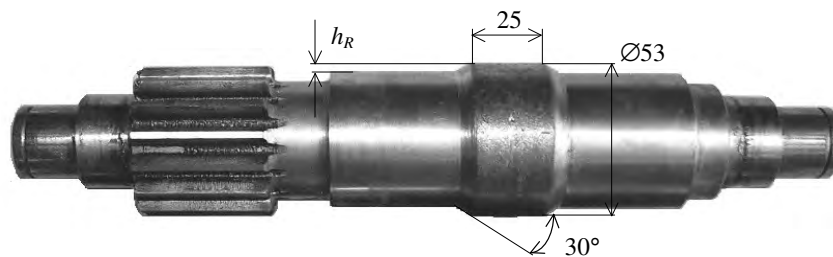
Lp.	β [°]	γ [°]	H_k [mm]	L_{klin} [mm]	L_{kal} [mm]	L [mm]
1.	5,00	1,26	3,00	202,00	120,00	380,00
2.	7,00	1,76	3,00	144,20	180,00	380,00
3.	9,00	2,27	3,00	111,80	120,00	280,00
4.	5,00	1,26	5,00	241,59	120,00	380,00
5.	7,00	1,76	5,00	172,41	180,00	380,00
6.	9,00	2,27	5,00	133,67	120,00	280,00



11.3.3. Wyniki uzyskane z badań doświadczalnych

Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach gładkich

W ramach prac badawczych na stanowisku laboratoryjnym do WKR przewidziano wykonanie prób kształtowania na rolkach gładkich, prowadzonych zarówno w warunkach obróbki plastycznej na gorąco jak i na zimno.



Rys. 11.11. Widok rolki profilowej wykorzystywanej w badaniach doświadczalnych, gdzie $h_R = 3 \text{ mm}$ lub 6 mm

W próbach WKR na gorąco zastosowano materiał modelowy – ołów w gatunku Pb1. Metal ten [155], dobrze oddaje zachowanie stali kształtowanej przy temperaturze 1000÷1200°C. Natomiast prowadzenie eksperymentu w temperaturze pokojowej umożliwia wykonanie takich czynności z próbkami, które byłyby utrudnione (bądź wręcz niemożliwe) w przypadku walcowania na gorąco odkuwek ze stali. Przykładowo, w procesach WKR, w których stosowano próbki z ołowiu uzyskano możliwość wyznaczenia prędkości obrotowej odkuwki podczas kształtowania.

Ze względu na to, że konstrukcja zastosowanej walcarki nie daje możliwości zmiany odległości między klinem a rolkami, regulacji wielkości odkształceń dokonywano stosując wsady o różnych średnicach. W ten sposób zachowując stałą odległość klina od rolek uzyskiwano, że procesy WKR realizowane były przy różnych stopniach gniotu δ . W badaniach doświadczalnych wykorzystano próbki o następujących średnicach zewnętrznych: $\varnothing 26,4$ mm, $\varnothing 25,8$ mm, $\varnothing 24,7$ mm i $\varnothing 24,0$ mm (długość próbek była jednakowa i wynosiła ~80 mm). W tablicy 11.3 podano przyjęte w badaniach podstawowe parametry procesu WKR na rolkach gładkich (kładąc nacisk na te parametry, które ulegały zmianie w zależności od średnicy zastosowanego wsadu).

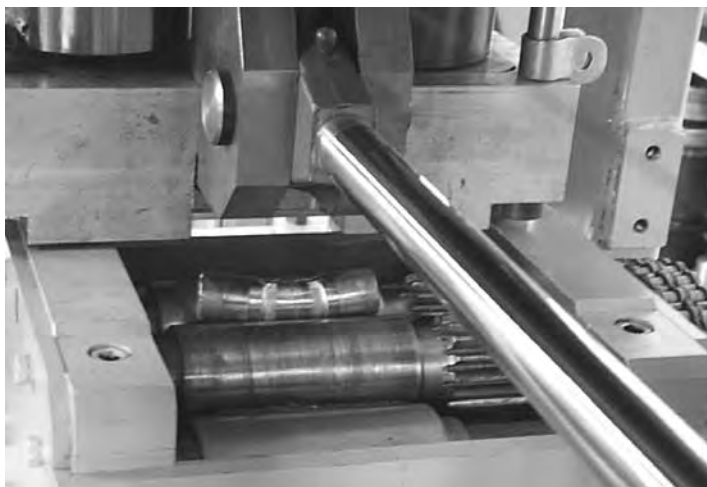
Tab. 11.3.

Parametry procesów WKR na rolkach gładkich, przyjęte w badaniach doświadczalnych

Lp.	d_0 [mm]	Δr [mm]	δ	Schemat WKR
1.	26,4	5,0	1,61	
2.	25,8	4,0	1,45	
3.	24,7	3,0	1,32	
4.	24,0	2,0	1,20	

W badaniach doświadczalnych procesu WKR realizowanego wg schematu 1 zastosowano trzy segmenty klinowe. Narzędzia te różniły się między sobą wartością kąta rozwarcia klina β , decydującą w sposób pośredni o pozostałych parametrach klina. W tablicy 11.1 zestawiono ważniejsze parametry tych narzędzi.

Badania doświadczalne WKR realizowano wg następującego schematu. Próbkę umieszczano na rolkach walcarki. Następnie w specjalne wybranie (znacznik), wykonane w osi próbki, wprowadzano sondę połączoną z miernikiem przemieszczenia kąтового (o rozdzielczości 0,144°) umożliwiającą wy-



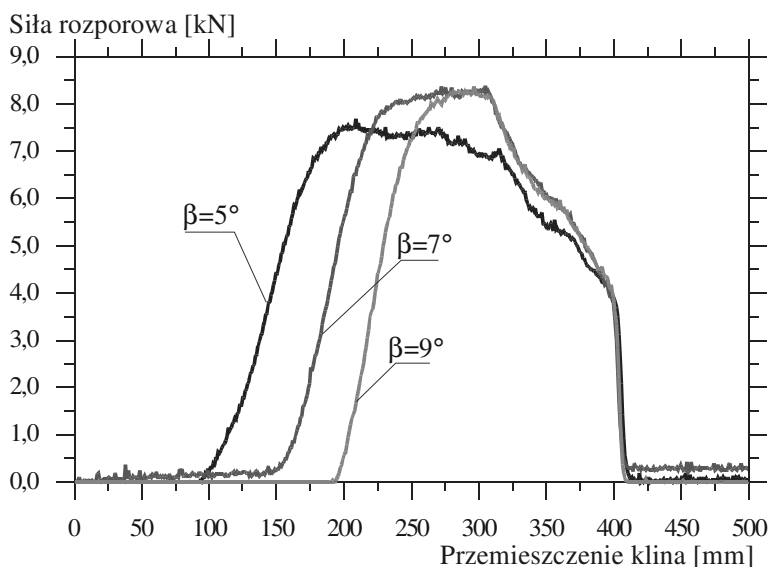
Rys. 11.12. Próbką odwalcowana w procesie WKR, przeprowadzonym wg schematu 1

znaczenie prędkości obrotowej próbki podczas walcowania. Po uruchomieniu przekładni rolkowej włączano hydrauliczny napęd główny walcarki, realizując proces WKR przy zadanych parametrach (prędkość obrotowa rolek 36 obr/min, prędkość liniowa klina 100 mm/s). Po odwalcowaniu próbki wyłączano napędy walcarki i dokonywano oględzin uzyskanej odkuwki (rys. 11.12).

W trakcie badań procesów WKR dokonywano pomiarów sił kształtowania oraz prędkości obrotowej odkuwki. Na rys. 11.13 pokazano jak zmienia się siła rozporowa (działająca w kierunku prostopadłym do powierzchni klinów) w procesach WKR realizowanych za pomocą narzędzi z różnymi kątami β . Z rysunku tego wynika, iż we wszystkich trzech przypadkach siła ta zwiększa się w strefie wcinania klina, osiąga wartość maksymalną w strefie kształtowania a następnie zmniejsza się w strefie kalibrowania. Na uwagę zasługuje fakt, że stosowanie klina z kątem $\beta = 5^\circ$ prowadziło do zmniejszenia wartości siły (o 10,4%), w stosunku do procesów realizowanych w warunkach $\beta = 7^\circ$ lub $\beta = 9^\circ$. Fakt ten wynikał z tego, że przy mniejszym kącie rozwarcia uzyskiwano lepszą redukcję przekroju poprzecznego, ze względu na bardziej płynne (łagodne) wcinanie klina w materiał kształtowany.

Na rysunku 11.14 pokazano rozkłady prędkości obrotowej próbek o średnicy $\varnothing 26,4$ mm. Z porównania rysunków 11.13 i 11.14 wynika, że największe siły kształtowania odpowiadają tym momentom procesu WKR, w których próbka obraca się z najmniejszą prędkością obrotową. Wówczas bowiem występuje największe wygięcie próbek, któremu towarzyszy przeginanie kształtowanego przewężenia. Należy zauważyć, że zmniejszanie gniotu bezwzględnego Δr prowadzi do polepszenia stabilności procesu WKR realizowanego wg wariantu 1.

Bowiem, jak wynika z rysunku 11.15 im mniejszy jest gniot Δr tym bardziej płynny jest ruch obrotowy próbki podczas jej kształtowania, co jest efektem zmniejszonego wygięcia. Można zatem stwierdzić, że proces WKR wg schematu 1 mógłby być zrealizowany prawidłowo wówczas, gdy szerokość kształtowanego przewężenia byłaby nieznaczna, a jego średnica byłaby zbliżona do średnicy wsadu.



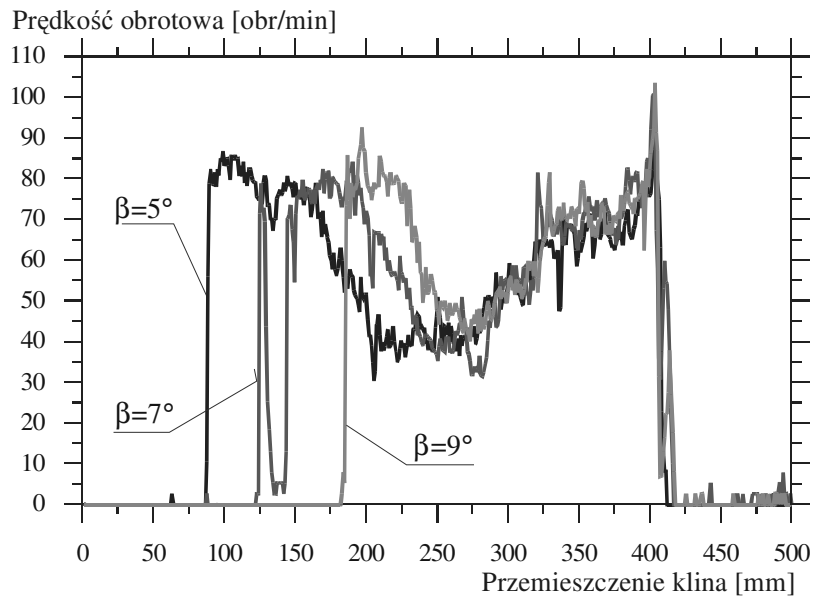
Rys. 11.13. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR wg schematu 1, dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm

Zgodnie z oczekiwaniami zwiększenie gniotu Δr oraz średnicy zewnętrznej wsadu d_0 prowadzi do zwiększenia sił występujących podczas walcowania. Jednakże charakter rozkładu sił nie ulega zmianie i jest niezależny od zastosowanego Δr i d_0 (rys. 11.16).

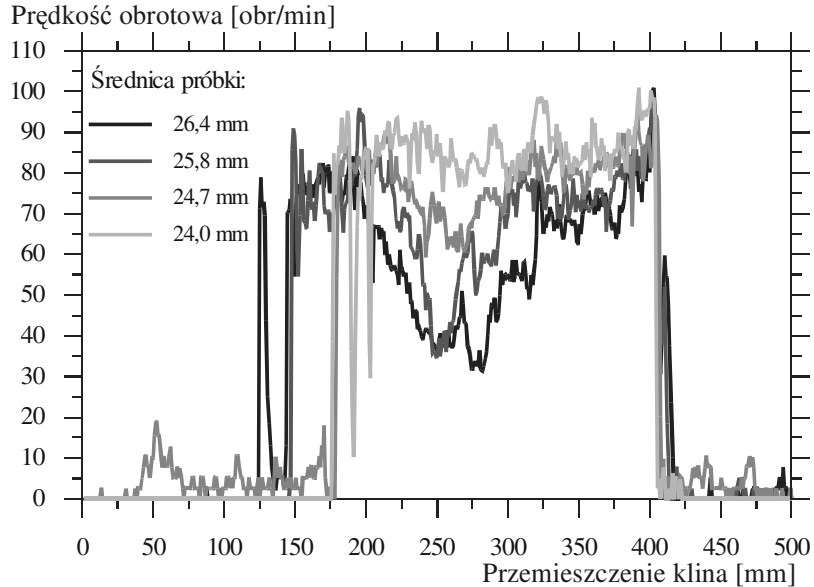
WKR na rolkach gładkich realizowane wg schematu 2 wymaga stosowania klina kształtującego, który oddziałuje na walcowaną odkuwkę również poza strefą kształtowanego przewężenia. Narzędzia spełniające powyższe wymaganie otrzymano montując na klinach wykorzystywanych w badaniach WKR wg schematu 1 specjalne listwy, w sposób zgodny z rysunkiem 11.6.

W badaniach doświadczalnych procesu WKR na rolkach gładkich, wg wariantu 2, zastosowano parametry identyczne z przyjętymi w próbach WKR wg wariantu 1. Identyczny był również przebieg samych prac badawczych.

Zmiana konstrukcji klina kształtującego wpłynęła na wielkość sił występujących w procesie walcowania. Na rys. 11.17 przedstawiono rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesach WKR, realizowanych wg schematu 2, w których

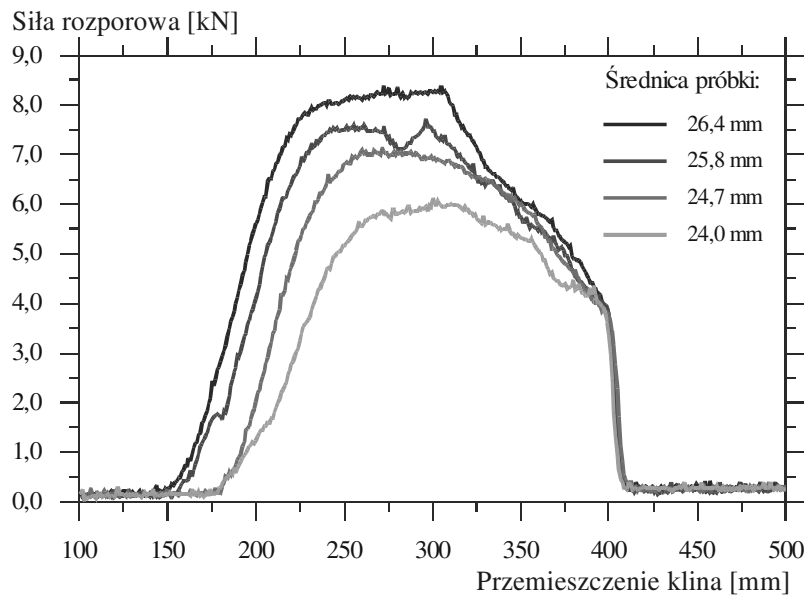


Rys. 11.14. Rozkłady prędkości obrotowej wyznaczone w procesie WKR wg schematu 1, dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm



Rys. 11.15. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, wyznaczone dla procesów WKR wg schematu 1 przy $\beta = 5^\circ$

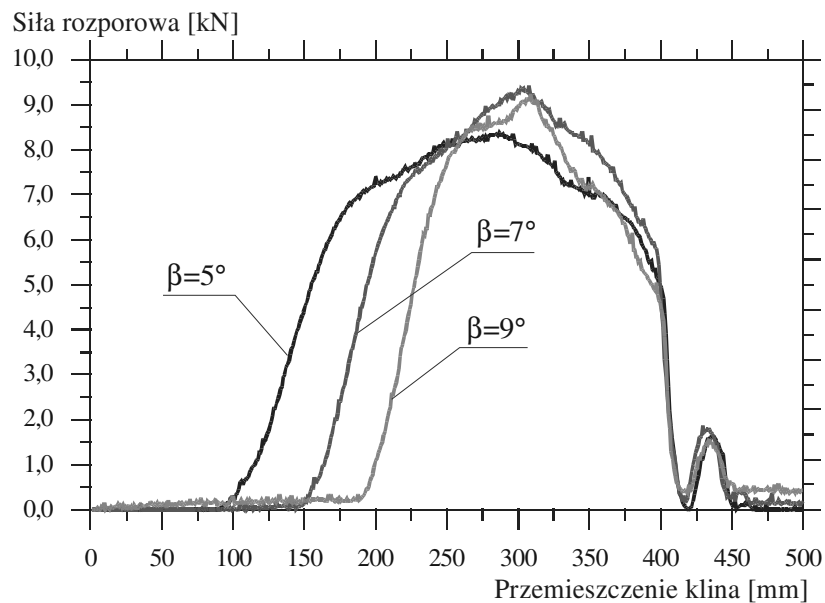
zastosowano próbki o średnicy największej $\varnothing 26,4$ mm. Analiza danych zamieszczonych na tym rysunku wykazuje, że stosowanie klina o kącie rozwarcia $\beta = 5^\circ$ prowadzi do zmniejszenia siły o ok. 11%, w stosunku do wartości otrzymywanych w procesach WKR narzędziami o większych kątach rozwarcia klina ($\beta = 7^\circ$, $\beta = 9^\circ$). Z porównania rozkładów sił wyznaczonych dla schematów 1 i 2 WKR (rys. 11.13 i 11.17) wynika, że oddziaływanie klina na odkuwkę poza strefą kształtowanego przewężenia prowadzi do wzrostu siły rozporowej, średnio o 11,1%.



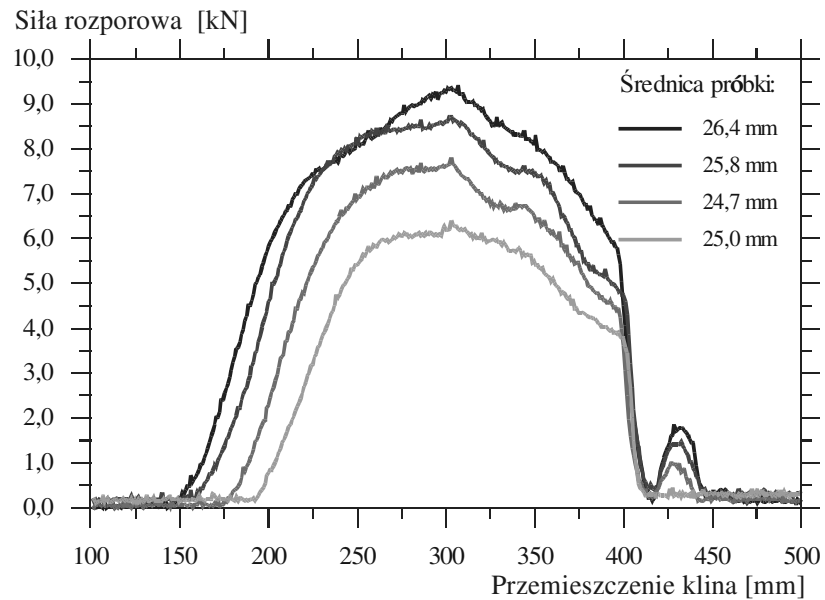
Rys. 11.16. Rozkłady sił rozporowych zmierzone dla procesów WKR próbek z ołowiu Pb1 wg schematu 1, przy $\beta = 5^\circ$

Na rys. 11.18 pokazano rozkłady siły rozporowej, które ilustrują jej zależność od średnicy zastosowanej próbki d_0 , a w konsekwencji również od gniotu bezwzględnego Δr (zgodnie z tab. 11.3). Z rysunku tego wynika, iż zwiększenie d_0 prowadzi do zwiększenia siły kształtowania i nie wpływa na charakter rozkładu tej siły.

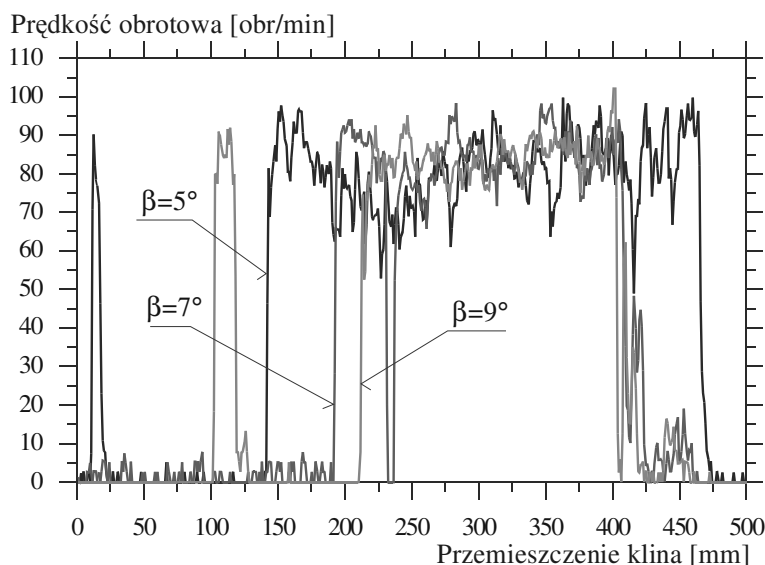
Potwierdzeniem korzystnego wpływu kontaktu klina z próbką poza strefą przewężenia na przebieg procesu WKR są rozkłady prędkości obrotowych próbek, pokazane na rys. 11.19. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika bowiem, iż niezależnie od zastosowanego kąta β próbka podczas kształtowania obracała się praktycznie z jednakową prędkością obrotową. Nie obserwowano zatem wyraźnego hamowania odkuwki w strefie kształtowania, co miało miejsce podczas walcowania wg schematu 1 (patrz rys. 11.14).



Rys. 11.17. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR wg schematu 2, dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm



Rys. 11.18. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR wg schematu 2, dla próbek z ołowiu Pb1, przy $\beta = 7^\circ$

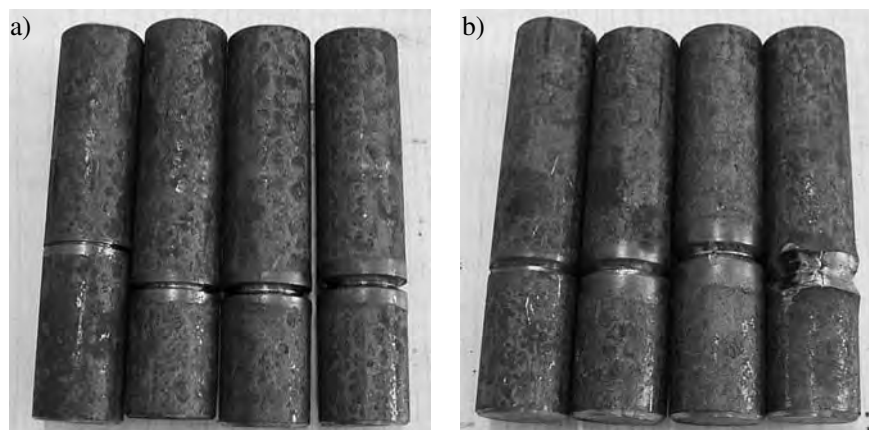


Rys. 11.19. Rozkłady prędkości obrotowej wyznaczone w procesie WKR wg schematu 2, dla próbek z ołowiu Pb1 określonych średnicą zewnętrzną $\varnothing 26,4$ mm

Zgodnie z wynikami badań, przedstawionymi w tym rozdziale, stosując WKR na rolkach gładkich można wykonać (w sposób prawidłowy) przewężenie o małej szerokości oraz średnicy zbliżonej do średnicy zastosowanego wsadu. Jednakże wykonywanie wyrobów o takich kształtach prowadzone w warunkach obróbki plastycznej na gorąco, gdzie nagrzewa się całą objętość wsadu jest ekonomicznie nieuzasadnione. Dlatego też przeprowadzono szereg badań doświadczalnych, w których analizowano możliwość kształtowania na zimno na obwodzie próbek rowka w kształcie litery V. Wybór obiektu badań nie był przypadkowy. Bowiem opanowanie metody nawalcowywania na obwodzie prętów okrągłych rowków tego typu stwarza podstawy do opracowania nowej metody dzielenia prętów, bazującej na zasadzie cięcia (łamania) zmęczeniowego [36], którego zasadę przybliżono w rozdziale 10.3.

Dla zabezpieczenia procesów WKR na zimno, realizowanych w oparciu o posiadaną walcarkę laboratoryjną, opracowano specjalny zestaw narzędziowy – pokazany na rys. 11.9.

W próbach laboratoryjnych stosowano próbki o wymiarach $\varnothing 22 \times 80$ mm, wykonane ze stali C45 oraz aluminium A0. Przebieg badań doświadczalnych był taki sam jak w procesach WKR na gorąco, opisanym poprzednio. Na podstawie wykonanych eksperymentów stwierdzono, że stosując WKR na zimno można w szybki i powtarzalny sposób nawalcowywać na próbkach okrągłych rowki (karby) w kształcie litery V. Przykłady próbek z rowkami tego typu pokazano na fotografiach, zamieszczonych na rysunku 11.20. Za niewątpliwą zaletę zastoso-

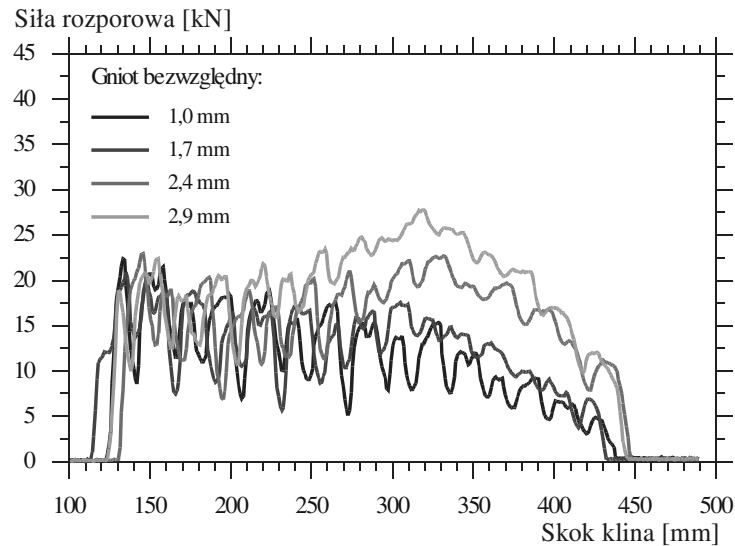


Rys. 11.20. Widok próbek, ze stali 45, z odwalcowanym na zimno rowkiem klinowym przy różnym Δr oraz a) $\alpha = 60^\circ$; b) $\alpha = 30^\circ$

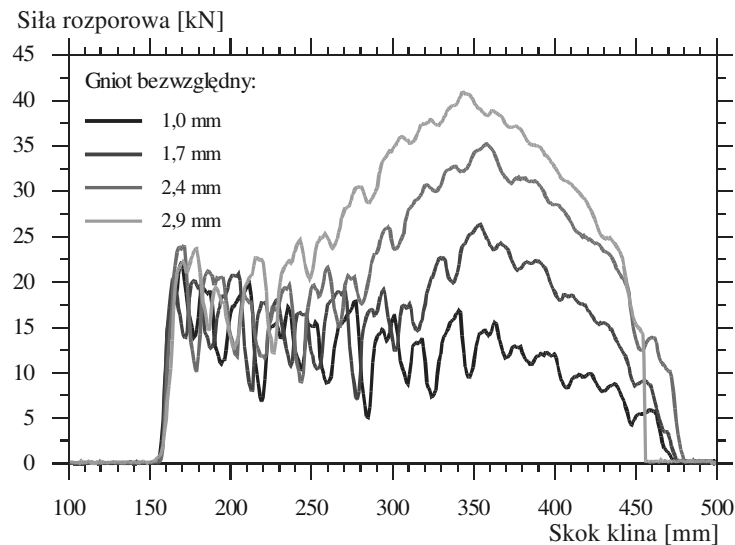
wania WKR do kształtowania V-rowków należy uznać fakt, że w procesie tym nie dochodzi do miejscowego wzrostu średnicy wyrobu, powstającego w efekcie wyciśnięcia materiału przez klin na zewnątrz (co ma miejsce wówczas, gdy stosuje się swobodny proces WPK, pokazany na rys. 10.2a). W przypadku WKR oddziaływanie rolek i narzędzia płaskiego powoduje rozproszanie objętości wyciśniętego materiału w kierunku osiowym, któremu towarzyszy dokładne skalibrowanie średnicy próbki na wartość wymaganą. Strefa, w której rozproszony został materiał wyciśnięty przez klin jest dobrze widoczna na rys. 11.20, jako błyszczący pierścień leżący obok ukształtowanego przewężenia.

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono, że proces WKR na zimno przebiegał sprawniej wówczas, gdy zwiększano kąty kształtujące α oraz zmniejszano gniot bezwzględny Δr . W przypadku WKR przebiegającego przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\Delta r = 2,9$ mm wystąpił nawet niekontrolowany poślizg, w efekcie którego doszło do zdeformowania próbki (pierwsza od prawej na rys. 11.20b). Za prawdopodobną przyczynę wystąpienia defektu tego typu uznaje się wyciśnięcie dużej objętości metalu przez klin, która zamiast rozproszania w kierunku osiowym ulegała owalizacji i zwiększała opory toczenia się próbki podczas walcowania. Pogorszenie stabilności przebiegu walcowania znajduje również odbicie w rozkładach sił kształtowania. Na rys. 11.21 i 11.22 pokazano jak zmieniają się siły rozporowe podczas walcowania V-rowków na próbkach ze stali C45. Analiza danych zamieszczonych na tych rysunkach wykazuje, że zwiększeniu Δr oraz zmniejszeniu α towarzyszy nie tylko wzrost wartości siły rozporowej F , ale również zmianie ulega charakter rozkładu tej siły. Mianowicie zwiększenie gniotu bezwzględnego Δr powoduje przesunięcie momentu występowania maksymalnych sił do dalszych faz procesu (mniej więcej na granicę stref kształto-

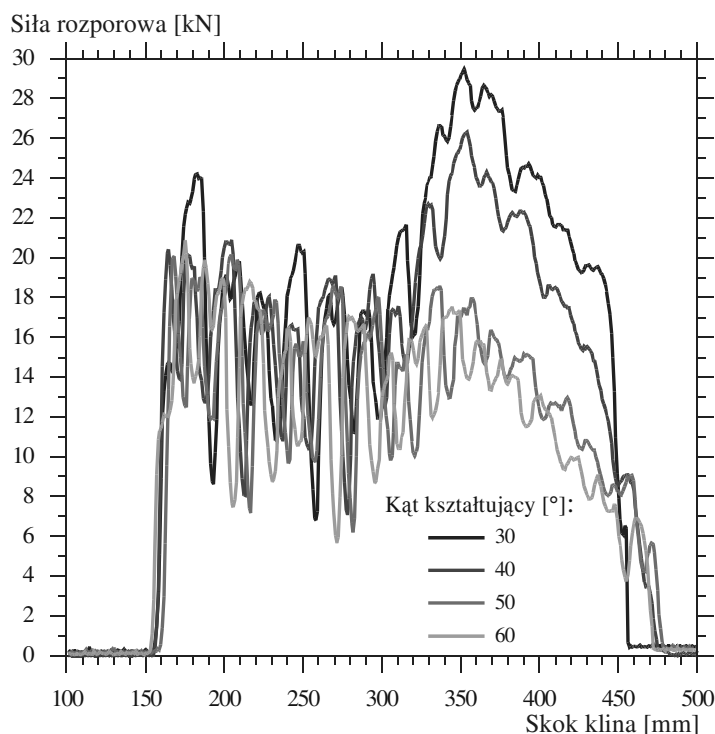
wania i kalibrowania). Podobny efekt wywołuje zwiększenie kąta kształtującego α , co wykazano na rys. 11.23, na którym pokazano rozkłady siły rozporowej zarejestrowane w procesach WKR przebiegających przy $\Delta r = 1,7$ mm oraz różnych kątach α .



Rys. 11.21. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali C45, przy $\alpha = 60^\circ$



Rys. 11.22. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali C45, przy $\alpha = 40^\circ$



Rys. 11.23. Rozkłady siły rozporowej zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali C45, przy $\Delta r = 1,7$ mm oraz różnych α

Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach profilowych

Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach profilowych badano wyłącznie w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. W próbach laboratoryjnych stosowano materiał modelowy – ołów Pb1 oraz materiał rzeczywisty (stal 45), nagrzewany do temperatury 1150°C.

W celu sprawdzenia wszystkich czterech schematów WKR realizowanych w oparciu o rolki profilowe w badaniach wykorzystano dwa zestawy rolek oraz sześć klinów kształtujących. Parametry stosowanych klinów zestawiono w tabelicy 11.2.

Stosując te kliny oraz rolki o jednakowej wysokości występow ($h_R = h_K = 3$ mm) przeprowadzono szereg prób doświadczalnych, w których stosowano wsady o średnicach d_0 : $\varnothing 26,4$ mm, $\varnothing 25,8$ mm, $\varnothing 24,7$ mm, $\varnothing 24,0$ mm, $\varnothing 23,5$ mm, $\varnothing 23,0$ mm, $\varnothing 22,5$ mm i $\varnothing 22,0$ mm. Wszystkie próbki walcowane były na jednakową średnicę $d = 19,3$ mm. Zatem stopnie gniotu δ zastosowane w badaniach doświadczalnych zawierały się w przedziale od 1,14 do 1,37 – tab. 11.4. Przyjęto, że w trakcie walcowania kształtowane będzie przewężenie o długości 25 mm.

Tab. 11.4.

Średnice próbek z Pb1 i odpowiadające im parametry odkształcania, zastosowane w badaniach doświadczalnych WKR na rolkach profilowych

d_0 [mm]	22,00	22,50	23,00	23,50	24,00	24,70	25,80	26,40
Δr [mm]	1,35	1,60	1,85	2,10	2,35	2,70	3,25	3,55
δ	1,14	1,17	1,19	1,22	1,24	1,28	1,34	1,37

Na rys. 11.24 pokazano próbki, z ołowiu Pb1, odkształcone w zrealizowanych badaniach doświadczalnych. Przy czym walcowanie próbek z wsadów

 $\beta=5^\circ, \alpha=30^\circ$  $\beta=7^\circ, \alpha=30^\circ$  $\beta=9^\circ, \alpha=30^\circ$

Rys. 11.24. Próbkę z ołowiu Pb1 odwalcowane w procesach WKR (przy $h_R=h_K=3$ mm) z wsadów o średnicach w mm: $\varnothing 22,0$; $\varnothing 22,5$; $\varnothing 23,0$; $\varnothing 23,5$; $\varnothing 24,0$; $\varnothing 24,7$; $\varnothing 25,8$; $\varnothing 26,4$ (licząc od lewej)

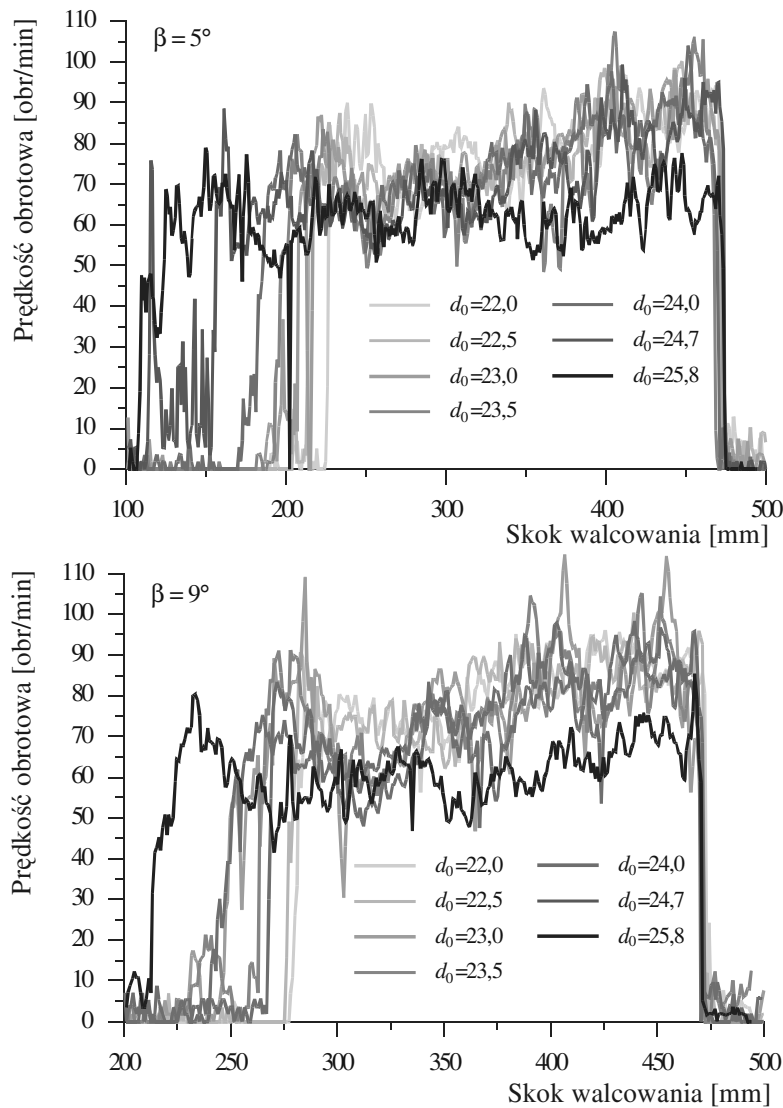
o średnicy $d_0=22\div 24,7$ mm odbywało się według trzeciego schematu WKR, a w przypadkach pozostałych zgodnie ze schematem szóstym (patrz podrozdział 11.2). Oceniając jakość próbek odwalcowanych stwierdzono, że we wszystkich procesach WKR uzyskano pożądaną kołowy kształt przekroju poprzecznego przewężenia. Jednakże, w przypadku próbek walcowanych wg schematu trzeciego zauważono, że ulegały one skrzywieniu, którego wartość zmniejszała się wraz ze zwiększaniem zastosowanego stopnia gniotu Δr . Skrzywienie to jest jednak nieistotne wówczas, gdy wyrób walcowany stanowić będzie przedkulkę przeznaczoną do kucia matrycowego. Ponadto stwierdzono, że w przypadkach WKR realizowanych zgodnie ze schematem 6 w ogóle nie występuje skrzywienie próbek oraz ma miejsce kalibrowanie zewnętrznych części odkuwki (poza przewężeniem) na średnicę jednakową.

Na podstawie pomiarów średnicy odwalcowanego przewężenia uzyskano informację na temat dokładności uzyskiwanych w analizowanym procesie WKR. I tak w przypadkach, gdy próbki walcowane były klinami o kątach $\beta=5^\circ$ i 7° , średnica przewężenia zawierała się

w zakresie $\varnothing 19,3^{+0,2}$ mm. Natomiast wówczas, gdy stosowano klin o kącie $\beta=9^\circ$ dokładność walcowania była mniejsza ($d = \varnothing 19,3^{+0,3}$ mm). Zatem zwiększenie kąta rozwarcia klina β prowadzi do zmniejszenia dokładności walcowania, której podwyższeniu sprzyja natomiast wydłużenie strefy kalibrującej klina. Świadczy o tym taka sama dokładność, uzyskana w badaniach doświadczalnych podczas walcowania klinami z $\beta = 7^\circ$ i $\beta = 5^\circ$, wynikająca głównie z wydłużenia strefy kalibrowania. Ponadto zauważono, że zwiększenie kąta rozwarcia klina β sprzyja zwiększeniu ilości defektów powierzchniowych (wgnieceń, rowków śrubowych, zniekształceń itp.) powstających w obszarze przewężenia. Należy jednak zauważyć, że uzyskana dokładność walcowania jest w pełni zadowalająca. Dla porównania podaje się, że w przypadku typowych procesów WPK dla odkuwek najmniejszych o średnicach $d = 0 \div 25$ mm, dopuszczalne odchyłki wykonawcze wynoszą $d_{-0,3}^{+0,6}$.

W trakcie walcowania dokonywano rejestracji przemieszczenia kąтового próbki, na podstawie którego obliczono jej prędkość kątową ω . Na rys. 11.25 pokazano rozkłady prędkości, wyznaczone dla klinów o skrajnych wartościach kąta rozwarcia, tj. dla $\beta=5^\circ$ i $\beta=9^\circ$. Analiza danych zamieszczonych na tych rysunkach wykazuje, że zwiększanie gniotu bezwzględnego Δr (w efekcie stosowania wsadów o większych średnicach d_0) prowadzi do zmniejszenia prędkości obrotowej ω . Świadczy to o wzroście sił przeciwstawnych obracaniu się próbki podczas walcowania. Porównanie danych uzyskanych dla klinów z $\beta=5^\circ$ i 9° wykazuje, że zwiększanie kąta rozwarcia klina również prowadzi do wzrostu oporów ruchu obrotowego odkuwki, skutkującego m.in. zmniejszeniem prędkości obrotowej. Tym samym proces WKR przy większych kątach β przebiega z większym poślizgiem, co prowadzi do pogorszenia warunków usuwania zniekształceń przekroju poprzecznego, w efekcie czego zmniejsza się dokładność walcowania.

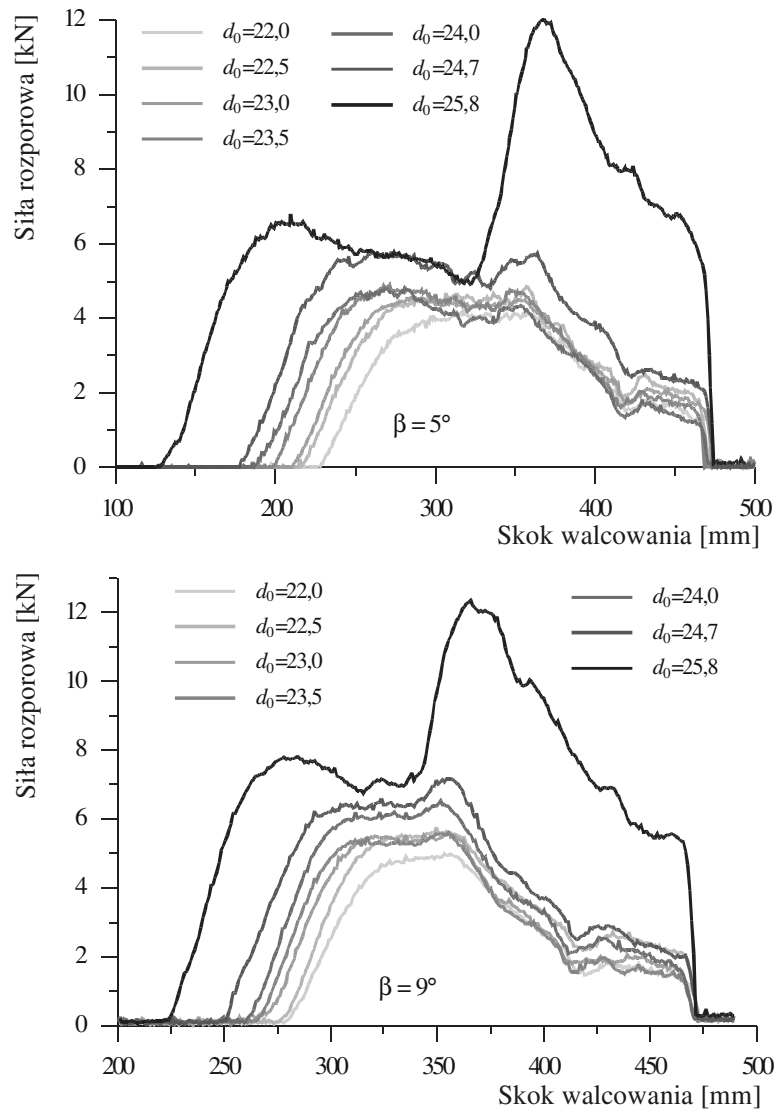
Na rys. 11.26 pokazano rozkłady siły rozporowej F_z (działającej w kierunku prostopadłym do płaszczyzny zawierającej osie rolek), zmierzone w procesach WKR odkuwek z ołowiu. Analiza rozkładów sił wykazuje, że w większości przypadków ulegają one zwiększeniu podczas wcinania się klina, następnie utrzymują względnie stałą wartość podczas kształtowania i ostatecznie zmniejszają się w fazie kalibrowania. Od opisu tego odbiegają rozkłady siły rozporowej wyznaczone dla procesów WKR, w których zastosowano wsady o największej średnicy, równej $\varnothing 25,8$ mm. Tamże, siły F_z gwałtownie wzrastały w momencie przejścia procesu z fazy kształtowania do fazy kalibrowania. Przyczyną tego wzrostu sił było rozpoczęcie obrotowego obciskania zewnętrznych części próbki (poza przewężeniem), doprowadzającego do zmniejszenia ich średnicy z $\varnothing 25,8 \rightarrow \varnothing 25,5$ mm. Zauważono także, że zwiększenie średnicy materiału wśadowego pociągało za sobą wzrost sił kształtowania – głównie w następstwie wzrostu powierzchni kontaktu pomiędzy materiałem a narzędziami.



Rys. 11.25. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, wyznaczone dla procesów WKR przy: $\alpha = 30^\circ$, $d = 19,3$ mm, $h_R = h_K = 3$ mm

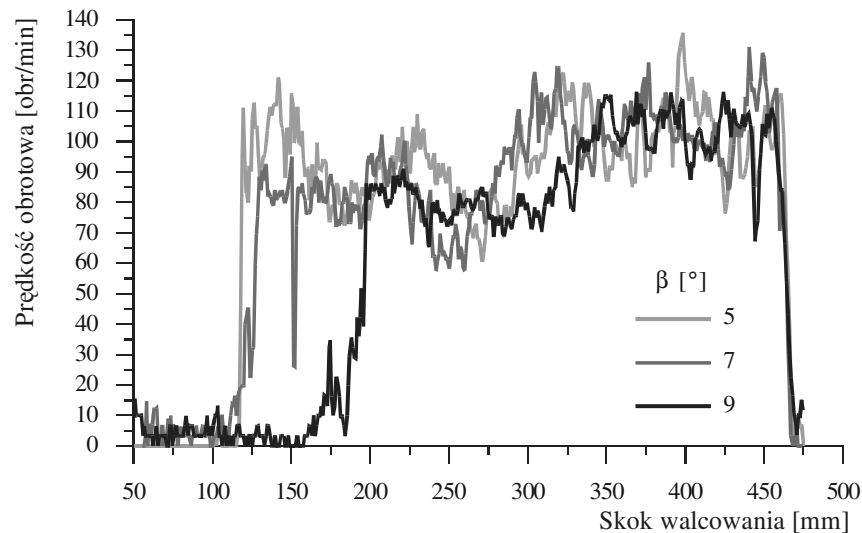
Z porównania rozkładów sił (rys. 11.26) wynika, że zwiększenie kąta β z 5° do 9° prowadzi do zwiększenia sił rozporowych. Zmianie ulega również charakter rozkładu tych sił w fazie kształtowania. Mianowicie, podczas walcowania przy $\beta = 5^\circ$ obserwowano stopniowy spadek wartości siły F_v , zaś w procesach WKR przy $\beta = 9^\circ$ siła w tej fazie procesu ulegała powolnemu zwiększeniu. Wzrost siły (przy większym β) tłumaczy się szybszym wcinaniem klina w odkuwkę, któ-

remu towarzyszą utrudnienia w przemieszczaniu kształtowanego metalu w pożądanym kierunku osiowym.



Rys. 11.26. Rozkłady sił rozporowych zmierzone w procesach WKR próbek z ołowiu Pb1, przy: $\alpha = 30^\circ$, $d = 19,3$ mm, $h_R = h_K = 3$ mm oraz różnych d_0 [mm]

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono również, że próbki walcowane zgodnie ze schematem 4 i 5 są wolne od skrzywień, a ukształtowane wówczas przewężenia posiadają pożądaną kształt kołowy.



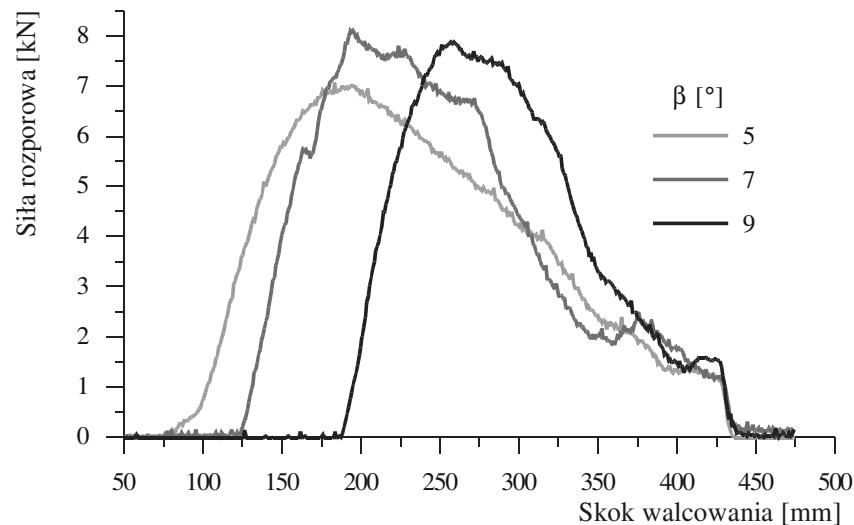
Rys. 11.27. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, zmierzone podczas walcowania zgodnie ze schematem 4 przy: $\alpha = 30^\circ$, $d_0 = 25,8$ mm, $d = 19,3$ mm, $h_R = 5$ mm, $h_K = 3$ mm

Na rys. 11.27 pokazano rozkłady prędkości obrotowej próbek walcowanych zgodnie ze schematem 4 (stosowano kliny o $h_K = 3$ mm oraz rolki o $h_R = 5$ mm). Z porównania rozkładów prędkości obrotowych uzyskanych dla tego schematu WKR z rozkładami przedstawionymi na rys. 11.25, wynika, że walcowana próbka obraca się lepiej (szybciej) niż podczas kształtowania przebiegającego zgodnie ze schematem 3 lub 6. Polepszenie to jest wynikiem zmniejszenia poślizgu, następującego w efekcie: rozszerzenia oddziaływania klina na całą długość próbki (w stosunku do WKR wg schematu 3); braku szczelnego zamykania metalu pomiędzy narzędziami (co ma miejsce, gdy walcuje się zgodnie ze schematem 6).

W związku z podanym powyżej faktem należy uznać, że WKR realizowane wg schematów 4 i 5 jest mniej narażone na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu niż schemat 6 WKR. Tym samym schematy 4 i 5 należy zalecić do praktycznego stosowania w przypadku kształtowania półwyrobów (przedkuwek), których dokładność wykonania nie musi być szczególnie wysoka. Dodatkowym argumentem przemawiającym za takim wnioskowaniem jest zmniejszenie sił kształtowania (co wynika z porównania sił rozporowych pokazanych na rys. 11.26 i 11.28, dotyczących walcowania z wsadów o średnicy $\varnothing 25,8$ mm), których rozkład upodabnia się do tych jakie odnotowano w procesach WKR wg schematu 3.

W trakcie badań doświadczalnych walcowano również na gorąco próbki ze stali w gatunku C45 – rys. 11.29. Wsady do walcowania nagrzewano w piecu elektrycznym oporowym do temperatury 1150°C . Przykłady próbek odwalco-

wanych w procesie WKR, realizowanym wg schematu 5, pokazano na rys. 11.30. Na uwagę zasługuje dobra jakość wykonania odkuwek, które praktycznie są wolne od wad powierzchniowych (obserwowanych w procesach walcowania próbek z ołowiu Pb1). Wykonane badania niszczące wykazały także, że w odkuwkach tych nie występuje jakiegokolwiek naruszenie spójności wewnętrznej metalu.



Rys. 11.28. Rozkłady sił rozporowych w trakcie WKR (wg schematu 4) próbek z ołowiu Pb1, przy: $\alpha = 30^\circ$, $d_0 = 25,8$ mm, $d = 19,3$ mm, $h_R = 5$ mm, $h_K = 3$ mm

Z odkuwek odwalcowanych wykonano próbki, które poddano próbie rozciągania. Celem wykonania próby rozciągania było wyznaczenie wytrzymałości na rozciąganie R_m , granicy plastyczności R_e oraz wydłużenia względnego A_5 . Wykonane próby polegały na statycznym rozciąganiu badanych próbek z określoną prędkością aż do ich zerwania. Badania prowadzono na maszynie wytrzymałościowej ZD-100. Wykorzystano próbki okrągłe pięciokrotne, których pierwotna średnica zewnętrzna zgodnie z normą przedmiotową była równa 5 mm. Długość pomiarowa próbek wynosiła 25 mm. W badaniach wykorzystano po trzy próbki wykonane z odkuwek oraz z pręta, z którego cięto wsady do walcowania.



Rys. 11.29. Próbką ze stali C45 po walcowaniu na gorąco, realizowanym zgodnie ze schematem 5



Rys. 11.30. Próbkę ze stali C45, w widoku i przekrojach, ukształtowane w procesie WKR wg schematu 5

Uzyskane na podstawie przeprowadzonych badań wytrzymałościowych rezultaty uśredniono i zestawiono w tab. 11.5. Wyniki badań wskazują, że w efekcie walcowania polepszeniu uległy własności wytrzymałościowe metalu. Natomiast własności plastyczne pogorszyły się.

Stosując narzędzia o maksymalnej wysokości występow $(h_k = h_R = 5 \text{ mm})$ odwalcowano szerszą partię odkuwek ze stali C45. W badaniach tych zastosowano również wsady drążone o średnicy zewnętrznej $d_0 = 25 \text{ mm}$ oraz średnicach wewnętrznych d_n równych: $\varnothing 7,5 \text{ mm}$, $\varnothing 10,0 \text{ mm}$, $\varnothing 12,5 \text{ mm}$ i $\varnothing 15 \text{ mm}$. Próbkę te przewężano na jednakową średnicę $d = 17,2 \text{ mm}$. Przykłady odkuwek drążonych, uzyskanych metodą WKR pokazano na rys. 11.31.

Tab. 11.5.

Wyniki badań wytrzymałościowych odkuwek ze stali C45, otrzymanych metodą WKR na rolkach profilowych

Parametr	Próbka z odkuwki walcowanej	Próbka z wsadu
Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	717,7	684,3
Granica plastyczności R_e [MPa]	412,7	384,7
Wydłużenie próbki A_5 [%]	22,0	23,7



Rys. 11.31. Przykłady próbek ze stali C45 odwalcowanych w procesie WKR przy: $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 25 \text{ mm}$, $d = 17,2 \text{ mm}$, $h_k = h_R = 5 \text{ mm}$ oraz licząc od prawej d_n wynoszącym 15,0 mm, 12,5 mm, 10,0 mm i 7,5 mm

W efekcie wykonanych badań stwierdzono, że stosując WKR można kształtować wałki drążone z wsadów o grubości ścianki g wynoszącej nawet $0,2 d_0$ – co jest niemożliwe w przypadku dwunarzędziowych metod WPK [19, 24]. Otrzymane odkuwki drążone charakteryzuje dobra dokładność wykonania oraz względnie stała grubość ścianki w obszarze ukształtowanego przewężenia – rys. 11.32. Zatem metodę WKR można uznać za per-

spektywiczną do kształtowania odkuwek drążonych, typu stopniowanych osi i wałków.



Rys. 11.32. Przekroje odkuwki drążonej, ze stali C45, wykonanej z wsadu o grubości ścianki $g_0 = 0,25d_0$

11.3.4. Wyniki uzyskane z symulacji numerycznych MES

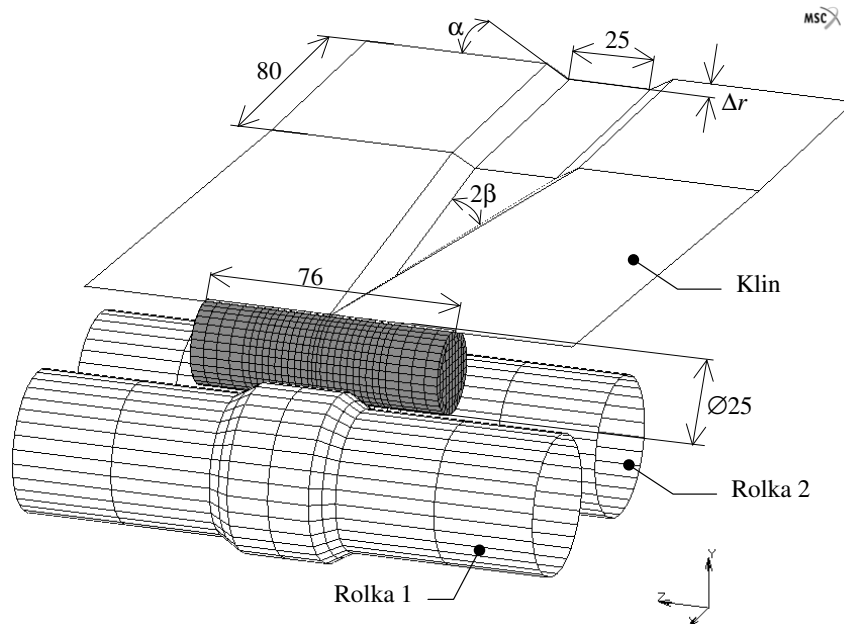
Do analizy procesu WKR wykorzystano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2004, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Obliczeniami objęto kształtowanie wg 6 schematu, gwarantującego uzyskanie wyrobów o najlepszej dokładności. W obliczeniach założono, że odkuwki walcowane są ze stali w gatunku C45. Model materiału przyjęto z biblioteki zastosowanego oprogramowania. Ze względu na zmianę sił tarcia na powierzchni styku materiał – narzędzie w symulacji zastosowano model tarcia stałego (2.15), uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia. Jednocześnie przyjęto, że czynnik tarcia przyjmuje wartość graniczną $m = 1,0$.

Dążąc do skrócenia czasu obliczeń w analizie przyjęto następujące uproszczenia: i) sztywny model materiału narzędzi, ii) stałą temperaturę kształtowania ($T = 1100^\circ\text{C}$), iii) brak zaokrągleń krawędzi narzędzi.

Na potrzeby analizy opracowano szereg modeli geometrycznych procesu WKR, z których jeden podaje się na rysunku 11.33. W skład każdego z modeli wchodzi: wsad, klin przemieszczający się z prędkością $v = 0,12 \text{ m/s}$ oraz dwie rolki o średnicy maksymalnej $\varnothing 50 \text{ mm}$, które obracają się z prędkością $\omega = 4,8 \text{ rad/s}$. Na rysunku 11.33 zaznaczono pozostałe podstawowe parametry geometryczne narzędzi. W trakcie obliczeń zmieniano: kąt rozwarcia klina β (przyjmowano $\beta = 3, 5, 7, 9$ i 11°), kąt kształtujący α ($\alpha = 20, 25, 30, 35$ i 40°) oraz gniot bezwzględny Δr ($\Delta r = 2, 3, 4$ i 5 mm). Ogółem przeanalizowano 100 przypadków kształtowania.

W celu zweryfikowania wyników obliczeń numerycznych porównano rozkłady siły stycznej (wciskającej klin) oraz pracę wykonaną przez klin, obliczone metodą elementów skończonych ze zmierzonymi doświadczalnie. Wykonane porównania dotyczyły wybranych procesów WKR na gorąco odkuwek ze stali, opisanych szczegółowo w podrozdziale 11.3.3 niniejszego opracowania.

Modelując numerycznie procesy WKR przyjmowano takie same parametry jak w wykonanych uprzednio badaniach doświadczalnych. Mianowicie przyjęto, że: wsad nagrzewany jest do temperatury 1150°C , klin przemieszcza się z prę-

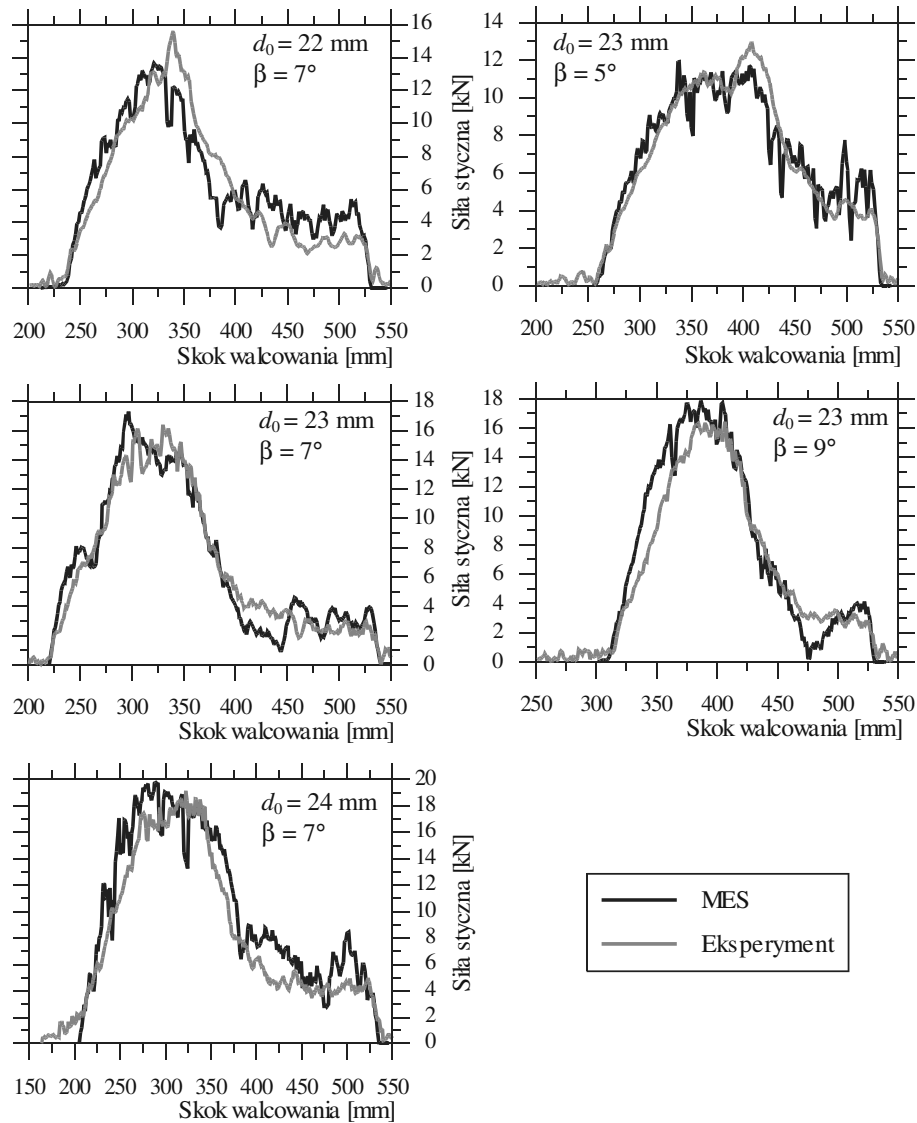


Rys. 11.33. Jeden z opracowanych modeli geometrycznych procesu WKR, wykorzystany w obliczeniach MES

kością $v = 0,12$ m/s, zaś rolki obracają się z prędkością obrotową $n = 36$ obr./min. Pozostałe parametry zakładane podczas obliczeń to: temperatura narzędzi kształtujących – 50°C , temperatura powietrza – 30°C , współczynnik wymiany ciepła między metalem a narzędziami – 10000 W/m²K, współczynnik wymiany ciepła między metalem a otoczeniem – 160 W/m²K, czynnik tarcia $m = 1,0$.

W oparciu o MES oraz badania doświadczalne wyznaczono rozkłady siły stycznej F_x (wciskającej klin) w funkcji przemieszczenia klina, które przedstawiono na rys. 11.34. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że siły raptownie zwiększają się wraz ze wcinaniem się klina w materiał, osiągając wartości maksymalne podczas kształtowania, a następnie zmniejszają się podczas kalibrowania. Z porównania poszczególnych wykresów wynika, że zwiększenie kąta rozwarcia klina β (przy zachowaniu pozostałych parametrów procesu) prowadzi do wzrostu siły kształtowania. Oczywiście zwiększenie średnicy wsadu (przy tych samych α , β , δ i d) powoduje również wzrost siły F_x .

Zestawienie sił pokazane na rys. 11.34 wykazuje doskonałą zgodność jakościową pomiędzy przebiegami sił obliczonymi i zmierzonymi podczas prób doświadczalnych. Fakt ten po raz kolejny potwierdza przydatność MES do modelowania tak złożonych procesów kształtowania plastycznego jak walcowanie poprzeczne.



Rys. 11.34. Porównanie sił stycznych (wciskających klin) obliczonych ze zmierzonymi w procesach WKR przy: $\alpha = 30^\circ$, $d = 19,3$ mm

Dla ilościowego określenia dokładności modelowania numerycznego procesu WKR porównano wartości pracy wykonanej przez klin, wyznaczone z obliczeń W_{MES} oraz z przeprowadzonych eksperymentów W_{EXP} , które zestawiono w tabeli 11.6. Analiza danych zamieszczonych w tej tabeli wykazuje, że zwiększenie średnicy wsadu (przy zachowaniu pozostałych parametrów

procesu) jednoznacznie prowadzi do zwiększenia energochłonności walcowania. Ciekawe spostrzeżenia nasuwają się natomiast z porównania procesów WKR przebiegających przy różnych kątach rozwarcia klina β . Mianowicie, najmniej energochłonnym (z analizowanych przypadków kształtowania, przy $\beta = 5^\circ, 7^\circ$ i 9°) okazuje się walcowanie, w którym zastosowano $\beta = 9^\circ$. Świadczy to o tym, że w procesach WKR należy dążyć do maksymalizacji kąta rozwarcia klina.

Porównanie wartości pracy wykonanej przez klin, obliczonej z wyznaczoną eksperymentalnie, wykazuje bardzo dobrą zgodność ilościową. Średnie odchylenie między wartościami tych prac, dla analizowanych pięciu przypadków WKR, wyniosło zaledwie 5,05%. Reasumując, opracowany model MES procesu WKR bardzo dobrze odzwierciedla rzeczywisty przebieg kształtowania w analizowanej metodzie walcowania.

Tab. 11.6.

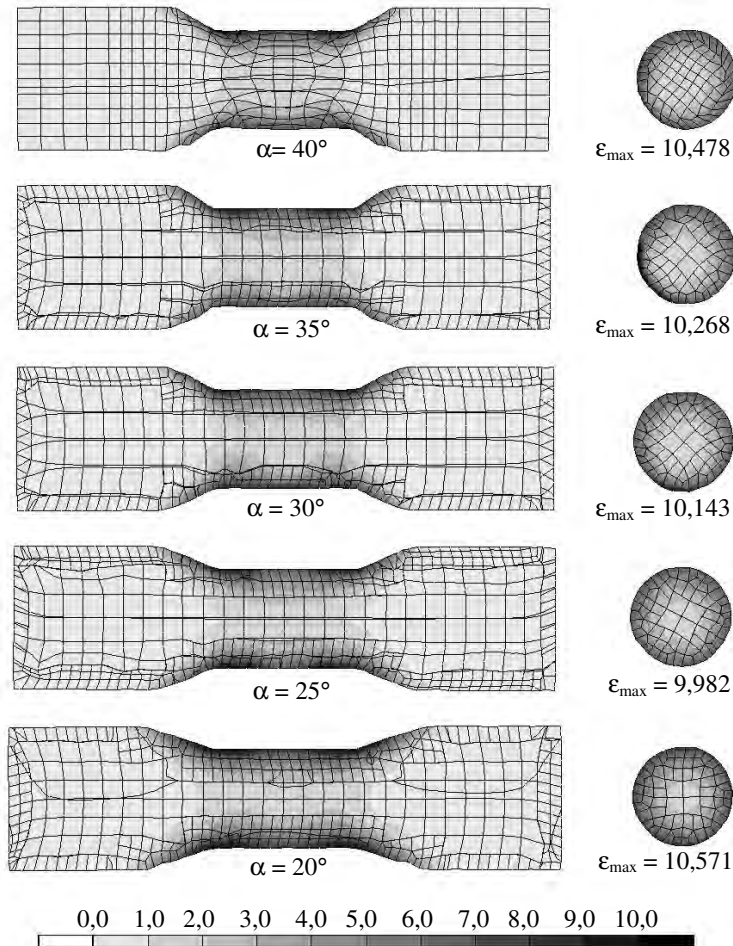
Zestawienie prac wykonanych przez klin w procesach WKR odkuwek ze stali C45, przy: $\alpha = 30^\circ$, $d = 19,3$ mm, $T = 1150^\circ\text{C}$

Lp.	Parametry WKR	Praca obliczona [J] W_{MES}	Praca z eksperymentu [J] W_{EXP}	Błąd względny [%] $\Delta = \frac{ W_{EXP} - W_{MES} }{W_{EXP}} \cdot 100$
1.	$d_0=22$ mm $\beta=7^\circ$	1997,32	1906,86	4,74
2.	$d_0=23$ mm $\beta=7^\circ$	2249,77	2230,70	0,85
3.	$d_0=24$ mm $\beta=7^\circ$	3445,72	3040,44	13,33
4.	$d_0=23$ mm $\beta=5^\circ$	1999,92	1992,69	0,36
5.	$d_0=23$ mm $\beta=9^\circ$	1846,56	1742,57	5,97
Średnio:				5,05

Poniżej przedstawia się wyniki obliczeń MES w zakresie analizy stanu odkształcenia, sił kształtowania i ograniczeń w procesie WKR.

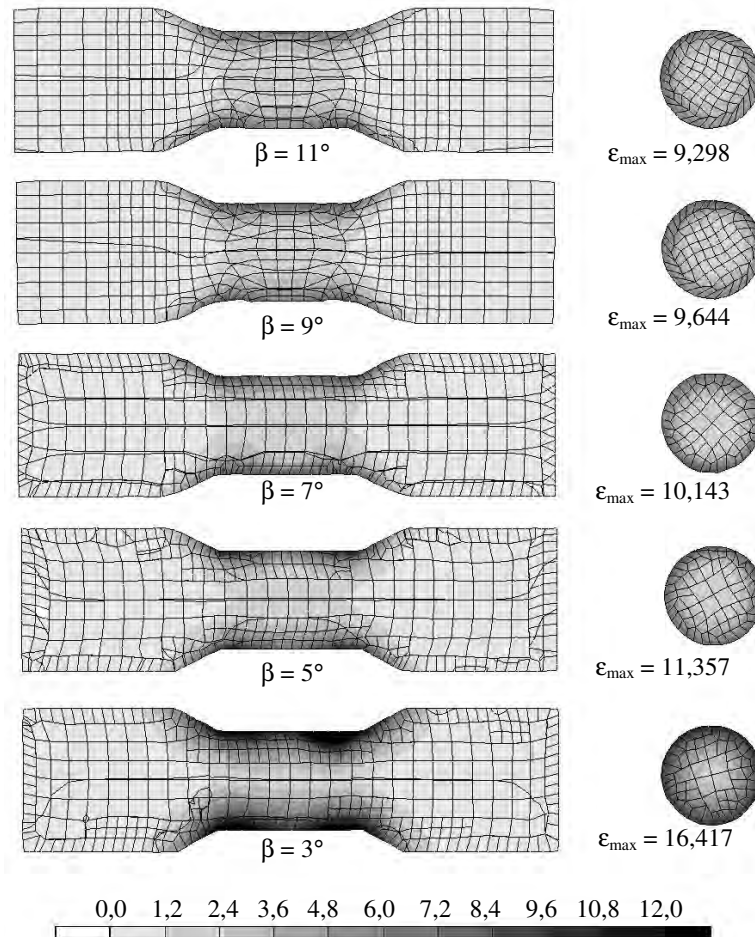
Stan odkształcenia

Analizując wpływ kąta kształtującego α (rys. 11.35) na rozkłady odkształceń uzyskiwanych w wyrobach kształtowanych metodą WKR stwierdzono, że zmniejszenie kąta α zwiększa w sposób istotny strefę występowania odkształceń plastycznych w próbce walcowanej. Fakt ten jest bezpośrednim następstwem zwiększenia szerokości oddziaływania narzędzi na materiał. Porównanie odkształceń w przekrojach wzdłużnych w cylindrycznej strefie ukształtowanego przewężenia nie wykazuje istotnych różnic. We wszystkich przypadkach od-



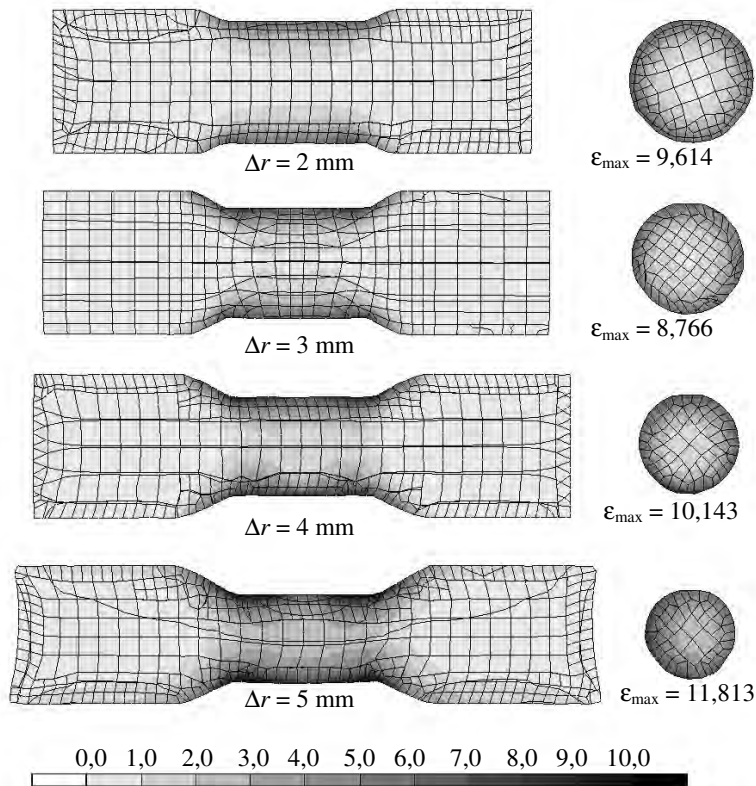
Rys. 11.35. Obliczone rozkłady odkształceń w odkuwkach walcowanych metodą WKR, przy $\beta = 7^\circ$ oraz $\Delta r = 4 \text{ mm}$

kształcenia maksymalne lokalizowane są w okolicy naroży narzędzi, a ich wartości maksymalne są zbliżone. Największe odkształcenia odnotowano dla przypadku WKR, przy $\alpha = 20^\circ$ zaś najmniejsze wówczas, gdy $\alpha = 25^\circ$. Jednakże różnica w wartościach tych odkształceń jest mniejsza niż 6%. Interesujące wnioski nasuwają się natomiast z porównania rozkładów odkształceń wyznaczonych w przekrojach poprzecznych ukształtowanych przewężeń. Mianowicie, rozkłady te mają formę pierścieni, których przebieg jest tym bardziej regularny (koncentryczny) im mniejszą wartość miał zastosowany kąt α . Zatem zmniejszanie kątów kształtujących α narzędzi sprzyja, w procesach WKR, bardziej równomiernemu (stabilnemu) przebiegowi walcowania.



Rys. 11.36. Obliczone rozkłady odkształceń w odkuwkach walcowanych metodą WKR, przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\Delta r = 4$ mm

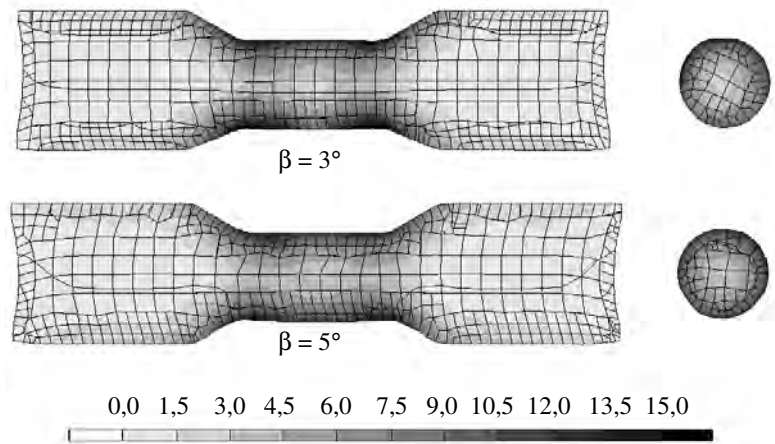
Na rys. 11.36 zestawiono rozkłady odkształceń wyznaczone dla procesów WKR realizowanych przy $\alpha = 30^\circ$, $\Delta r = 4$ mm oraz β w zakresie $3 \div 11^\circ$. Porównanie uzyskanych wyników wykazuje silną zależność między wartością stosowanego kąta rozwarcia klina, a wartościami uzyskiwanych odkształceń. Stwierdzono mianowicie, że zmniejszenie kąta β z 11° do 3° spowodowało zwiększenie odkształceń średnio o około 75%. Wzrost ten wywołany był zwiększeniem długości klina kształtującego, co doprowadzało do zwiększonego udziału płynięcia materiału w kierunku stycznym. W konsekwencji zwiększały się odkształcenia zbędne i rosła energochłonność procesu. Jak wynika z rys. 11.36 zmiana wartości kąta β (w rozważanym zakresie) nie powodowała istotnych różnic w uzyskiwa-



Rys. 11.37. Obliczone rozkłady odkształceń w odkuwkach walcowanych metodą WKR, przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\beta = 7^\circ$

nych kształtach przekroju poprzecznego przewężenia. Zatem projektując procesy WKR należy przyjmować maksymalne wartości kątów β , gwarantujących stabilny przebieg procesu walcowania. Takie podejście pozwoli bowiem na zmniejszenie gabarytów klina, skrócenie czasu kształtowania oraz zmniejszy energochłonność procesu.

Na rys. 11.37 przedstawiono rozkłady odkształceń obliczone dla odkuwek walcowanych przy $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 7^\circ$ oraz Δr zmieniających się w zakresie od 2 do 5 mm. Zgodnie z oczekiwaniami zwiększenie gniotu bezwzględnego spowodowało zwiększenie odkształceń występujących w wyrobach walcowanych. Z rys. 11.37 wynika, że próbka walcowana przy $\Delta r = 5$ mm kształtowana była nie tylko na długości przewężenia ale również poza nim. Przyczyną tej sytuacji było gwałtowne wcięcie się klina w materiał i dociśnięcie go do rolek, które obracając się kształtowały w tym przypadku odkawkę na całej jej długości. W efekcie takiego zaburzenia, dla tego przypadku walcowania, nie uzyskano pożądanego kołowego kształtu przewężenia. Prawidłowe ukształtowanie przewężenia o zakłada-



Rys. 11.38. Obliczone rozkłady odkształceń w odkuwkach walcowanych metodą WKR, przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\Delta r = 5$ mm

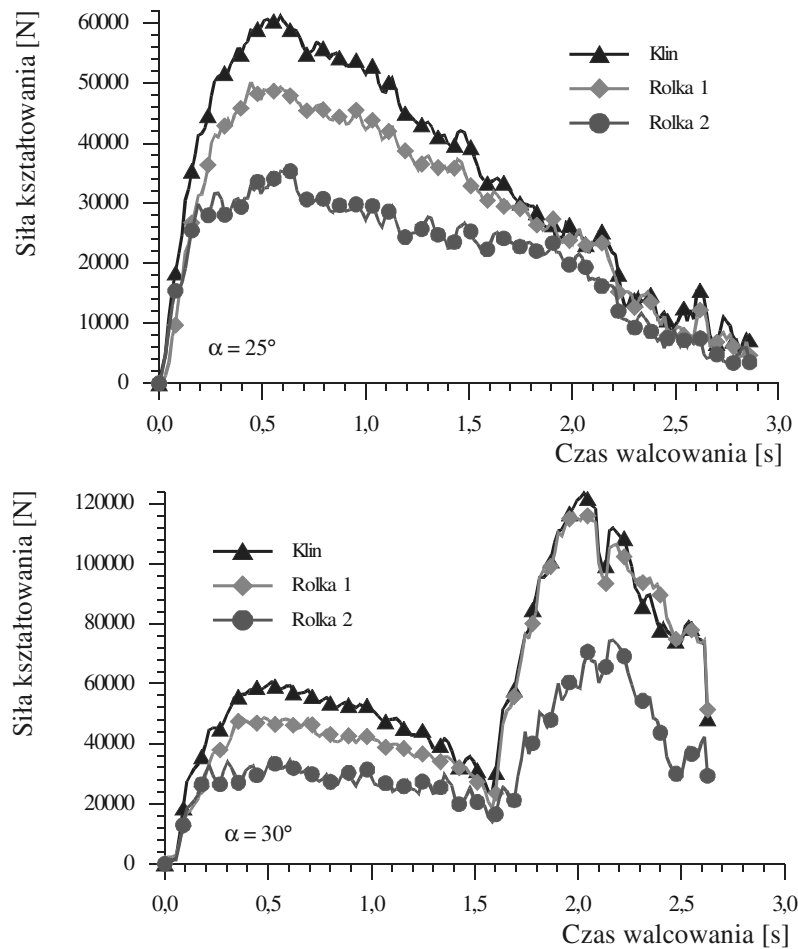
nych parametrach ($\Delta r = 5$ mm oraz $\alpha = 30^\circ$) wymaga zatem zastosowania klina, który będzie wcinął się w materiał w sposób mniej gwałtowny. Można to uzyskać zmniejszając kąt rozwarcia β . O prawidłowości takiego wnioskowania świadczą rozkłady odkształceń uzyskane dla przypadków WKR realizowanych przy $\alpha = 30^\circ$, $\Delta r = 5$ mm oraz $\beta = 5^\circ$ i $\beta = 3^\circ$ – pokazane na rys. 11.38.

Siły w procesie WKR

Siłę walcowania w procesie WKR (podobnie jak w WPK) można rozłożyć na trzy składowe skierowane zgodnie z osiami układu współrzędnych (rys. 11.33): promieniową (rozporową) F_r , osiową F_y oraz styczną F_x . Składowa promieniowa decyduje o obciążeniu narzędzi oraz korpusu walcarki. Z kolei znajomość składowej stycznej jest niezbędna do obliczenia energii potrzebnej do zrealizowania procesu WKR. Natomiast, ze względu na symetrię procesu, wiedza na temat siły osiowej jest mniej istotna na etapie projektowania procesu walcowania. Jednakże składowa osiowa F_y decyduje o stabilności walcowania, która może być naruszona z powodu wystąpienia przewężenia (zerwania) kształtowanego stopnia odkuwki.

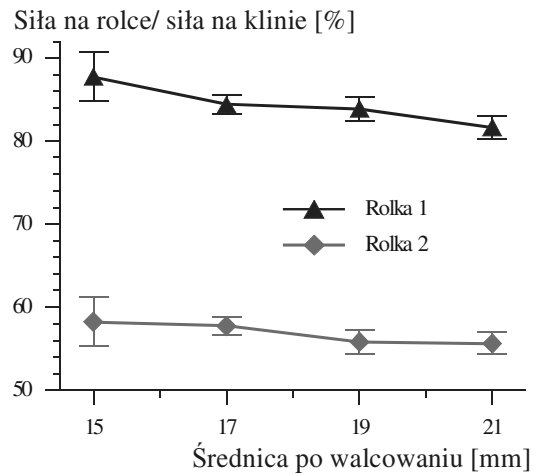
Na podstawie wykonanych analiz numerycznych uzyskano pełną informację na temat sił występujących w procesach walcowania klinowo-rolkowego. Stwierdzono, że w tym procesie kształtowania mogą występować dwie typowe charakterystyki rozkładu sił, które pokazano na rys. 11.39. W pierwszej z nich siły osiągają wartości maksymalne w momencie wcięcia się klina w materiał na wymaganą głębokość Δr , co ma miejsce już na początku fazy kształtowania. Następnie siły stopniowo zmniejszają się i podczas kalibrowania utrzymują wartości minimalne. W drugiej z odnotowanych charakterystyk rozkładów siły po-

czątkowo (w fazie wcinania klina i kształtowania) przyjmują wartości zbliżone do tych, jakie zarejestrowano podczas walcowania przebiegającego zgodnie z charakterystyką pierwszą. Natomiast w dalszej części procesu, zwykle w czasie przejścia z fazy kształtowania do kalibrowania, obserwuje się gwałtowne zwiększenie sił kształtowania, które następnie podczas kalibrowania ulegają stopniowemu zmniejszaniu.



Rys. 11.39. Rozkłady sił działających na poszczególne narzędzia w procesach WKR, przy: $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 25$ mm, $\delta = 1,67$ oraz α wyspecyfikowanych na rysunku

Występowaniu drugiej, niekorzystnej charakterystyki rozkładu sił kształtowania sprzyja stosowanie w procesie WKR: mniejszych kątów rozwarcia klina β , większych kątów kształtujących α oraz większych stopni gniołu δ .



Rys. 11.40. Porównanie sił działających na poszczególne rolki, w odniesieniu do siły na klinie, w procesach WKR realizowanych przy różnych d

Wydaje się, że główną przyczyną zwiększania sił podczas procesu WKR jest spiętrzanie materiału po obydwu stronach klina, które jest tym bardziej intensywne im większy jest kąt α i stopień gniotu δ oraz mniejszy jest kąt β . W efekcie takiego płynięcia metalu wzrasta średnica wsadu co powoduje, że podczas kalibrowania kształtowanie odbywa się nie tylko w strefie walcowanego przewężenia, ale również w zewnętrznych stopniach odkuwki.

Analiza wyników obliczeń numerycznych wykazała,

że we wszystkich rozważanych przypadkach największe siły występują na klinie zaś najmniejsze na rolce 2 (oznaczenia zgodnie z rys. 11.33). Siły na rolce 1 przyjmują wartości pośrednie. Dla ilościowej oceny sił oddziaływujących na poszczególne rolki porównywano ich wartości z siłami zarejestrowanymi na klinie. Porównań tych dokonano dla różnych średnic d kształtowanego przewężenia. W efekcie uzyskano zależności pokazane na rys. 11.40, zgodnie z którymi zmniejszenie średnicy przewężenia powoduje nieznaczny spadek proporcji sił działających na rolki w stosunku do siły na klinie. Ogólnie na podstawie obliczeń stwierdzono, że średnio siły na rolce 1 i 2 równe są odpowiednio 84,41% i 56,84% siły oddziaływującej na klin.

W trakcie obliczeń monitorowano również wartości siły stycznej F_x na klinie, która działa równolegle do kierunku przemieszczania tego narzędzia. Stwierdzono, że siła F_x (w zależności od parametrów procesu α , β i δ) może przyjmować wartości w zakresie od 25% do 50% siły całkowitej. Jest to około dwukrotnie więcej niż w typowych (dwunarzędziowych) procesach WPK. Odnosnie wpływu poszczególnych parametrów procesu na wielkość F_x stwierdzono, że zmniejszanie kąta rozwarcia β oraz stopnia gniotu δ powoduje wyraźne obniżenie wartości siły stycznej. Natomiast wpływ zmiany kąta kształtującego α na wartość siły F_x jest pomijalny.

Ograniczenia w procesie WKR

Stabilność procesu WKR, podobnie jak w przypadku WPK, może być zakłócona w efekcie:

- tworzenia się pęknięć wewnętrznych w odkuwce,

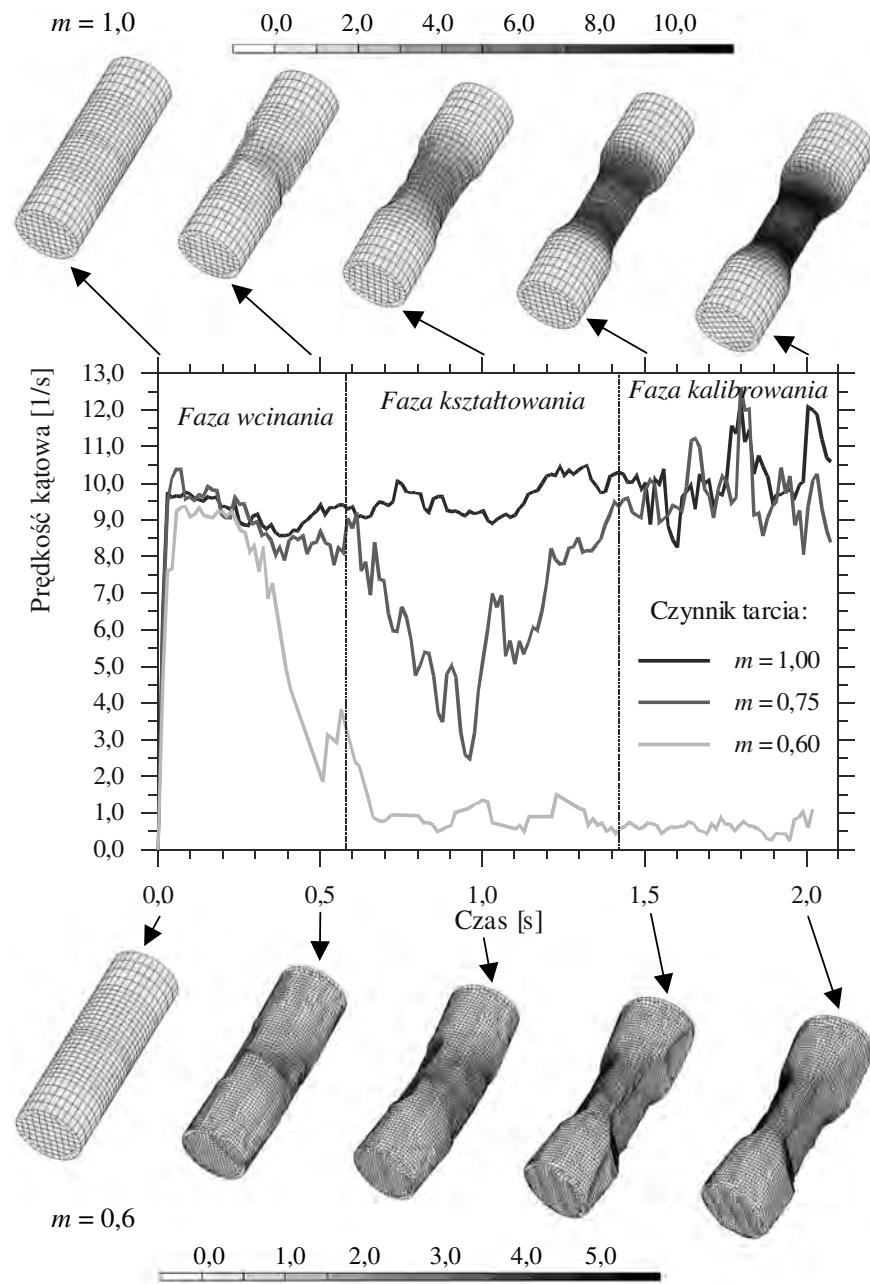
- niekontrolowanego poślizgu,
- zniekształcenia (przewężenia) kształtowanego stopnia wyrobu.

Mechanizm tworzenia pęknięć wewnętrznych w odkuwce kształtowanej metodą WKR jest identyczny jak w procesie WPK i został przedstawiony w rozdziale 5.3 książki.

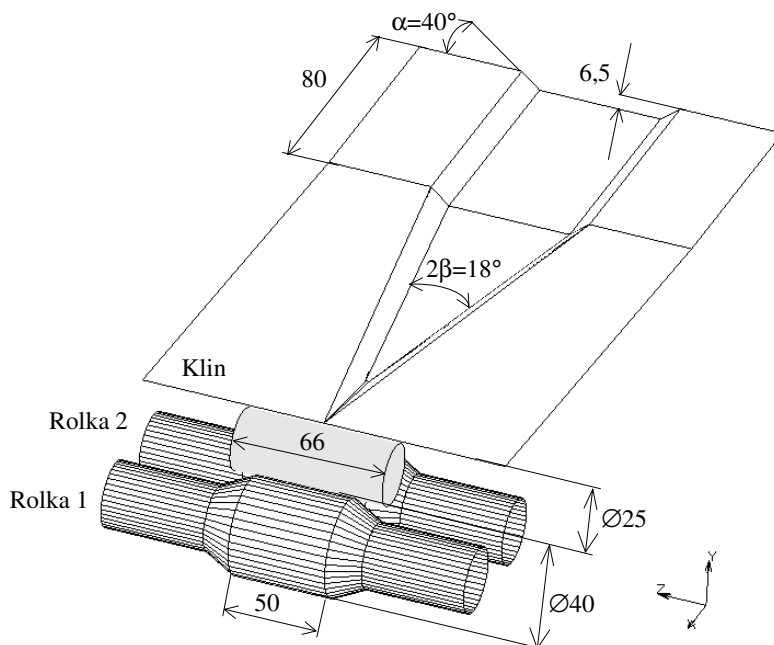
Za najpoważniejsze ograniczenie stabilności procesu WKR należy uznać niekontrolowany poślizg między odkształcanym metalem a narzędziami. Występuje on wówczas, gdy suma momentów sił sprzyjających obrotowi odkuwki kształtowanej jest mniejsza od sumy momentów sił przeciwnych temu obrotowi. W takim przypadku przemieszczający się ruchem posuwistym klin zdziera warstwy wierzchnie metalu odkuwki, jednocześnie wciskając ją pomiędzy obie rolki.

Głównym parametrem decydującym o możliwości wystąpienia poślizgu jest czynnik tarcia m na powierzchni styku kształtowany metal – narzędzie. W celu wykazania wpływu tego parametru na przebieg WKR wykonano szereg symulacji numerycznych jednego z przypadków walcowania (przy $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 7^\circ$, $\Delta r = 4$ mm), w którym stosowano różne wartości czynnika tarcia m . Podczas obliczeń wyznaczano rozkłady prędkości kątowej odkuwki, z których trzy pokazano na rys. 11.41. Z rysunku tego wynika, że w procesach WKR przebiegających przy tarcu maksymalnym ($m=1,0$) odkuwka obraca się podczas całego procesu, praktycznie z jednakową prędkością obrotową. Zmniejszenie wartości czynnika tarcia wywołuje większe poślizgi między narzędziami a odkuwką, które są największe podczas kształtowania. Przy zbyt małym czynniku m odkuwka traci zdolność do obracania się i ulega zdeformowaniu w sposób pokazany na rys. 5.21. Zaniechanie ruchu obrotowego powoduje wstrzymanie płynięcia metalu w kierunku stycznym, w efekcie czego intensywność odkształcenia w wybraku jest około dwukrotnie mniejsza niż w odkuwce ukształtowanej prawidłowo.

W celu oszacowania wpływu podstawowych parametrów WKR (tj. kątów α , β i gniotu Δr) na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu wykonano symulacje numeryczne kilku przypadków WKR, przebiegających przy stałym czynniku tarcia m . W efekcie wykonanych obliczeń stwierdzono, że stosowanie mniejszych kątów α jest korzystne, gdyż wówczas odkuwka obraca się szybciej – co świadczy o podwyższeniu stabilności walcowania. Ponadto zauważono, że mniej narażone na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu są przypadki walcowania, w których stosuje się mniejsze gnioty Δr . Odnosnie wpływu kąta β stwierdzono, że jego wzrost powoduje w fazach początkowych walcowania zwiększenie poślizgu, który jednakże wraz ze wzrostem zaawansowania kształtowania zanika i odkuwka zaczyna obracać się szybciej. Na tej podstawie uznano, że zmiana kąta β jest nieistotna ze względu na możliwość wystąpienia niekontrolowanego poślizgu.



Rys. 11.41. Wpływ czynnika tarcia m na prędkość kątową oraz kształt odkuwki (z zaznaczoną intensywnością odkształcenia) obliczony dla przypadku WKR, przy: $\alpha = 25^\circ$, $\beta = 7^\circ$, $\Delta r = 4 \text{ mm}$, $d_0 = 25 \text{ mm}$

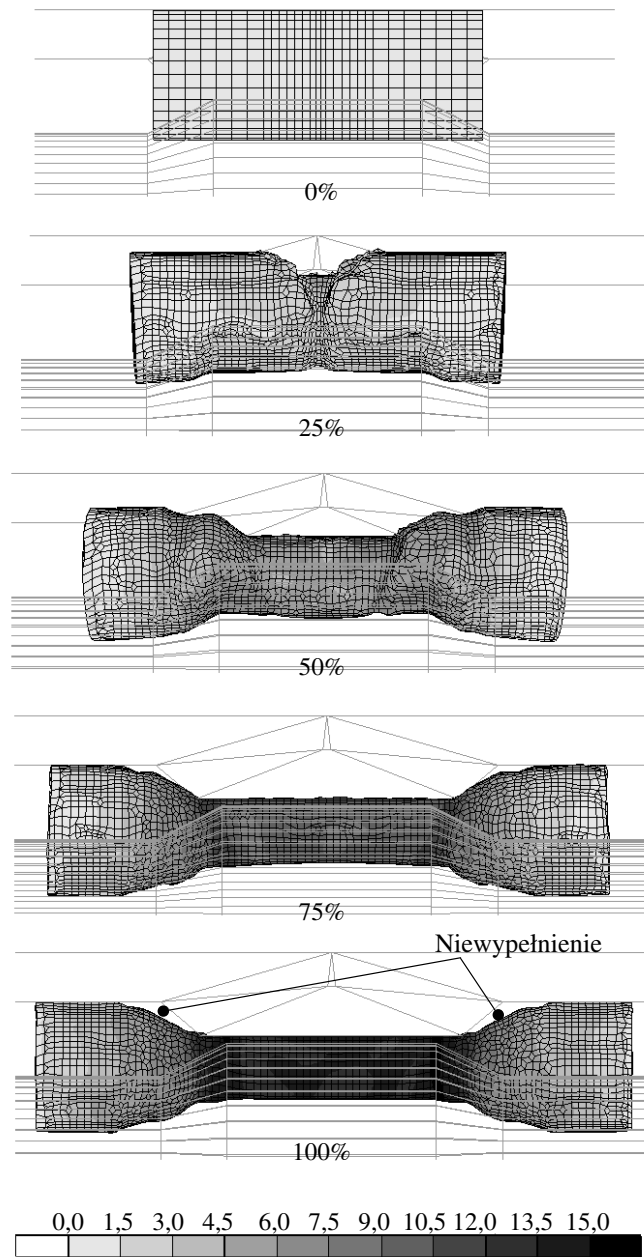


Rys. 11.42. Schemat przypadku WKR, charakteryzowanego stopniem gniotu $\delta = 2,08$

W typowych procesach WPK, przebiegających przy dużych odkształceniach, częste zakłócenie stabilności kształtowania stanowi przewężenie (zerwanie) walcowanego stopnia odkuwki. Ograniczenie to ma miejsce wówczas, gdy naprężenia rozciągające (wywołane oddziaływaniem składowej osiowej siły walcowania) osiągną wartość naprężeń uplastyczniających.

Dla sprawdzenia czy przytaczane zakłócenie może wystąpić także podczas WKR wykonano eksperyment numeryczny. Polegał on na zasymulowaniu procesu kształtowania, w którym rozważano odwalcowanie w odkuwce centralnego przewężenia o średnicy $\varnothing 12$ mm oraz długości 50 mm. Analizowany przypadek WKR pokazano na rys. 11.42, na którym zaznaczono również ważniejsze wymiary. Pozostałe parametry procesu były identyczne ze stosowanymi we wcześniejszych (przytaczanych w bieżącym podrozdziale analizach). Na uwagę zasługuje fakt stosowania podczas walcowania stopnia gniotu $\delta = 2,08$ oraz kątów klina wynoszących $\alpha = 40^\circ$ i $\beta = 9^\circ$. Albowiem, przy takich parametrach kształtowania w typowym procesie WPK miałyby miejsce niepożądane przewężenie części walcowanej.

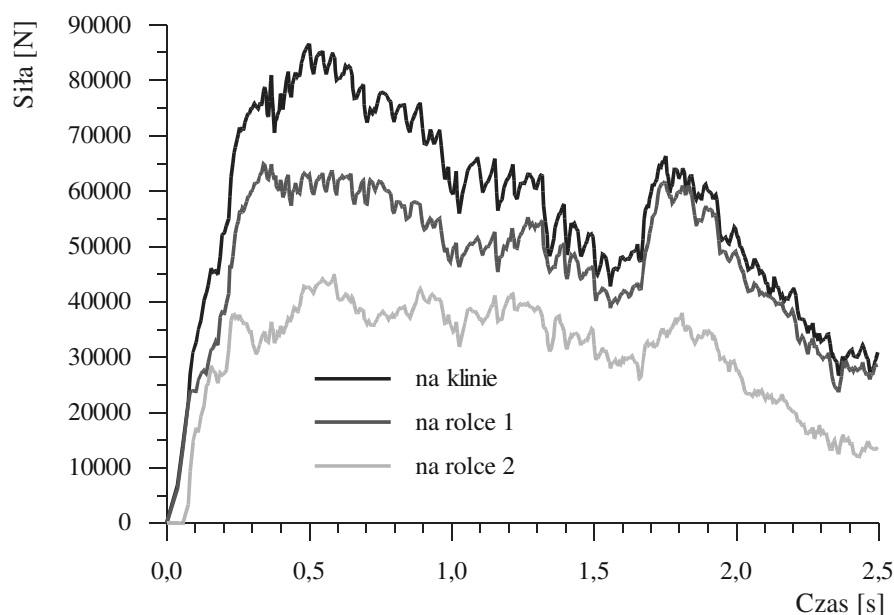
W efekcie przeprowadzonych obliczeń numerycznych prześledzono zmiany kształtu odkuwki (zachodzące podczas WKR), które pokazano na rys. 11.43. Wbrew oczekiwaniom stwierdzono, że w analizowanym procesie WKR



Rys. 11.43. Progresja kształtu odkuwki (z zaznaczonym rozkładem intensywności odkształcenia) podczas WKR zgodnego z rys. 11.42, przy zaawansowaniu procesu podanym na rysunku

nie występuje przewężenie (zerwanie) walcowanego stopnia odkuwki. Wydaje się, że jest to wynikiem występowania na powierzchni rolek sił tarcia, które hamując płynięcie metalu w kierunku osiowym przeciwdziałają niekontrolowanemu rozciąganiu kształtowanego stopnia odkuwki. Oczywiście dalsze zwiększanie gniotu może doprowadzić do sytuacji, w której przewężenie powstanie. Jednakże działanie takie wymagałoby m.in. zmniejszenia średnicy rolek, co skutkowałoby skróceniem ich żywotności. Reasumując, można stwierdzić, że prawdopodobieństwo przewężenia (zerwania) walcowanego stopnia odkuwki podczas WKR jest znacznie mniejsze niż w typowych procesach WPK.

Wykonane obliczenia wykazały również, że podczas WKR może wystąpić zniekształcenie odkuwki w stopniu uniemożliwiającym jej akceptację. Wada ta jest dobrze widoczna na rys. 11.43, gdzie odkuwka finalna posiada niewypełnienia lokalizowane w strefach stożkowych. Zaobserwowana wada jest wynikiem oddziaływania na metal (podczas walcowania) występow rolek profilowych, wciskających się w wyrób. Zapobieganie wystąpieniu tego zakłócenia jest szczególnie utrudnione i może powodować, że niektóre z odkuwek nie będą mogły być kształtowane metodą WKR. Należy zauważyć, że wystąpienie omawianego ograniczenia nie powoduje zmian w rozkładach sił kształtowania – pokazanych na rys. 11.44. Bowiem, charakter tych rozkładów jest zgodny z tym, który zaobserwowano w typowych (stabilnych) procesach WKR.



Rys. 11.44. Rozkład sił obliczony dla procesu WKR, zgodnego z rys. 11.42

12. Podsumowanie

W książce przedstawiono ważniejsze wyniki analiz teoretycznych, badań doświadczalnych i prób przemysłowych dotyczących procesu walcowania poprzeczno-klinowego (WPK). Prace te zostały wykonane na przestrzeni ostatnich niemal 20 lat, początkowo przy współudziale autora a później pod jego kierownictwem. Treść książki podzielono na dwanaście rozdziałów.

W rozdziale pierwszym omówiono: zasadę kształtowania metodą WPK, główne parametry procesu, asortyment wyrobów walcowanych oraz schematy WPK (wyróżnione ze względu na kształt narzędzi). Ponadto, przedstawiono tutaj rys historyczny rozwoju procesu WPK – poczynając od pierwszego patentu (udzielonego w roku 1879) odnoszącego się do tej interesującej techniki wytwarzania, a skończywszy na czasach obecnych.

Rozdział drugi poświęcono obciskaniu obrotowemu prętów okrągłych, będącemu podstawowym przypadkiem obciążenia występującym w procesie WPK. Scharakteryzowano tutaj następujące zagadnienia: kształt przekroju poprzecznego pręta poddanego obciskaniu obrotowemu, stan naprężenia i odkształcenia, obliczanie nacisku jednostkowego na powierzchni styku materiał – narzędzie (przedstawiono rozwiązania otrzymane w oparciu o metody: równań różniczkowych równowagi, linii poślizgów i charakterystyk, górnej oceny oraz MES), obliczanie sił w procesie obciskania obrotowego oraz ograniczenia naruszające stabilność kształtowania (poślizg niekontrolowany i pęknięcia wewnątrz materiału).

Trzeci rozdział książki dotyczy stanu odkształcenia i naprężenia w odkuwkach kształtowanych metodą WPK. Wyprecyzowano w niej modele dotyczące kinematyki płynięcia metalu, opracowane przez Danno i Tanakę, Andreeva i in. oraz autora i Werońskiego. Następnie omówiono problematykę promienia tocznego, który można obliczać z wykorzystaniem metody warstwowej (opracowanej przez autora) oraz MES. Metoda warstwowa bazuje na założeniu, że strefę odkształcenia w analizowanym procesie kształtowania można przedstawić w postaci wzajemnie przylegających do siebie warstw materiału. Dla warstw tych oblicza się naciski powierzchniowe w sposób analogiczny jak w procesach obciskania obrotowego. Po uwzględnieniu kształtu poszczególnych warstw oblicza się siły, promień toczny i powierzchnię styku metal – narzędzie. Kolejną

część rozdziału poświęcono zagadnieniu zwiększania średnicy materiału wchodzącego do strefy kształtowania. Podano rozwiązania (uzyskane metodą linii poślizgu i MES) pozwalające na obliczenie tzw. współczynnika wzrostu średnicy wyrobów kształtowanych. W ostatniej części rozdziału korzystając z możliwości stwarzanych przez modelowanie numeryczne, przedstawiono mapy odkształceń i naprężeń – odpowiadające procesom WPK realizowanym przy różnych parametrach.

Rozdział czwarty przedstawia informacje na temat sił w procesie WPK. Omówiono tutaj wyniki badań doświadczalnych, mających na celu określenie wpływu podstawowych parametrów procesu na rozkłady składowych siły kształtowania. Siły te można szacować przyjmując, iż są one równe iloczynowi odpowiedniego rzutu powierzchni kontaktu materiał – narzędzie i średniego nacisku jednostkowego. Z tego też względu w dalszej części rozdziału przybliżono rozwiązania pozwalające na obliczanie pola powierzchni styku (Andreeva i in., Celikova i in., autora i Werońskiego) oraz nacisku jednostkowego (Balina i Poźniakowa oraz własne autora).

W rozdziale piątym omówiono ograniczenia występujące w procesie WPK. W pierwszej kolejności scharakteryzowano wady, które mogą wystąpić podczas walcowania odkuwek. Następnie szczegółowo omówiono poszczególne ograniczenia, których wystąpienie może zakłócić stabilność walcowania. Są to: niekontrolowany poślizg między materiałem a narzędziem, przewężenia kształtowanego stopnia odkuwki oraz pękanie wewnętrzne metalu w odkuwce. W przypadku każdego z ograniczeń przedstawiono zależności matematyczne, których spełnienie (na etapie projektowania procesu) winno zapewnić uzyskiwanie metodą WPK wyrobów wolnych od wad wewnętrznych i zewnętrznych.

Kolejny szósty rozdział książki poświęcono narzędziom wykorzystywanym w procesach WPK. W sposób szczegółowy omówiono budowę narzędzia klinowego, w którym wyszczególniono następujące strefy: wejściową i prowadzącą, kształtowania, odcinania (rozcinania), prostowania oraz wyjściową. Następnie scharakteryzowano problematykę doboru parametrów katowych klinów (tj. kąta kształtującego i kąta rozwarcia klina) oraz zastosowania technik optymalizacyjnych w projektowaniu narzędzi (polioptymalizacja kątów klinów, optymalizacja kształtu powierzchni bocznej klinów). W końcowej części rozdziału przedstawiono metodykę postępowania podczas konstruowania narzędzi klinowych, przebiegającego z wykorzystaniem programów komputerowo-wspomagane projektowania.

Rozdział siódmy dotyczy projektowania technologii WPK. Przedstawiono w nim sposób opracowywania rysunku odkuwki z uwzględnieniem naddatków technologicznych na wymiarach średnicowych oraz długościowych odkuwki. Następnie scharakteryzowano podstawowe metody technologiczne tj. WPK metodą: redukcji średnic (zwykłą), ze spęczaniem (wsteczne) oraz równoległą.

Dla każdej z metod oprócz informacji podstawowych przedstawiono szereg rozwiązań innowacyjnych wynikających z dokonanego przeglądu materiałów patentowych. W końcowej części rozdziału podano przykłady zastosowania technologii WPK do wytwarzania wyrobów takich jak: korpus noża obrotowego, wałek pośredni, kula oraz wałek sprzęgła. Dla wszystkich przykładów podano konstrukcje narzędzi klinowych oraz przedstawiono wyniki symulacji numerycznych i wykonanych badań laboratoryjnych (przemysłowych).

W kolejnym ósmym rozdziale książki dokonano charakterystyki zagadnienia kształtowania metodą WPK wyrobów drążonych. Po krótkim przeglądzie prac dotychczas wykonanych omówiono badania dotyczące procesu WPK, wykonane w Politechnice Lubelskiej. W ramach tych prac wykonano analizy numeryczne WPK wyrobów drążonych mające na celu ustalenie wpływu poszczególnych parametrów procesu na jego przebieg, siły kształtowania i uzyskiwane dokładności wymiarowe. Na podstawie obliczeń wyznaczono obszary stabilnego przebiegu procesu WPK wyrobów drążonych oraz ustalono rodzaje zakłóceń ograniczających tę stabilność. Weryfikacji obliczeń numerycznych dokonano w warunkach laboratoryjnych poprzez porównanie sił kształtowania oraz grubości ścianek odkuwek – z obliczeń i badań eksperymentalnych. Ostatecznie możliwość zastosowania metody WPK do kształtowania odkuwek drążonych zweryfikowano w warunkach przemysłowych, gdzie podjęto próbę wytwarzania metodą WPK korpusu noża obrotowego z wsadu drążonego. Stwierdzono, iż w oparciu o tę metodę kształtowania można wytwarzać odkuwki korpusów z dokładnością porównywalną do uzyskiwanej podczas kształtowania z wsadów pełnych.

Rozdział dziewiąty przedstawia nowe rozwiązania technologiczne, dzięki którym możliwe jest kształtowanie metodą WPK odkuwek o przekroju poprzecznym różnym od kołowego. Szczegółowo omówiono tutaj opracowaną w Politechnice Lubelskiej metodę walcowania gwintu wkrętów szynowych, kształtowanych w układzie podwójnym. Przedstawiono również autorską metodę kalibrowania narzędzi (polegającą na okresowym sprofilowaniu powierzchni roboczych klinów), za pomocą których można kształtować stopnie wałków o przekroju poprzecznym w kształcie: kwadratu, sześciokąta, prostokąta, owalu itp. W zakończeniu rozdziału przedstawiono przykłady rozwiązań umożliwiających otrzymywanie w procesie WPK stopni wałków z wieńcami zębatymi bądź uzwojeniami ślimaka.

W rozdziale dziesiątym przedstawiono stan zagadnienia w zakresie WPK na zimno. Po krótkim przeglądzie prac dotychczas wykonanych w świecie szczegółowo omówiono badania procesu WPK na zimno zrealizowane w Politechnice Lubelskiej. Dotyczyły one nowego procesu dzielenia bezodpadowego metalowych prętów okrągłych, polegającego na odwalcowaniu na obwodzie pręta rowka w kształcie litery V i następnym przeginaniu obrotowym pręta (do-

prowadzającym do jego rozdzielenia). Na podstawie wykonanych prac badawczych (obejmujących analizy teoretyczne bazujące na MES oraz próby laboratoryjne walcowania) uzyskano wyniki na temat: kinematyki płynięcia metalu, stanu naprężenia i odkształcenia, zwiększenia średnicy odkuwki w czasie kształtowania, sił, stabilności kształtowania i mechanizmu pęknięcia metalu.

Rozdział jedenasty dotyczy nowego procesu kształtowania plastycznego, opracowanego w Politechnice Lubelskiej, nazwanego walcowaniem klinowo-rolkowym (WKR). W zależności od kształtu klina oraz rolek (gładkie lub profilowe) wyróżniono sześć schematów WKR. Podano również zależności opisujące uwarunkowania geometryczne w poszczególnych schematach WKR. W dalszej części rozdziału opisano badania doświadczalne, w których walcowano próbki ze stali C45 na zimno i na gorąco. Wykazano iż stosując WKR można z powodzeniem wytwarzać wyroby osiowo-symetryczne, zarówno pełne jak i drażnione. W końcowej części rozdziału podano rezultaty analizy numerycznej procesu WKR w zakresie: stanu naprężenia, stanu odkształcenia, parametrów siłowych oraz czynników zakłócających stabilność kształtowania metodą WKR.

Ostatni, dwunasty rozdział stanowi podsumowanie, w którym w sposób syntetyczny scharakteryzowano treści przedstawiane w poszczególnych rozdziałach książki.

Summary

This book presents the most important results of theoretical analyses, experimental research and industrial tests connected with the cross-wedge rolling (CWR) process. These works have been done for almost 20 years; at the beginning with the author's cooperation and later at his coordination. The content of the book was divided into twelve chapters.

The first chapter discusses: forming by means of the CWR method, the process basic parameters, assortment of the rolled products and CWR schemata (distinguished due to the tools shape). Moreover, the history of the CWR process development is presented in this chapter-beginning from the first patent (given in 1879) correlated with this technique of manufacturing and ending with present time.

The second chapter is devoted to round bars rotary compression, which is the basic case of loading present during the CWR process. The following issues are characterized here: the shape of the cross-section of a bar which is rotary compressed, state of strain and stress, calculating unit pressure on the material-tool surface of contact (the author presents solutions obtained on the basis of the following methods: equilibrium differential equation, slip line and characteristics, upper bound method and FEM), calculating of forces in the rotary compression process and limits disturbing the forming stability (uncontrolled slide and internal cracking of material).

The third chapter of the book deals with state of strain and stress in parts formed by means of the CWR. The models of kinematics of material flow, worked out by Danno and Tanaka, Andreev et al and by the author and Weroński, are specified here. Next, the issue of rolling radius, which can be calculated by means of layer method (worked out by the author) and FEM, is discussed. The layer method bases on the assumption that the strain area in the analyzed forming process can be presented as material layers mutually adherent. For these layers surface pressures are calculated in the same way as in the rotary compression process. After considering the shape of particular layers, the forces rolling radius and the surface of contact between metal – tool are calculated. The further part of the chapter deals with increasing of diameter of the material incoming into the forming zone. The solutions (obtained by means of slip line method and

FEM) allowing for calculating so called coefficient of increase of formed parts diameter are given. In the last part of the chapter, due to the possibilities given by numerical modelling, strain and stress diagrams are presented – which corresponds to CWR processes realized at various parameters.

The fourth chapter provides information about forces in the CWR process. The results of experimental research aiming at determining the influence of process basic parameters on distributions of forming forces components are discussed here. These forces can be estimated assuming that they are equal product of proper projection of material – tool surface of contact and mean unit pressure. Because of that, in the further part of the chapter, the solutions allowing for calculating area of contact surface (Andreev et al, Celikov et al, the author and Weroński) and unit pressure (Balin, Pozdniakow and the author) are also discussed.

The fifth chapter analyzes the limitations present in the CWR process. At the beginning, disadvantages that can appear during parts rolling are characterized. Next, particular limitations which can disturb the rolling process stability are discussed in details. They include: uncontrolled slip between material and tool, necking of the formed part and internal cracking of material in part. In the case of every limitation mathematical dependencies are given, fulfilling of which (at the designing stage of the process) should guarantee obtaining by means of CWR products free from internal and external faults.

The sixth chapter of the book deals with tools used in the CWR processes. The construction of wedge tool, in which the following zones (areas) can be distinguished: initial, guiding, forming, cutting, straightening and output, is discussed in details. Next, the issue of choice of wedge angles parameters (forming angle and wedge spreading angle) and the application of optimization techniques for tools designing (polioptimization of wedge angles, optimization of shape of wedges side surface) are characterized. At the end of the chapter, the methodology used during wedge tools designing with the application of computer aided designing programs is presented.

The seventh chapter deals with designing of the CWR technology. The way of working out forging drawing considering technological allowance on diameter and length dimensions of forging is presented. Next, basic technological methods – CWR by means of diameters reduction (basic), with upsetting (reverse) and parallel method are characterized. Apart from basic information, numerous innovative solutions resulting from survey patent materials are analyzed for each method. At the end of the chapter, the examples of application of the CWR technology for manufacturing of such products as: rotary cutter bodies, indirect shaft, ball and clutch shaft are presented. For every example of application wedge tools constructions are given and results of numerical simulations and laboratory research (industrial) are provided.

In the eight chapter, the characteristic of forming by means of the CWR method of hollowed parts is discussed. After brief presentation of works done so far, research on the CWR process done at Lublin University of Technology are analyzed. Within the scope of these works, numerical analyses of the CWR of hollowed parts were done. They aimed at determining the influence of particular process parameters on its course, forming forces and obtained dimensional accuracy. On the basis of calculation the areas of stable course of the CWR of hollowed parts were determined and types of disturbances limiting this stability were given. The verification of numerical calculations was done in laboratory conditions by comparison of forming forces and forgings wall thickness-from calculations and experimental research. Finally, the possibility of application of the CWR method for forming of hollowed parts was verified in industrial conditions, where the rotary cutter body from hollowed charge was made by means of the CWR. It was stated that basing on this forming method it is possible to manufacture body forgings with the accuracy comparable to the accuracy obtained during forming from full charges.

The ninth chapter presents new technological solutions, due to which it is possible to form by means of the CWR forgings with cross sections different from circular. The method of rolling of screw spikes thread formed in double system, worked out at Lublin University of Technology, is discussed in details. The tools sizing method worked out by the author (based on periodical profiling of wedges working surfaces) is presented here. Tools sized in that way allow for forming of steps of shafts with cross sections in the shape of: square, hexagon, rectangle, oval etc. At the end of this chapter, the examples of solutions allowing for obtaining by means of the CWR process steps of shafts with teeth or worm are given.

The tenth chapter analyzes the CWR process in cold conditions. After brief presentation of state of the art, the research on the CWR process in cold conditions realized at Lublin University of Technology are discussed in details. They concerned a new process of splitting without waste of round metal bars. This process bases on rolling V-groove (notch) on the bar circumference and later, on the bar rotary bending (leading to bar separation). On the basis of research works (constituting theoretical analyses basing on FEM and rolling laboratory tests), obtained results concerning the following: kinematics of material flow, state of stress and strain, increase of forging diameter during forming, forces, forming stability and material cracking mechanism.

The eleventh chapter deals with the metal forming process worked out at Lublin University of Technology, called wedge-rolls rolling (WRR). Depending on wedge and rolls shape (smooth and profiled), six schemata of WRR were distinguished. Dependencies describing geometrical conditions in particular WRR schemata are also given. In the further part of the chapter, experimental research,

in which parts from steel C45 were rolled in cold and hot conditions, are presented. It was proved that applying the WRR method it was possible to manufacture axi-symmetrical products, full as well as hollowed ones. The end of the chapter presents the results of WRR numerical analyses within the scope of: state of strain, state of stress, force parameters and factors disturbing forming stability by means of WRR method.

The last, twelfth chapter is the summary, in which the author in a synthetic way characterizes issues presented in particular chapters.

Literatura

- [1] Agmarzan L. S., Lomsadze D. M. Issledovanie ustanovšegosia plastičeskogo tečenija materiala poperečnoj prokatke. *Izv. VUZ Černaja Metallurgija* 1969 nr 11 s. 114-118
- [2] Amborn P., Frielingsdorf H., Ghosh S. K., Greulich K. Modern side – shafts for passenger cars: manufacturing processes I, *Journal of Material Processing Technology* 1995 vol. 48 s. 13-24
- [3] Amborn P., Frielingsdorf H., Ghosh S. K., Greulich K. Modern side – shafts for passenger cars: manufacturing aspects, *Journal of Material Processing Technology* 1995 vol. 48 s. 3-12
- [4] Andreev G. V., Gorbunov E. M., Klušín V. A., Ščukin V. Ja. Uslovija ustojčivogo protekanija processa klinovoj prokatki. W: *Plastičnost i obrabotka metalov davlenem*. Minsk: Nauka i Technika 1974 s. 128 – 131
- [5] Andreev G. V., Guzjavičius L. V., Makušok E. M., Ščukin V. Ja. Vybor geometričeskich parametrov klinovogo instrumenta. W: *Abrazionaja obrabotka i obrabotka metallov rezaniem i davlenem*. Minsk: Nauka i Technika 1975 s. 73 – 76
- [6] Andreev G. V., Klušín V. A., Makušok E. M., Segal V. M., Ščukin V. Ja. *Poperečno – klinovaja prokatka*. Minsk: Nauka i Technika 1974
- [7] Andreev G. V., Makušok E. M., Segal V. M., Ščukin V. Ja. Poperečno – klinovaja prokatka. *Vestnik Mašinostroenija* 1974 T. 54 nr 8 s. 74 – 77
- [8] Andreev G. V., Makušok E. M., Segal V. M., Sten'ko L. I., Ščukin V. Ja. Profilirovanie zagotovok ploskimi klin'jami. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1971 nr 10 s. 6 – 8
- [9] Astrop A. W. High – volume production of stub shafts by transverse roll forging. *Machinery and Production Engineering* 14 July 1971 s. 46-47
- [10] Astrop A. W. Redman demonstrate wedge-roll hot forming process. *Machinery and Production Engineering* 19 February 1969 s. 291-294
- [11] Avitzur B. *Metal Forming: Processes and Analysis*. Mc Graw-Hill Book Co. 1968
- [12] Awano T., Danno A. Metal flow on rolled shafts – a study of hot rolling of stepped shaft. Part 1. *Sosei to Kako* 1968 nr 88 s. 285-295
- [13] Awano T., Danno A. Rolling force and rolling torque – a study of hot rolling of stepped shaft. Part 2. *Sosei to Kako* 1968 nr 88 s. 296-303
- [14] Bachman K., Brenn P. Fertigungsleine für die herstellung von schakelbugeln. *Umformtechnik* 1981 nr 6 s. 30-33
- [15] Bai Y., Dodd B. A slip-line field solution for plane-strain indentation by an obtuse - angle wedge. *Int. J. Mech. Sci.* 1982 vol. 24 s.119-123

- [16] Balin A. F. *Poperečno – vintovaja prokatka kuznečnych zagotovok*. Moskva 1959
- [17] Balin A. F. Prokatka klin’jami. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1962 nr 6 s. 12-16
- [18] Balin A. F., Pozdnjakov O. D. Rasčet kontaktnych naprjaženij pri drobnych deformacijach. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 10 s. 3-5
- [19] Bartnicki J. *Badania teoretyczno-doświadczalne procesu walcowania poprzeczno-klinowego wyrobów drążonych*. Praca doktorska. Politechnika Lubelska, Lublin 2005 (maszyn.)
- [20] Bartnicki J., Pater Z. Numerical simulation of three-rolls cross-wedge rolling of hollowed shaft. *Journal of Materials Processing Technology* 2005 vol. 164-165 s. 1154-1159
- [21] Bartnicki J., Pater Z. The aspects of stability in cross-wedge rolling processes of hollowed shafts. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vol. 155-156 s. 1867-1873
- [22] Bartnicki J., Pater Z.: Analiza procesu wyciskania współbieżnego wałków drążonych, *TEKA Komisji Budowy i Eksploatacji Maszyn, Elektrotechniki, Budownictwa*, t. I, Lublin 2003, s. 113-117
- [23] Bartnicki J., Pater Z.: The influence of tool geometry on the CWR process of hollowed shafts. *STEEL-GRIPS Journal of Steel and Related Materials* 2 (2004). Supl. Metal Forming 2004, s.103-107
- [24] Bartnicki J., Pater Z.: *Walcowanie poprzeczno-klinowe wyrobów drążonych*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2005
- [25] Bartnicki J.: Owalizacja wałków drążonych w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Eksploatacja i Niezawodność* 2004 nr 2, str. 5-8
- [26] Belmont K. Commercial wedge rolling in the United States. W: *Proceedings of 2nd International Conference on Rotary Metalworking Processes* October 6th – 8th 1982, Stratford upon Avon UK s. 385-397
- [27] Blazynski T. Z. Odkształcenia zbędne w procesach wytwarzania rur. *Metalurgia i Odlewnictwo* 1977, zeszyt 4 s. 445-458
- [28] Borislavskij L. B., Romanenko P. V., Bol’šak N. I., Kotrečko A. A. Novaja technologija izgotovlenija coeditel’nych osej tjagovoj cepi skrebkiego transportera. *Technologija i organizacija proizvodstva* 1976 nr 9 s. 34-35
- [29] Celikov A. I. Elementy teorii poperečnoj prokatki i cholodnaja prokatka na trechvalkovych stanach. *Vestnik Mašinostroenija* 1961 nr 7 s. 49-54
- [30] Celikov A. I. *Poperečno-klinovaja prokatka v mašinostreni*. Moskva: Mašinostroenie 1982
- [31] Celikov A. I. *Prokatnye stany*. Moskva: Metallurgizdat 1946
- [32] Chao-Fu Z. Method of determining the rolling radius of workpiece for cross wedge rolling process. W: *Proceedings of 2nd International Conference on Rotary Metalworking Processes* October 6th – 8th 1982, Stratford upon Avon UK s. 27-32
- [33] Cho N. S., Na K. H., Kim J. H. Analysis of the rotational compression of a cylindrical billet in transverse rolling process. *Journal Materials Processing technology* 1990 vol. 22 s. 203

- [34] Choi S., Yoon D. J., Lee G. A., Lee H. W., Na K. H.: Cold rolling technique for eliminating cuffing process in manufacturing precise product using non-heat-treated micro alloys. *Materials Science Forum* 2005 vol. 475-479, s. 3235-3238
- [35] Cockroft M. G., Latham D. J. A simple criterion of fracture for ductile metals. *Nat. Eng. Lab., Report no 240* Glasgow 1966
- [36] Cropping of steel bar – its mechanism and practice. W.: *I.C.C.G. International Cold Forging Group* 1967-1992. ICFG Paryż 1992, s. 19-32
- [37] Danno A., Avano T. Effect of rolling conditions of formation of central cavity in 2-roll cross rolling. *Sosei to Kako* 1976 nr 181 s. 117-124
- [38] Danno A., Tanaka T. Characteristics of billet deformation in 3-roll wedge rolling of axisymmetric stepped shafts. W: *Proceedings of 3rd International Conference on Rotary Metalworking Processes* 8-10 September 1984, Kyoto Japan 1984 s. 321-332
- [39] Danno A., Tanaka T. Hot forming of stepped steel shafts by wedge rolling with three rolls. *Journal of Mechanical Working Technology* 1984 nr 9 s. 21-35
- [40] Davis J. C. *Statistics and data analysis in geology*. New York: Wyd. John Wiley and Sons 1986
- [41] Deng Z., Lovell M., Tagavi K. Influence of Material Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2001 vol. 123 s. 647-653
- [42] Detrich J. and Muller H. Erprobung einer weiteren Variante des Querwalzens mit Keilformungen Werkzeugen. *Fertigungstechnik und Betrieb* 1977 no 9 s. 547-549
- [43] Developments in rotary metalworking. *Machinery and Production Engineering* 2 February 1983 s. 34-35
- [44] Dodd B., Osakada K.: A note of the types of slip-line field for wedge indentation determined by computer. *Int. J. Mech. Sci.* 1974 vol. 16 s. 931-938.
- [45] Dohmann F., Hartl Ch. Tube hydroforming – research and practical application, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 174-186
- [46] Dong Q. T. Key problems in the design of type D46 wedge cross rolling machine. *Proceedings of 4th International Conference on Rotary Metalworking Processes* 1989 Beijing, China
- [47] Dong Y., Lovell M., Tagavi K. Analysis of slip in cross – wedge rolling: an experimentally verified finite – element model. *Journal of Materials Processing Technology* 1998 vol. 80-81 s. 273-281
- [48] Dong Y., Tagavi K., Lovell M. Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: a numerical and phenomenological investigation. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 97 s. 44-53
- [49] Dong Y., Tagavi K., Lovell M., Deng Z. Analysis of stress in cross wedge rolling with application to failure. *International Journal of Mechanical Sciences* 2000 vol. 42 s. 1233-1253
- [50] Dorožej V. I., Margolin B. M., Seljukov V. N. Izgotovlenije zagotovok šarovyvh pal'cev rulevych tjaq metodom poperečno-klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1975 nr 1 s. 36-38
- [51] Du F., Li X., Wang M. 3D coupled thermo-mechanical nonlinear FEM simulation of cross wedge rolling. *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 2002 vol. 38 s. 231-234

- [52] Dulov G. A., Astafev Ju. E., Šutov A. L. K osobennostjam processa cholođnoj poperečno-klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 8 s. 5-8
- [53] Eberlein L. and Muller H. Ergebnisse und Ziele der Wissenschafts-Kooperation beimwalzen. *Umformtechnik* 1988 vol. 22 (3), s. 106-111
- [54] Erkenzweig G. Walzbacken zum Walzen von Rotationskapern. *Deutsches Patent* 78382 V (1893)
- [55] Fu X. P., Dean T. A. A study of defects in cross wedge rolling. *Technical Report 4*, School of Manufacturing and Mechanical Engineering Univ. Of Birmingham UK 1991
- [56] Fu X. P., Dean T. A. Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process. *International Journal of Machinery Tools Manufacture Design, Research and Application* 1993 vol. 33 s. 367-400
- [57] Gabryszewski Z., Gronostajski J. *Mechanika procesów obróbki plastycznej*. Warszawa: Wyd. PWN 1991
- [58] Glaß R., Hahn F., Kolbe M., Meyer L. W. Process of partial bulk metal-forming – aspects of technology and FEM simulation. *Journal of Materials Processing Technology* 1998 vol. 80-81 s. 174-178
- [59] Gontarz A., Łukasik K., Pater Z., Weroński W. *Technologia kształtowania i modelowanie nowego procesu wytwarzania wkrętów szynowych*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2003
- [60] Gontarz A., Pater Z. Material model of the AlCu2SiMn alloy under hot plastic forming. *Engineering Transactions* 1999 vol. 47 s. 339 – 349
- [61] Gontarz A., Pater Z., Koczurkiewicz B. Krzywe płynięcia stali 19MnCr5G. *Folia Societatis Scientiarum Lublinensis* 2001 vol. 10 s. 80-88
- [62] Gontarz A., Pater Z., Weroński W. Siły w procesie walcowania poprzeczno-klinowego klinami płaskimi. *Obróbka Plastyczna Metali* 2001 nr 4 s. 17-23
- [63] Grigorev A. K. i in. Izmenene tołščiny stenki pri poperečno-klinovoj prokatke polych zagotovok. *Izv. VUZ Černaja Metalurgija* 1975 nr 7 s. 99-102
- [64] Grundzweig H., Longman J. M., Petch N. J. Calculations and measurements on wedge - indentation. *J. Mech. Phys. Solids* 1954 vol. 2 s. 81-86.
- [65] Guifu L., Guolu Z., Changwu G. The study of the technological parameters and the load and power parameters on 3-roll cross wedge rolling. W: *Proceedings of 3rd International Conference on Rotary Metalworking Processes* 8 -10 September 1984, Kyoto Japan 1984 s. 333 – 343
- [66] Hayama M. Estimation of load and contact width in rotational compression of rod. *Bulletin of the Faculty of Engineering, Yokohama National Univ.* 1974 vol. 23 s. 83-90
- [67] Hayama M. Optimum working conditions in the cross rolling of stepped shaft. *Journal of Mechanical Working Technology* 1979 nr 3 s. 31-46
- [68] Hayama M. Optimum working conditions on cross Rolling of stepped shaft – considering the formation of central cavity. *Sosei to Kako* 1976 nr 189 s. 797-804
- [69] Hencel U. Zarizeni pro pricne valcovani. *Poris vynalezu k avtorskemu osvedcevi* N 154895. - Zverejneno 17.09.1973
- [70] Higashino T., Saito Y., Toyama M., Kato K. Stress analysis in plane-strain rotary compression of cylindrical billet. *Sosei to Kako* 1977 vol. 18 nr 199 s. 605-612

- [71] Hill R. *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford 1950
- [72] Hill R., Lee E. H., Tupper S. J. The theory of wedge indentation of ductile materials. *Proc. Roy. Soc. A*. 1947 vol. 188 s. 273
- [73] Hladky V. Pricne klinove valcovani ve strojirenske vyrobe. *Strojirenska Vyroba Brezen* 1971 s. 171-179
- [74] Hodbell A. C., Thomas A. Approaches to cheaper forgings. *Metal Forming* 1975 no 1 s. 17-25
- [75] Holub J. *Pricne klinove valcovani*. Praha: SNTL 1972
- [76] Holub J. Transverse hot rolling. *Machinery* 16 January 1963 s. 129-133
- [77] Hot roll forging nets quality rewards. *Machinery* 1987 vol. 45 nr 3719 s. 39
- [78] Hu Z. H. The working conditions and stretching angle of cross wedge rolling process. *Forging and Stamping Technol.* 1980 nr 5 s. 10-15
- [79] Hu Z. H., Xiu X. H., Sa D. Y. *The principles, processes and machines of helical rolling and cross wedge rolling*. Beijing: Wyd. Metall. Ind. Press 1985
- [80] Hu Z., Wang B., Liu J., Yang C. Development of cross wedge rolling in China. *Mat. Konferencyjne "Progresivnye tehnologii obrabotki metalov davleniem"* Minsk: BNTU 18 - 22.05.2004 s. 17-25
- [81] Jain S. C., Kobayashi S. Deformation and fracture of an alluminium alloy in plane strain side pressing. *Proc. 11th Int. mach. Tools Des. Res. Conf.*, Sept. 1970 Birmingham UK, Oxford: Pergamon 1971 vol. B s. 1137-1154
- [82] Johnson W. Indentation and forging and the action of Nasmyth's anvil. *The Engineer* 1958 nr 7 s. 348-350
- [83] Johnson W., Mamalis A. G. A survey of some physical defects arising in metal working process. W: *Proceedings of the 17th International MTDR Conference*, London, UK, 1977 s. 607-621
- [84] Kasuga H. Reprint of 20th meeting of Tokai Branch. *Japan Soc. Mech. Engrn* 1971 s. 73
- [85] Kasuga Y. Plastic kneading in the rolling of cylindrical component. *Annals of the CIRP* 1974 vol. 22 s. 93
- [86] Kaul W. and Mockel L. Shaft forging, the East Germany way, *Metalworking Prod.* 1969 vol. 19 s.49-50
- [87] Kawai K., Hayama M. Recent developments of rotary forming in Japan. *International Journal of Machine Tools Manufacture Design, Research and Application* 1989 nr 1 s. 79-87
- [88] Kazanecki J. Teoretyczne i technologiczne aspekty walcowania rur w walcarkach Assela. *Metalurgia i Odlewnictwo* 1985, zeszyt 102
- [89] Kazanecki J. *Wytwarzanie rur bez szwu*. Kraków: Wyd. AGH 2003
- [90] Kettner P., Schmieder F.: Manufacturing of hollow transmission shafts via bulk – metal forging, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 113-118
- [91] Klušin V. A. i in. Točnost' poperečno-klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1977 nr 3 s. 22 – 28
- [92] Klušin V. A., Makušok E. M., Ščukin V. Ja. *Soveršenstvovanie poperečno-klinovoj prokatki*. Minsk: Nauka i Technika 1980

- [93] Koizumi M., Kobayashi Y. i in. Cross rolling method (1). *Science of Machine* 1976 nr 7 s. 23-27
- [94] Koizumi M., Kobayashi Y. i in. Cross rolling method. *Science of Machine* 1976 nr 8 s. 50-52
- [95] Kolmogorov V. L. K razrušeniju pri poperečnoj prokatke i kovke. *Izv. VUZ Černaja Metallurgija* 1963 nr 11 s. 123-135
- [96] Kolmogorov V. L. *Napraženija, deformaci, razrušenje*. Moskva: Metallurgija 1970
- [97] Koževnikova G. V. *Razvite teorii i tehnologii formoobrazovanija osesimetričnych stupenčatych detalej poperečnoj prokatkoj*. Minsk: Beloruskaja Nauka 2005
- [98] Krasnievskin S. M., Makušok E. M., Ščukin V. Ja. *Razrušenje metallov pri plastičeskom deformirovanii*. Minsk: Nauka i Technika 1983
- [99] Kreglewski T. i in. *Metody optymalizacji w języku FORTRAN*. Warszawa: PWN 1984
- [100] Kudo H., Nagahama T. Analysis of working pressure, material spread and fracturing – study in transverse upsetting process of circular rod. 2nd Report. *Sosei to Kako* 1969 no 106 s. 837-846
- [101] Kujawski D. *Trwałość zmęczeniowa metali*. Warszawa: Wyd. Politechniki Warszawskiej 1991
- [102] Kusiak J. Some aspects of optimization of metal forming tool shape design. *Metalurgia i Odlewnictwo* 1990 vol. 16 s. 339 – 351
- [103] Kusiak J. *Zastosowanie technik optymalizacyjnych w symulacji procesów plastycznej przeróbki metali*. Kraków: Wyd. AGH 1995, Rozprawy Monografie 30
- [104] Kusunoki K., Onishi T., Suzuki T. The central cavity in transversely hot rolled shaft. *Sosei to Kako* 1972 nr 140 s. 676-682
- [105] Landre J., Pertence A., Cetlin P. R., Rodrigues J. M. C., Martins P. A. F. On the utilisation of ductile fracture criteria in cold forging. *Finite Elements Analysis and Design* 2003 vol. 39 s. 175-176
- [106] Lange K. Modern metal forming technology for industrial production, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 2-13
- [107] Lebek A. Rolmaschine zur Herstellung von Rotationssymmetrischen Korpern. *Deutsches Patent* 10089 V (1879)
- [108] Lee C. H., Koabyashi S. Analysis of axysymmetric upsetting and plane-strain side of solid cylinders by the finite elements method. *J. Eng Ind., Trans. ASME* 1971 s. 445-454
- [109] Li D. S. i in. The instruction of H680 two-roll cross wedge rolling machine. *NORFINCO-MFTI Technical Report* 1988 no. 88-07
- [110] Li D. S. i in. The manual of H800 two-roll cross wedge rolling machine. *NORFINCO-MFTI Technical Report* 1988 no. 88-12
- [111] Li Q., Lovell M. Predicting Critical Friction in a Two-Roll Cross Wedge Rolling process. *Journal of Tribology. Transaction of the ASME* 2003 vol. 125 s. 200-203
- [112] Li Q., Lovell M.: On the critical friction of a two-roll CWR process. *Journal of Materials Processing Technology* 2005 vol. 160, s. 245-256
- [113] Li Q., Lovell M.: The establishment of failure criterion in cross wedge rolling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2004 vol. 34 s. 180-189

- [114] Li Q., Lowell M., Slaughter W., Tagavi K.: Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling. *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 125-126, s. 248-257
- [115] Lisočkin A. F. Poperečnaja prokatka. *Stal'* 1946 nr 6
- [116] Lisowski J. *Walcowanie kuźnicze*. Warszawa: WNT 1979
- [117] Liu G., Ren G., Xu C., Jiang Z., Shen Z. Research on mechanism of interior – hollow defect during the deformation of cross wedge rolling. *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 2004 vol. 40 no 2 s. 150-152, 156
- [118] Lomsadze D. M. Napraženno-deformirovannoe sostojanie pri poperečnoj osadke, kovke i prokatke cilindryčeskich zagotovok. *Izv. VUZ Černaja Metallurgija* 1972 nr 5 s. 70-73
- [119] Lovell M. Evaluation of Critical Interfacial Friction in Cross Wedge Rolling. *Transactions of the ASME-F-Journal of Tribology* 2001 vol. 123 nr 2 s. 424-429
- [120] Luan G. F., Gou C. W., Yu Y. C. and Liang L. Research on 3-roll cross wedge rolling of stepped shafts and its application in industry. *Proceedings of 4th International Conference on Rotary Metalworking Processes* 1989 Beijing, China s. 251-257
- [121] Lunev V. A. Rasprostraenie plastičeskoj deformacii pri poperečnoj prokatke. *Trudy LPI* 1964 nr 238 s. 47-55
- [122] Łuksza J. *Elementy cięgarstwa*. Kraków: Wyd. AGH 2001
- [123] Magda J. Poprzeczne walcowanie klinowe. *Obróbka Plastyczna* 1981 z. 4 s. 179-189
- [124] Makušok E. M., Klušín V. A., Ščukín V. Ja. Opyt primeneniya poperečno-klinovoj prokatki. W: *Sovershenstvovane processov obemnoj štampovki*. Moskva 1980
- [125] Makušok E. M., Ščukín V. Ja. Osevoe razrušenie metala pri poperečnoj prokatke. *Vesci AN BSSR, ser. Fiz.-techn. Navuk* 1978 no 1 s. 127
- [126] Makušok E. M., Ščukín V. Ja., Krasnievskin S. M. Razrušenie metallov pri cikličeskom deformirovanii. *Vesci AN BSSR, ser. Fiz.-techn. Navuk* 1977 no 3 s. 109-110
- [127] Mansurov I. Z., Podrabinnik I. M. *Specialnye kuzniečno-presovye mašiny. Spravočnik*. Moskva: Mašinostroenie 1990
- [128] Masami I. i in. The development of high – precision cross – rolling method. W: *Proceedings of 3rd International Conference on Rotary Metalworking Processes* 8 -10 September 1984, Kyoto Japan 1984 s. 345-352
- [129] Mašnev Ju. N. Issledovane parametrov choolodnoj poperečno-klinovoj prokatki korizonno-stojkich stalej. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1988 nr 8 s. 7-8
- [130] Massivumformung durch Querwalzen, *VDI-Nachrichten* 1969 vol. 17, s. 37
- [131] MCR-1000 type cross wedge rolling machine. *Mitsubishi Juko Giho* 1975 no 4 s. 120
- [132] Mechan V. K. Transverse hot rolling of forging preforms for bicycle cranks. W: *Proceedings of 2nd International Conference on Rotary Metalworking Processes* October 6th – 8th 1982, Stratford upon Avon UK s. 399-408
- [133] Mise S., Okamoto T., Funashi A. Metal flow in oblique rolling. *Sumimoto Metals* 1957 nr 7 s. 21-27
- [134] Motomura M. *Japanese Patent* 1955 no. 215224

- [135] Na K. H., Cho N. S., Kim J. H. Three-dimensional compression of a cylindrical billet by using the upper-bound method. *Proc. of the Fourth Int. Conference on Technology of Plasticity* 5-9 Sept. 1993 Beijing, China vol. 1 s. 251-256
- [136] Naryama Murty S. V. S., Nagesvara Rao B., Kashyap B. P. Improved ductile criterion for cold forming of spheroidised steel. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vol. 147 s. 94-101
- [137] Neugebauer R., Kolbe M., Glaß R., Hoffmann M.: Optimisation of processing routes for cross rolling and spin extrusion, *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 125-126, s. 856-862
- [138] Neugebauer R., Kolbe M., Glaß R.: New warm forming processes to produce hollow shafts, *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 119, s. 277-282
- [139] Nikolskij L. N. i in. Avtomatičeskij stan chłodnoy prokatki. *Mechanizacija i Avtomatizacija Proizvodstva* 1970 nr 8 s. 10-12
- [140] Nikolskij L. N., Udovin N. T., Rachmanov W. I. Walkovo segmentnye walcy dla popieriečno-klinovoj valcovki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1976 no 4 s. 28-31
- [141] Pater Z. A study of cross wedge rolling process. *Journal of Materials Processing Technology* 1998 vol. 80-81 s. 370-375
- [142] Pater Z. Analysis of plane – strain rotational compression of rod by FEM. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 60 s. 549-554
- [143] Pater Z. Analysis of plane – strain rotational compression of rod by upper – bound method. *Proceedings of 2nd International Conference on Industrial Tools* 18th – 22nd April 1999, Rogaška Slatina – Maribor (Slovenia) vol. 2 s. 454-458
- [144] Pater Z. Badania stanu odkształcenia w wyrobach walcowanych klinami. *Rudy i Metale Nieżelazne* 1999 nr 11 s. 595-598
- [145] Pater Z. Determining a rolling radius in cross wedge rolling process. W: *Proceedings of BAMFAC'98* 2-3 June 1998, Vilnius s. 49-54
- [146] Pater Z. Dobór parametrów segmentów narzędziowych do walcowania poprzeczno-klinowego wspomagany komputerowo. *Obróbka Plastyczna Metali* 1998 nr 5 s. 15-28
- [147] Pater Z. Examination of the strain state in parts of cross wedge rolling. *Problemy Techniki* 2004 no 2 s. 132-140
- [148] Pater Z. Examination of the strain state in products of cross wedge rolling. W: *Proc. of the Int. Conference on Advanced Materials and Processing Technologies (AMPT'01)*, Madrit (Spain) September 18-21 2001 s. 875-882
- [149] Pater Z. Finite element analysis of cross wedge rolling. *The Arabian Journal for Science and Engineering* 2005 vol. 30 no 1C s. 27-37
- [150] Pater Z. Komputerowo – wspomagane modelowanie procesu walcowania poprzeczno – klinowego. W: *Mat. VI Konferencji Zastosowanie Komputerów w Zakładach Przetwórstwa Metali* 17-20 styczeń 1999, Szczyrk s. 157-164
- [151] Pater Z. Modelowanie procesu walcowania gwintu klinami płaskimi. *Obróbka Plastyczna Metali*, 2002, Nr 5, s. 29-37
- [152] Pater Z. Modelowanie procesu walcowania poprzeczno-klinowego przy użyciu linii poślizgów. *Obróbka Plastyczna Metali* 1997 nr 4 s.11-17

- [153] Pater Z. Modelowanie procesu walcowania poprzeczno-klinowego przy użyciu metody uproszczonej analizy, *Materiały IV Konferencji Zastosowanie Komputerów w Zakładach Przetwórstwa Metali, Ustroń-Jaszowiec 1997* s.67-73
- [154] Pater Z. Numerical simulation of cross wedge rolling process including upsetting. *Proc. of International Conference on Advances in Materials & Processing Technologies 22–26.07.1997 Guimares (Portugal)* s. 891-896
- [155] Pater Z. Ołów jako materiał modelowy do symulacji procesów obróbki plastycznej na gorąco. *Obróbka Plastyczna Metal*, 2003 nr 4, s. 41-48
- [156] Pater Z. Optymalizacja profilu narzędzi do walcowania poprzeczno-klinowego, *Mat. VII Konferencji Zastosowanie Komputerów w Zakładach Przetwórstwa Metali, Krynica – Czarny Potok 16-19 stycznia 2000*, s.149-156
- [157] Pater Z. *Podstawy teoretyczne i badania eksperymentalne procesu walcowania klinowo-rolkowego*. Wyd. INOP, Poznań 2007
- [158] Pater Z. Problematyka kontaktu materiałów – narzędzie w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1995 nr 4 s. 27-42
- [159] Pater Z. Promień toczny w procesie walcowania poprzeczno-klinowego. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze* 2002 nr 6 s. 245-251
- [160] Pater Z. Simulation of cross wedge rolling process using the upper – bound method. *Scandinavian Journal of Metallurgy* 1998 vol. 27 s. 120-127
- [161] Pater Z. Strategia doboru parametrów narzędzi do walcowania poprzeczno-klinowego. W: *Mat. Konferencji Metal Forging'99 20-22 wrzesień 1999, Częstochowa* - Kokotek s. 135-145
- [162] Pater Z. Stress state in cross wedge rolling process. *Archives of Metallurgy* 2003 vol. 48 Issue 1 s. 21-35
- [163] Pater Z. *Studium teoretyczno – eksperymentalne procesu walcowania poprzeczno – klinowego*. Praca doktorska. Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny 1994 (maszynopis)
- [164] Pater Z. Teoretyczna analiza wybranych parametrów procesu obrotowego obciskania trzema walcami. *Obróbka Plastyczna Metali* 1999 nr 4 s. 5-14
- [165] Pater Z. The analysis of the strain in parts formed by means of the wedge-rolls rolling (WRR). *Archives of Metallurgy and Materials* Vol. 50, 2005 Issue 3, s. 675-690
- [166] Pater Z. Theoretical Method for Estimation of Mean Pressure on Contact Area between Rolling Tools and Workpiece in Cross Wedge Rolling Processes. *International Journal of Mechanical Science* 1997 vol 39 no 2 s.233-243
- [167] Pater Z. Three dimensional simulation of flat-die thread rolling. *Proc. of the Int. Conference on Advanced in Materials and Processing Technologies (AMPT'01), Madrid (Spain) September 18-21 2001* s. 867-873
- [168] Pater Z. Tools optimisation in cross-wedge rolling. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol. 138, s. 176-182
- [169] Pater Z. Tools optimization in cross wedge rolling, *Proceedings of the Ninth International Manufacturing Conference in China IMCC'2000, Hong Kong 16 – 17 August 2000*, s. 443-451
- [170] Pater Z. Walcowanie poprzeczno-klinowe narzędziami z wypukłą powierzchnią boczną. *Hutnik-Wiadomości Hutnicze* 2004 nr 5 s. 209-213

- [171] Pater Z. Walcowanie poprzeczno-klinowe noży obrotowych na gotowo. *Mat. V Międzynarodowej Sesji Naukowej „Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej”*, Częstochowa, maj 2004, s. 211-214
- [172] Pater Z. *Walcowanie poprzeczno-klinowe odkuwek osiowo-symetrycznych*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2001
- [173] Pater Z. Wstępna analiza teoretyczna procesu walcowania poprzeczno-klinowego wyrobów drażonych. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze* 2002 nr 11, s. 426-429
- [174] Pater Z. Wyznaczanie promienia tocznego w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. W: *Mat. V Konferencji Zastosowanie Komputerów w Zakładach Przetwórstwa Metali* 11-14 styczeń 1998, Bukowina Tatrzańska s. 233-240
- [175] Pater Z., Bartnicki J. Wedge-rolls rolling of hollowed parts. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. Vol. 18, Issue 1-2, September-October 2006 s. 407-410
- [176] Pater Z., Bartnicki J., Gontarz A., Weroński W.S.: Numerical modeling of cross wedge rolling of hollowed shafts. *Proceedings of the 8th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes NUMIFORM 2004*, 13-17 June 2004, Columbus, Ohio, USA, s. 672-677
- [177] Pater Z., Bartnicki J., Samołyk G. Numerical modelling of cross-wedge rolling process of ball pin. *Journal of Materials Processing Technology* 2005 vol. 164-165 s. 1235-1240
- [178] Pater Z., Gontarz A. Modelowanie nowego procesu walcowania gwintu wkrętów szynowych, *Mat. X Konferencji Informatyka w Technologii Metali*, Wisła – Jawornik 12-15 stycznia 2003, s. 133-140
- [179] Pater Z., Gontarz A. Obrotowe obciskanie szczękami płaskimi. *PAN oddział w Lublinie, TEKA Komisji Budowy i Eksploatacji Maszyn, Elektrotechniki, Budownictwa*. T. 1 Lublin 2003 s. 118-122
- [180] Pater Z., Gontarz A. Weroński W. Analiza możliwości zastosowania walcowania poprzeczno-klinowego do wytwarzania korpusów noży obrotowych. W: *Badania teoretyczno-technologiczne procesów plastycznego kształtowania metali*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2004 s. 13-41
- [181] Pater Z., Gontarz A., Łukasik K., Weroński W. *Modelirovanie processov poperečno-klinovoj prokatki*. Kiev: NUPT 2003
- [182] Pater Z., Gontarz A., Weroński W. Cross-wedge rolling by means of one flat wedge and two shaped rolls. *Journal of Materials Processing Technology* 2006 vol. 177 s. 550-554
- [183] Pater Z., Gontarz A., Weroński W. Sposób walcowania poprzecznego. *Zgłoszenie patentowe P366499 z dnia 2004.03.22*
- [184] Pater Z., Gontarz A., Weroński W. *Wybrane zagadnienia z teorii i technologii walcowania poprzeczno-klinowego*. Lublin: LTN 2001
- [185] Pater Z., Tomczak J. Cross – wedge rolling of parts with non – circular cross section. *Proceedings of the 24th International Manufacturing Conference, IMC 24*, Waterford Institute of Technology, Ireland, 2007, s. 1079-1086
- [186] Pater Z., Tomczak J. Walcowanie poprzeczno-klinowe odkuwek o przekroju poprzecznym różnym od kołowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 2005, nr 2, s. 31-41

- [187] Pater Z., Weroński W. Analiza procesu walcowania poprzecznego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1994 nr 1 s. 17-28
- [188] Pater Z., Weroński W. Determination of the contact area between the rolling tools and the workpiece in cross rolling process. *Journal of Materials Processing Technology* 1994 vol. 45 s. 105-110
- [189] Pater Z., Weroński W. Kinematyka płynięcia materiału oraz promień tocny w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1995 nr 4 s. 17-26
- [190] Pater Z., Weroński W. *Podstawy procesu walcowania poprzeczno-klinowego*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 1996
- [191] Pater Z., Weroński W. *Podstawy teoretyczne procesu walcowania poprzeczno-klinowego*. Lublin: LTN 1995
- [192] Pater Z., Weroński W., Kazanecki J. Badania doświadczalne procesu walcowania poprzeczno-klinowego. *Hutnik – Wiadomości Hutnicze* 1999 nr 2 s. 62-68
- [193] Pietrzyk M. *Metody numeryczne w przeróbce plastycznej metali*. Kraków: Wyd. AGH 1992
- [194] *Report of Japan Physics and Chemistry Institute* 1955 s. 7-10
- [195] Rogers S. E. The impact of drop forging research. *Metal Forming* December 1970 s. 356-361, 367
- [196] Rudovič A., Klušin V. Technologija i oborudovanie poperečno-klinovoj prokatki kompanii <<AMT Inžiniring>>. *NM – Oborudovanie* 2005, fevral' s. 24-27
- [197] Ryklin A. M. Soveršenstvovane rabočego instrumenta stana poperečno-klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 9 s. 27-28
- [198] Sadko V. I., Pater Z. Nowa technologia produkcji noży kombajnów górniczych. *Maszyny Górnicze* 2003 Nr 2 s. 52-54
- [199] Saito Y., Higashino T., Kato K. Strain analysis in plane-strain rotary compression of cylindrical billet. *Sosei to Kako* 1977 nr 193 s. 120-127
- [200] Saprykin I. A. Proizvodstvo stupenčatych zagotovok valob metodami ob'emnogo plastičeskogo formoobrazovanija. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1983 nr 9 s. 11-12
- [201] Ščukin V. Ja. *Osnovy poperečno-klinovoj prokatki*. Minsk: Nauka i Technika 1986
- [202] Segal V. M. *Technologičeskie zadači teorii plastičnosti*. Minsk: Nauka i Technika 1977
- [203] Shirai S. *Japanese Patent* 1960 no. 272130
- [204] Šibakov V. G., Semendij V. I. Poperečno-klinovaja prokatka avtomobil'nych detalej. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1986 nr 11 s. 11-13
- [205] Simelnikov Ju. I., Simelnikov S. I. Vlijanie ovalizacii zagotovki na širinu kontaktnoj poverchnosti pri poperečno-vintovoj prokatke splošnych tel. *Izv. VUZ Mašinostroenie* 1975 nr 11 s. 139-142
- [206] Simonds G.: Maschine zur Herstellung von Wagenaschen Werkstücken für Gewenrlanfe und anderen unregelmäßig Geformten Schmiedestücken. *Deutsches Patent* 36494 Y (1885)
- [207] Smirnov V. S. i in. *Poperečnaja prokatka v mašinostroenii*. Moskva: Mašgiz 1957
- [208] Smirnov V. S. *Poperečnaja prokatka*. Moskva: Mašgiz 1948
- [209] Smirnov V. S. *Stal'* 1947 nr 6 s. 511

- [210] Smirnov V. S., Lunev V. A. Naprjažennoe sostojanie tela pri poperečnoj prokatke. *Izv. VUZ Černaja Metallurgija* 1965 nr 3 s. 94-100
- [211] Sokołowski W. W. *Teoria plastyczności*. Warszawa: PWN 1957
- [212] *Specifications of H600 and H630 two-roll cross wedge rolling machines*. Beijing: Metallurgical Machinery Factory. China 1985
- [213] Sugiyama H. The central cavity of transversely hot rolled shaft. *Annals of the CIRP* 1973 vol. 22/1 s. 93-94
- [214] Szczepiński W. *Metody doświadczalne mechaniki ciała stałego*. Warszawa: PWN 1984
- [215] Świadectwo autorskie nr 14972 (ZSRR)
- [216] Świadectwo autorskie nr 377186 (ZSRR)
- [217] Świadectwo autorskie nr 387773 (ZSRR)
- [218] Świadectwo autorskie nr 441082 (ZSRR)
- [219] Świadectwo autorskie nr 450627 (ZSRR)
- [220] Świadectwo autorskie nr 460925 (ZSRR)
- [221] Świadectwo autorskie nr 464370 (ZSRR)
- [222] Świadectwo autorskie nr 476934 (ZSRR)
- [223] Świadectwo autorskie nr 478661 (ZSRR)
- [224] Świadectwo autorskie nr 521980 (ZSRR)
- [225] Świadectwo autorskie nr 550207 (ZSRR)
- [226] Świadectwo autorskie nr 575167 (ZSRR)
- [227] Świadectwo autorskie nr 599899 (ZSRR)
- [228] Świadectwo autorskie nr 617139 (ZSRR)
- [229] Świadectwo autorskie nr 625823 (ZSRR)
- [230] Takuda H., Mori K., Hatta N. The application of some criteria for ductile fracture to the prediction of the forming limit of steel metals. *Journal of Materials Processing Technology* 1999 vol. 95 s. 116-121
- [231] Talačko J. i in. *Příčně klinové válcování. Studie o stavu výzkumu a vývoje*. Praha, prosinec 1998
- [232] Teterin G. P., Ryklin A. M. Algoritm rasčeta kontaktnoj poverchnosti metalla s instrumentom pri poperečno-klinovoj prokatke. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1987 nr 9 s. 17-19
- [233] Teterin P. K., Luzin Ju. F. O mechanizme razrušenija pri poperečnoj prokatke. *Stal'* 1960 nr 10
- [234] The design and manufacturing of two-roll cross wedge rolling machine, *Summary Report of University of Beijing Science and Technology and Hua Shan Machine Tool Factory* 1976
- [235] The instruction of XHZ-30 vertical two-roll cross wedge rolling machine. *Technical Report*. The Institute of Tool Industry of Sanghai. China 1981
- [236] The utilization of two-roll cross wedge rolling process for spanner perform. *Technical Report*. The Institute of Tool Industry of Shanghai. China 1981
- [237] Thomas A. Transverse rolling of preforms for drop forging. W: *Proc. of 1st Int. Conf. Rotary Metalworking Processes*. 20-22 XI 1979 London UK s. 147-156

- [238] Thompson G., Hawkyard J. B. Crack formation in transverse rolling – a review. W: *Proc. of 1st Int. Conf. Rotary Metalworking Processes*. 20-22 XI 1979 London UK s. 171 – 184
- [239] Tichauer P. Issledovanie poperečnoj prokatki na klinovych kalibrach. *Trudy Leningradskogo Politechničeskogo Instituta* 1965 Nr 243 s. 146-153
- [240] Tomczak J. *Badania teoretyczno-doświadczalne procesu walcowania poprzeczno-klinowego wałków ze stopniami kształtowymi*. Praca doktorska. Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny 2007 (maszynopis)
- [241] Tomczak J., Pater Z. Kształtowanie metodą walcowania poprzeczno-klinowego odkuwek o przekroju kwadratowym. W: *Badania teoretyczno-technologiczne procesów plastycznego kształtowania metali. Monografia* 2004. Wyd. Politechniki Lubelskiej, Lublin 2004, s. 87-108
- [242] Transverse forging. The Erfurt UWQ 80 machine. *Metal Forming* February 1970 s. 51-52
- [243] Transverse rolling proves its uses in components field. *The Engineer* 5 November 1970 s. 55-58
- [244] Tsukamoto H. i in. Cross roll method for the production of axi-symmetrical stepped shaft. W: *Proceedings of 2nd International Conference on Rotary Metalworking Processes* October 6th– 8th 1982, Stratford upon Avon UK s. 936-941
- [245] Tsukamoto H., Morimoto K., Juge T., Takahashi K, Application study on cross roll method for axi-symmetrical stepped shaft. *Advanced Technology of Plasticity* 1984 vol. 2 s. 936-941
- [246] Turno A., Romanowski M., Olszewski M. *Obróbka plastyczna kół zębanych*. Wyd. WNT, Warszawa 1973
- [247] Udovin N. T. Issledovanie technologičeskich vozmožnostej nabora metala pri poperečno-klinovoj valcovke. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1983 nr 9 s. 19-20
- [248] Udovin N. T., Nikol'skij L. N. Opredelenie proekcij ploščadi kontakta metalla s instrumentom pri poperečno – klinovoj val'covke. W: *Progresivnyje technologičeskie processy obrabotki metallov davleniem*. Moskva: Mašinostroene 1971 s. 88-99
- [249] Urankar S., Lovell M., Morrow C., Li Q., Kawada K.: Development of critical friction model for cross wedge rolling hollow shafts. *Journal of Materials Processing Technology* 2006 vol. 177, s. 539-544
- [250] Urankar S., Lovell M., Morrow C., Li Q., Kawada K.: Establishment of failure conditions for the cross-wedge rolling of hollow shafts. *Journal of Materials Processing Technology* 2006 vol. 177, s. 545-549
- [251] Vaughan C. Transverse rolling for the production of finished and semi – finished components. *Iron and Steel* June 1969 s. 16
- [252] Veremevič Ju. N. i in.: Dvuvalkovyje avtomatičeskie stany poperečno-klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 1 s. 31-33
- [253] Veremevič Ju. N. i in.: Konstrukcija avtomaticzeskovo poperečno-klinovogo stana. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1976 nr 9 s. 29-31
- [254] Veremevič Ju. N., Gorovoj R. S., Šmelev Ju. E. Poperečno-klinovaja prokatka v proizvodstve ploskich gaečnych ključej. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1972 nr 9 s. 37-39

- [255] Veremeevič Ju. N., Gorovoj R.S., Bondarev I. A., Šmelev Ju. E. Primenenie poperečno-klinovoj prokatki dlja profilirovanija zagotovok pered gorjačej ščampovkoj. *Kuznečno – Ščampovočnoe Proizvodstvo* 1983 nr 10 s. 23-25
- [256] Wang M. T., Du F. S., Li X. T., Zheng Y. Z. Predication on austenite microstructure evolution during hot deformation of cross wedge rolled shaft. *Acta Metallurgica Sinica* 2005 vol. 41 s. 118-122
- [257] Wang M. T., Li X. T., Du F. S. Current trends in cross wedge rolling for part forming. *ISIJ International* 2005 vol. 45, s. 1521-1525
- [258] Wang M. T., Li X. T., Du F. S., Zheng Y. Z. A coupled thermal-mechanical and microstructural simulation of the cross wedge rolling process and experimental verification. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing* 2005 vol. 391 s. 305-312
- [259] Wang M. T., Li X. T., Du F. S., Zheng Y. Z. Hot deformation of austenite and prediction of microstructure evolution of cross – wedge rolling. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing* 2004 vol. 379 s. 133-140
- [260] Weroński A., Hejwowski T. *Problematyka trwałości elementów pracujących w podwyższonych temperaturach*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 1993
- [261] Weroński W., Gontarz A., Pater Z. Forecasting of possible cross – wedge rolling of the AlCu2SiMn alloy. *Proceedings of 2nd International Conference on Industrial Tools* 18th – 22nd April 1999, Rogaška Slatina – Maribor (Slovenia) vol. 2 s. 516-520
- [262] Weroński W., Pater Z., Gontarz A. Research on 19MnCr5G Steel under Hot Metal Forming Conditions. *Key Engineering Materials* 2003 vols. 233-236 s.401-406
- [263] Weroński W., Pater Z. Analiza procesu bocznego spęczania prętów okrągłych, pod kątem wykorzystania w procesach walcowania poprzecznego odkuwek. *Obróbka Plastyczna Metali* 1993 nr 4 s. 11-15
- [264] Weroński W., Pater Z. Nacisk jednostkowy na powierzchni styku narzędzie materiał w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1992 nr 4 s. 25-33
- [265] Weroński W., Pater Z. Powierzchnia styku metalu z narzędziem w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1992 nr 4 s. 5-13
- [266] Weroński W., Pater Z. Selection of geometric parameters of transverse wedge rolling tools. *Journal of Materials Processing Technology* 1994 vol. 39 nr 1 s. 87-98
- [267] Weroński W., Pater Z. Walcowanie poprzeczno-klinowe. *Przegląd Mechaniczny* 1993 z. 2 s. 9-10, 19-21
- [268] Weroński W., Pater Z., Gontarz A. Zastosowanie linii poślizgu do wyznaczania współczynnika zwiększenia średnicy kształtowanej odkuwki w procesach walcowania poprzeczno-klinowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1994 nr 4 s. 35-46
- [269] Weroński W., Schabowska K. *Przeróbka plastyczna metali. cz. 2*. Warszawa: WSP 1989
- [270] Wyrzykowski J. W., Pleszakow E., Sieniawski J. *Odkształcanie i pękanie metali*. Warszawa: WNT 1999
- [271] Xiu X. H. On rotary conditions of rolled parts in cross wedge rolling. *J. Univ. Sci. Tech. Beijing* 1991 nr 1 s. 50-56

Literatura

- [272] Yang C., Hu Z., Zhang K., Du H. Study on axial deformation of workpiece in cross wedge rolling. *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 2004 vol. 40 no 9 s. 80-83
- [273] Yang C., Zhang K., Du H., Hu Z. Influence of area reduction of part on metal flow in cross wedge rolling. *China Mechanical Engineering* 2004, 15 (20) s. 1868-1870
- [274] Yano M., Takahashi M. Forming of axially symmetrical shaft with complexed steps by cross rolling method. *Mitsubishi Juko Giho* 1971 no. 5 s. 56-62
- [275] Yie Q. R. The investigations of various forming angles and stretching angles of two – roll cross wedge rolling process. *Forging Stamping Technol.* 1982 nr 5 s. 9-12
- [276] Zalešák J. *Příčné klinové válcování*. Brno 1972
- [277] Zintel K. Mechanizacja kucia matrycowego w Czechosłowacji. *Obróbka Plastyczna* 1979 z. 4 s. 209