

Zbigniew Pater

**PODSTAWY TEORETYCZNE
I BADANIA EKSPERYMENTALNE PROCESU
WALCOWANIA KLINOWO-ROLKOWEGO**

**INSTYTUT OBRÓBKI PLASTYCZNEJ
Poznań 2007**

Główny Redaktor Wydawnictwa:

Doc. dr inż. Jerzy Lisowski

Recenzenci:

Prof. dr hab. inż. Jan Kazanecki, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków

Doc. dr inż. Jerzy Lisowski, Instytut Obróbki Plastycznej, Poznań

© Copyright by Politechnika Lubelska

Lublin 2007

Zabrania się reprodukowania w każdej formie i za pomocą jakichkolwiek środków technicznych oraz rozpowszechniania całości lub fragmentów niniejszego opracowania bez zgody wydawcy.

ISBN 978-83-911809-5-2

Wydawca:

Instytut Obróbki Plastycznej
ul. Jana Pawła II nr 14, 61-139 Poznań
Wydanie I

Druk:

Wydawnictwo Naukowe Gabriel Borowski
www.borowski.net.pl

Nakład: 120 egz.

Spis treści

Streszczenie	5
Abstract.....	7
Wykaz ważniejszych oznaczeń.....	9
1. Wstęp.....	11
2. Metody walcowania poprzeczno-klinowego	13
2.1. Walcowanie poprzeczno-klinowe narzędziami płaskimi	19
2.2. Walcowanie poprzeczno-klinowe dwoma walcami	27
2.3. Walcowanie poprzeczno-klinowe trzema walcami	39
2.4. Walcowanie poprzeczno-klinowe w układzie walec-segment wkłęsły.....	41
2.5. Inne metody walcowania poprzeczno-klinowego.....	44
2.6. Porównanie metod walcowania poprzeczno-klinowego.....	46
2.6.1. Opis zastosowanego modelu MES.....	47
2.6.2. Wyniki obliczeń oraz ich analiza.....	50
3. Podstawy procesu walcowania klinowo-rolkowego (WKR).....	63
3.1. Zależności geometryczne w procesie WKR.....	66
3.2. Odmiany procesu walcowania klinowo-rolkowego	73
4. Badania doświadczalne procesu WKR	91
4.1. Stanowisko laboratoryjne	91
4.2. Materiały zastosowane w badaniach doświadczalnych.....	97
4.2.1. Ołów w gatunku Pb1.....	97
4.2.2. Aluminium w gatunku A0.....	104
4.2.3. Stal węglowa w gatunku 45.....	108
4.3. Określenie warunków tarcia	112

4.3.1.	Para trąca stal narzędziowa – ołów Pb1	113
4.3.2.	Para trąca stal narzędziowa – Aluminium A0.....	116
4.3.3.	Para trąca stal narzędziowa – stal 45	117
4.4.	Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich	121
4.4.1.	Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich na gorąco	121
4.4.2.	Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich na zimno	132
4.5.	Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach profilowych na gorąco	138
5.	Modelowanie numeryczne procesu WKR.....	155
5.1.	Opis zastosowanego modelu MES.....	155
5.2.	Walidacja modelu MES	157
5.3.	Stan odkształcenia	159
5.4.	Stan naprężenia	164
5.5.	Siły w procesie WKR.....	169
5.6.	Ograniczenia procesu WKR.....	180
6.	Możliwości zastosowania technologii WKR w produkcji	193
6.1.	Przedkuwka korpusu.....	193
6.2.	Przedkuwka prowadnicy	203
6.3.	Przedkuwka widełek	211
6.4.	Odkuwka sworznia kulistego	220
6.5.	Odkuwka wałka drążonego	229
7.	Zakończenie.....	247
	Literatura	251

Zbigniew Pater

PODSTAWY TEORETYCZNE I BADANIA EKSPERYMENTALNE PROCESU WALCOWANIA KLINOWO-ROLKOWEGO

Streszczenie

W książce przedstawiono stan zagadnienia dotyczący problematyki walcowania poprzeczno - klinowego (WPK). Na podstawie analizy literatury specjalistycznej dokonano przeglądu metod WPK oraz maszyn stosowanych w tej technologii wytwarzania. Korzystając z metod modelowania numerycznego dokonano również porównania dotychczasowych metod WPK.

Celem obniżenia kosztów wdrożeniowych WPK zaproponowano nową odmianę tej technologii, w której wykorzystuje się tylko jeden klin płaski oraz dwie rolki. Ten nowy proces kształtowania nazwano walcowaniem klinowo - rolkowym (WKR). W zależności od kształtu klina oraz rolek (gładkie lub profilowe) wyróżniono sześć schematów procesu WKR. Wyprowadzono również zależności opisujące uwarunkowania geometryczne procesu w poszczególnych schematach WKR.

W następnej części książki opisano badania doświadczalne procesu WKR. Prace eksperymentalne wykonano na prototypowej walcierce laboratoryjnej LUW-2, którą wyposażono w szereg klinów i zestawów rolek dobranych tak, by można było uruchomić i zweryfikować wszystkie sześć schematów WKR. W trakcie prób walcowano wałki (o pojedynczych przewężeniach) z materiałów modelowych (ołów, aluminium) oraz ze stali 45. Podczas kształtowania na zimno i na gorąco, mierzono podstawowe parametry siłowe i kinematyczne. Wykazano, że stosując WKR można z powodzeniem wytwarzać osiowo – symetryczne wyroby, zarówno pełne jak i drażone.

W kolejnym rozdziale książki podano rezultaty analizy numerycznej procesu WKR. Ze względu na skomplikowany charakter kształtowania obliczenia prowadzono metodą elementów skończonych (MES), w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia (3D). Wykonano symulacje numeryczne po-

nad 100 przypadków WKR. Pozwoliło to na dokładne przeanalizowanie walcowania klinowo – rolkowego w zakresie: stanu odkształcenia, stanu naprężenia, parametrów siłowych oraz czynników zakłócających stabilność kształtowania metodą WKR.

W ostatnim rozdziale książki przedstawiono możliwości technologiczne WKR. Zagadnienie to przedstawiono na przykładach pięciu wyrobów (wybranych z asortymentu kuźni krajowych), które z powodzeniem można wytwarzać metodą WKR. Dla wszystkich analizowanych wyrobów podano rozwiązania konstrukcyjne narzędzi oraz przedstawiono wyniki symulacji numerycznej weryfikującej poprawność przyjętych rozwiązań.

Zbigniew Pater

THEORETICAL BASES AND EXPERIMENTAL RESEARCH OF WEDGE - ROLLS ROLLING PROCESS

Abstract

In this book the issue of cross-wedge rolling process (CWR) is presented. On the basis of specialist literature the CWR methods and machines used in this manufacturing technology were analysed. Using the numerical modelling methods, the applied so far cross - wedge rolling methods were compared.

In order to lower the costs of implementation of CWR, a new variant of this technology was proposed, in which only one flat wedge and two rolls were used. This new forming process was called wedge-rolls rolling (WRR) method. Depending on the wedge and rolls shape (smooth or profiled rolls), six schemata of WRR process were described. Moreover, the dependencies showing geometrical aspects in particular schemata of WRR were introduced.

The next part of the book deals with the experimental research of the WRR process. Experiments were made on the basis of the prototype laboratory rolling mill LUW-2, which was equipped with sets of wedges and rolls. These wedges and rolls were chosen in such a way that it was possible to verify all six schemata of WRR. During tests shafts were rolled (with a single necking) from model materials (lead and aluminium) and from real materials (steel C45). While forming in hot and cold forming conditions, the basic kinematics and force parameters were measured. It was proved that using the WRR method it was possible to produce axi-symmetrical parts, full or hollowed ones.

Another chapter of the book deals with the numerical analysis of the WRR process. Due to the complex character of forming, calculations were made using the finite element method (FEM) in the conditions of 3D state of strain. During calculations, numerical simulations of over 100 cases of WRR were made. This allowed for detailed analysis of the wedge-rolls rolling

process within the range of: state of strain, state of stress, force parameters and factors disturbing the forming stability.

The last chapter of the book is devoted to the technological possibilities of WRR. The issue was presented for examples of five products (chosen from the assortment of national forging plants) which can be successfully manufactured basing on the WRR method. For all analysed products tools designing solutions were given and results of numerical simulations verifying the rightness of the assumed solutions were presented.

Wykaz ważniejszych oznaczeń

- A_5 - Wydłużenie,
- E - moduł sprężystości wzdłużnej,
- F - siła,
- F_x - siła styczna (wciskająca klin),
- F_y - siła rozporowa,
- R_e - granica plastyczności,
- R_m - granica wytrzymałości na rozciąganie,
- R_p - redukcja względna przekroju poprzecznego,
- T - temperatura,
- W - praca,
- WK - wskaźnik stanu naprężenia,
- WKR - walcowanie klinowo-rolkowe,
- WPK - walcowanie poprzeczno-klinowe,
- a_p - współczynnik,
- d - średnica, średnica po walcowaniu,
- d_0 - średnica wsadu,
- d_R - średnica rolek,
- d_W - średnica walca,
- g - grubość,
- h - wysokość próbki,
- h_k - wysokość występu klina,
- h_R - wysokość występu rolki,
- k - granica plastyczności przy czystym ścinaniu,
- l - długość walcowania,
- m - czynnik tarcia,

- n - prędkość obrotowa, liczba prób,
- r_0 - promień wsadu,
- t - czas,
- v - prędkość,
- v_N - prędkość liniowa narzędzia,
- v_p - prędkość poślizgu,
- x, y, z - układ współrzędnych kartezjańskich,
- Δ - błąd względny,
- Δ_r - gniot bezwzględny,
- Δ_y - przemieszczenie pionowe odkuwki podczas walcowania,
- Γ - funkcja celu,
- α - kąt kształtujący,
- β - kąt rozwarcia klina,
- δ - stopień gniotu ($\delta=d_0/d$),
- ε - intensywność odkształcenia,
- ε_p - odkształcenie jednorodne,
- $\dot{\varepsilon}$ - prędkość odkształcenia,
- γ - kąt wzniosu klina,
- μ - współczynnik tarcia,
- ν - liczba Poissona,
- ρ - gęstość,
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - naprężenia główne,
- σ_m - naprężenie średnie,
- σ_p - naprężeniem uplastyczniające,
- σ_r - naprężenie zredukowane,
- ω - prędkość kątowna,
- ξ - współczynnik ($\xi=d_R/d_0$),
- ψ - kąt rozstawu rolki.

1. Wstęp

Silna konkurencja na rynkach światowych wymusza na producentach unowocześnianie stosowanych oraz poszukiwanie nowych technik wytwarzania, ukierunkowanych na obniżenie kosztów produkcji i podniesienie jakości wyrobów. Bardziej korzystne jest opracowanie nowych rozwiązań technologicznych, których opatentowanie gwarantuje komfort wynikający z wyłączności ich stosowania. Prowadzi to, poprzez obniżenie kosztów produkcji, do pozyskiwania nowych rynków zbytu i wzrostu przychodów. W konsekwencji możliwe jest przeznaczenie większych środków na prace badawczo-rozwojowe, realizowane w znaczącej części w ośrodkach naukowych.

Powyższa tendencja jest również słuszna w przypadku obróbki plastycznej metali, będącej jedną z wiodących technik wytwarzania części maszyn. Spośród licznych technologii obróbki plastycznej na szczególną uwagę zasługuje nowoczesna metoda walcowania poprzeczno-klinowego (WPK), rozwijana w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. Technologia ta ze względu na liczne zalety znalazła zastosowanie w produkcji wyrobów typu stopniowanych wałków i osi. Jednakże ze względu na wysokie koszty wykonawstwa narzędzi (najczęściej dwóch lub trzech klinów nawiniętych na walce) jest ona opłacalna dopiero w warunkach produkcji średnioseryjnej. Zatem opracowanie odmiany technologii WPK, gwarantującej zasadność jej stosowania już w produkcji małoseryjnej jest w pełni uzasadnione.

W książce opisano prace badawczo – rozwojowe nad nową odmianą WPK, w której wykorzystuje się tylko jeden klin kształtujący. Badania wykonano w ramach projektu badawczego Nr 4 T08B 017 24, pt. „*Badania teoretyczne i doświadczalne procesu walcowania klinowo – rolkowego*”. W badaniach

tych bazowano na nowoczesnych technikach numerycznych, stosowanych do symulacji procesów kształtowania plastycznego metali. Zaletą takiego podejścia – w odniesieniu do badań doświadczalnych – jest stosunkowo niski koszt ich wykonania, uniwersalność oraz możliwość wielokrotnego powtarzania obliczeń celem zweryfikowania różnych hipotez teoretycznych. Dokładność uzyskanych rozwiązań teoretycznych oceniono wykonując próby doświadczalne w specjalnie do tego celu zaprojektowanym stanowisku badawczym. W efekcie wykonanych analiz ustalono parametry nowego procesu walcowania poprzecznego klinem pojedynczym. Przyjęcie takiego rozwiązania pozwoliło skrócić czas prac projektowych oraz obniżyć koszty wdrożenia nowej odmiany technologii WPK, którą nazywano walcowaniem klinowo – rolkowym (WKR).

Na zakończenie autor wyraża wdzięczność wszystkim tym, którzy przyczynili się do powstania prezentowanego opracowania. W szczególności podziękowania kierowane są do Recenzentów w osobach prof. dra hab. inż. Jana Kazaneckiego i doc. dra inż. Jerzego Lisowskiego, których cenne uwagi i wskazówki miały znaczący udział w nadaniu tej pracy jej obecnej postaci. Odrębne podziękowania kierowane są pod adresem wszystkich pracowników Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej, którzy wzięli udział w pracach badawczych.

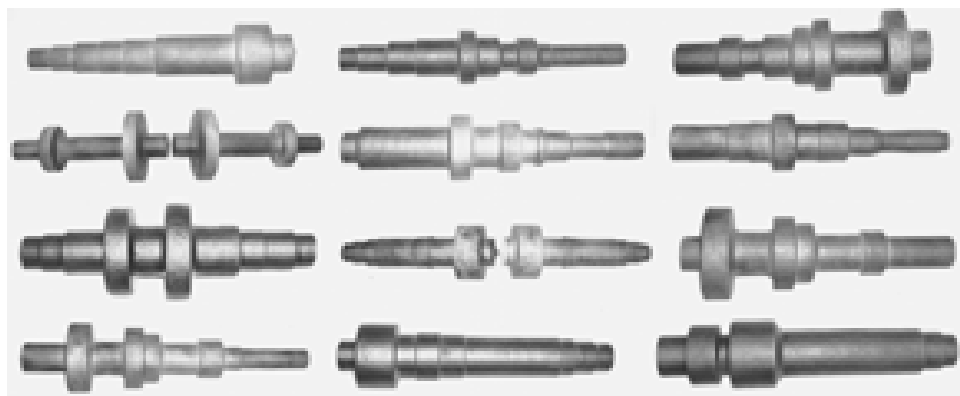
2. Metody walcowania poprzeczno-klinowego

Walcowanie poprzeczno-klinowe (WPK) polega na plastycznym kształtowaniu wyrobów osiowo-symetrycznych za pomocą narzędzi o kształcie klinowym. Narzędzia te zamocowuje się na walcach, bądź płaskich płytach walcarek. Proces najczęściej przebiega na gorąco.

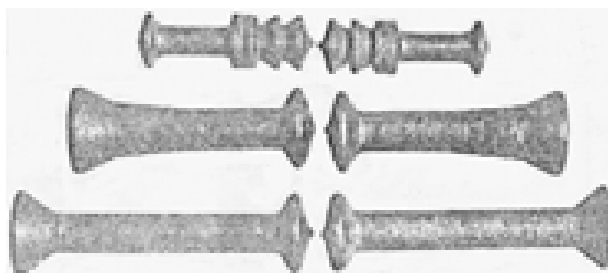
Ta nowoczesna metoda kształtowania odznacza się dużą wydajnością i niskimi kosztami wytwarzania. Wyroby produkowane metodą WPK charakteryzuje: duża dokładność (tolerancja wykonania wymiarów średnicowych wynosi zaledwie 0,4 mm); dobra jakość powierzchni (uzyskiwana jest chropowatość $R_a=5\text{ }\mu\text{m}$); wzrost własności wytrzymałościowych (wytrzymałość zmęczeniowa wzrasta 1,5÷2 razy, zaś odporność na zużycie ścierne o 20÷40%) [31, 65, 73, 89]. Oszczędności materiałowe wynikające ze stosowania tej technologii wynoszą od 20 do 60% w porównaniu z innymi metodami wykonywania wyrobów osiowo-symetrycznych: kuciem swobodnym i wielowykrojowym, walcowaniem kuźniczym wzdłużnym oraz obróbką skrawaniem [60, 74, 124, 160, 170].

Metoda walcowania poprzeczno-klinowego znajduje zastosowanie przede wszystkim w produkcji seryjnej i masowej:

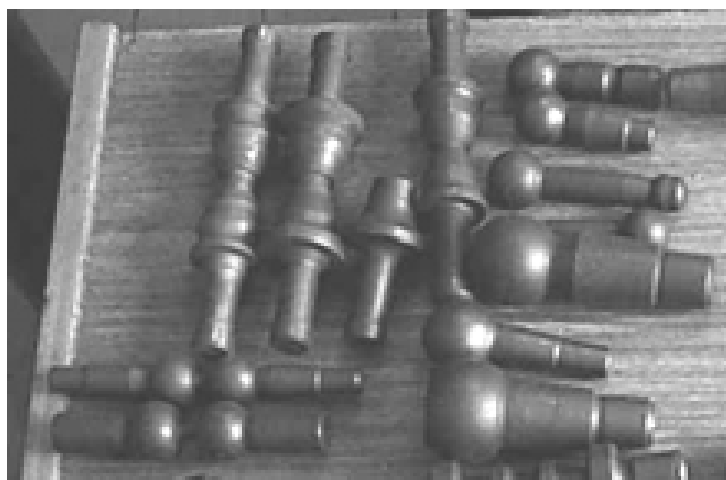
- Walcowanych na gotowo stopniowanych osi i wałów, wykorzystywanych głównie w przemyśle motoryzacyjnym [8, 11, 23, 92, 133, 137, 161] – rys. 2.1.
- Rdzeni izolatorów wysokiego napięcia – walcowanych na gotowo [63, 84, 89, 183] – rys. 2.2.
- Odkuwek części stosowanych w przemyśle motoryzacyjnym, np.: czopy mechanizmów kierowniczych, czopy układów zawieszenia [41, 162] a także korpusy noży obrotowych stosowanych do urabiania kopalin, nawierzchni asfaltowych i betonowych [119, 132] – rys. 2.3.



Rys. 2.1. Przykłady odkuwek stopniowanych wałków i osi kształtowanych metodą WPK

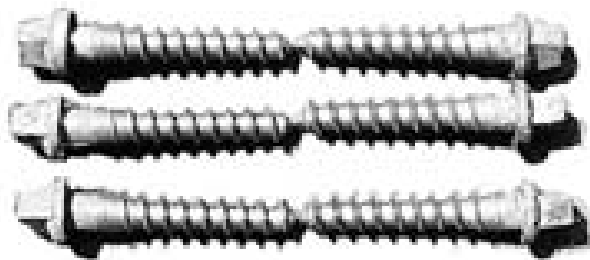


Rys. 2.2. Rdzenie izolatorów wysokiego napięcia walcowane na gotowo metodą WPK [60]



Rys. 2.3. Odkuwki sworzni kulistych oraz korpusów noży obrotowych wytwarzane metodą WPK

- Wkrętów szynowych [54] – rys. 2.4.



Rys. 2.4. Wkręty szynowe walcowane metodą WPK w układzie podwójnym [54]

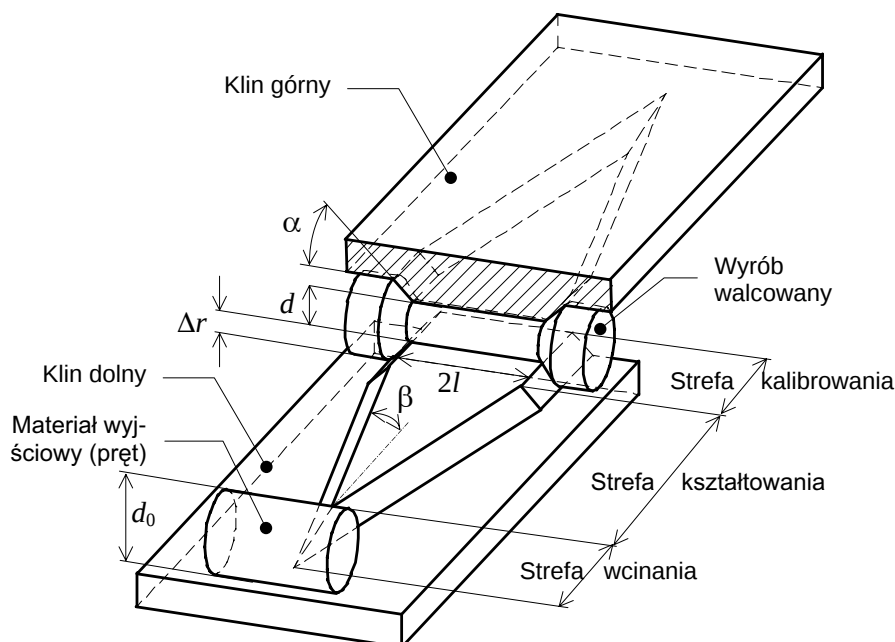
- Przedkuwek do kucia matrycowego wyrobów takich jak: klucze maszynowe, korbowody, dźwignie, widełki, korby pedałów rowerowych [22, 34, 95, 157, 165, 166] – rys. 2.5.



Rys. 2.5. Przykłady przedkuwek kształtowanych metodą WPK wraz z odkuwkami wykonanymi na ich bazie

Za główne parametry geometryczne procesu WPK przyjmuje się (zgodnie z rys. 2.6) kąt kształtujący α , kąt rozwarcia klina β , średnice wsadu d_0 i odkuwki po walcowaniu d oraz długość walcowania l .

W stosowanych narzędziach klinowych zawsze można wyróżnić następujące strefy: wcinania, kształtowania i kalibrowania. W strefie wcinania narzędzie zagłębia się w materiał na głębokość Δr , redukując tym samym jego średnicę do zakładanej wartości d . W strefie kształtowania dzięki oddziaływaniu bocznych ścian klina następuje zredukowanie średnicy na wymaganej szerokości l . Na długości strefy kalibrowania materiał poddawany jest obciskaniu, w czasie którego usuwane są powstałe w poprzednich fazach procesu niepożądane krzywizny i inne nieregularności kształtu wyrobu walcowanego. Bardzo często za strefą kalibrowania umieszcza się noże odcinające, których zadaniem jest oddzielenie znie-



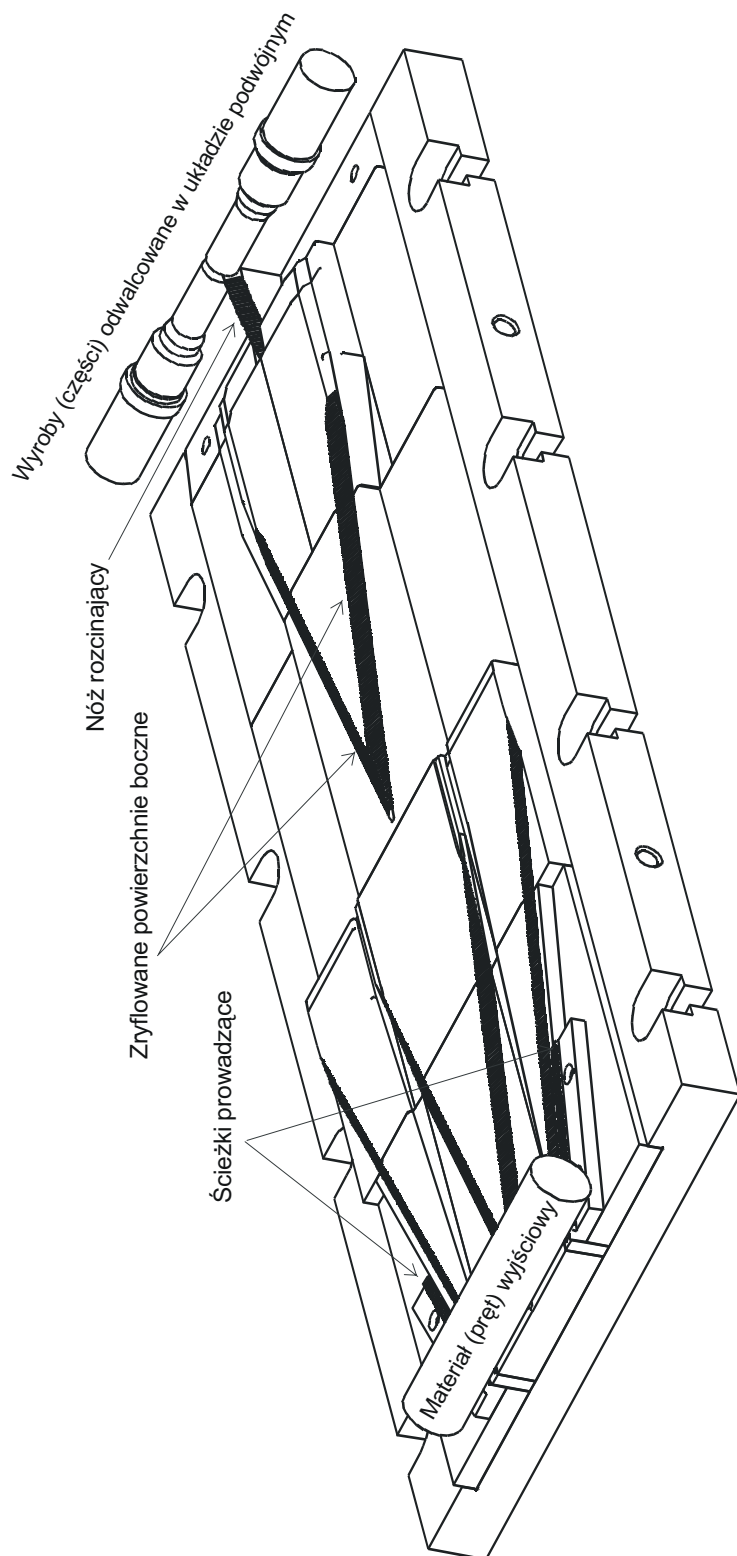
Rys. 2.6. Schemat procesu walcowania poprzeczno-klinowego narzędziami płaskimi

kształconych końców wyrobu. W przypadku jednoczesnego walcowania dwóch lub więcej części na końcu narzędzia umieszcza się noże rozcinające, rozdzielające wyroby walcowane. Dla ułatwienia obracania się wyrobu podczas walcowania na powierzchniach bocznych klinów wykonuje się specjalne nacięcia technologiczne. W podobny sposób nacina się ścieżki prowadzące, umieszczane na początku klina, których zadaniem jest stabilizowanie położenia materiału podczas inicjowania procesu WPK. Na rysunku 2.7 pokazano przykładowe rozwiązanie konstrukcyjne narzędzia klinowego (do produkcji wałków o kształcie pokazanym na tym samym rysunku), w którym zastosowano zarówno ścieżki prowadzące jak i nóż rozcinający.

Do określania odkształcenia plastycznego w wyrobach kształtowanych przez WPK, stosowane są następujące miary [47, 114, 175]:

➤ stopień gniotu określony zależnością:

$$\delta = \frac{d_0}{d}; \quad (2.1)$$



Rys. 2.7. Klinowy segment narzędziowy stosowany do WPK wałków kształtowanych w układzie podwójnym

- redukcję względną R_p przekroju poprzecznego, obliczaną jako

$$R_p = \left(1 - \frac{d^2}{d_0^2} \right) \cdot 100\% ; \quad (2.2)$$

- odkształcenie jednorodne ε_p , wynoszące

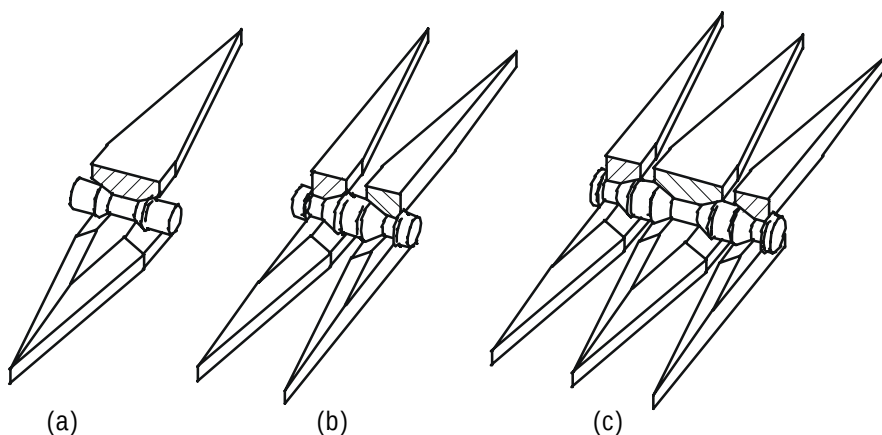
$$\varepsilon_p = 2 \ln \delta . \quad (2.3)$$

Natomiast średnią wartość prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}$ w wyrobie kształtowanym metodą WPK można obliczyć stosując zależność [174]

$$\dot{\varepsilon} = \frac{6 v_N \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{r_0} \cdot \frac{\delta \ln \delta}{\delta^3 - 1} . \quad (2.4)$$

Zależnie od przebiegu procesu walcowania wyróżnia się następujące metody WPK [109] - rys. 2.8:

- Walcowanie poprzeczno-klinowe metodą redukcji średnic (zwykłe) – rys. 2.8 a. W początkowej fazie procesu segment klinowy wcinając się w pręt wyjściowy kształtuje na jego obwodzie rowek klinowy. Następnie w efekcie oddziaływania ścian bocznych narzędzi rowek ten jest rozszerzany na wymaganą długość, w kierunku od środka ku powierzchniom bocznym wyrobu. Redukcji przekroju poprzecznego towarzyszy swobodne wydłużanie w kierunku osiowym.
- Wsteczne walcowanie poprzeczno-klinowe (rys. 2.8b). Przebieg walcowania podczas tej metody jest podobny jak w przypadku metody zwy-



Rys. 2.8. Klasyfikacja WPK ze względu na przebieg procesu: a) WPK metodą redukcji średnic (zwykłe); b) wsteczne WPK; c) równoległe WPK

klej. Jednakże w tym przypadku rozszerzanie rowka pierścieniowego przeprowadza się w kierunku od powierzchni bocznych do środka walcowanej odkuwki. W rezultacie centralna część wyrobu podlega działaniu osiowych sił ściskających. Wówczas, gdy wartość naprężeń (wywołanych działaniem tych sił) osiągnie wartość naprężenia uplastyczniającego środkowa część odkuwki ulegnie spęczeniu. Stosując tę metodę WPK można ukształtować stopnie odkuwki, których średnica będzie większa od średnicy zastosowanego pręta wyjściowego.

- Równoległe walcowanie poprzeczno-klinowe (rys. 2.8c). W tej metodzie materiał podlega jednoczesnemu kształtowaniu przez kilka par klinów, przy czym poszczególne części materiału mogą być kształtowane zarówno metodą zwykłą jak i wsteczną. Zastosowanie równoległego WPK pozwala skrócić nawet trzykrotnie długość narzędzia klinowego, czemu jednakże towarzyszy odpowiedni wzrost siły walcowania.

Inny podział metod WPK można przeprowadzić ze względu na kształt klinów oraz sposób ich mocowania w walcarkach poprzeczno-klinowych. Zgodnie z takim kryterium wyróżnia się:

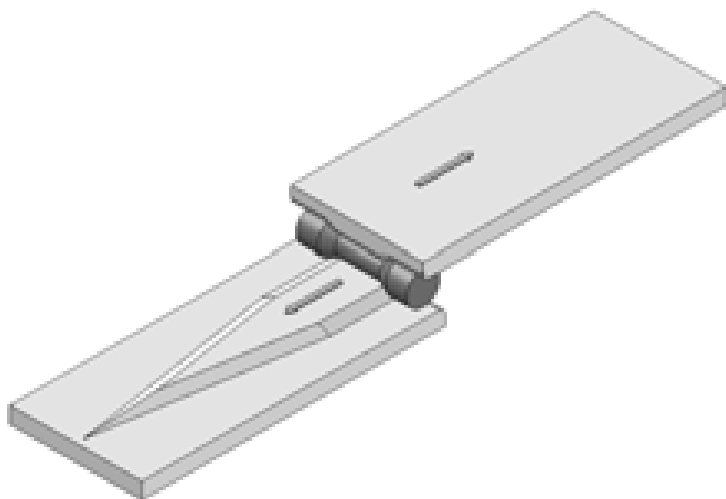
- walcowanie poprzeczno-klinowe narzędziami płaskimi;
- walcowanie poprzeczno-klinowe dwoma walcami;
- walcowanie poprzeczno-klinowe trzema walcami;
- walcowanie poprzeczno-klinowe w układzie segment walec;
- inne metody walcowania poprzeczno-klinowego, które jednak nie zostały przebadane i nie znalazły zastosowania przemysłowego.

Szczegółową charakterystykę poszczególnych metod WPK podano w kolejnych punktach rozdziału 2.

2.1. Walcowanie poprzeczno-klinowe narzędziami płaskimi

Schemat procesu WPK klinami płaskimi pokazano na rys. 2.9. Do podstawowych zalet tej metody kształtowania zalicza się:

- łatwość wykonania narzędzi;
- dużą dokładność wyrobów walcowanych;



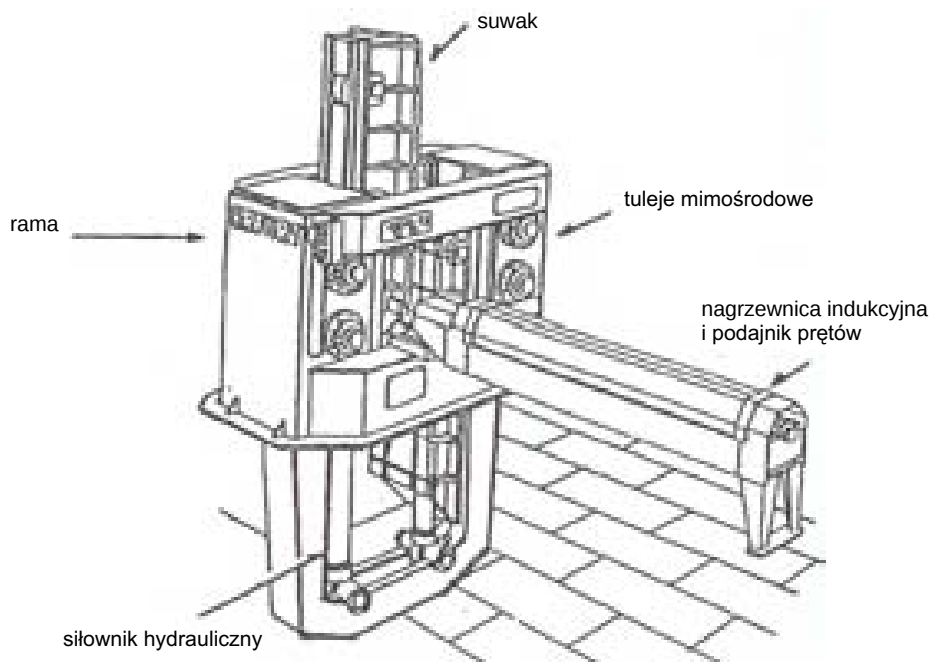
Rys. 2.9. Schemat procesu walcowania poprzecznego klinami płaskimi

- samoprowadzenie wyrobów podczas walcowania;
- dużą trwałość narzędzi i możliwość ich wielokrotnej regeneracji;
- łatwość wymiany narzędzi.

Natomiast za główne wady tej metody walcowania uznaje się:

- duże wymiary gabarytowe walcarek;
- w przypadku maszyn pracujących w układzie pionowym narzędzi występuje konieczność budowy specjalnego fundamentu ze studzienką;
- występowanie biegu jałowego narzędzi, zajmującego około 40% czasu jednego cyklu roboczego.

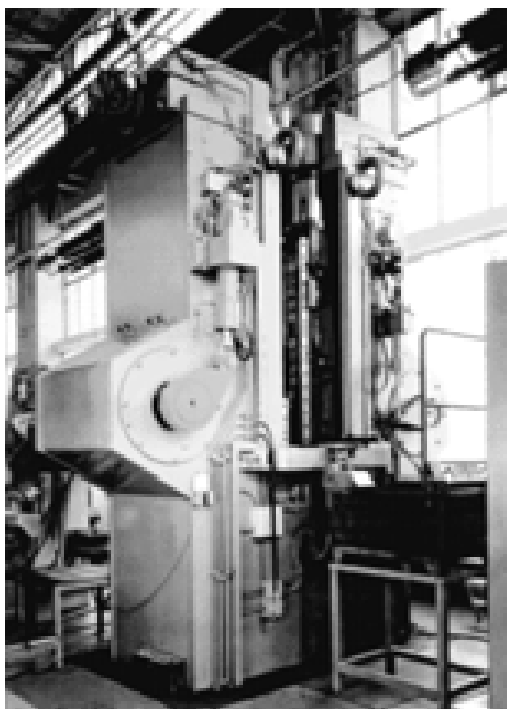
Walcowanie klinami płaskimi jest najstarszą z metod WPK. Pierwszy patent [78] dotyczący walcarki płaskoklinowej udzielony został Lebekowi w roku 1879. Kolejny patent, tym razem na walcarkę z nieruchomą dolną płytą narzędziową, uzyskany został przez Erkenzweiga [45] również w Niemczech w roku 1893. Jednakże ze względu na fakt, że metoda WPK wymaga wysokiej kultury technicznej jej praktyczny rozwój przypadł na lata późniejsze.



Rys. 2.10. *Walcarka płaskoklinowa UWQ 40x400*

Wiele prac badawczych poświęconych metodzie walcowania klinami płaskimi wykonano (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 walcarkę płaskoklinową [69]. 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 [46, 93]. Po sukcesie tej maszyny na tych samych targach w roku 1969 przedstawiono jej kolejny (większy) model oznaczony symbolem UWQ 80x630 [159].

Walcarki typu UWQ (rys. 2.10) mają korpus spawany, którego część dolna znajduje się 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



Rys. 2.11.
*Walcarka płaskoklinowa
typu FBQ 100/1600*

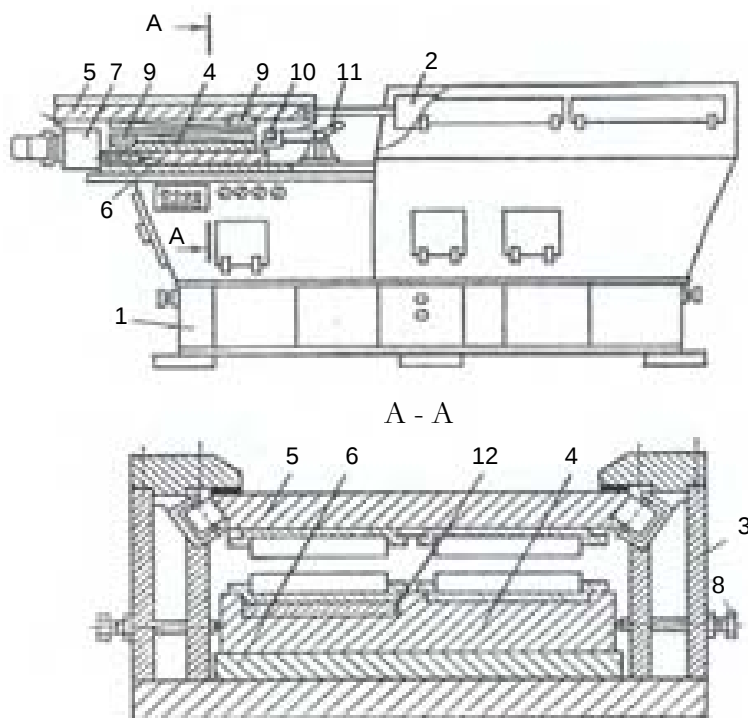
klinowymi. Układ napędowy walcarki stanowią dwa siłowniki hydrauliczne (jeden ciągnący, a drugi pchający) zamontowane poniżej poziomu podłogi. Taki układ pozwala na płynną regulację prędkości walcowania, przyspieszony ruch jałowy suwaków oraz zabezpiecza walcarkę przed przeciążeniem (zniszczeniem), w przypadku dostania się do przestrzeni roboczej nienagrzanego do właściwej temperatury materiału. 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. 2.11. W walcarce tej m.in. zwiększono prędkość 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 [100]. Następna walcarka posiadająca ruchomy tylko jeden segment narzędziowy opatentowana została przez Andreeva i innych w roku 1975

[150, 151]. Dalsze badania konstrukcji walcarek wykonywane były głównie w Instytucie Techniki i Fizyki Akademii Nauk BSRR. W wyniku prowadzonych analiz i prac opracowano i wdrożono 8 typów walcarek płasko-klinowych, oznaczonych symbolami PM [74]. Walcarka typ PM 1400.28 (rys. 2.12) składa się z korpusu 1, w którym rozmieszczono wannę olejową, silnika elektrycznego, pulpitu sterowniczego pompy promieniowo - tłokowej i cylindra hydraulicznego 2. Na korpusie zamocowano zespół walcowniczy 3, składający się z dwóch płyt narzędziowych: dolnej 4 i górnej 5. Górna płyta przegubowo związana jest z trzonem cylindra hydraulicznego, za pomocą którego wprowadzana jest ona w ruch postępowo - zwrotny po prowadnicach, których konstrukcja zapewnia dostateczną sztywność urządzenia i zabezpiecza przed dostawaniem się zgorzeliny do części roboczych.

Pod dolną płytą narzędziową 4 umieszczono pośrednią płytę klinową 6, przemieszczaną za pomocą śruby i przekładni ślimakowej 7, służącą do



Rys. 2.12. Schemat walcarki poprzeczno-klinowej typu PM 1400.28
(opis w tekście)

regulacji odległości między klinowymi narzędziami. W płaszczyźnie poziomej regulacja płyty jest realizowana za pomocą czterech śrub ustalających 8. Narzędzia klinowe na płytach montowane są w dwóch szybko-wymiennych obejmach: pierwszego i drugiego przejścia. W obejmach tych wykonane są wewnętrzne kanały umożliwiające chłodzenie wodą. Za obejmami na płytach znajdują się poprzeczne prowadnice, na których umieszczono ruchome sanki 9, z umocowanymi do nich zaciskami, których zewnętrzny kształt jest identyczny z kształtem części kalibrujących odpowiadającego im segmentu klinowego.

Praca walcarki przebiega wg następującego schematu. Nagrzany do temperatury walcowania pręt wyjściowy 10, za pomocą urządzenia podającego umieszczany jest w rynience dwuramiennej dźwigni 11. Przy ruchu w przód wzornik zamocowany na płycie górnej zachodzi na jedno z ramion dźwigni i obracając je podnosi rynienkę z nagrzanym prętem wyjściowym, wstawiając go precyzyjnie między oba narzędzia klinowe. Pręt chwytny jest przez segmenty przejścia pierwszego i jest przewalcowywany. W końcowym stadium ruchu w przód wyrób wpada w szczelinę między zaciskami umieszczonymi na sankach. Górna płyta walcarki zatrzymuje się. Następnie dolny zacisk przemieszczany jest pneumatycznie po prowadnicy w kierunku segmentów narzędziowych drugiego przejścia, przy czym za pomocą specjalnego zderzaka (w który jest on wyposażony) powoduje on równoczesne przemieszczenie zacisku górnego. W ten sposób odbywa się przemieszczenie półwyrobu ściśniętego między dwoma zaciskami na drugą pozycję. Płyta górna zostaje wprawiona w ruch powrotny. Półwyrób zwolniony z zacisku wchodzi pomiędzy segmenty drugiego przejścia, w czasie którego jest on już kształtowany na gotowo. Dolne sanki powracają w położenie wyjściowe w wyniku oddziaływania cylindra pneumatycznego. Powrót górnych sanek wywołuje zamocowana na płycie górnej sprężyna. W końcowej fazie ruchu powrotnego odwalcowana część spada z segmentów narzędziowych w rynienkę odbierającą. W czasie walcowania poprzedniego wyrobu, na rynienkę dwuramiennej dźwigni wprowadzany jest już następny wsad. Dźwignię zbudowano w ten sposób, że rynienka unoszona jest tylko przy ruchu płyty górnej do przodu, wykluczając w ten sposób konieczność zatrzymywania walcarki w celu załadowania i usunięcia wyrobu. Rozwiązanie to pozwala wykorzy-

stać 70-90% czasu pracy walcarki bezpośrednio na proces walcowania i tym samym podwyższyć znacznie jej wydajność.

Na płycie dolnej pod uchwytem drugiego przejścia umieszczono uzupełniającą płytę klinową 12, powiazaną automatycznie z napędem mechanicznym. Urządzenie to posiada automatyczną regulację odległości pomiędzy klinami drugiego przejścia, uwzględniającą odkształcenia sprężyste korpusu urządzenia walcowniczego występujące w czasie pierwszego stadium walcowania. Dzięki temu obniżono wpływ nierównomiernego nagrzewania pręta wyjściowego, wahań jego własności mechanicznych i przekroju poprzecznego na dokładność walcowania.

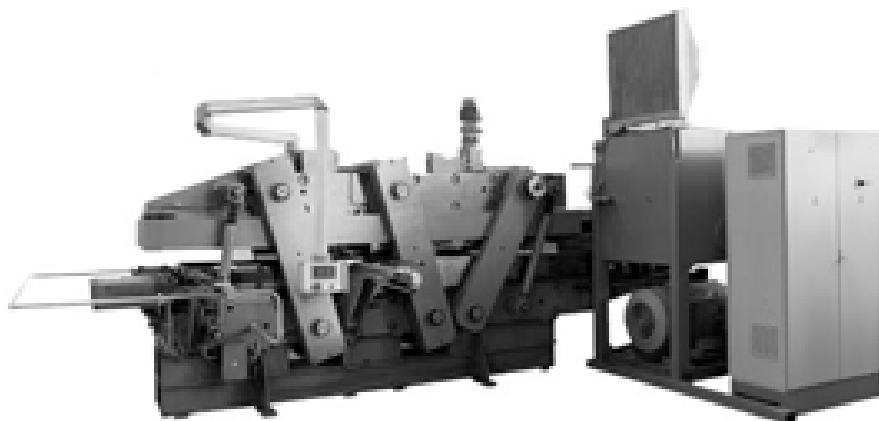
Obecnie badania i opracowania w dziedzinie walcowania poprzeczno-klinowego są kontynuowane głównie w Spółce Akcyjnej Zamkniętej „Beltechnologia & M”.

Nowe oprzyrządowanie tej firmy gwarantuje uzyskanie wysokiej dokładności walcowania. Jest to wynikiem zastosowania klatki walcowniczey 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 walcowniczey 1 MN/mm głównie dzięki zastosowaniu pakietów płyt (o wysokości 450 mm i szerokości 525 mm) jako elementów nośnych, przejmujących obciążenie gnące. Dodatkowy wzrost sztywności, w porównaniu z konstrukcją jednolitą (np. odlewana), 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 walcowniczey odkrytej w czasie trwania procesu kształtowania, stwarza sprzyjające warunki naturalnego chłodzenia narzędzi i suwaka. Oprócz tego zastosowanie nowego układu smarowego w przewodnicach suwaka powoduje wymuszone odprowadzenie ciepła poprzez strumień powietrza, co znacznie zmniejsza współczynnik przekazywania ciepła od suwaka do klatki walcowniczey. Taka konstrukcja

walcarki pozwala osiągnąć równowagę termodynamiczną na etapie przygotowania i włączenia oprzyrządowania w automatyczny cykl pracy.

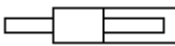
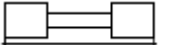
Dane techniczne walcarek serii SP, obecnie produkowanych przez firmę „Beltechnologia & M” zestawiono w tablicy 2.1. Natomiast na rys. 2.13 pokazano walcarkę SP-4200, w której zastosowano schemat walcowania z dwoma poruszającymi się przeciwnie klinami.



Rys. 2.13. Walcarka płaskoklinowa SP-4200, produkowana przez „Beltechnologia & M” (Białoruś)

Tablica 2.1

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

W końcu lat 80-tych XX wieku zaczęto produkować w Fabryce Maszyn Metalurgicznych w Haian (Chiny) walcarki płaskoklinowe. 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 $430\div 650\text{ }^{\circ}\text{C}$, odkuwek łączników [8]. Jednakże danych technicznych tych maszyn nie opublikowano.

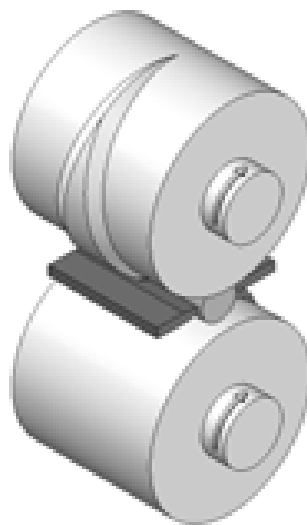
2.2. Walcowanie poprzeczno-klinowe dwoma walcami

W tej metodzie WPK wyrób jest kształtowany segmentami klinowymi, których osie są do siebie równoległe (rys. 2.14). W czasie jednego obrotu walców wyrób (przedkuwka) jest kształtowany na gotowo i – gdy jest walcowany z pręta – może być odcięty nożami zamocowanymi do walców. Podczas kształtowania dwoma walcami stosuje się listwy prowadzące zabezpieczające wyrób przed jego wypadnięciem ze strefy roboczej walców. Dokładność wyrobów walcowanych, uzyskiwanych tą metodą waha się w granicach $\pm 0,2$ do $\pm 0,3$ mm na średnicy i od $\pm 0,1$ do $\pm 0,4$ mm na długości.

Podstawowymi zaletami procesu WPK realizowanymi dwoma walcami są:

- duża dokładność wyrobów walcowanych;
- możliwość walcowania wyrobów z pręta z odcięciem tegoż wyrobu na końcu obróbki;
- duża trwałość narzędzi i możliwość ich wielokrotnej regeneracji.

Natomiast za główne wady tej odmiany walcowania poprzeczno-klinowego uważa się:



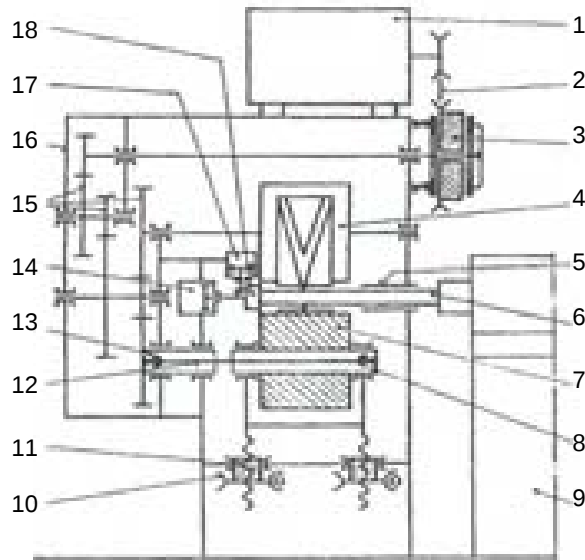
Rys. 2.14. Schemat WPK dwoma walcami

- trudności związane z wykonaniem narzędzi;
- konieczność przytrzymywania walcowanego wyrobu pomiędzy walcami.

Pierwszą dwuwalcową walcarkę opatentował w roku 1885 w Niemczech Simonds [139]. Próbował on również zastosować opracowaną przez siebie maszynę w produkcji wałków stopniowanych stosowanych w ówczesnych samochodach.

Główne prace badawcze poświęcone opracowaniu dwuwalcowej technologii WPK zostały wykonane w Czechach. Tamże pod koniec lat 50-tych XX wieku, w Fabryce Samochodów w Letnanech koło Pragi, opracowano nowoczesną konstrukcję walcarki [64]. Maszynę tę opatentował w 1961 roku Holub [62]. W sumie do roku 1970 zbudowano trzy typy maszyn oznaczonych, w zależności od ich wielkości, symbolami: UL-35, UL-60 i UL-100 [9, 65, 162].

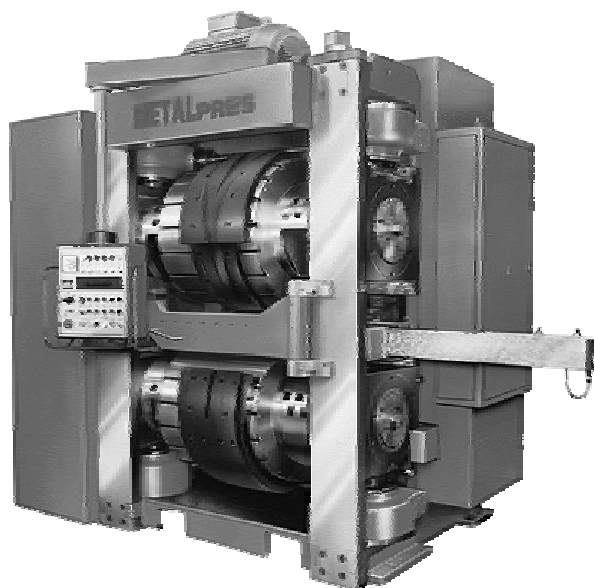
Schemat kinematyczny walcarki UL 35 przedstawiono na rys. 2.15. Maszyna napędzana jest asynchronicznym silnikiem elektrycznym o dwóch prędkościach obrotowych zmienianych przez przełączenie par biegunów. Silnik ten poprzez przekładnię pasową, zespół sprzęgło-hamulec (uruchamiany pneumatycznie) i przekładnię zębatą, napędza osie walców z narzędziami. Prędkość obrotową walców można zmieniać od 8 do 15 obrotów na minutę, zarówno przełączeniem liczby par biegunów jak i doбором wielkości przełożenia przekładni pasowej. W ten sposób dostosowuje się wydajność walcarki do wydajności urządzenia grzewczego, w zależności od masy walcowanego wyrobu. Jeżeli najmniejsza prędkość obrotowa walców, a zarazem czas walcowania jednej przedkuwki, są mniejsze od wydajności urządzenia grzewczego, wówczas walce odłączane są przez sprzęgło od napędu silnika, a załączane ponownie impulsem z przekaźnika czasowego. Pręt podawany jest pomiędzy walce poprzez nagrzewnicę indukcyjną za pomocą podajnika zaciskowego zabudowanego na ramie zasobnika prętów. Koniec pręta dosuwany jest do zderzaka osadzonego na tłoczysku poziomego siłownika pneumatycznego. W chwili dosuwania końca pręta zderzak ryglowany jest pionowym siłownikiem pneumatycznym. W czasie walcowania zderzak jest odryglowywany i przesuwany pod naciskiem



Rys. 2.15. Schemat kinematyczny walcarki UL-35: 1 - silnik elektryczny; 2 - przekładnia pasowa; 3 - koło zamachowe; 4 - walec górny; 5 - obejma pręta; 6 - pręt; 7 - walec dolny; 8 - drążona oś walca dolnego; 9 - indukcyjne urządzenie grzewcze poprzedzone zasobnikiem prętów i zaciskowym podajnikiem pręta; 10 - przekładnia ślimakowa; 11 - mechanizm śrubowy regulacji odległości osi walca dolnego od osi walca górnego; 12 - wał przegubowy; 13 - drążona oś koła zębatego napędzającego walec dolny; 14 - siłownik pneumatyczny zderzaka; 15 - przekładnie zębate walcowe; 16 - korpus maszyny; 17 - siłownik pneumatyczny ryglowania zderzaka; 18 - zderzak

wydłużającego się materiału. Ręczna regulacja osi walca dolnego od osi walca górnego kompensuje różnice wysokości narzędzia po kolejnych regeneracjach i umożliwia nastawienie żądanej wartości redukcji średnicy walcowanego wyrobu.

Walcarka UL 35A w zderzaku ma czujnik, uruchamiany przez podany między walce nagrany odcinek pręta. Czujnik ten daje impuls elektryczny do załączenia sprzęgła i tym samym uruchomienia walców z narzędziami. Walce po wykonaniu jednego obrotu zatrzymują się. W unowocześnionej walcierce zderzak ten zastąpiono segmentem pełniącym rolę zderzaka, umocowanym na dolnym narzędziu i optycznym czujnikiem temperatury nagrzanego odcinka pręta podanego między walce. Maszyna uruchamiana jest tylko wówczas, gdy temperatura odcinka pręta jest zgodna z uprzednio nastawioną wartością.



Rys. 2.16. Nowoczesny agregat do WPK, serii ULS, produkowany przez firmę Šmeral w Brnie (Czechy)

Zabezpieczenie walcarek obu typów przed przeciążeniem wykonano za pomocą czujnika granicznych wartości prądu silnika elektrycznego. Czujnik ten po przekroczeniu nastawionej wartości prądu, rozłącza sprzęgło walcarki [183].

Dane techniczne obecnie produkowanych w Czechach walcarek (przez firmę Šmeral z Brna), z których jedną pokazano na rys. 2.16, zamieszczono w tablicy 2.2.

W tym samym okresie co w Czechach prace badawcze technologii WPK prowadzono w Japonii. Pierwszą japońską walcarkę do WPK opatentował w 1955 r. Motomura [97]. Pięć lat później drugiego patentu udzielono Shirai [136]. Oba patenty dotyczyły walcarek dwuwalcowych pracujących w układzie poziomym. Ponadto w 1955 r. zbudowano eksperymentalny egzemplarz walcarki w Japońskim Instytucie Fizyki i Chemii [130]. Natomiast w roku 1964, badania procesu WPK rozpoczęto w Hiroshima Technical Institute of Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., gdzie w 1968 r. wykonano pierwsze próby walcowania części samochodowych [161]. W roku 1967 Awano i Danno z Toyota Co. zbudowali eksperymentalną walcarkę, posiadającą walce robocze

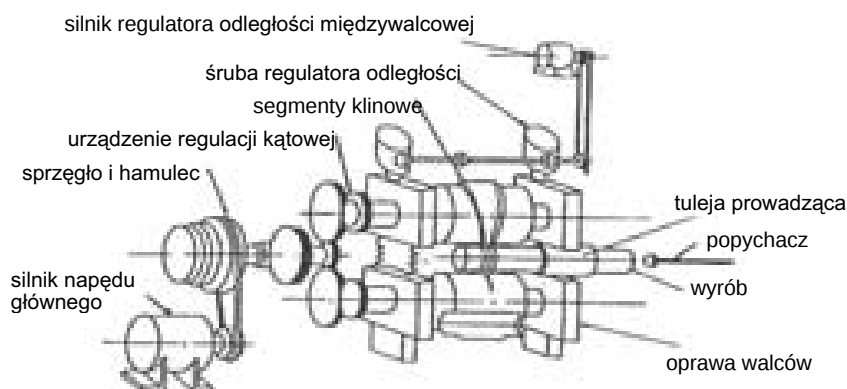
o wymiarach $\varnothing 140 \times 130$ mm [10]. Po kolejnych czterech latach w 1971 r. w Mitsubishi Co. zbudowano dwuwalcową walcarkę MCR-1000, którą zastosowano do produkcji stopniowanych wałków stosowanych w przemyśle samochodowym [94, 181]. Jak pokazano na rys. 2.17 w maszynie tej napęd na walce przekazywany jest przez przekładnię pasową i zębatą oraz pneumatyczne sprzęgło. Walce zatrzymywane są za pomocą hamulca pneumatycznego. Dolny wałek 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. [161].

Tablica 2.2

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

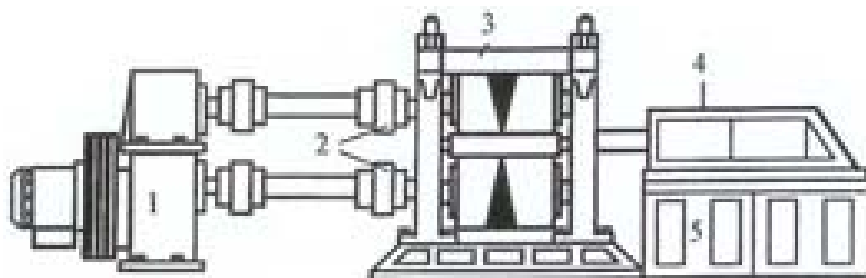
Parametr	Typ walcarki	ULS 55	ULS 70	ULS 70R	UL 80	UL 90	ULS 80	ULS 100
Min./max. średnica wsadu [mm]		20-55	30-80	30-70	35-80	35-90	35-80	35-100
Max. długość wsadu [mm]		350	300	300	500	500	500	500
Max. długość wyrobu walcowanego [mm]		450	550	650	700	700	650	750
Odległość między osiami walców [mm]		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 klinowych, pracujących w układzie dwóch walców roboczych, opracowano w byłym ZSRR.



Rys. 2.17. Schemat napędu walcarki MCR-1000

Pierwsza radziecka walcarka, opracowana przez Balina została wykorzystana do walcowania poprzecznego przedkuwek korbowodów już w 1949 r. [14]. Agregat ten ze względu na skomplikowaną budowę walców roboczych (klinowe segmenty narzędziowe nawinięte na walcach roboczych wzdłuż linii śrubowej), nie znalazł jednakże szerszego zastosowania przemysłowego w latach późniejszych. Dalsze prace prowadzone przez Balina w Instytucie Projektowania Technologii w Gorki, doprowadziły do opracowania dwuwalcowych walcarek klinowych oznaczonych symbolami: D-650, D-800 i D-1000. Agregat typu D (patrz rys. 2.18) składa się z podajnika prętów, urządzenia do nagrzewu indukcyjnego i walcarki. Napęd na walce robocze przekazywany jest od silnika przez przekładnie pasową i zębatą oraz sprzęgła uniwersalne [146].



Rys. 2.18. Widok walcarki klinowej D-1000: 1 - system napędowy; 2 - sprzęgła uniwersalne; 3 - rama z walcami; 4 - urządzenie do nagrzewania indukcyjnego; 5 - jednostka załadownicza prętów

W latach siedemdziesiątych intensywne prace w zakresie budowy i unowocześnienia dwuwalcowych walcarek do WPK prowadzi 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.

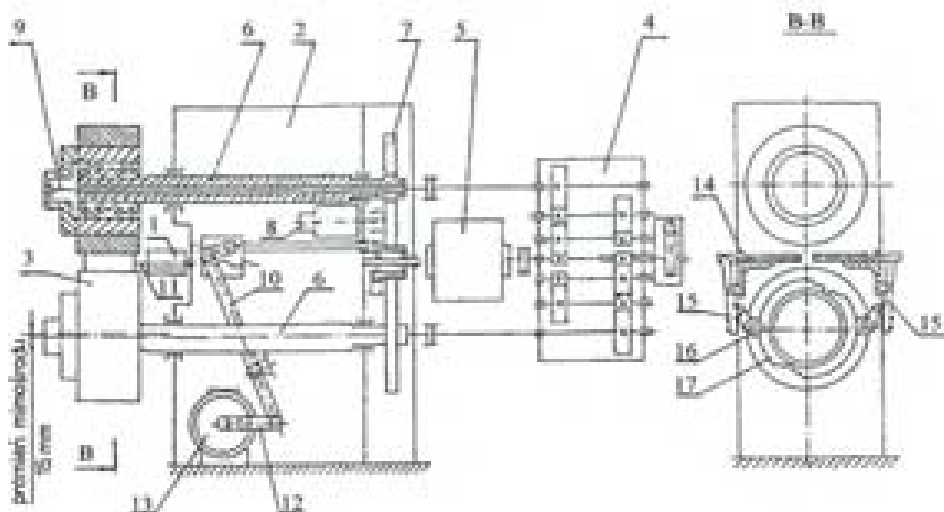
W połowie lat siedemdziesiątych ta sama grupa badawcza opracowała i wdrożyła do przemysłu konstrukcje walcarek oznaczone symbolami 40-400, 25-600, 50-520, 110-300, 100-500 i 130-300 [26]. Dane techniczne walcarek obecnie produkowanych przez VNIIMETMASH zestawiono w tablicy 2.3.

Tablica 2.3

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

Parametr	Typ walcarki	100x300	80x500	130x600	100x700
Max. średnica wyrobu [mm]		100	80	130	100
Max. długość wyrobu [mm]		300	500	600	700
Max. średnica materiału wyjściowego [mm]		105	80	130	100
Max. średnica wałców [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 nagrzewu) [t]		35	55	107	54

Przykładową walcarkę pracującą w pojedynczym cyklu (kształtowanie z pojedynczego odcinka pręta) typu 110-300 przedstawiono na rys. 2.19. Maszyna tego typu ma bardziej zwartą konstrukcję i zajmuje o wiele mniejszą przestrzeń od walcarek przeznaczonych do kształtowania z pręta. Walcarka 110-300 przeznaczona jest do walcowania stopniowanych wałków, wykorzystywanych w skrzyniach biegów samochodów ciężarowych.



Rys. 2.19. Schemat kinematyczny walcarki 110-300 (opis w tekście)

Pojedyncze pręty w specjalnych zasobnikach podaje się na stół odbiorczy instalacji grzewczej. Następnie przechodzą one automatycznie przez urządzenie grzewcze, gdzie nagrzewają się do temperatury kształtowania, a potem przesuwane są do rynny odbiorczej walcarki 1. Następnie nagrzaną pręt za pomocą popychacza mechanizmu podającego wprowadzany jest pomiędzy walce robocze 3. Gdy popychacz wraca w położenie wyjściowe, włącza się silnik elektryczny głównego napędu i rozpoczyna się proces kształtowania. Wyrób walcuje się w trakcie jednego obrotu walców roboczych. W końcowym etapie walcowania następuje odcinanie końców kształtowanego wyrobu, po czym spada on do rynny odbiorczej walcarki.

Mechanizmy walcarki tj. klatka robocza 2, reduktor obrotów 4, silnik elektryczny głównego napędu 5 rozmieszczone są po jednej stronie maszyny. Poziomo ułożone walce robocze umocowane są w mimośrodowych tulejach 6 wykorzystywanych do regulacji rozstawu walców. Zmiana tego rozstawu dokonuje się przez obrót tulei mimośrodowych 6 za pomocą mechanizmu regulacji, składającego się z przekładni zębatej 7 i silnika regulatora 8. Po wyregulowaniu międzyosiowego rozstawu, tuleje zabezpiecza się przed skretem nieruchomymi listwami zębatymi, zazębiającymi się z uzębieniem naciętym na powierzchni tulei.

Napęd na walce robocze przekazywany jest za pomocą wałów pośrednich 9 przechodzących przez tuleje mimośrodowe. Jeden koniec wału pośredniego połączony jest zębatym sprzęgłem z walcami 3, a drugi z reduktorem obrotów 4.

We wnętrzu klatki roboczej zamontowany jest mechanizm podawania prętów, wykonany w postaci dwuramiennej wahliwej dźwigni 10. Jeden koniec dźwigni jest przegubowo związany poprzez strzemie z popychaczem 11, natomiast drugi koniec przez mechanizm korbowy 12 i przekładnię planetarną 13 z silnikiem. Celem szybkiego zatrzymywania popychacza zamocowano na wale silnika hamulec. Do ustawienia pręta w strefie walcowania wykorzystano ruchome i nieruchome prowadnice. Zasada działania ruchomej prowadnicy typu dźwigniowo-krzywkowego jest następująca. Jeden koniec dźwigni 15 jest połączony przegubowo z ruchomą prowadnicą 14, a na drugim końcu dźwigni umocowana jest rolka 16, która toczy się po wzorniku 17 zamontowanym na walcu roboczym. W momencie podawania pręta ruchome prowadnice są rozwarte i pręt opiera się o prowadnice nieruchome. W miarę walcowania z nieruchomych prowadnic wysuwają się prowadnice ruchome i podtrzymują środkową ukształtowaną część wyrobu.

W procesie walcowania walce robocze są chłodzone wodą. Walec dolny chłodzony jest bezpośrednio w sposób ciągły, natomiast górny tylko pod koniec każdego cyklu walcowania.

W 1973 r. Czerkasov i inni [148] opatentowali nową dwuwalcową walcarkę typu 500x100. Agregat ten posiadał korpus spawany, w którym umocowane były walce robocze. Umożliwiał on kształtowanie odkuwek o maksymalnych wymiarach $\varnothing 100 \times 500$ mm.

W 1976 r. Veremejewiç i inni [164] 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 [91]. Przykładowo w skład agregatu typu ASK 80/500 wchodzi: walcarka, indukcyjne urządzenie grzewcze, urządzenie załadownicze, mechanizmy podawania oraz środki automatyki. Agregat ten przeznaczony jest do produkcji wyrobów typu stopniowanych wałków o maksy-

malnej średnicy 45÷80 mm i długości wynoszącej do 500÷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 [163]. Agregaty typu ASK zalecane są do produkcji wyrobów walcowanych na gotowo. Ich zastosowanie do kształtowania przedkuwek nie jest ekonomiczne ze względu na duże moce napędu głównego i nagrzewania indukcyjnego, zaprojektowane do produkcji w tempie dwu- czy nawet czterokrotnie wyższym niż w przypadku kucia na prasach czy młotach.

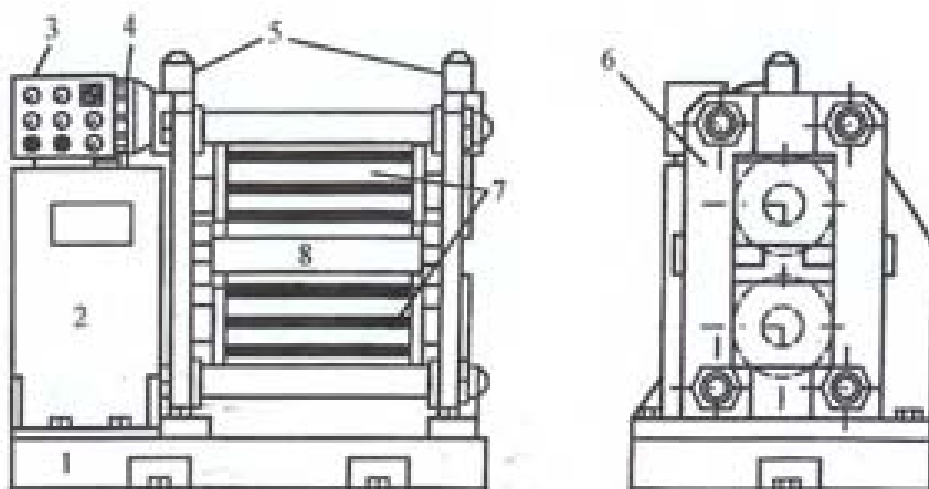
W 1983 r. w Wołgogradzie zaprojektowano i wdrożono do produkcji agregaty WPK, służące do walcowania przedkuwek kutech następnie na gotowo na młotach bądź prasach. Zasadniczą część agregatów stanowią konsolowe walcarki poprzeczne z pionowymi walcami klinowymi, oznaczone symbolami K500, K630 lub K800. 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 wahlowych 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 wyposażone są w urządzenia służące do centrowania pręta wsadowego w czasie obróbki i do kątowej regulacji walców, w rynną spustową, zabezpieczenie przed przeciążeniem, hamulec, silnik elektryczny napędu głównego oraz urządzenie załadownicze. Smarowanie walców odbywa się w systemie osiowym, smarem ciekłym. Celem zabezpieczenia przed przegrzaniem materiału smarowego w wannie olejowej wbudowano węzownicę z czynnikiem chłodniczym (wodą). System sterowania umożliwia sterowaną ręcznie i automatyczną pracę walcarki. 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 przejścia do obszaru roboczego

strefy wprowadzania, lej ustawiany jest w położeniu pionowym, a wypadający z niego nagrany pręt ustalany jest z jednej strony przez zderzak na walcu, z drugiej zaś przez listwy kierujące. Po odkształceniu przedkuwka po pochyłej 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 [166].

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 [67].

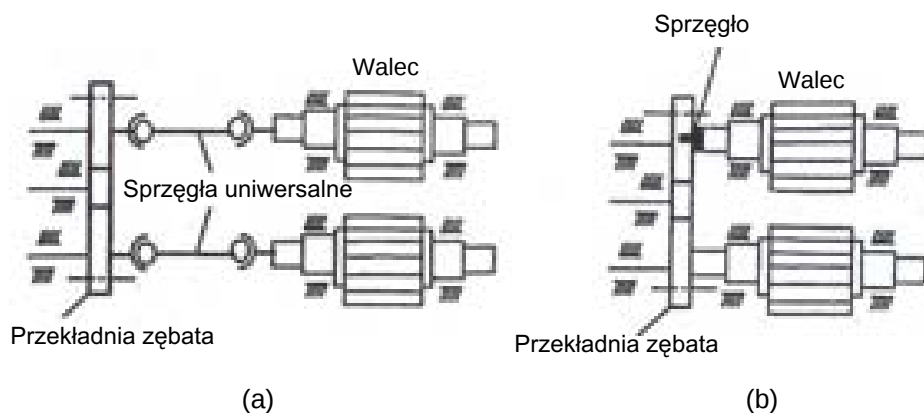
W 1974 r. w wyniku współpracy Pekińskiego Uniwersytetu Nauki i Technologii oraz Fabryki Maszyn w Hua Shan zaprojektowano i zbudowano dwuwalcową walcarkę H750, pracującą w układzie pionowym, którą zainstalowano w Xi'an [154]. W latach 1975-76 w Północnej Korporacji Przemysłowej (NORINCO) zbudowano duże 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 pneumatyczne sprzęgło i hamulec. W końcu lat 70-tych XX wieku dalsze badania skoncentrowano głównie na konfiguracji dwuwalcowej [144, 155, 156].

W 1987 r. w II Chińskiej Fabryce Samochodów w Hubei zmontowano największą chińską dwuwalcową walcarkę oznaczoną symbolem H1000. Pod koniec tego samego roku Li [80, 81] zaprojektował dwie walcarki (H680 i H800), charakteryzujące się odlewanymi stalowymi korpusami, odpowiednio dla Jiangshu Bike Industrial Co i Shanxi Havy Forging Works. Równocześnie Kuźniczo - Odlewniczy Instytut w Jinan opracował projekt nowej kompaktowej walcarki o dwóch walcach roboczych, oznaczonej symbolem D46, przedstawionej na rys. 2.20 [38]. Obecnie w Chinach dwuwalcowe walcarki wytwarzane są w dwóch seriach: "D46" (walcarki kompaktowe) - patrz tab. 2.4, oraz "H" (walcarki niekompaktowe) -



Rys. 2.20. 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

tab. 2.5. Różnice w konstrukcji walcarek dotyczą m.in. sposobu przeniesienia napędu od silnika do walców roboczych. Różnice te przedstawiono schematycznie na rys. 2.21.



Rys. 2.21. Różnice w napędach walcarek typu „H” (rys. a) i „D46” (rys. b)

Tablica 2.4*Dwuwałcowe walcarki serii "D46", produkowane w Chinach*

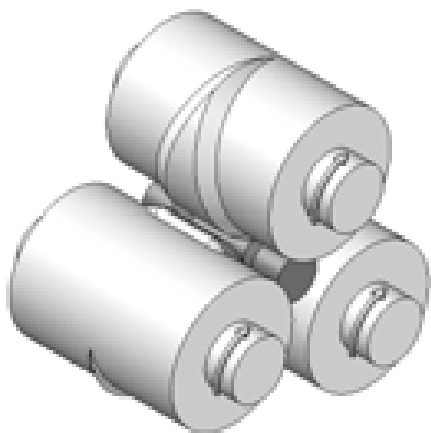
Typ walcarki Parametr	D46- 15x300	D46- 35x400	D46- 50x500	D46- 63x600	D46- 100x750
Średnica walców [mm]	300	400	500	600	800
Szerokość walców [mm]	350	500	600	750	850
Liczba obrot. walców [obr/min]	12-16	14	12	8-10	8
Max. średnica wyrobu [mm]	15	35	50	80	100
Max. długość wyrobu [mm]	200	400	500	650	750
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

Tablica 2.5*Dwuwałcowe walcarki poprzeczne typu H, produkowane w Chinach*

Typ walcarki Parametr	H 520	H 630	H 680	H 800	H1000
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

2.3. Walcowanie poprzeczno-klinowe trzema walcami

Walcowanie poprzeczne w układzie trzech walców (rys. 2.22) nie wymaga stosowania listew kierujących, niezbędnych w metodzie dwuwał-



Rys. 2.22. Schemat WPK trzema walcami

cowej, do utrzymywania kształtowanego wyrobu w przestrzeni międzywalcowej. Z powodu zastosowania trzech klinów (rozmieszczonych co 120°) zmianie ulega kinematyka płynięcia metalu podczas walcowania. W tym przypadku WPK występuje również mniejsze prawdopodobieństwo utworzenia pęknięć wewnętrznych w strefie osiowej kształtowanego wyrobu. Podstawową wadą kształtowania trzema walcami jest brak możliwości zastosowania walców o dużych

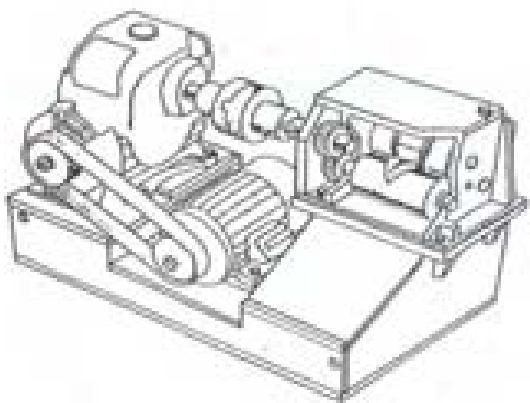
średnicach, co przekłada się na ograniczenia wymiarów wyrobów możliwych do wykonania tą metodą. Warunek określający graniczną wartość średnicy walca $d_{w_{\max}}$, możliwą do zastosowania przy kształtowaniu wyrobu o średnicy d określony jest zależnością:

$$d_{w_{\max}} = \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} d. \quad (2.5)$$

Prototyp pierwszej na świecie walcarki do WPK, pracującej w układzie trzech walców roboczych został opracowany i zbudowany przez Henry Wiggin & Co. Ltd w roku 1968 [61]. Bazując na tym projekcie firma Redman Engineering Ltd. w 1969 r. zbudowała trójwalcową walcarkę dla Drop Forging Research Association [131]. W ogóle wyprodukowano tylko cztery walcarki tego typu [157]. Na rys. 2.23 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 maksy-

malna wynosiła od 12 do 50 mm, a maksymalna długość mieściła się w przedziale 150÷300 mm.

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 trój-



Rys. 2.23. Trójwalcowy agregat do WPK, produkowany w Wielkiej Brytanii

walcową pozwalającą na kształtowanie odkuwek o maksymalnej średnicy $\varnothing 60$ mm, przy długości nie przekraczającej 250 mm [32]. 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 począwszy 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 tablicy 2.6 [87]. Obecnie w warunkach przemysłowych walcarki klinowe z trzema walcami stosuje się tylko w Chinach (ich liczba nie przekracza 10) [68].

2.4. Walcowanie poprzeczno-klinowe w układzie walec – segment wklęsły

W tym schemacie walcowania odcinek pręta jest kształtowany między obracającym się walcem a nieruchomym segmentem narzędziowym, obejmującym ten walec na części łuku (rys. 2.24). W czasie walcowania wyrób obraca się wokół własnej osi oraz toczy się po narzędziach klinowych walca i segmentu. Ze względu na oddzielenie stref podawania wsadu i odbierania odkuwki możliwe jest podawanie kolejnego odcinka pręta

Tablica 2.6

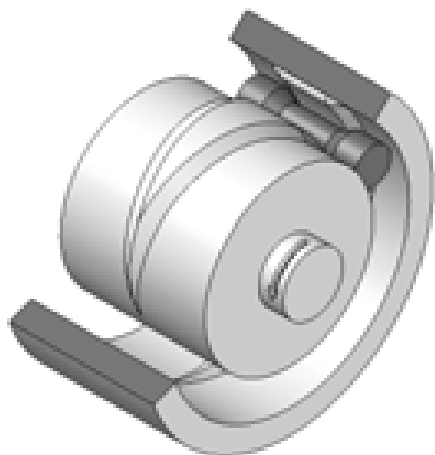
Dane techniczne trójwalcowych walcarek poprzeczno-klinowych, produkowanych w Chinach

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

podczas kształtowania poprzedniego, co pozwala na zwiększenie wydajności walcowania.

Za główne zalety tej odmiany WPK przyjmuje się:

- dużą wydajność produkcji;
- dużą sztywność maszyny;
- samoprowadzenie wyrobu podczas walcowania;
- łatwość automatyzacji procesu;
- niezawodność eksploatacyjną maszyny (dzięki prostej konstrukcji).



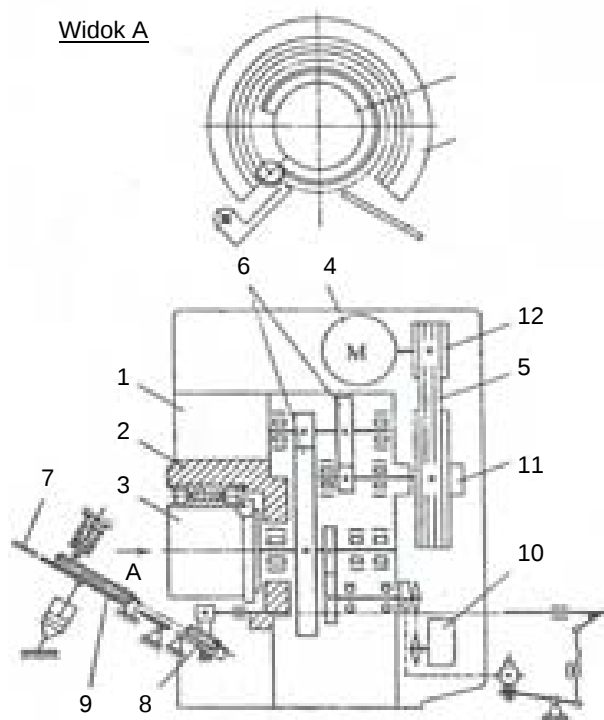
Rys. 2.24. Schemat WPK w układzie walec - wklęsły segment

Natomiast do wad WPK w układzie walec-wklęsły segment zalicza się:

- trudność wykonania narzędzi;
- brak lub bardzo ograniczoną regulację przestrzeni roboczej maszyny, co przekłada się na obniżenie dokładności wyrobów walcowanych;

- możliwość regeneracji narzędzi tylko poprzez napawanie ich powierzchni;
- walcowanie tylko z odcinków pręta.

Pierwszą walcarkę działającą w układzie walec-wklęsły segment narzędziowy opracowano w 1973 r. w Instytucie Projektowania Maszyn w Woroneżu pod kierunkiem Nikolskiego [101, 147, 149]. Walcarka tego typu (rys. 2.25) zbudowana jest z korpusu 1, w którym znajduje się nieruchomy segment 2 i napędzany walec 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 wyjściowy jest podawany po pochyłej rynnie 7 do szczęk zaciskowych 8, wprawianych w ruch obrotowy przez układ dźwigniowo-krzywkowy od walca roboczego. Dla zabezpieczenia przed jednoczesnym załadowaniem dwóch odcinków pręta wsadowego w podajniku umieszczono komorę 9



Rys. 2.25. Schemat kinematyczny walcarki S31138, pracującej w układzie walec - segment wklęsły

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 załadowania i wyprowadzania są rozdzielone, dzięki czemu kolejny odcinek wsadowy może być wprowadzany jeszcze w czasie odkształcania poprzedniego, co pozwala na osiągnięcie znacznie większej wydajności.

Walcarki te wyposażone są w pneumatyczny układ sprzęgło-hamulec 11 i pracują w rytmie ciągłym. Tempo walcowania może być regulowane tempem pracy komory sterującej (przewidziano 4 stopnie pracy) lub za pomocą zmiany liczby obrotów walca napędowego (2 stopnie), dokonywanej przez wymianę koła pasowego 12. Dzięki tak szerokiej regulacji wydajności, walcarki te umożliwiają proces wykonywania przedkuwek, przy szerokiej zmianie rozpiętości wydajności agregatu kuźniczego.

Walcowo-segmentowe walcarki wyposażone są w ręczną wciągarkę wykorzystywaną przy instalowaniu i regulacji narzędzia roboczego. Umieszcza się je na wibrooporach na podłodze wydziału i mogą być one przemieszczane od jednej maszyny kuźniczej do drugiej. Ważniejsze dane charakterystyczne poprzecznych walcarek walcowo-segmentowych przedstawiono w tablicy 2.7 [101].

Niezależnie od ośrodka radzieckiego w 1976 r. Dietrich i Muller [33] 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” [44]. Jednakże walcarki tej nie stosowano w produkcji przemysłowej.

2.5. Inne metody walcowania poprzeczno-klinowego

Na rysunku 2.26 przedstawiono schematy metod WPK, które jak dotychczas nie zostały dostatecznie zbadane i nie znalazły zastosowania przemysłowego. Są to metody WPK o bardzo złożonym i zróżnicowanym stanie naprężeń oraz płynięcia materiału. Procesy i walcarki wymagają dalszych badań i ustalenia możliwości ich przemysłowego zastosowania.

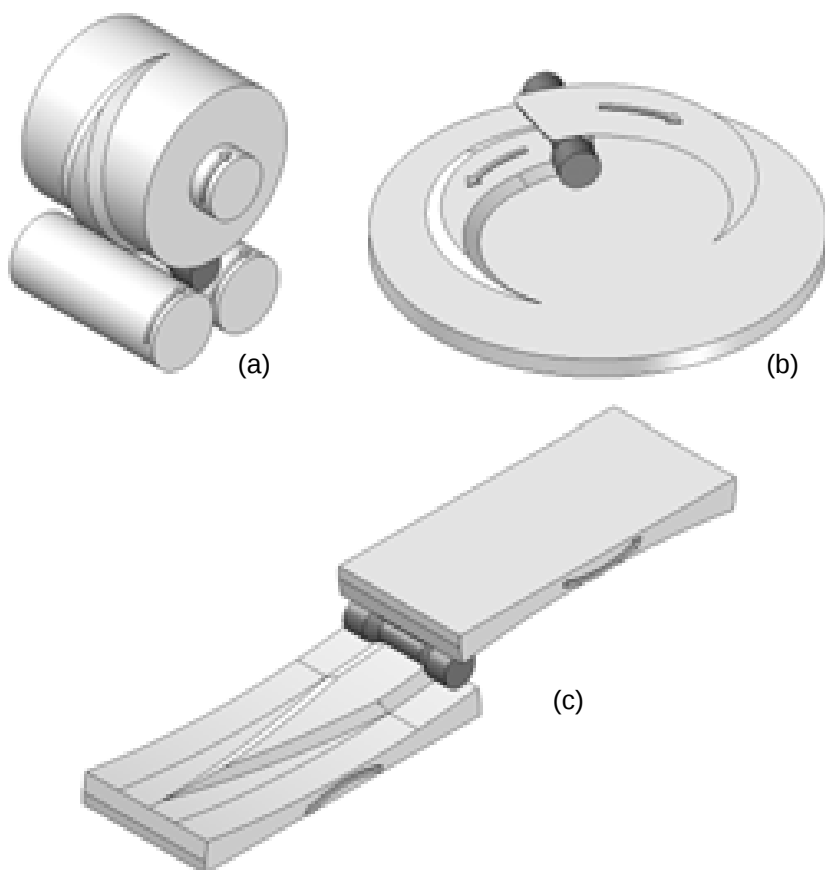
Tablica 2.7

Walcarki pracujące w układzie walec - wklęsły segment narzędziowy produkcji rosyjskiej [101]

Parametr	Typ walcarki	S 3135	S 3137	S 3138	S 3139
Max. siła rozporowa [kN]		98	156	345	617
Max. średnica wsadu [mm]		25	35	50	80
Max. długość wsadu [mm]		250	315	400	500
Średnica walca [mm]		320	400	510	640
Liczba obrotów walca roboczego [obr./min.]		60	50	32	25
Moc silnika [kW]		32	40	58	110
Wydajność [szt./godz.]		1800	1500	960	750
Wymiary zewnętrzne [mm]					
- długość		2150	2300	2520	3050
- szerokość		1350	1400	1540	2560
- wysokość		2150	2400	2600	2740
Masa [t]		4,8	6,8	9,5	18,5

Zalicza się do nich:

- Walcowanie poprzeczne jednym walcem klinowym (rys. 2.26 a). W procesie tym odcinek pręta, umieszczony na dwóch rolkach gładkich kształtowany jest w wyniku oddziaływania segmentu klinowego umieszczonego na jednym walcu roboczym [59]. Metoda ta nie przyjęła się w przemyśle, głównie z powodu wykrzywiania odkuwki w trakcie walcowania.
- Walcowanie klinowe dwoma dyskami (rys. 2.26 b). W procesie tym odkuwkę kształtują kliny umieszczone na dwóch tarczach, obracających się w kierunkach przeciwnych. Wg Šćukina [135] ta metoda WPK nie rozpowszechniła się ze względu na trudności związane z wykonawstwem narzędzi roboczych.
- Walcowanie poprzeczne w układzie dwóch wklęsłych segmentów narzędziowych (rys. 2.26 c). Ten schemat walcowania jest stosowany głównie do kształtowania wielowypustów oraz uzębień kół zębatych [176]. Teoretycznie może on być również zastosowany w procesie WPK, realizowanym w warunkach obróbki plastycznej na zimno. Jednakże, głównie ze względu na złożoność narzędzi, WPK tą metodą nie znalazło zastosowania przemysłowego.



Rys. 2.26. Metody WPK, które nie znalazły zastosowania przemysłowego:
a) walcowanie poprzeczne jednym walcem; b) walcowanie klinowe dwoma
dyskami; c) walcowanie poprzeczne dwoma wklęsłymi segmentami klinowymi

2.6. Porównanie metod walcowania poprzeczno-klinowego

Do wykonania analizy porównawczej poszczególnych metod WPK zastosowano modelowanie numeryczne, bazujące na metodzie elementów skończonych (MES). Metoda ta stanowi obecnie uznawany standard w analizie wszelkich zadań z zakresu mechaniki. O ogromnym zainteresowaniu tą metodą obliczeniową świadczy m.in. liczba konferencji naukowych poświęconych tematyce stosowania MES w analizie różnych zagadnień z zakresu nauki i techniki. Wzrasta również ilość komercyjnych programów komputerowych, bazujących na MES, przeznaczonych do projektowania i optymalizacji różnych procesów wytwórczych.

MES może być zastosowana m.in. do określenia stanu naprężenia i odkształcenia, prognozowania ograniczeń i wad występujących w procesie wytwórczym, wyznaczenia sił i momentów sił. Według Wasiunyka [172] dokładność MES, przy umiejętnym podziale obszaru odkształcenia na elementy, może być oceniona lepiej od dokładności uzyskiwanych metodami eksperymentalnymi.

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. [15, 17, 18, 28, 39, 40, 42, 51, 82, 83, 85, 86, 105, 108, 118, 120, 167-169, 178, 179], których dokładność została potwierdzona licznymi pracami eksperymentalnymi.

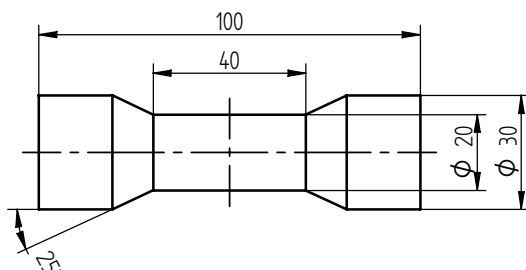
2.6.1. Opis zastosowanego modelu MES

Do analizy płynięcia metalu w procesie WPK wykorzystano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2004, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Program ten może być wykorzystany do mechanicznej lub termomechanicznej symulacji procesów kształtowania plastycznego, zachodzących w płaskim, osiowo-symetrycznym bądź przestrzennym stanie odkształcenia.

Dążąc do skrócenia czasu obliczeń w analizach, dotyczących kształtowania wyrobu o parametrach pokazanych na rys. 2.27, przyjęto następujące uproszczenia: założono stałą wartość czynnika tarcia na powierzchni styku materiał-narzędzie, przyjęto sztywny model materiału narzędzi, założono stałą temperaturę kształtowania oraz pominięto zaokrąglenia krawędzi narzędzi.

Zastosowane w obliczeniach modele geometryczne procesów WPK przedstawiono na rys. 2.28. W skład modeli wchodzić wsad oraz narzędzia (kliny) przemieszczające się z prędkościami liniowymi 0,2 m/s. W przypadku procesu WPK dwoma walcami dodatkowo uwzględniano listwy kierujące, zabezpieczające wyrób przed wypadnięciem z przestrzeni międzywalcowej. 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. Do modelowania procesu walcowania z materiału wyjściowego (o wymiarach $\varnothing 30 \times 69$ mm) zastosowano ośmiowęzłowe elementy sześciennie. Wybór rodzaju elementów wynikał z konieczności stosowania w trakcie obliczeń aktualizacji siatki elementów, czyli tzw. remeshing'u. Moment, w którym następowała przebudowa siatki uzależniono od przyrostu odkształcenia w poszczególnych elementach.



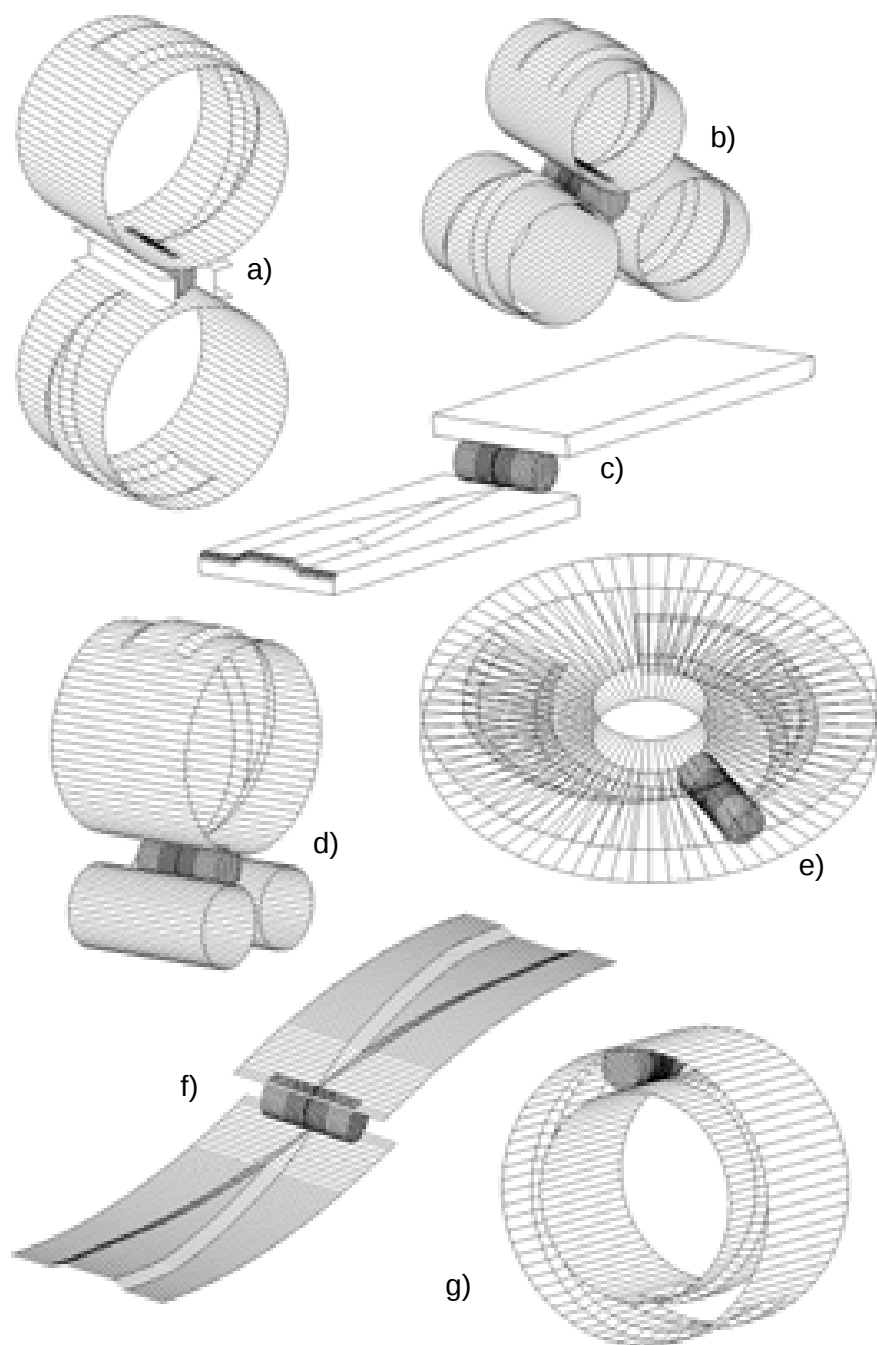
Rys. 2.27. Wymiary wyrobu wykorzystanego w analizie porównawczej metod WPK

Symulacje numeryczne wykonano dla procesów kształtowania metodami WPK wyrobów ze stali 45, przebiegających przy stałej temperaturze $T=1100^\circ\text{C}$. Model materiałowy zastosowanego gatunku stali zaczerpnięto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2004.

Ze względu na zmianę kierunku sił tarcia na powierzchni kontaktu w obliczeniach zastosowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, zgodnie z zależnością:

$$\tau = -m k \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{v_p}{a_p}\right) \frac{v_p}{|v_p|}, \quad (2.6)$$

gdzie: m – czynnik tarcia, v_p – wektor prędkości poślizgu, a_p – współczynnik o kilka rzędów mniejszy od prędkości poślizgu. W obliczeniach przyjęto $a_p=0,1\%$ prędkości narzędzia oraz graniczną wartość czynnika tarcia $m=1$ – zgodnie z rezultatami prac badawczych, podanymi w opracowaniach [54, 122].



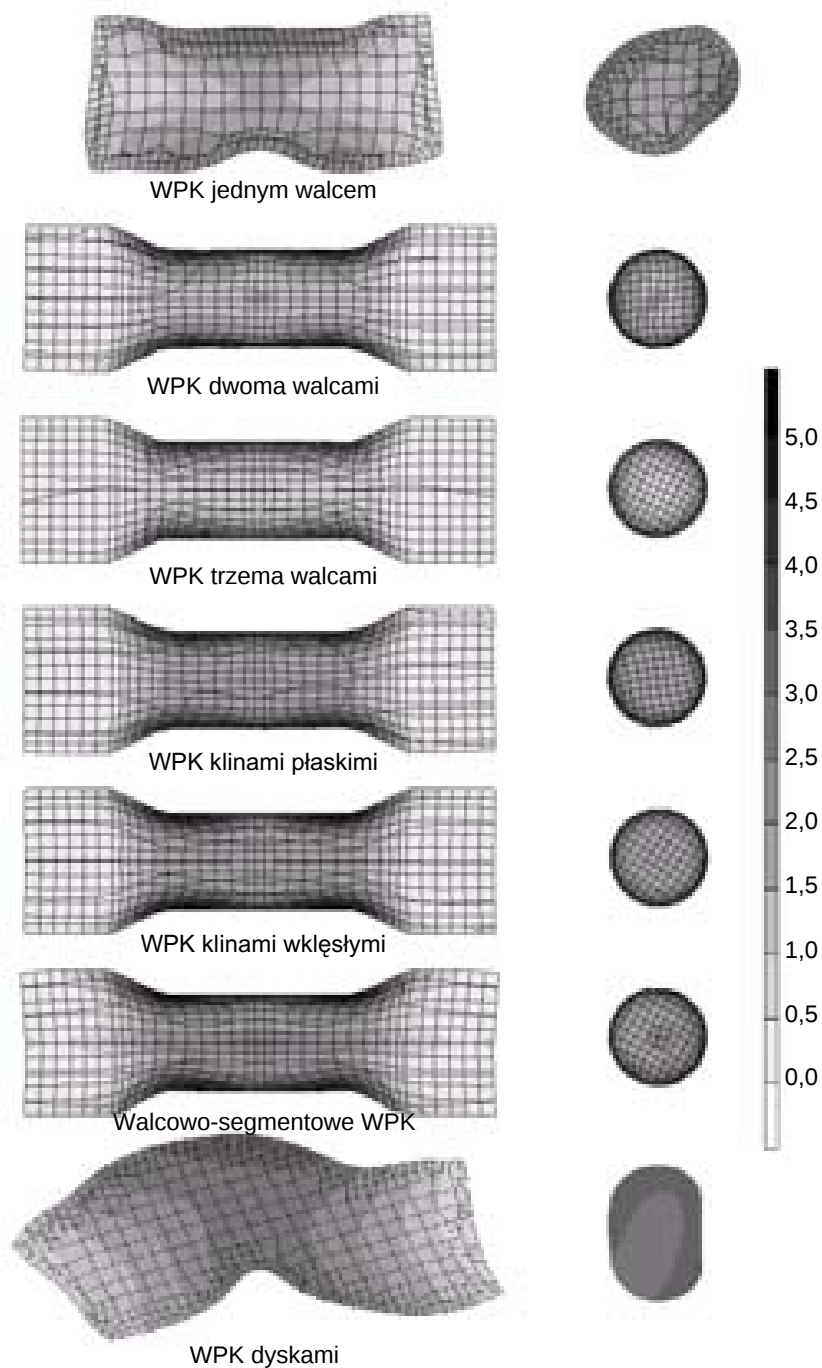
Rys. 2.28. Opracowane modele geometryczne procesów WPK: a) dwoma walcami, b) trzema walcami, c) klinami płaskimi, d) jednym walcem, e) dyskami, f) klinami wklęsłymi, g) walcem i segmentem wklęsłym

2.6.2. Wyniki obliczeń oraz ich analiza

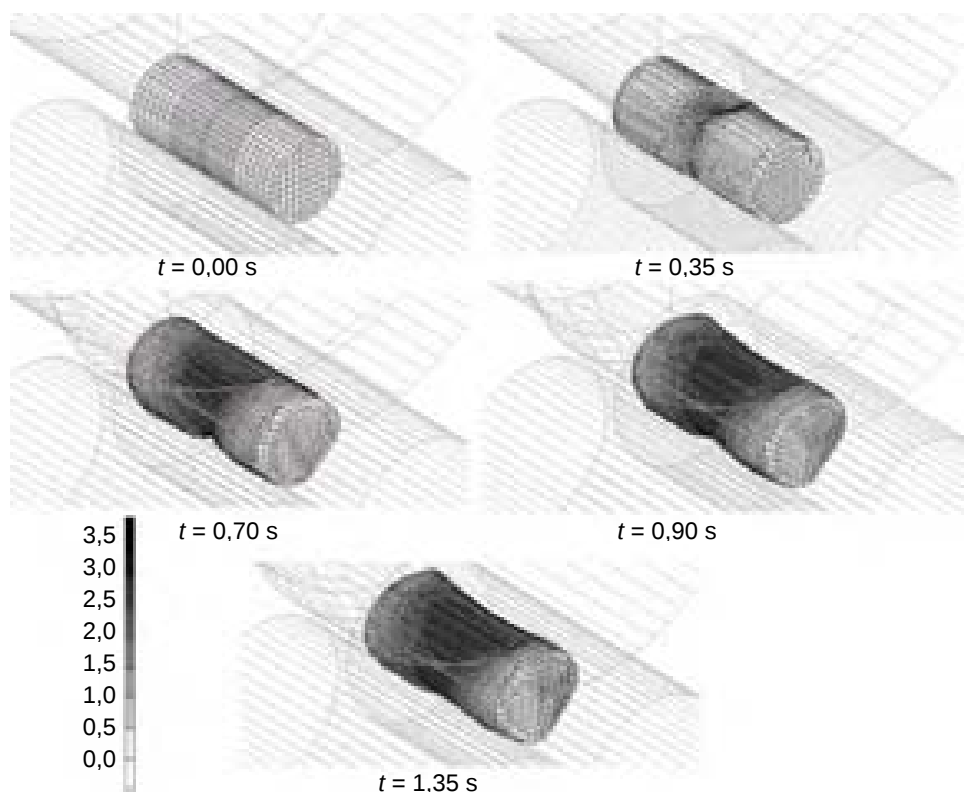
Zastosowanie MES umożliwiło m.in. dokładne prześledzenie przebiegu kształtowania wyrobów w poszczególnych metodach WPK. Na rys. 2.29 zestawiono przekroje wzdłużne i poprzeczne wyrobów, obliczone dla analizowanych przypadków WPK, na których naniesiono rozkłady odkształceń. Z prezentowanego zestawienia wynika, że w dwóch przypadkach walcowania (WPK jednym walcem oraz WPK dyskami) nie uzyskuje się zakładanego kształtu wyrobu. Zastosowanie pozostałych metod WPK prowadzi do uzyskania wyrobów o prawidłowym kształcie, tj. nie odbiegającym od założonego.

Porównanie rozkładów odkształceń wykazuje, że we wszystkich procesach WPK (w których uzyskano wyrób prawidłowy) mają one charakter warstwowy (pierścieniowy). Przy czym największe odkształcenia występują w warstwach zewnętrznych i zmniejszają się w kierunku do środka odkuwki, co uznaje się za cechę charakterystyczną dla wyrobów kształtowanych walcowaniem poprzecznym. Jednakże odkształcenie plastyczne materiału w strefie centralnej (osiowej) poszczególnych wyrobów nie jest jednakowe. I tak najmniejsze odkształcenie plastyczne materiału tej strefy występuje podczas WPK trzema walcami, zaś największe wówczas, gdy stosuje się kliny wklęsłe. Przemawia to za twierdzeniem, iż polepszenie płynięcia plastycznego metalu, w strefie osiowej odkuwki, następuje w efekcie zwiększenia długości styku materiał-narzędzie (a więc przy wzroście obszaru uplastycznienia materiału).

Korzystając z możliwości poznawczych stawianych przez MES poddano analizie przyczyny powstawania wybraku w dwóch przypadkach WPK, w których nie uzyskano prawidłowego kształtu wyrobu. Na kolejnych rysunkach 2.30 i 2.31 pokazano progresję kształtu wyrobów walcowanych odpowiednio jednym walcem oraz klinami umieszczonymi na dyskach płaskich. Z danych zamieszczonych na rys. 2.30 wynika, że w początkowej fazie walcowanie klinem pojedynczym przebiega stabilnie (kształtowany jest na obwodzie próbki rowek w kształcie litery V). Jednakże wraz z zaawansowaniem procesu zwiększa się szerokość oddziaływania klina na materiał, co prowadzi do wyginania i następnego wciskania jej części centralnej pomiędzy rolki podtrzymujące. W efekcie kształtowany wyrób traci zdolność wykonywania ruchu obrotowego (wy-



Rys. 2.29. Rozkłady intensywności odkształcenia w przekrojach wzdłużnych i poprzecznych wyrobów otrzymanych różnymi metodami WPK

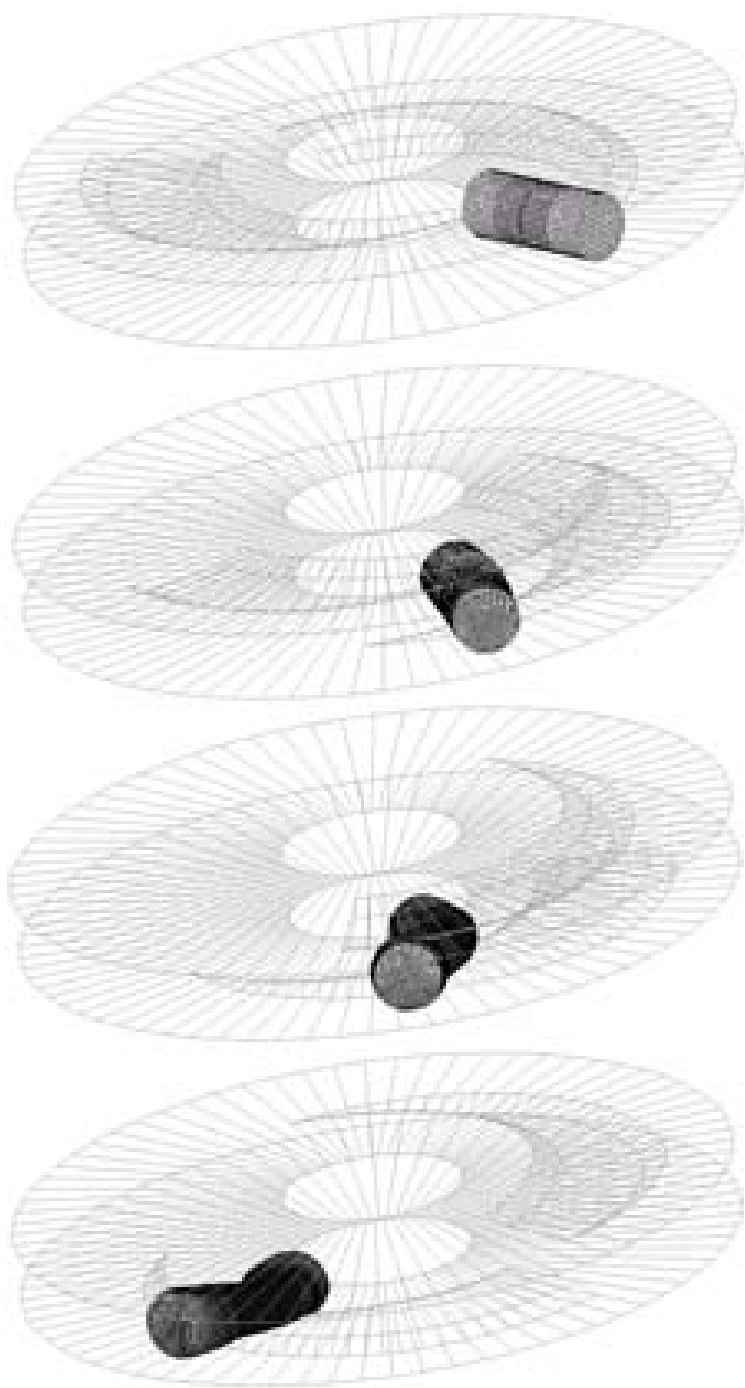


Rys. 2.30. *Progresja kształtu i rozkład odkształceń odkuwki walcowanej jednym klinem, przy czasie podanym na rysunku*

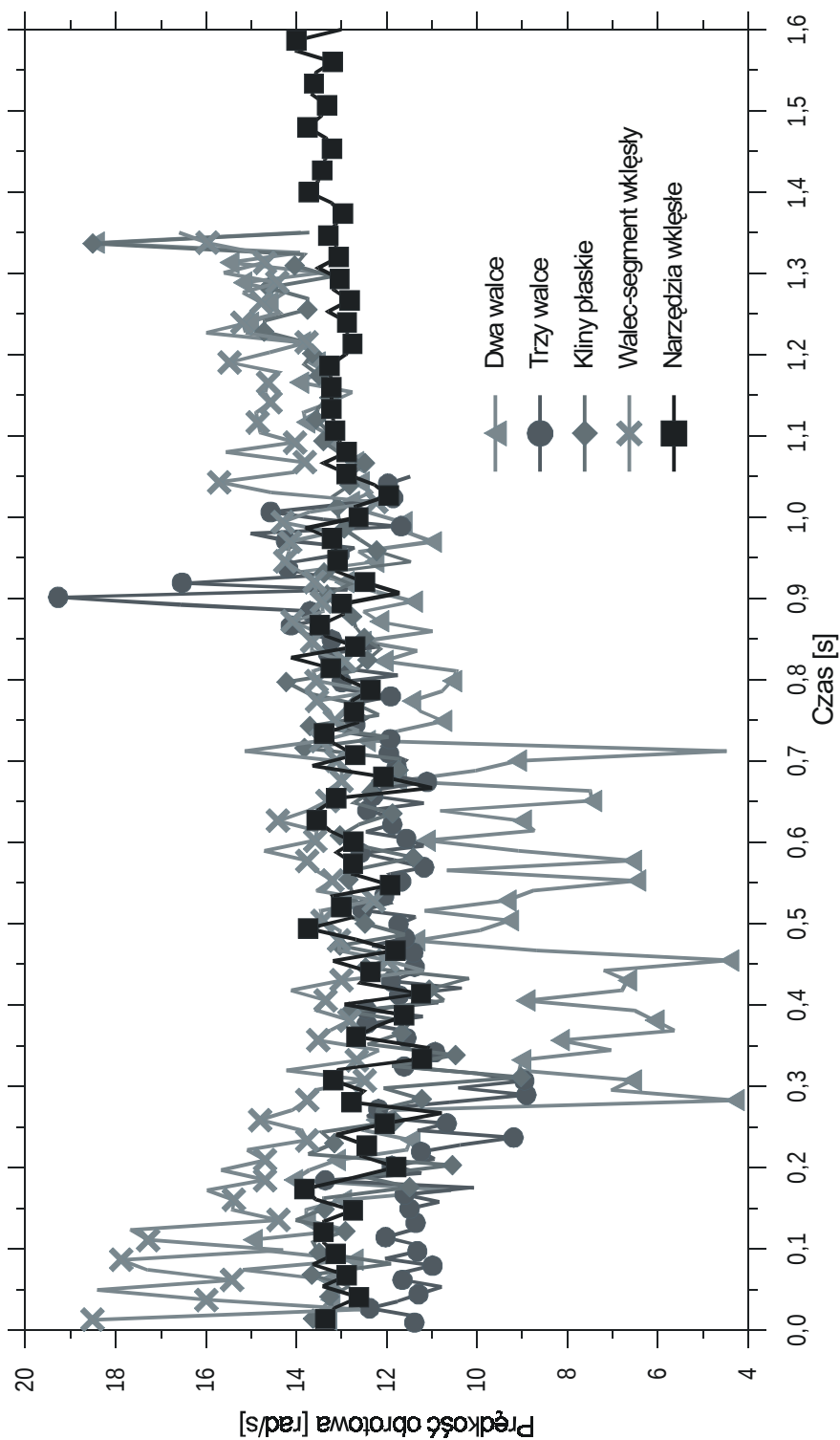
stępuje poślizg kłina i rolek po metalu), co prowadzi do jego ostatecznego zdeformowania.

Mechanizm powstawania braku w procesie WPK dyskami (rys. 2.31) ma nieco inny przebieg. Mianowicie różna krzywizna bocznych powierzchni kształtujących kłnów prowadzi do niepożądanego wygięcia wyrobu, ograniczającego możliwość jego obtaczania się po narzędziach kłnowych. Zaburzenie równowagi oddziaływania kłnów na materiał prowadzi do jego zaklinowania się na jednym z nich (w analizowanym przypadku jest to narzędzie dolne), a w konsekwencji do zniekształcenia powstałego w wyniku oddziaływania narzędzia drugiego.

Przytoczone powyżej przykłady pokazują jak ważne jest, dla prawidłowego przebiegu walcowania, zachowanie płynności ruchu obrotowego materiału. Na rys. 2.32 zestawiono prędkości obrotowe wyrobu



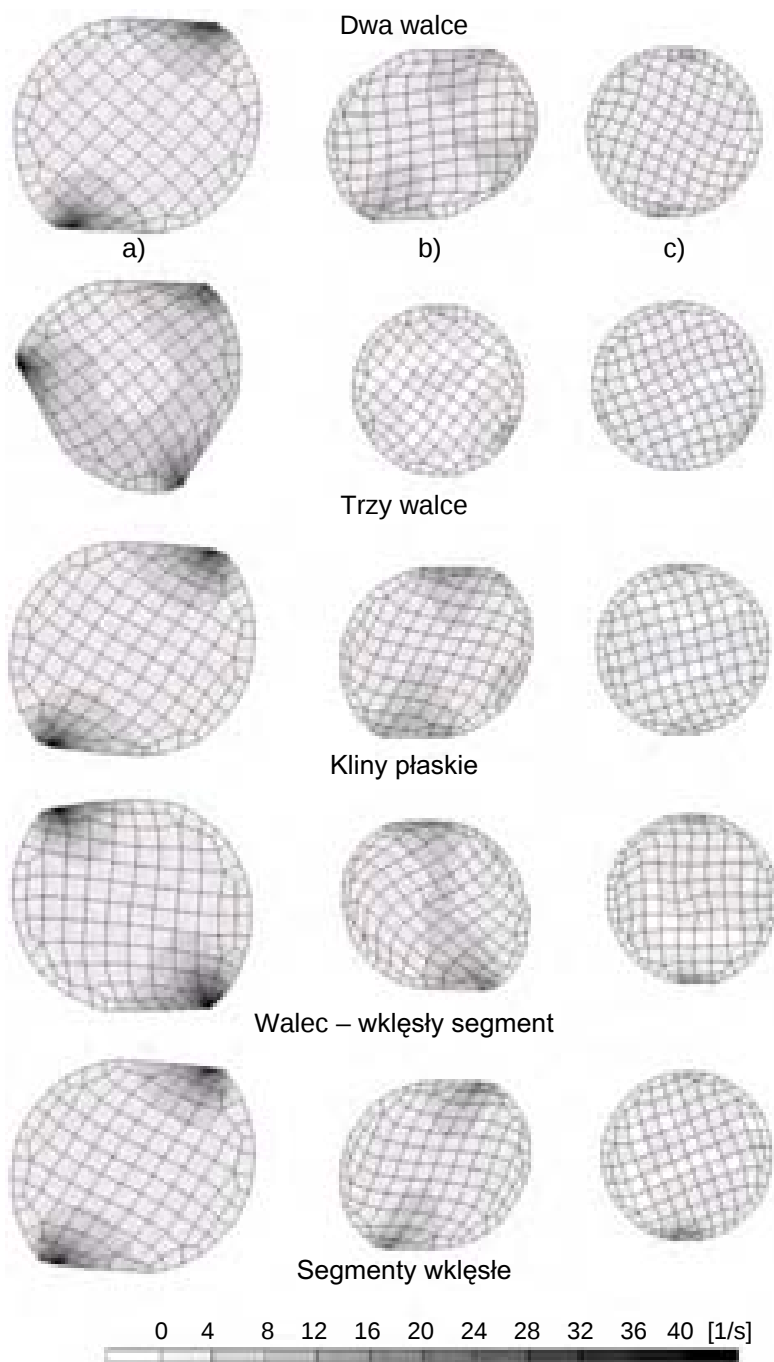
Rys. 2.31. Progresja kształtu wyrobu kształtowanego klinami na dyskach, obliczona MES, dla czasów t (od góry): 0,00; 0,45; 0,90 i 1,35 sekundy



Rys. 2.32. Zestawienie prędkości obrotowych wyrobów; obliczonych dla analizowanych procesów WPK

obliczone dla analizowanych przypadków WPK. Jednakże zarówno w zestawieniu tym jak i w dalszych pominięto te przypadki walcowania, w których nie uzyskano prawidłowego kształtu wyrobów. Analiza rozkładów prędkości obrotowych (pokazanych na rys. 2.32) wykazuje, że największe zaburzenia w płynności obracania się materiału występują podczas kształtowania dwoma walcami. Fakt ten jest następstwem najmniejszej szerokości styku materiał-narzędzie, na którym działają siły tarcia wywołujące ruch obrotowy. Ponadto, jedynie tylko w tym przypadku walcowania stosowane są listwy prowadzące, które stykając się z kształtowanym materiałem hamują dodatkowo jego obrót. W pozostałych analizowanych przypadkach WPK obserwuje się utrzymywanie prędkości obrotowej wyrobu na względnie stałym poziomie. Przy czym największe wartości tej prędkości występują w procesach WPK realizowanych w układach: walec-segment wklęsły oraz kliny wklęsłe. Oznacza to, że te dwie metody WPK są najmniej narażone na zaburzenia stabilnego przebiegu walcowania następujące w wyniku pojawienia się niekontrolowanego poślizgu.

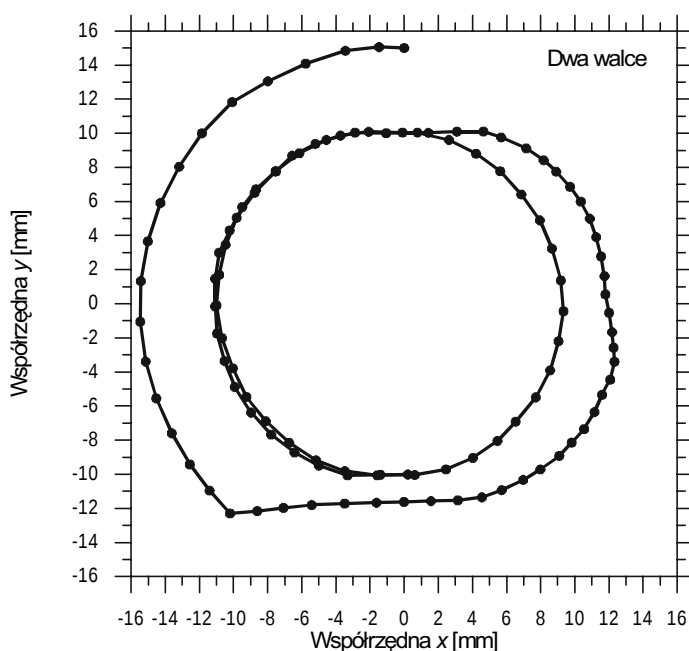
Na rys. 2.33 pokazano rozkłady prędkości odkształcenia, obliczone dla centralnego przekroju poprzecznego wyrobu walcowanego. Rozkłady te wykonano przy jednakowych czasach zaawansowania procesu, które odpowiadały kolejnym fazom kształtowania. Analiza danych zamieszczonych na rys. 2.33 wykazuje, że kształtując trzema walcami najszybciej uzyskuje się przekrój o kształcie zbliżonym do kołowego. Ponadto stwierdza się, że we wszystkich analizowanych przypadkach największe przyrosty odkształcenia mają miejsce podczas wcinania się klina w materiał (czas $t = 0,2$ s). Natomiast na etapie kalibrowania ($t = 1,0$ s), gdy usuwane są tylko nieprawidłowości kształtu przekroju poprzecznego przyrosty te praktycznie zanikają. W sposób interesujący przedstawia się lokalizacja wartości maksymalnych prędkości odkształcenia. Znajdują się one bowiem w narożach przekroju, które wchodzi w kontakt z narzędziem. Porównanie rozkładów prędkości odkształcenia oraz kształtu przekroju poprzecznego wykazuje ich silny związek z ilością zastosowanych narzędzi klinowych. Mianowicie niezależnie od zastosowanej metody dwunarzędziowej (przy tym samym zaawansowaniu procesu) uzyskuje się bardzo podobne rezultaty, które jednakże w sposób znaczący odbiegają od uzyskanych w przypadku walcowania trzema walcami.



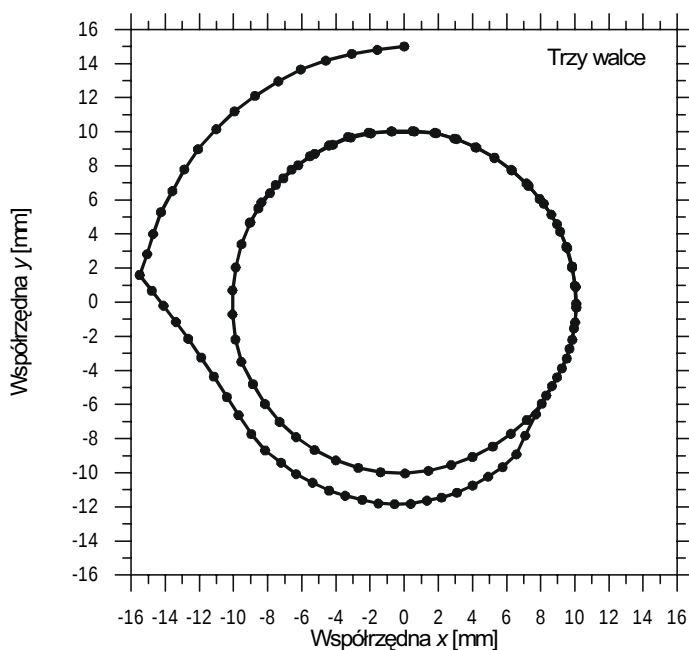
Rys. 2.33. Rozkłady prędkości odkształcenia wyznaczone dla czasów a) $t=0,2$ s; b) $t=0,5$ s; c) $t=1,0$ s

Interesująco przedstawiają się trajektorie, opisujące przemieszczanie się węzła (początkowo zlokalizowanego na powierzchni zewnętrznej wsadu) w poszczególnych procesach WPK. Trajektorie te pokazano na kolejnych rysunkach od 2.34 do 2.38. Z danych zamieszczonych na tych rysunkach wynika, iż pożądaný kołowy kształt przekroju poprzecznego uzyskiwany jest najszybciej podczas walcowania trzema walcami (praktycznie już po 2/3 obrotu). W przypadku walcowania klinami płaskimi, dwoma walcami i segmentami wklęsłymi efekt ten uzyskiwany jest po około jednym obrocie (przy czym uzyskanie kształtu dokładnego wymaga wykonania aż 3/2 obrotu). Najgorszą dokładność walcowania uzyskuje się w procesie WPK realizowanym w układzie walec-segment wklęsły, gdzie praktycznie do końca procesu obserwowano oscylacje położenia węzła od pożądanego kształtu kołowego.

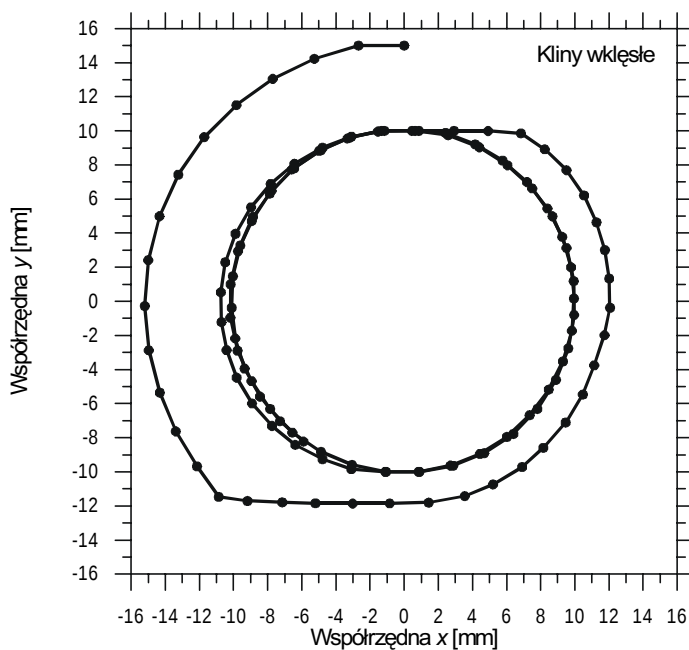
Zastosowanie MES umożliwia również wyznaczenie rozkładów sił niezbędnych do realizacji procesów walcowania. Na rys. 2.39 ÷ 2.43 pokazano rozkłady siły stycznej F_x (wciskającej klin) oraz rozporowej F_y (pro-



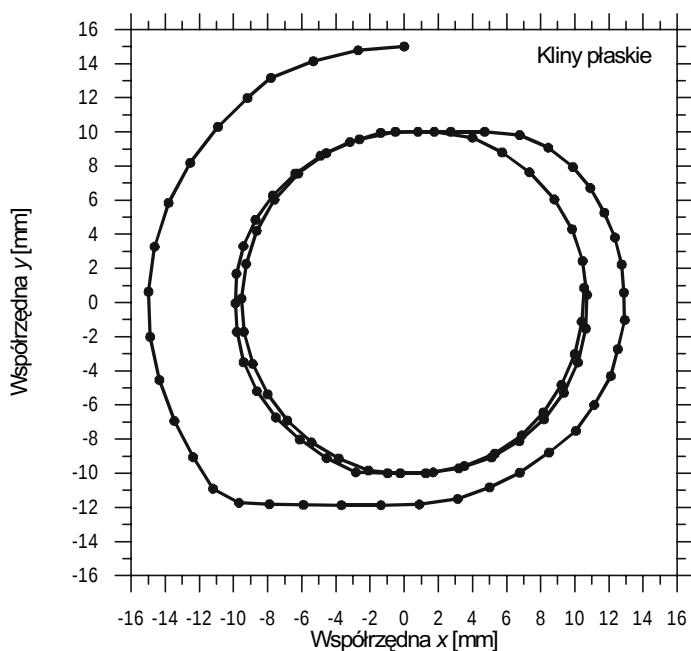
Rys. 2.34. Trajektoria węzła, znajdującego się powierzchniowo na powierzchni wsadu, obliczona dla procesu WPK dwoma walcami



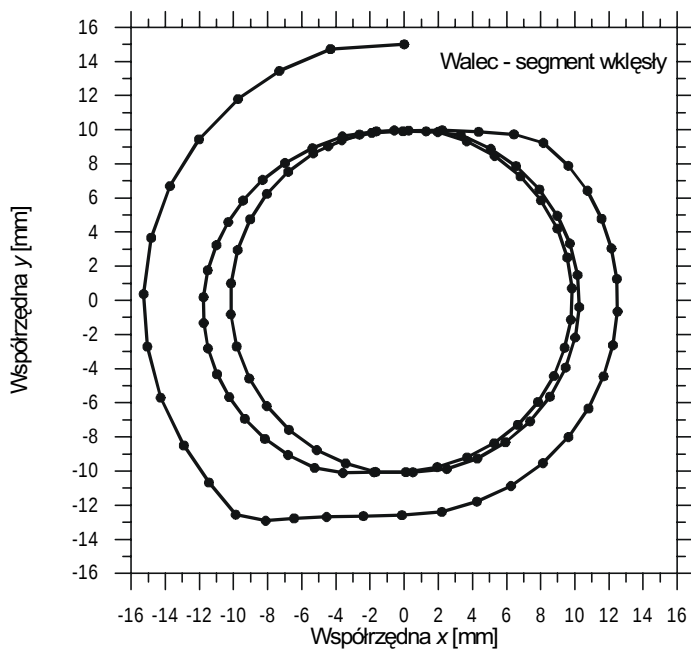
Rys. 2.35. Trajektoria węzła, znajdującego się powierzchniowo na powierzchni wsadu, obliczona dla procesu WPK trzema wałcami



Rys. 2.36. Trajektoria węzła, znajdującego się powierzchniowo na powierzchni wsadu, obliczona dla procesu WPK klinami wklęsłymi



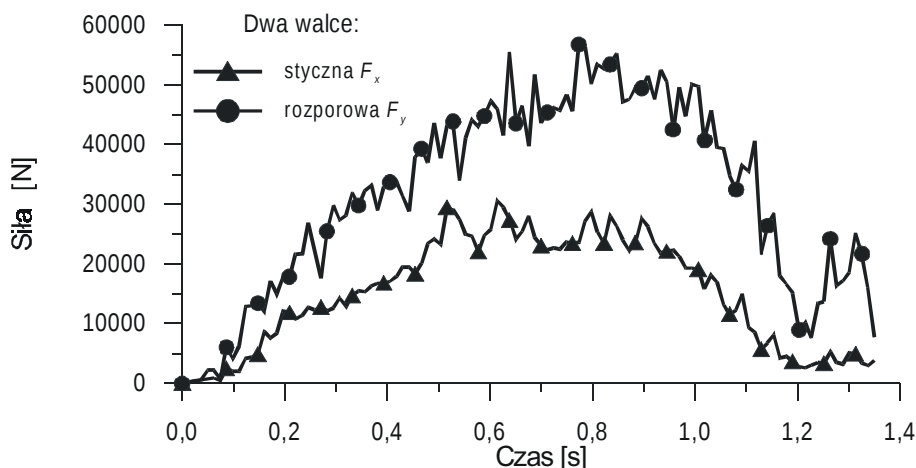
Rys. 2.37. Trajektoria węzła, znajdującego się powierzchniowo na powierzchni wsadu, obliczona dla procesu WPK klinami płaskimi



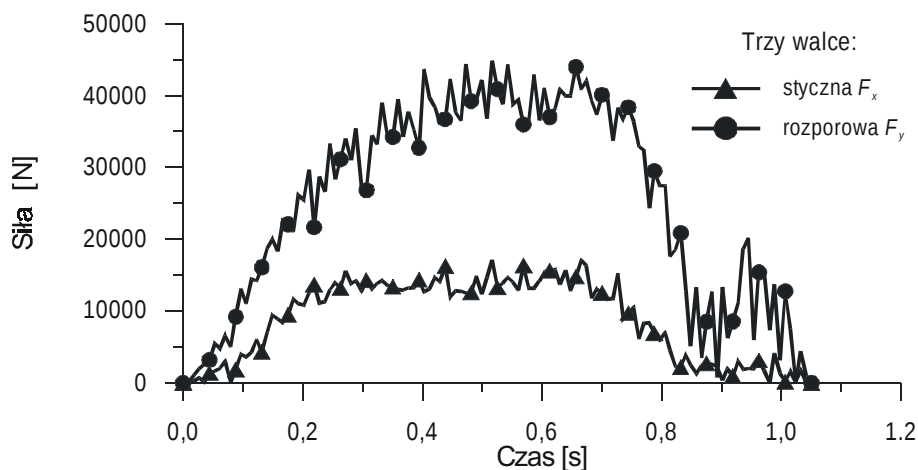
Rys. 2.38. Trajektoria węzła, znajdującego się powierzchniowo na powierzchni wsadu, obliczona dla procesu WPK w układzie walec – segment wklęsły

stopadłej do powierzchni kalibrującej narzędzi), obliczone w poszczególnych przypadkach WPK. Z porównania przebiegów sił wynika, że we wszystkich przypadkach mają one charakter podobny (zwiększają się podczas wcinania klina, osiągają wartości maksymalne w fazie kształtowania i zmniejszają się na etapie kalibrowania).

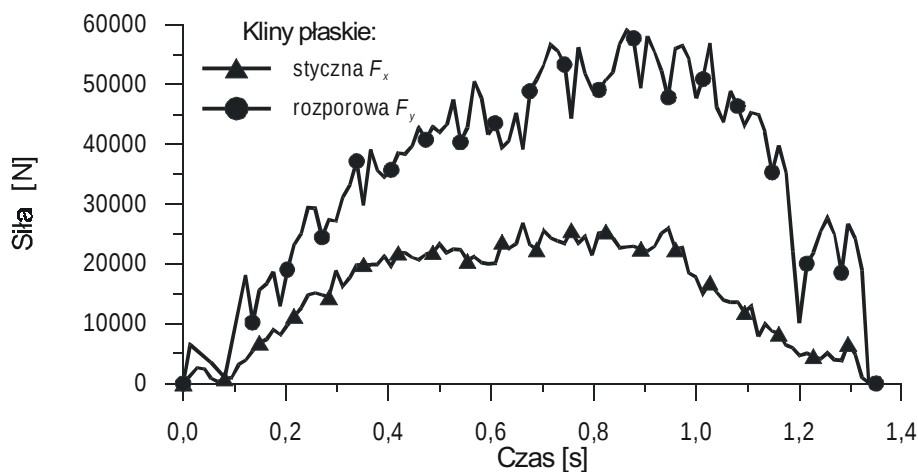
Największe siły kształtowania odnotowano dla przypadku walcowania w układzie walec-segment wklęsły, co może być wynikiem zaobserwowanych uprzednio zaburzeń w uzyskaniu kształtu kołowego wyrobu. Natomiast siły najmniejsze występują w procesie walcowania trzema walcami, gdzie najszybciej osiągano kołowy kształt przekroju poprzecznego. W pozostałych analizowanych procesach WPK odnotowano zbliżone wartości sił kształtowania. Porównując wartości stosunku sił stycznych do sił rozporowych stwierdza się, że wartość największą (45,71%) przyjmuje on dla procesu WPK dwoma walcami. Jest to konsekwencją największych oporów stawianych ruchowi obrotowemu wyrobu, odnotowanych uprzednio dla tego przypadku walcowania. Natomiast najmniejszą wartość stosunku F_x/F_y (26,15%) uzyskano w procesie walcowania w układzie walec-segment wklęsły.



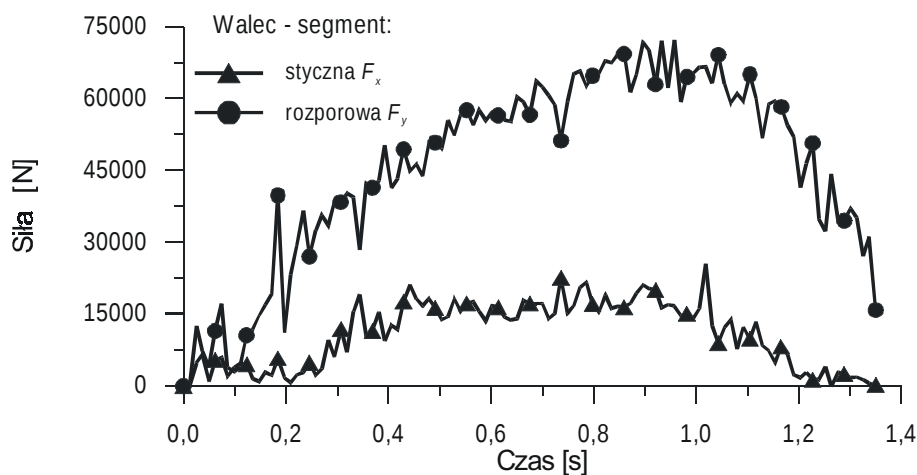
Rys. 2.39. Rozkłady siły stycznej F_x i rozporowej F_y , obliczone MES, dla przypadku kształtowania dwoma walcami



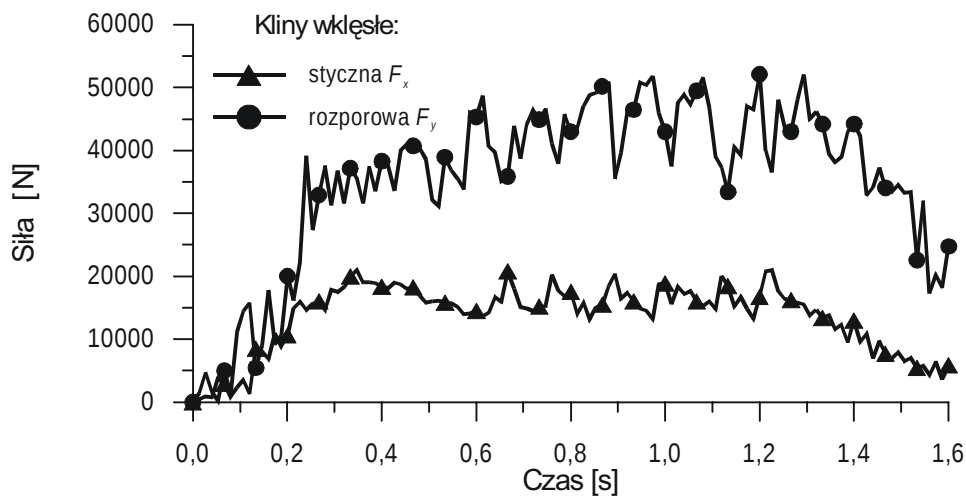
Rys. 2.40. Rozkłady siły stycznej F_x i rozporowej F_y , obliczone MES, dla przypadku kształtowania trzema walcami



Rys. 2.41. Rozkłady siły stycznej F_x i rozporowej F_y , obliczone MES, dla przypadku kształtowania klinami płaskimi



Rys. 2.42. Rozkłady siły stycznej F_x i rozporowej F_y , obliczone MES, dla przypadku kształtowania w układzie walec - segment wklęsły



Rys. 2.43. Rozkłady siły stycznej F_x i rozporowej F_y , obliczone MES, dla przypadku kształtowania klinami wklęsłymi

3. Podstawy procesu walcowania klinowo-rolkowego (WKR)

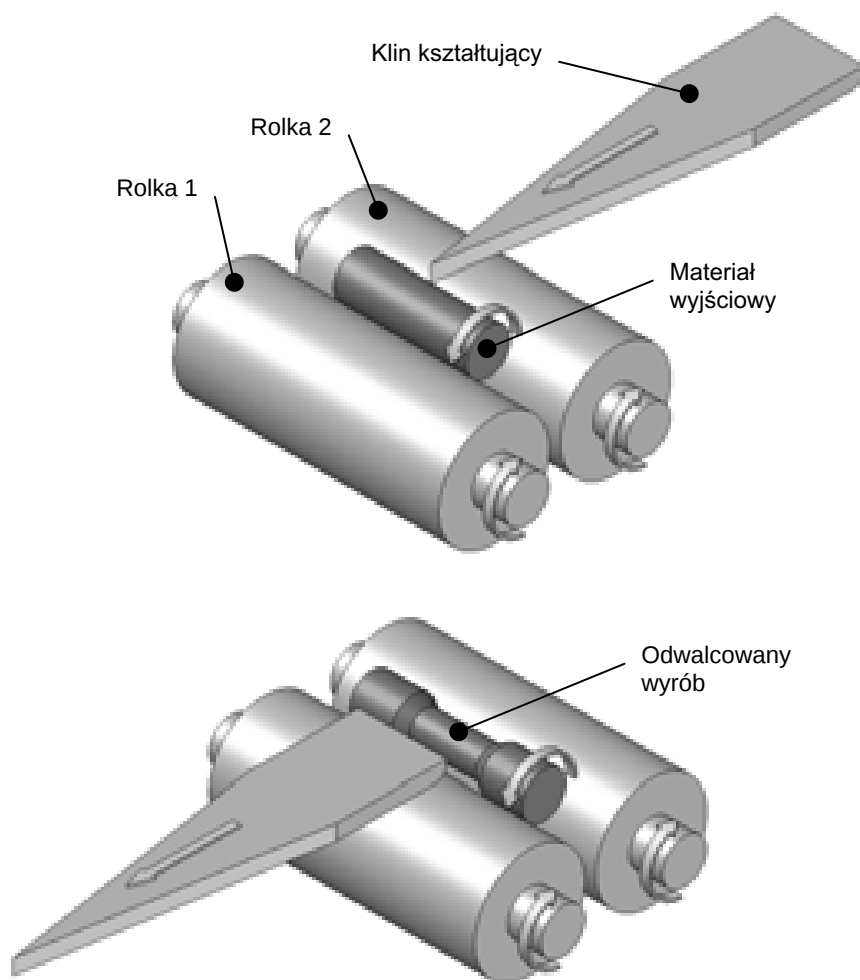
Za główną przyczynę nieadekwatnego do stwarzanych możliwości zastosowania przemysłowego WPK uważa się trudności techniczne związane z wykonawstwem narzędzi klinowych. Przekładają się one na duże koszty wytworzenia narzędzi, co z kolei powoduje, że walcowanie klinowe staje się technologią ekonomicznie uzasadnioną w warunkach dużych serii produkcyjnych. Dążąc do obniżenia kosztów narzędzi w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej opracowana została koncepcja kształtowania [121], wykorzystującego tylko jeden klin płaski. Metodę tę nazywano walcowaniem klinowo-rolkowym (WKR). Polega ona na kształtowaniu wyrobów typu osiowo-symetrycznych wałków przy użyciu tylko jednego narzędzia klinowego oraz dwóch napędzanych rolek, których głównym zadaniem jest utrzymywanie wyrobu we właściwej pozycji oraz wspomaganie obrotu wyrobu w trakcie walcowania – rys. 3.1.

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 w procesach WPK pękanie materiału, głównie w strefie osiowej wyrobu, jest efektem cyklicznego zmieniania się znaku naprężeń (z rozciągających na ściskające, ze ściskających na rozciągające itd.) co w konsekwencji doprowadza do utworzenia pęknięcia zmęczeniowego. Zastosowanie trzech narzędzi kształtujących (klin i dwie

rolki) 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 narzędzi oraz koszty

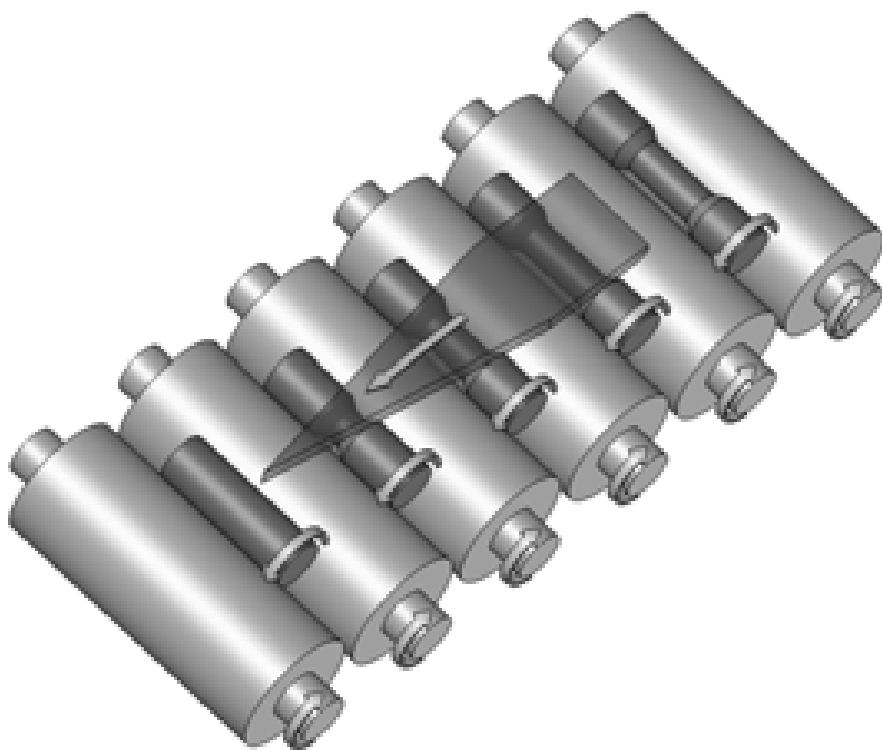


Rys. 3.1. Schemat procesu walcowania klinowo-rolkowego (WKR)

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 zgorzeliny. W trakcie procesu WKR na gorąco zgorzelina spada grawitacyjnie między rolkami i nie pozostaje na powierzchni klina dolnego, jak ma to miejsce w procesach WPK.

Dodatkową zaletę WKR może stanowić większa wydajność procesu kształtowania. Można ją będzie uzyskać wydłużając skok klina oraz dostawiając kolejne rolki, w sposób pokazany na rys. 3.2. 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 odwalcowanych wyrobów.

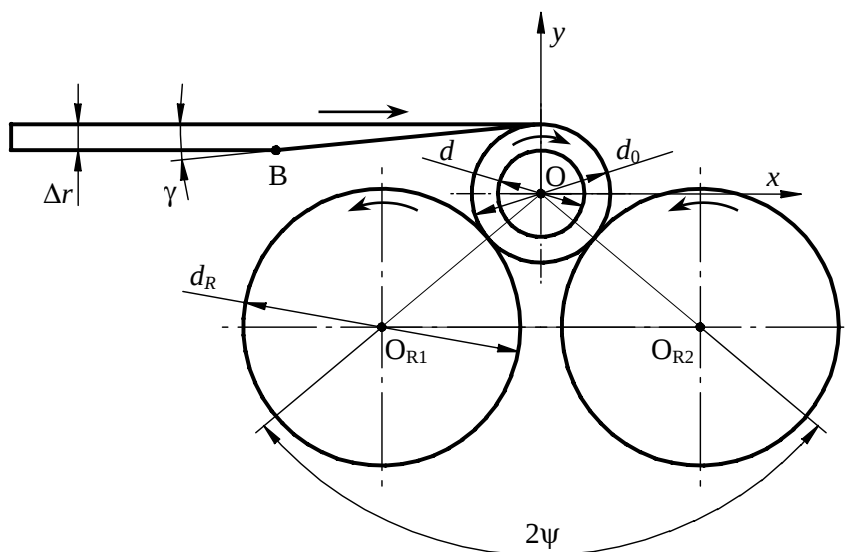


Rys. 3.2. *Walcowanie klinowo-rolkowe pięciu wyrobów jednocześnie*

3.1. Zależności geometryczne w procesie WKR

Proces walcowania klinowo-rolkowego (WKR) 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 (2.1).

Na rys. 3.3 pokazano schemat procesu 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 3.3. Dla ułatwienia dalszych obliczeń wprowadźmy dodatkowo współczynnik ξ , określający stosunek średnicy rolki d_R do średnicy wsadu d_0 :



Rys. 3.3. Schemat procesu WKR na rolkach gładkich

$$\xi = \frac{d_R}{d_0}. \quad (3.1)$$

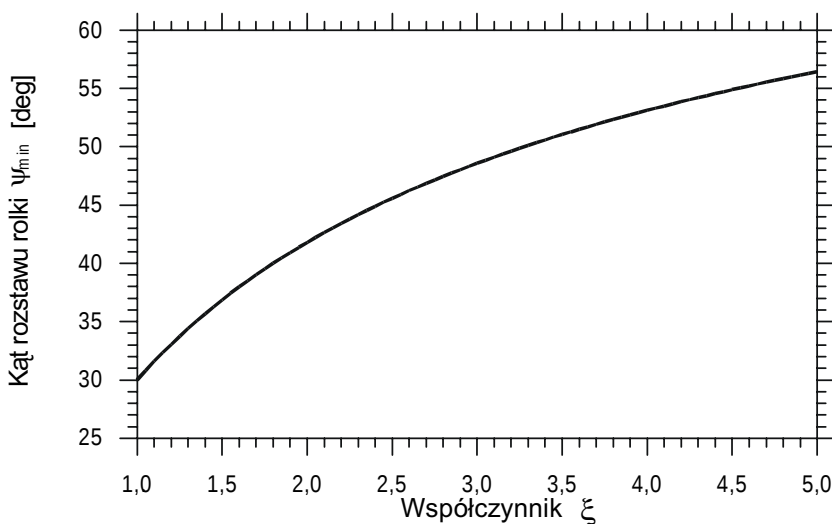
Przyjmując środek układu współrzędnych w osi odkuwki, rozpatrując $\Delta OO_{R1}O_{R2}$ (powstały po połączeniu środków odkuwki i rolek) można zapisać następujący warunek graniczny:

$$\sin \psi_{\min} = \frac{d_R}{d_0 + d_R}. \quad (3.2)$$

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:

$$\psi_{\min} = \arcsin \frac{\xi}{1 + \xi}. \quad (3.3)$$

Na podstawie powyższego równania wykonano wykres $\psi_{\min}$, w funkcji współczynnika ξ , który zamieszczono na rys. 3.4. Z wykresu tego wynika, że zwiększając ξ należy również zwiększyć kąt rozstawu rolek. Jednakże takie działanie, chociaż pożądane (większy ξ oznacza większą sztywność rolek, a tym samym lepszą realizację procesu WKR) nie może być realizowane bez ograniczeń. Mianowicie wartość kąta ψ jest ograniczona również od góry, ze względu na zetknięcie się rolki z powierzchnią kalibrującą



Rys. 3.4. Zależność minimalnego kąta rozstawu rolki od współczynnika ξ

klina. Warunek, w którym wystąpi taka sytuacja można opisać następującym równaniem:

$$y_B = y_{O_{RI}} + \frac{d_R}{2}, \quad (3.4)$$

w którym przez y_B i $y_{O_{RI}}$ oznaczono odpowiednio położenie pionowe powierzchni kalibrującej klina oraz środka rolki. Ponieważ:

$$y_B = \frac{d}{2}, \quad (3.5)$$

$$y_{O_{RI}} = -\frac{d_0 + d_R}{2} \cos \psi_{\max}, \quad (3.6)$$

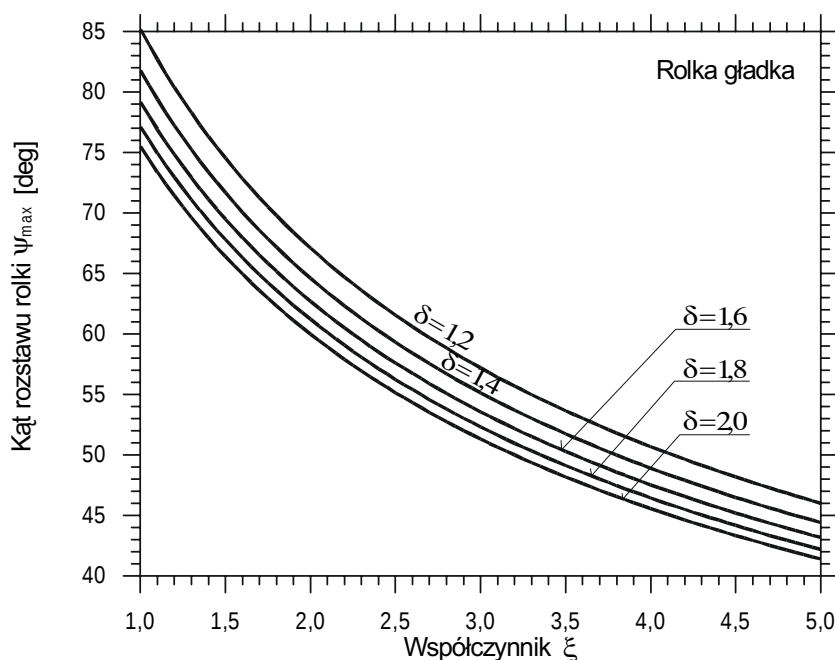
to po przekształceniach oraz po uwzględnieniu (2.1) i (3.1) uzyskuje się zależność na maksymalną wartość kąta rozstawu rolki $\psi_{\max}$:

$$\psi_{\max} = \arccos \frac{\xi - \frac{1}{\delta}}{1 + \xi}. \quad (3.7)$$

Z powyższego wzoru wynika, że maksymalnie dopuszczalna wartość kąta $\psi_{\max}$ zależy nie tylko od współczynnika ξ ale również od zastosowanego stopnia gniotu δ . Charakter wpływu tych parametrów na $\psi_{\max}$ zilustrowano na wykresie, pokazanym na rys. 3.5.

W przypadku zastosowania schematu walcowania, w którym wykorzystuje się rolki profilowe (rys. 3.6) 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:

$$\frac{d}{2} = -\frac{d + d_R}{2} \cos \psi_{\max} + \frac{d_R}{2}. \quad (3.8)$$



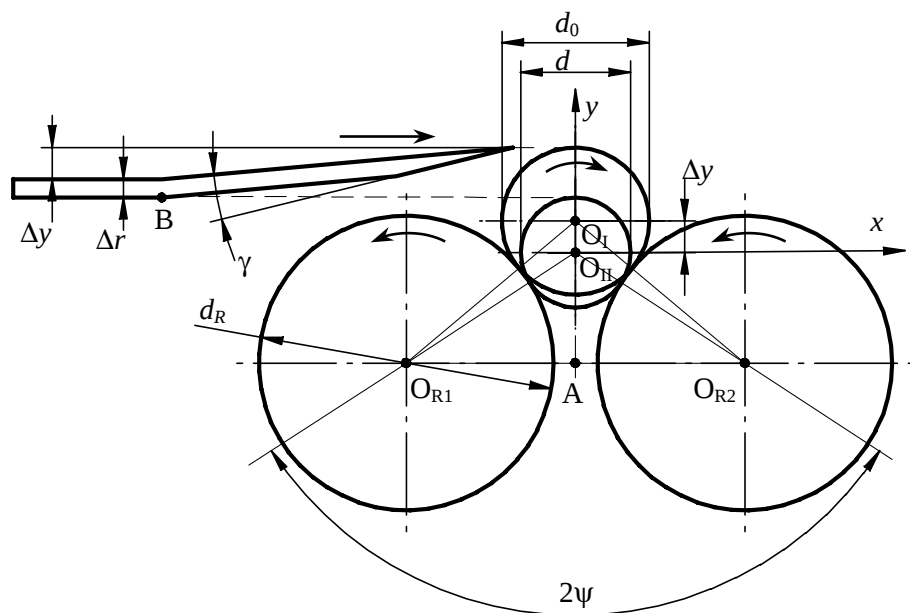
Rys. 3.5. Zależność maksymalnego kąta rozstawu rolki gładkiej od współczynnika ξ i stopnia gniotu δ

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):

$$\psi_{\max} = \arccos \frac{\xi \delta - 1}{1 + \xi \delta}. \quad (3.9)$$

Na rys. 3.7 przedstawiono wykres do określania $\psi_{\max}$ na podstawie wzoru (3.9). Wynika z niego, że zwiększanie współczynnika ξ oraz stopnia gniotu δ powoduje zmniejszenie wartości $\psi_{\max}$.

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 stopnia gniotu $\delta_{\max}$ wyznacza się – z warunku granicznego określającego moment, w którym nastąpi zetknięcie się rolek z klinem – oddzielnie dla WKR na rolkach gładkich i rolkach profilowych. Po obliczeniach uzyskuje się dla:



Rys. 3.6. Schemat procesu WKR na rolkach profilowych

➤ WKR na rolkach gładkich:

$$\delta_{\max} = \frac{1}{\xi - (1 + \xi) \cos \psi}; \quad (3.10)$$

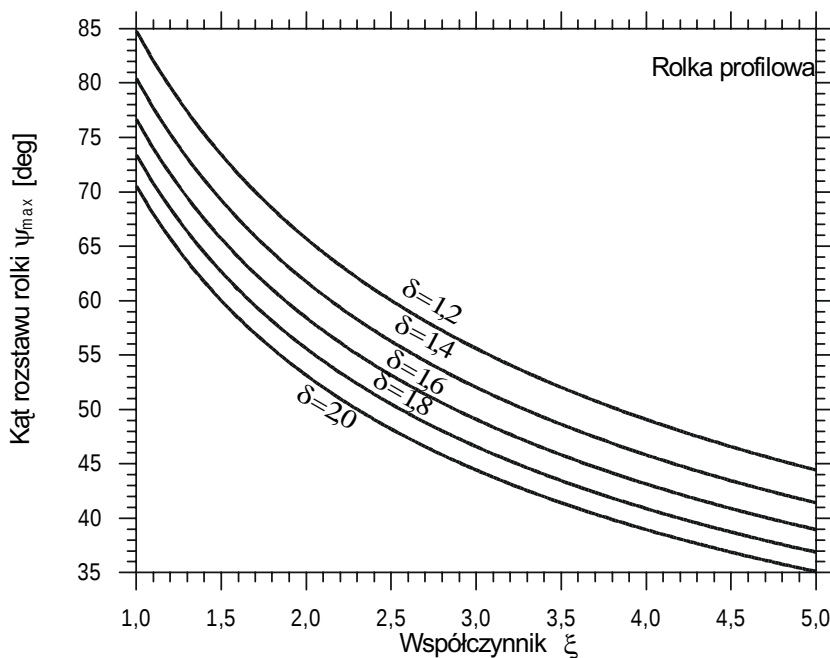
➤ WKR na rolkach profilowych:

$$\delta_{\max} = \frac{1}{\xi} \cdot \frac{1 + \cos \psi}{1 - \cos \psi}. \quad (3.11)$$

Przy $\delta_{\max}$ obliczanych z zależności (3.11) należy przyjmować wartość kąta ψ z końca procesu walcowania, gdy jest ona największa.

Na rysunku 3.8 przedstawiono nomogramy, z których można oszacować wartość stopnia gniołu $\delta_{\max}$ w funkcji kąta ψ oraz współczynnika ξ . Wykonując wykresy uwzględniono również ograniczenie określone zależnością (3.3), wynikające z możliwości zetknięcia się rolek.

Dla prawidłowego zaprojektowania procesu WKR na rolkach profilowych konieczna jest znajomość przemieszczenia Δy odkuwki w trakcie procesu walcowania. Bowiem o wartość Δy należy obniżyć wszystkie powierzchnie klina, w sposób pokazany na rys. 3.6.



Rys. 3.7. Zależność maksymalnego kąta rozstawu rolki profilowej od współczynnika ξ i stopnia gniotu δ

Przemieszczenie Δy wyznacza się, rozpatrując sytuację początkową ($\Delta O_I O_{R1} A$) i końcową ($\Delta O_{II} O_{R1} A$) walcowania - rys. 3.6, z równania:

$$\Delta y = \overline{O_I O_{II}} = \overline{O_I A} - \overline{O_{II} A}. \quad (3.12)$$

Przyjmując, że znana jest wartość końcowa kąta ψ (przyjęta podczas projektowania narzędzi) z $\Delta O_{II} O_{R1} A$ uzyskuje się:

$$\overline{O_{II} A} = \frac{d_R + d}{2} \cos \psi. \quad (3.13)$$

Natomiast rozpatrując $\Delta O_I O_{R1} A$ można zapisać, że:

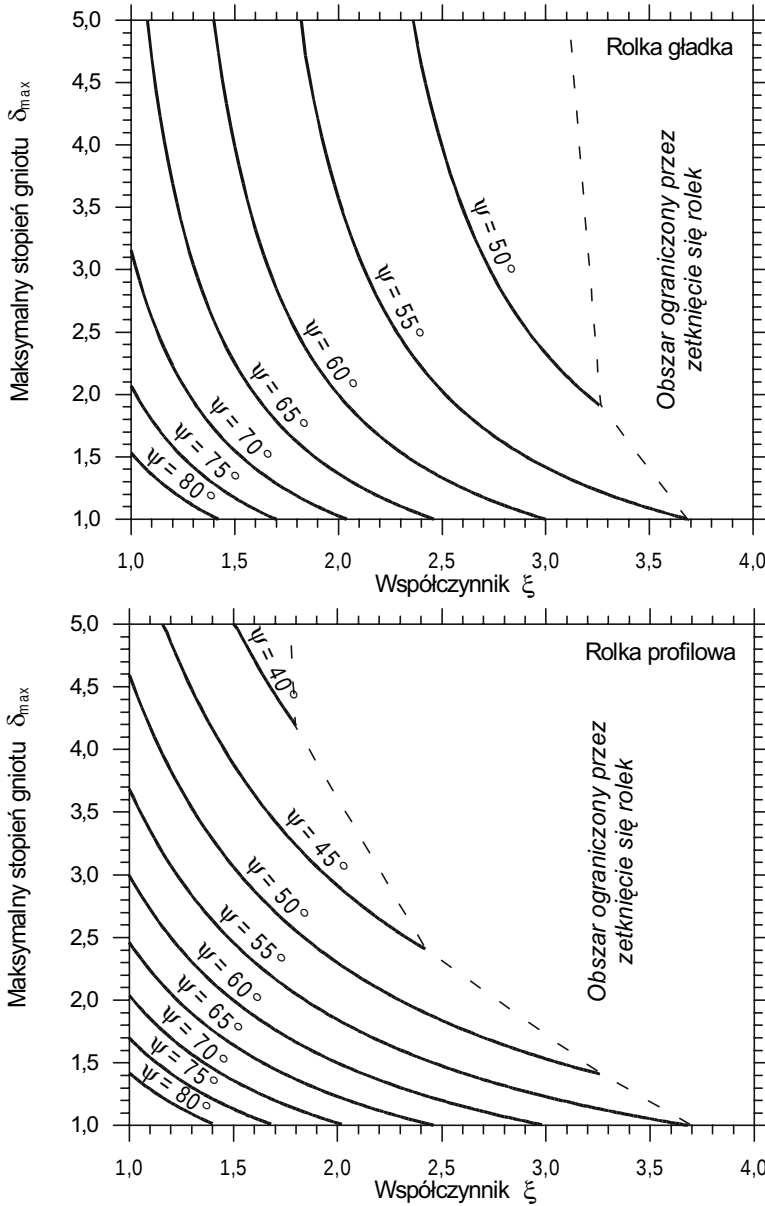
$$\left(\overline{O_I A} \right)^2 = \left(\frac{d_R + d_0}{2} \right)^2 - \left(\overline{O_{R1} A} \right)^2. \quad (3.14)$$

Po uwzględnieniu, że

$$\overline{O_{R1} A} = \frac{d_R + d}{2} \sin \psi \quad (3.15)$$

po przekształceniach otrzymuje się ostateczną zależność na przemieszczenie Δy :

$$\Delta y = \frac{1}{2} \left[\sqrt{(d_R + d_0)^2 - (d_R + d)^2 \sin^2 \psi} - (d_R + d) \cos \psi \right]. \quad (3.16)$$

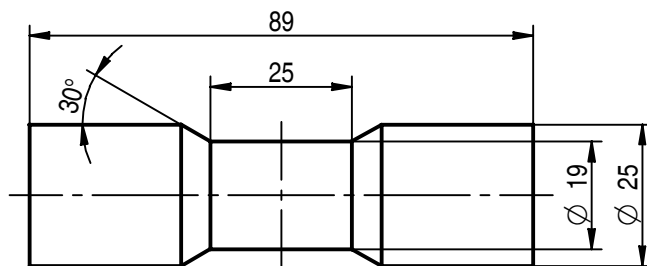


Rys. 3.8. Zależność maksymalnego stopnia gniołu $\delta_{\max}$ od kąta ψ i współczynnika ξ

3.2. Odmiany procesu walcowania klinowo-rolkowego

Wstępne analizy [103, 106, 113] wykonane przez autora wykazały, że zapewnienie prawidłowego przebiegu procesu WKR, w którym uzyskiwany jest wyrób o zakładanej jakości jest silnie związany z geometrią zastosowanego klina i rolek prowadzących.

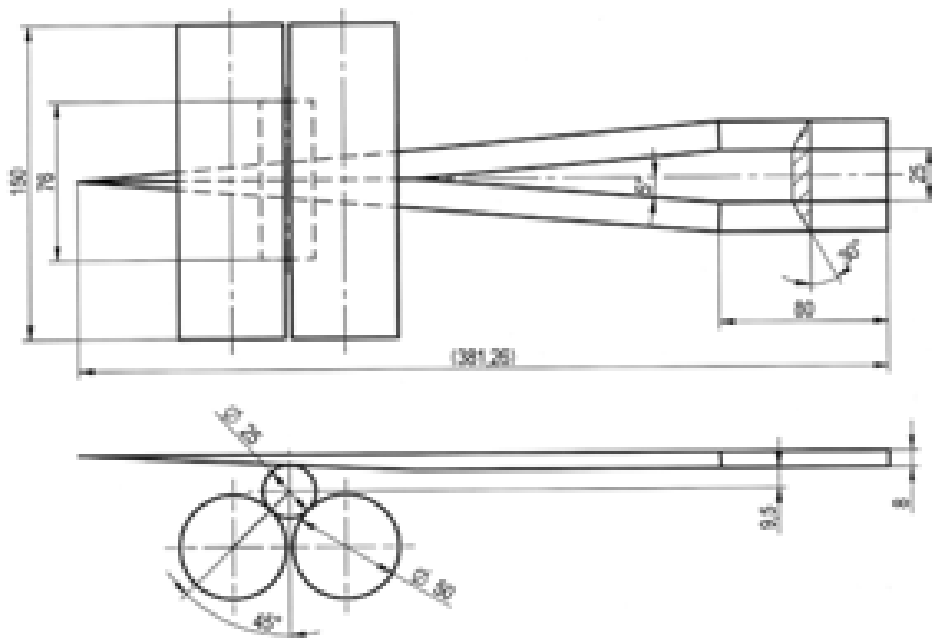
Dla określenia wpływu kształtu klina i rolek na przebieg procesu WKR wykonano szereg analiz, korzystając z metody elementów skończonych. Założono w nich, że w procesie WKR kształtowany będzie wyrób, którego kształt przedstawiono na rys. 3.9. Materiałem wyjściowym do walcowania jest wałek o wymiarach $\varnothing 25 \times 76$ mm. Zatem w procesie WKR na długości 25 mm redukowana będzie średnica z $\varnothing 25 \rightarrow \varnothing 19$ co odpowiada stopniowi gniotu $\delta = 1,315$. Rozważano możliwość walcowania wyrobu 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 typowych klinów, 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 niż w procesie WKR rolkami gładkimi. 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.



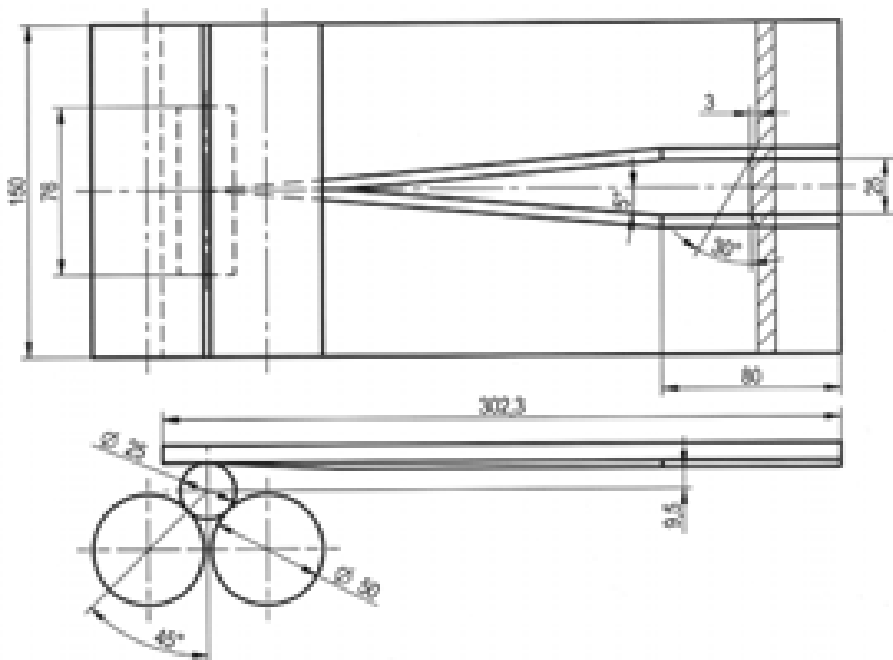
Rys. 3.9. Wałek zastosowany w analizie porównawczej procesów WKR

Uwzględniając powyższe założono, że proces kształtowania wałka z rys. 3.9 może być przeprowadzony według sześciu schematów przedstawionych na rys. 3.10-3.15, na których naniesiono ważniejsze wymiary zastosowanych rolek oraz klina kształtującego. Poniżej podaje się syntetyczny opis przyjętych do obliczeń schematów odmian procesu WKR:

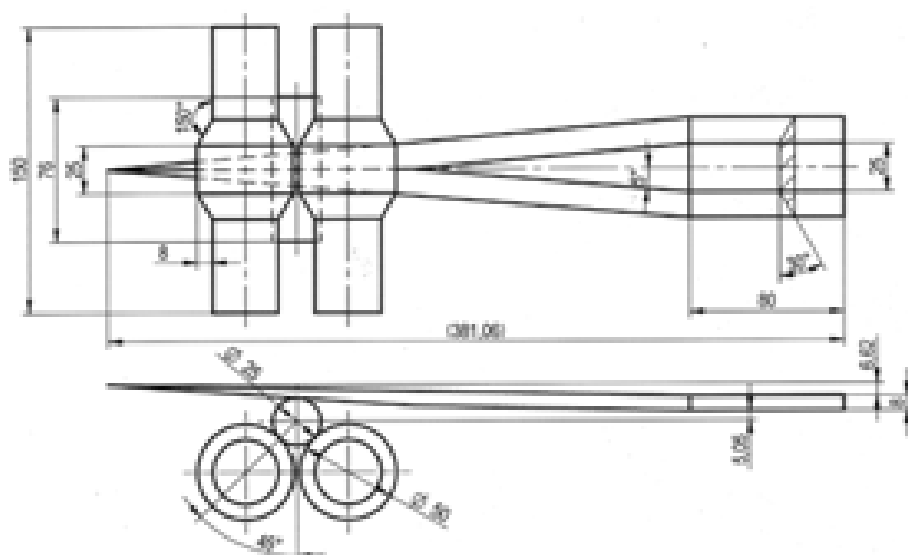
- Schemat 1 – rys. 3.10. Walcowania WKR na rolkach gładkich klinem, którego konstrukcja zapewnia kontakt narzędzia z materiałem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia. Rolki stykają się z walcowanym wyrobem na powierzchni zewnętrznej (o średnicy równej średnicy zastosowanego wsadu) poza strefą kształtowania.
- Schemat 2 – rys. 3.11. W tym procesie WKR stosuje się klin, którego konstrukcja zapewnia kontakt z kształtowanym wyrobem na całej jego długości. Rolki prowadzące, identycznie jak w poprzednim przypadku, stykają się z wałkiem wyłącznie poza strefą kształtowania.
- Schemat 3 – rys. 3.12. W tej odmianie procesu WKR zarówno klin kształtujący jak i rolki profilowe stykają się podczas walcowania z wyrobem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia o średnicy $\varnothing 19$ mm. Zewnętrzne stopnie wałka (o średnicy $\varnothing 25$ mm) są wyluzowane i w ogóle nie kontaktują się z narzędziami.
- Schemat 4 – rys. 3.13. W tym przypadku procesu WKR klin kształtujący styka się z walcowanym wyrobem na całej jego długości. Zaś rolki prowadzące, których kształt jest identyczny jak w schemacie 3 zabezpieczają kontakt materiału z narzędziem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia.
- Schemat 5 – rys. 3.14. W odmianie procesu WKR 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 – rys. 3.15. W tym przypadku procesu walcowania WKR 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.



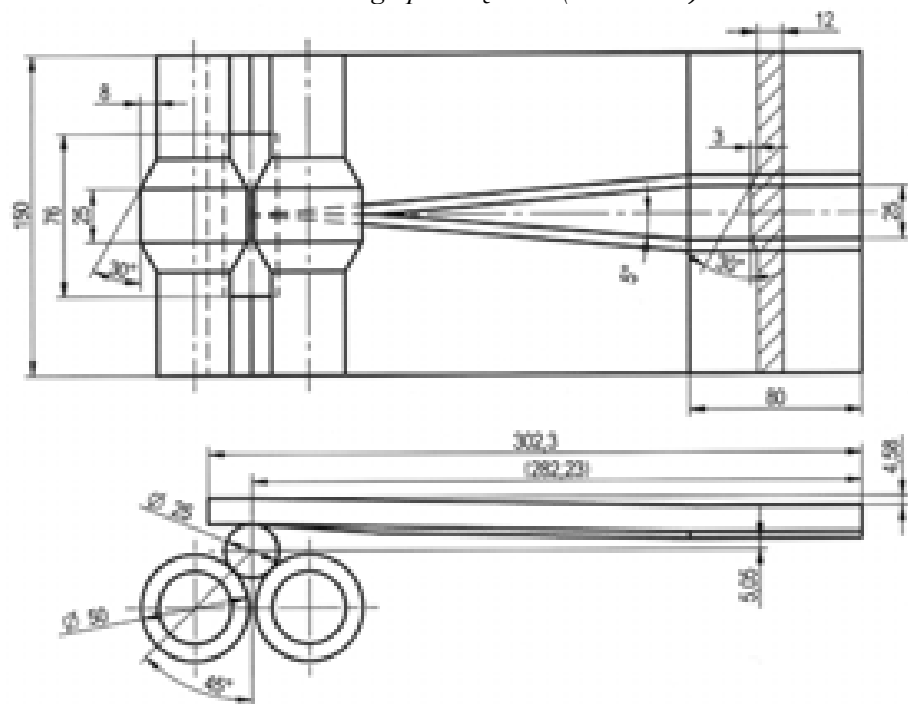
Rys. 3.10. Odmiana procesu WKR na rolkach gładkich klinem zapewniającym kontakt z materiałem na długości kształtowanego przewężenia (schemat 1)



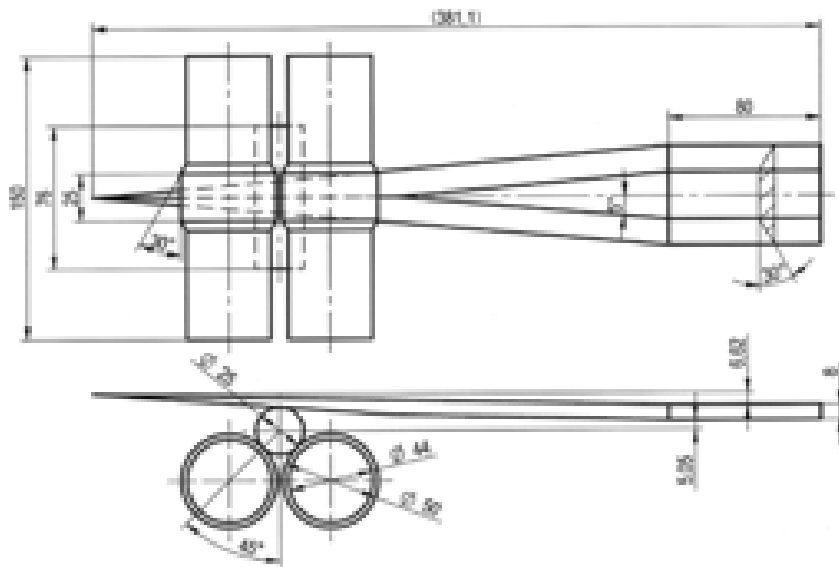
Rys. 3.11. Odmiana procesu WKR na rolkach gładkich klinem zapewniającym kontakt z materiałem na całej długości kształtowanego wyrobu (schemat 2)



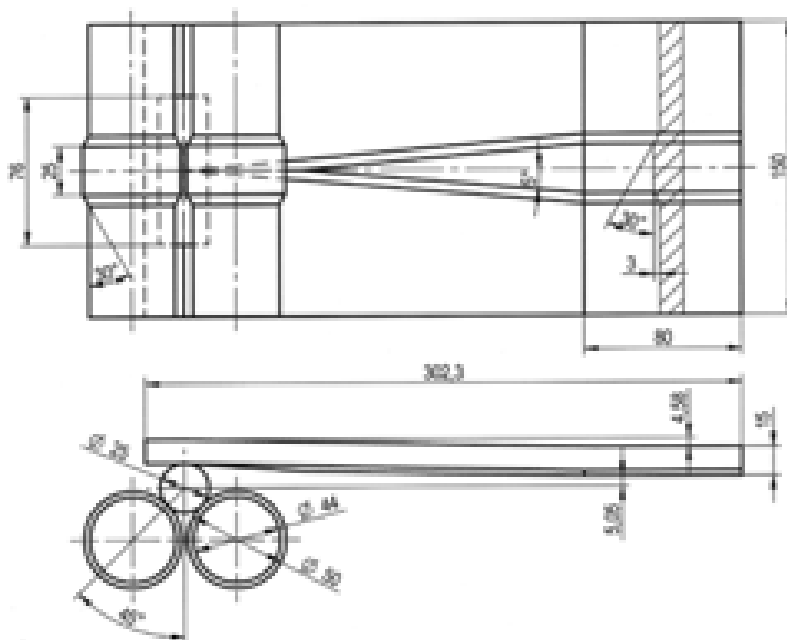
Rys. 3.12. Odmiana procesu WKR rolkami profilowymi oraz klinem, których konstrukcja gwarantuje kontakt z materiałem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia (schemat 3)



Rys. 3.13. Odmiana procesu WKR rolkami profilowymi stykającymi się z materiałem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia oraz klinem zapewniającym styk na całej długości wyrobu (schemat 4)



Rys. 3.14. Odmiana procesu WKR rolkami profilowymi stykającymi się z materiałem na całej długości kształtowanego przewężenia oraz klinem zapewniającym styk tylko na długości przewężenia (schemat 5)



Rys. 3.15. Odmiana procesu WKR rolkami profilowymi oraz klinem zapewniającymi styk narzędzi z materiałem na całej długości wyrobu kształtowanego (schemat 6)

Na potrzeby obliczeń opracowano modele MES dla sześciu podanych odmian walcowania WKR. W obliczeniach założono, że kliny przemieszczają się z prędkością 120 mm/s, zaś rolki podtrzymujące obracają się z taką prędkością kątową by prędkość liniowa ich powierzchni zewnętrznych (maksymalnie oddalonych od osi obrotu) była równa prędkości klina. Ponadto przyjęto, że kształtowany wałek wykonany jest z ołowiu w gatunku Pb1, dla którego naprężenie uplastyczniające określone jest równaniem [107]:

$$\sigma_p = 25,35 \ \varepsilon^{0,249} \dot{\varepsilon}^{0,065}, \quad (3.17)$$

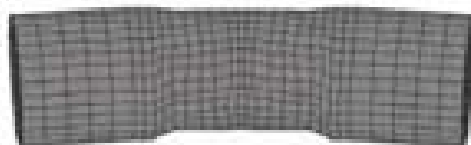
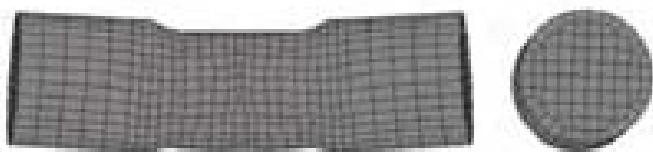
gdzie: ε - intensywność odkształcenia, $\dot{\varepsilon}$ - prędkość odkształcenia. Pozostałe parametry opisujące materiał kształtowany to: moduł Younga $E=18000$ MPa, liczba Poissona $\nu=0,42$ oraz gęstość $\rho=11200$ kg/m³.

W obliczeniach przyjęto model tarcia uzależniony od prędkości poślizgu materiału względem narzędzia, określony zależnością (2.6). Założono, że współczynnik $a_p=0,1\%$ prędkości klina zaś czynnik tarcia przyjmuje wartość graniczną $m=1,0$.

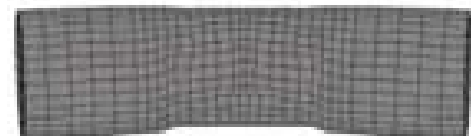
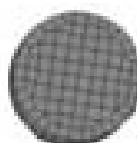
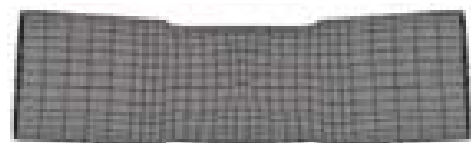
Dzięki zastosowaniu MES uzyskano możliwość porównania kształtu odkuwek odwalcowanych w odmianach procesów WKR, realizowanych wg sześciu opisanych uprzednio schematów. Na rys. 3.16 i 3.17 pokazano uzyskane wyroby, zrzutowane w trzech kierunkach tj.: zgodnym z kierunkiem przemieszczania klina (rys. górny), prostopadłym do płaszczyzny przechodzącej przez osie wzdłużne rolek (rys. dolny) oraz równoległym do osi rolek (rys. boczny). Ponadto na rys. 3.18 przedstawiono rozkłady odkształceń w wyrobach, odpowiednio w płaszczyźnie wzdłużnej (prostopadłej do kierunku przemieszczania klina i rozdzielającej symetrycznie rolki) oraz poprzecznej (pokrywającej się z płaszczyzną symetrii klina).

Na podstawie danych z obliczeń stwierdzono, że w procesie WKR na rolkach gładkich wyrób doznaje pewnego niepożądanego wygięcia. Jest ono wynikiem przesunięcia względem siebie sił oddziaływujących na materiał (klin naciska w strefie środkowego przewężenia zaś rolki na skrajne części odkuwki). Doprowadza to do utworzenia momentu gnącego wywołującego niepożądaną deformację wyrobu. Ponadto zaobserwowano, że środkowa, przewężana część wyrobu doznaje przemieszczeń w kierunku stycznym. W konsekwencji oprócz wygięcia występuje mimo-

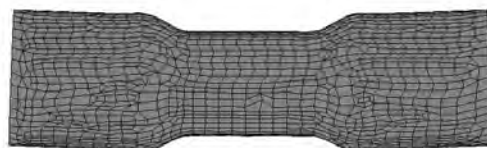
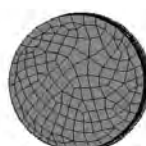
środkowe przemieszczenie kształtowanego przewężenia względem skrajnych części odkuwki, a średnica przewężenia jest znacznie większa od planowanej do uzyskania.



Schemat 1

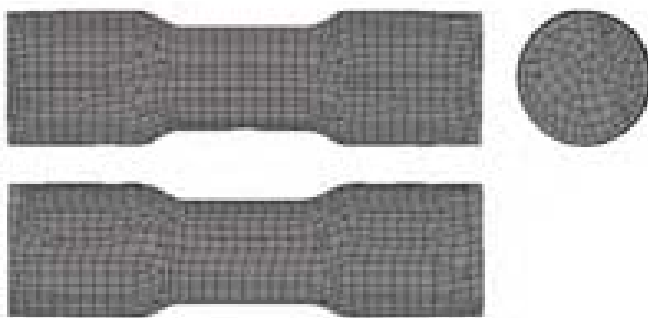


Schemat 2

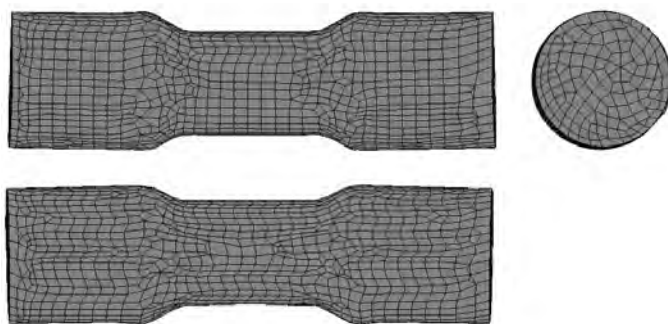


Schemat 3

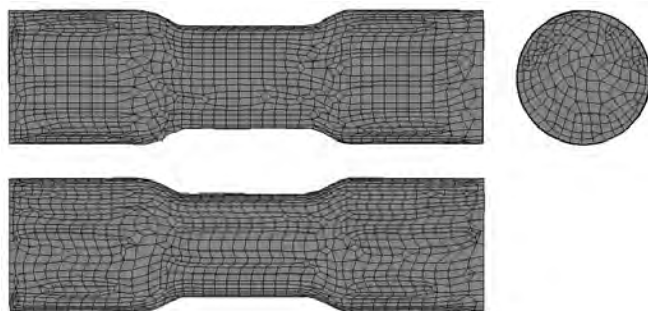
Rys. 3.16. Obliczone kształty wyrobów uzyskanych w różnych odmianach procesu walcowania klinowo-rolkowego WKR, realizowanych wg schematów 1, 2 i 3



Schemat 4



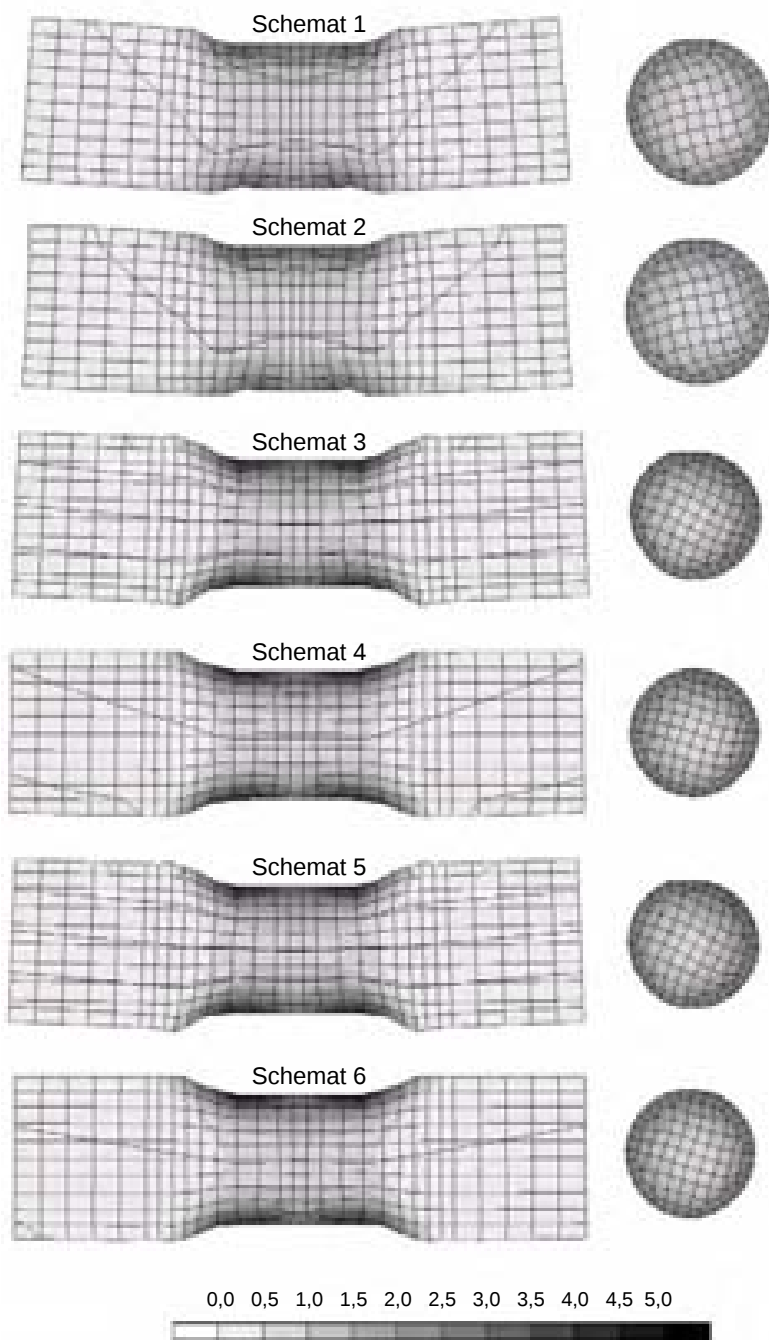
Schemat 5



Schemat 6

Rys. 3.17. Obliczone kształty wyrobów uzyskanych w różnych odmianach procesu walcowania klinowo-rolkowego WKR, realizowanych wg schematów 4, 5 i 6

Zgodnie z oczekiwaniami zastosowanie rolek profilowych w sposób znaczący poprawia jakość uzyskiwanego wyrobu. Dzieje się tak dlatego, że występy rolek zapobiegają stycznym przemieszczaniu przewężanej części odkuwki, eliminując możliwość wystąpienia mimośrodowego ułożenia się poszczególnych części wyrobu. Jednakże w przypadku stosowania klina,



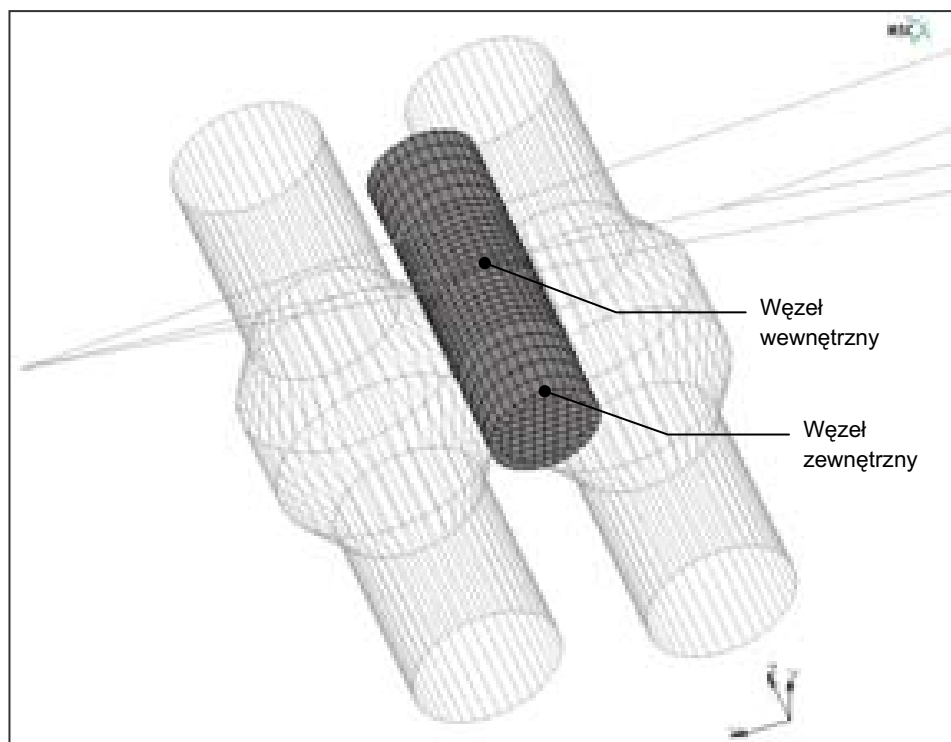
Rys. 3.18. Rozkłady odkształceń w wyrobach otrzymanych w różnych odmianach procesu WKR, realizowanych wg schematów 1 do 6

który styka się z wałkiem wyłącznie na długości kształtowanego przewężenia (schemat 3 i 5) w dalszym ciągu występuje skrzywienie osiowe odkuwki, a kształt jej przekroju poprzecznego odbiega od zakładanego do uzyskania koła o średnicy 19 mm. Zadowalające rezultaty uzyskuje się stosując schematy 4 i 6, w których stosuje się rolki profilowe oraz klin o konstrukcji gwarantującej styk z materiałem na całej długości wyrobu.

Z rysunku 3.18, na którym pokazano rozkłady odkształceń w wyrobach walcowanych wynika, że odkształcenia rozłożone są warstwowo w sposób charakterystyczny dla procesów WPK [114, 123]. Największe odkształcenia lokalizowane są w strefach zewnętrznych ukształtowanego przewężenia zaś najmniejsze występują w obszarach osiowych. Ponadto na podstawie wykonanych obliczeń stwierdzono, że w procesach walcowania na rolkach gładkich, odkształcenia mają mniejsze wartości niż wówczas, gdy walcuje się stosując rolki profilowe. Przypuszcza się, że przyczyną występowania mniejszych odkształceń podczas walcowania na rolkach gładkich jest zmniejszone płynięcie materiału w kierunku stycznym (obwodowym), które jest charakterystyczne dla procesów walcowania poprzecznego.

Dzięki zastosowaniu MES można również dokładnie przeanalizować kinematykę płynięcia materiału podczas walcowania. W tym celu można np. śledzić trajektorie ruchu poszczególnych węzłów, łączących elementy wyrobu. W ramach wykonanej analizy wstępnej porównywano przemieszczenia dwóch węzłów (oddzielnie dla każdego schematu), z których jeden nazwany węzłem środkowym umiejscowiony był w obszarze kształtowanego przewężenia zaś drugi (węzeł zewnętrzny) znajdował się na powierzchni bocznej. Dokładną pozycję początkową obu węzłów pokazano na rys. 3.19.

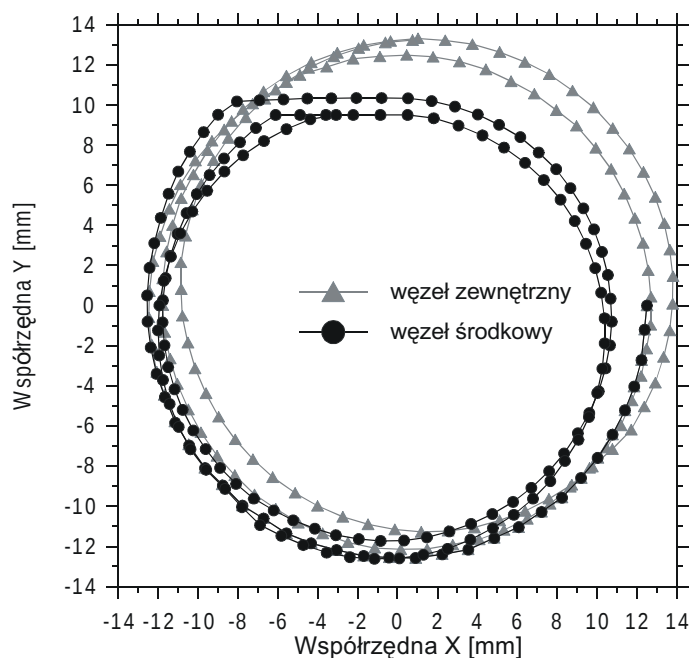
Na wykresach, wykonanych oddzielnie dla każdego schematu i pokazanych na rys. 3.20-3.22, zestawiono trajektorie ruchu wytypowanych węzłów. Analiza danych zamieszczonych na tych rysunkach wykazuje, że w przypadku stosowania rolek profilowych podczas każdego obrotu kształtowanego wyrobu materiał w strefie przewężenia kontaktuje się z narzędziami (klinem oraz dwiema rolkami). Natomiast w przypadku rolek gładkich kontakt ten jest ograniczony w zasadzie do klina kształtującego. Ponadto analizując trajektorię ruchu węzła środkowego



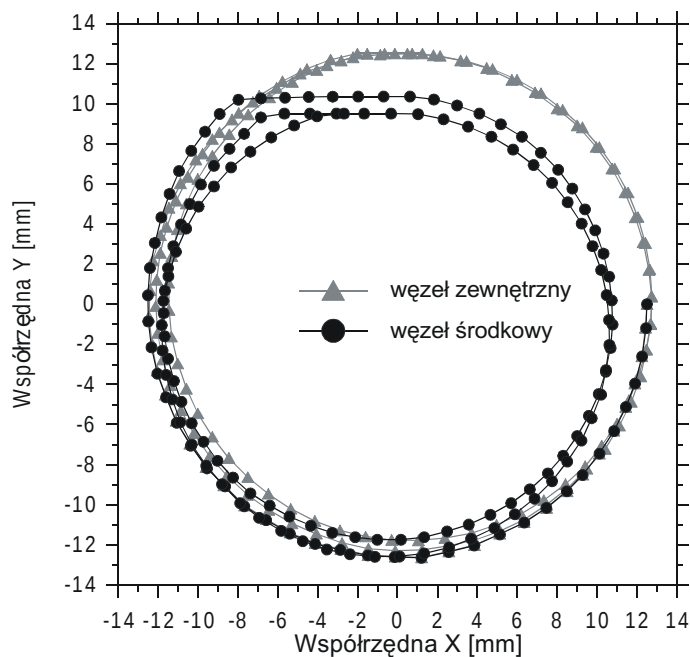
Rys. 3.19. Model geometryczny odmiany procesu WKR (wg schematu 3), z zaznaczonym położeniem węzła wewnętrznego i węzła zewnętrznego

można określić szerokość powierzchni kontaktu klina z materiałem kształtowanym, której odpowiada długość odcinka prostoliniowego (poziomego) trajektorii. Na podstawie obliczeń stwierdza się, że w kolejnych cyklach kształtowania szerokość ta ulega skróceniu, co jest zarówno efektem zmniejszenia średnicy odkuwki w obszarze kształtowanego przewężenia jak i usuwania owalizacji. Uważa się, że dokładna analiza informacji zbieranych w poszczególnych węzłach jest w pełni uzasadniona. Może ona być bowiem podstawą do określenia nie tylko szerokości powierzchni styku, ale również rozkładu nacisku powierzchniowego oraz naprężeń stycznych pomiędzy odkuwką a poszczególnymi narzędziami.

Na rys. 3.23 pokazano jak podczas walcowania wg poszczególnych schematów WKR zmienia się prędkość obrotowa walcowanego wyrobu. Z rysunku tego wynika, iż w procesach WKR na rolkach gładkich prędkość ta utrzymuje się na względnie stałym poziomie. Natomiast wówczas,

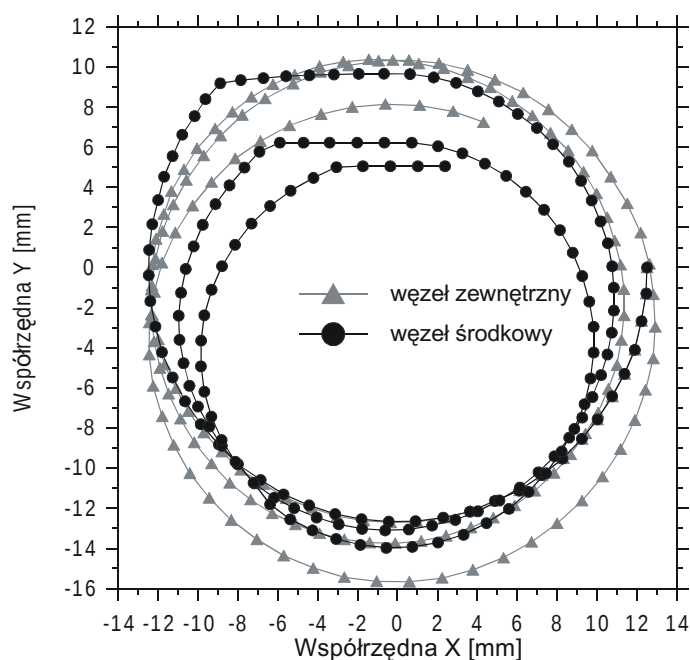


Schemat 1 (rys. 3.10)

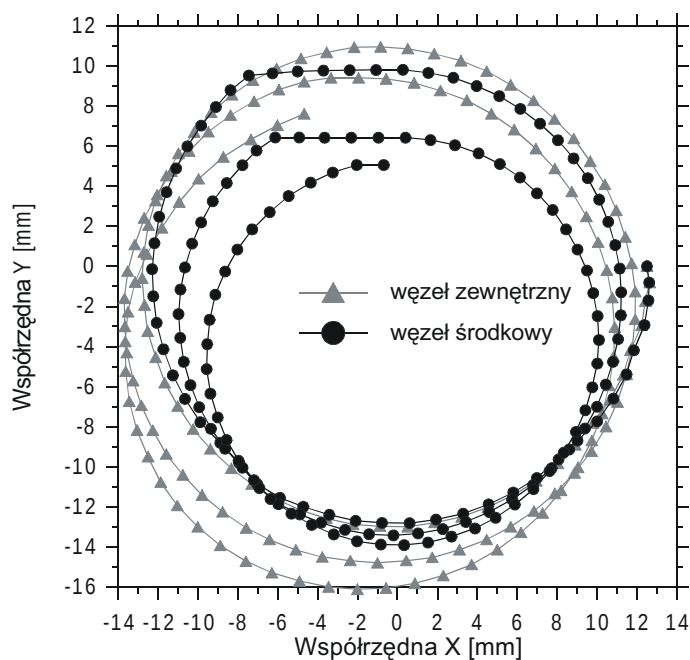


Schemat 2 (rys. 3.11)

Rys. 3.20. Trajektorie ruchu węzłów zewnętrznego i wewnętrznego obliczone dla odmian procesów WKR, realizowanych wg schematów 1 i 2 (rys. 3.10, 3.11)

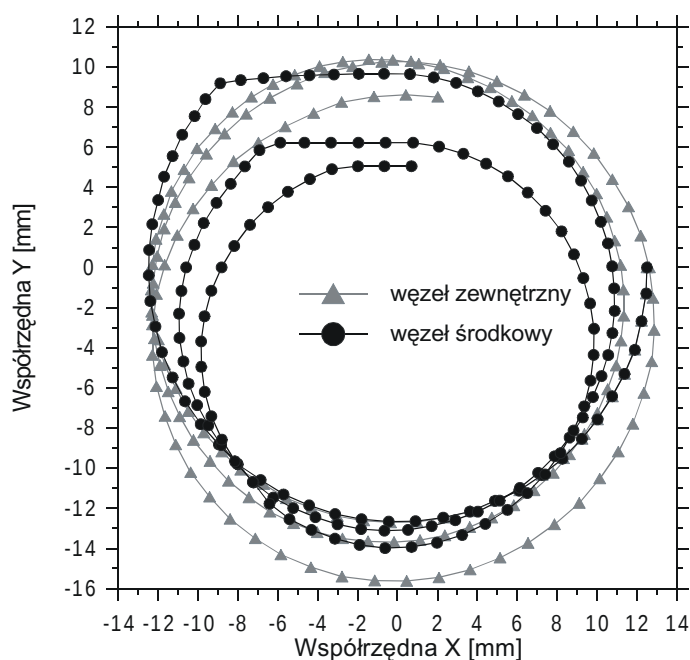


Schemat 3 (rys. 3.12)

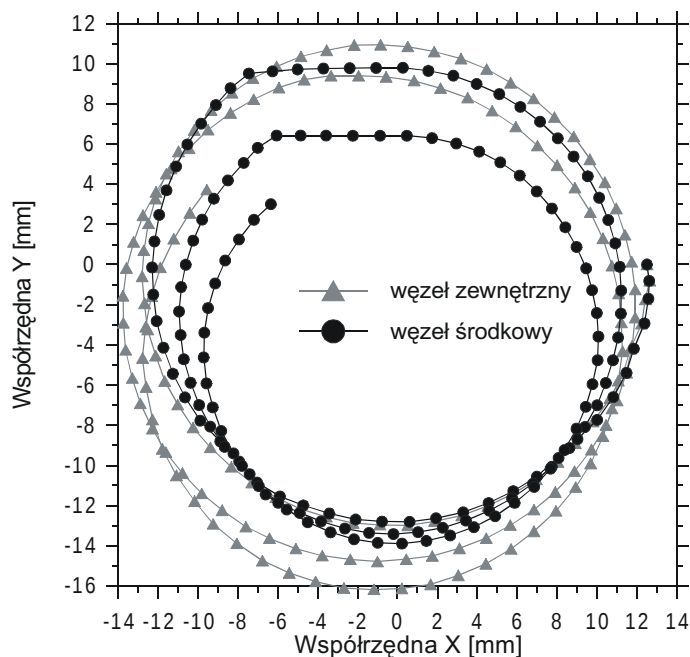


Schemat 4 (rys. 3.13)

Rys. 3.21. Trajektorie ruchu węzłów zewnętrznego i wewnętrznego obliczone dla odmian procesów WKR, realizowanych wg schematów 3 i 4 (rys. 3.12, 3.13)

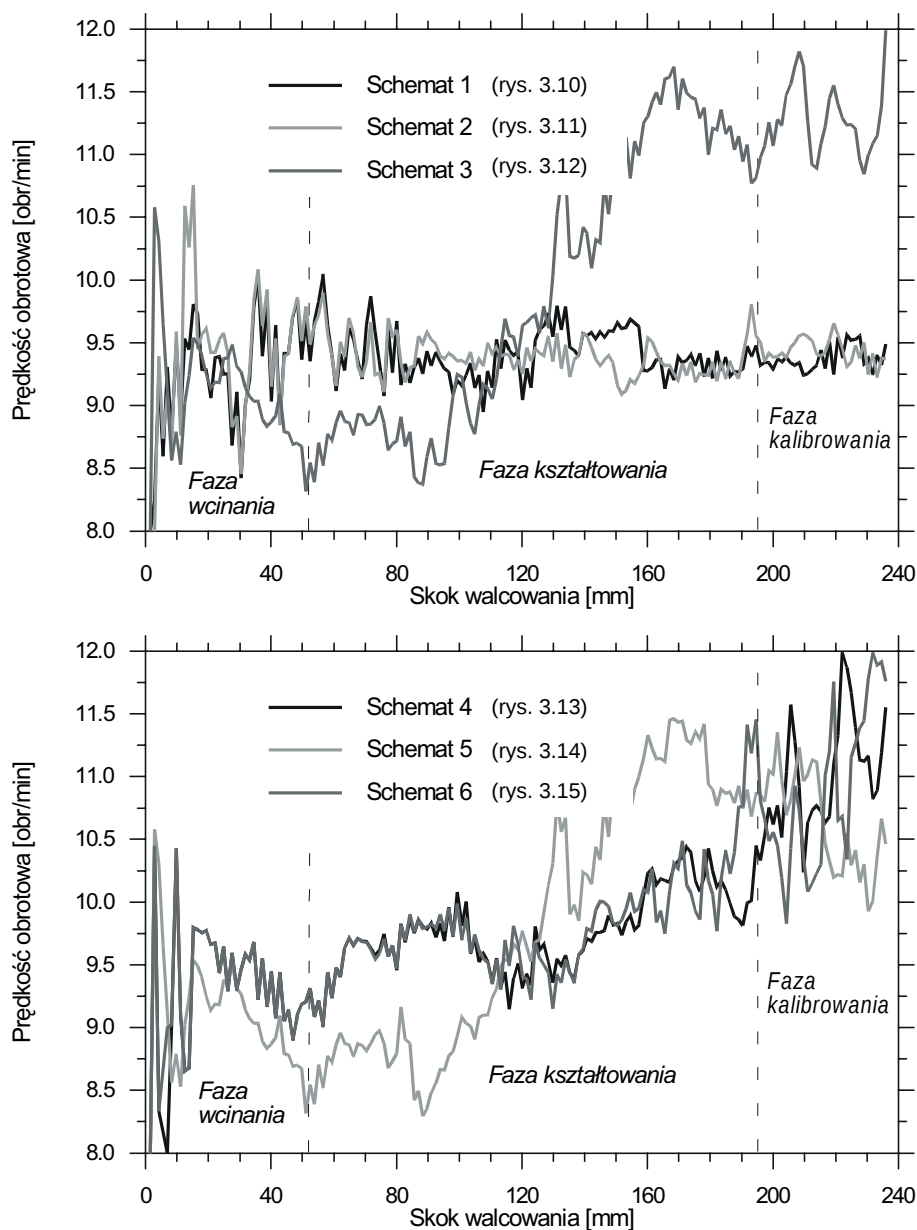


Schemat 5 (rys. 3.14)



Schemat 6 (rys. 3.15)

Rys. 3.22. Trajektorie ruchu węzłów zewnętrznego i wewnętrznego obliczone dla odmian procesów WKR, realizowanych wg schematów 5 i 6 (rys. 3.14, 3.15)



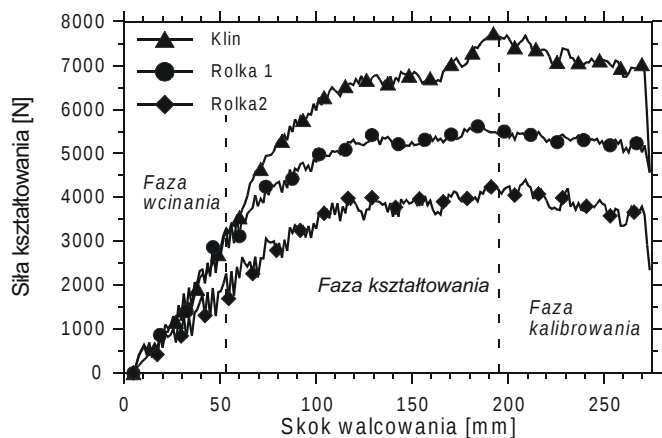
Rys. 3.23. Prędkości obrotowe wyrobów wyznaczone dla poszczególnych schematów WKR (odmiana 1 - 6, rys. 3.10 do 3.15)

gdy stosuje się rolki profilowe prędkość ta początkowo maleje (w fazie wcinania i na początku fazy kształtowania), a następnie gwałtownie rośnie by przyjąć wartości maksymalne podczas fazy kalibrowania. Oznacza

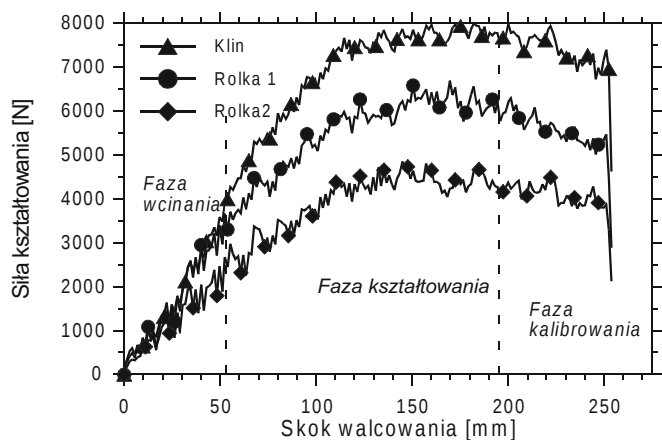
to, że największe niebezpieczeństwo wystąpienia niekontrolowanego poślizgu (dla procesów WKR z rolkami profilowymi) ma miejsce już na początku walcowania.

W trakcie obliczeń MES wyznaczano również wartości sił występujących pomiędzy kształtowanym wyrobem a poszczególnymi narzędziami. Obliczone rozkłady sił podano na rys. 3.24÷3.25, przy czym narzędzia oznaczono zgodnie ze schematem procesu WKR pokazanym na rys. 3.1. Z analizy danych zamieszczonych na tych rysunkach wynika, że w procesie WKR siły z jakimi poszczególne narzędzia oddziałują na kształtowany materiał mają różne wartości. We wszystkich analizowanych schematach odnotowano występowanie największych sił kształtowania na klinie zaś najmniejszych na rolce 2. Stwierdzono również, że różnice w wartościach tych sił są zależne zarówno od rodzaju zastosowanego schematu procesu WKR jak i od fazy kształtowania. I tak np. w przypadku walcowania na rolkach gładkich różnice w wartościach poszczególnych sił są wyraźne i występują na całej długości walcowania. Natomiast, gdy stosuje się rolki profilowe to w końcowej fazie procesu (podczas kalibrowania) różnice w wartościach sił nie są już tak wyraźne jak we wcześniejszych etapach procesu, tj. podczas wcinania klina i kształtowania. Oznacza to, że na etapie kalibrowania praktycznie wszystkie narzędzia odgrywają taką samą rolę przy usuwaniu nieregularności kształtu walcowanego wyrobu.

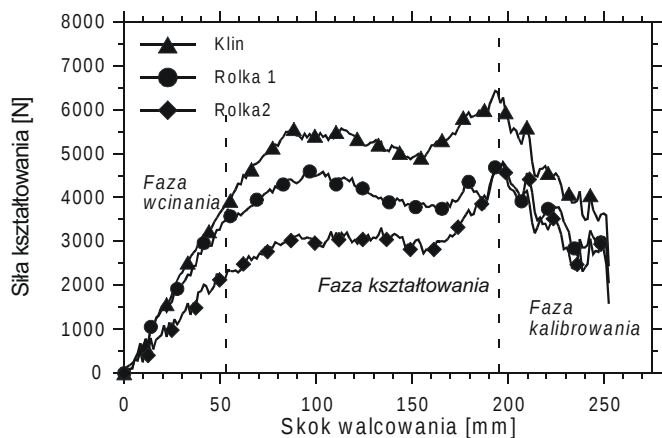
Na uwagę zasługuje również fakt, że w procesach walcowania na rolkach gładkich odnotowano występowanie większych sił kształtowania (o ok. 25÷30%) niż w przypadku kształtowania na rolkach profilowych. Wydaje się, że bezpośrednią przyczyną występowania większych sił podczas walcowania na rolkach gładkich jest nieefektywne przewężanie odkuwki, w wyniku którego średnica kształtowanego stopnia odkuwki przyjmuje wartości większe od zakładanych. W efekcie zwiększeniu ulega długość powierzchni styku materiał-narzędzie, a w konsekwencji również siły kształtowania.



Schemat 1 (rys. 3.10)

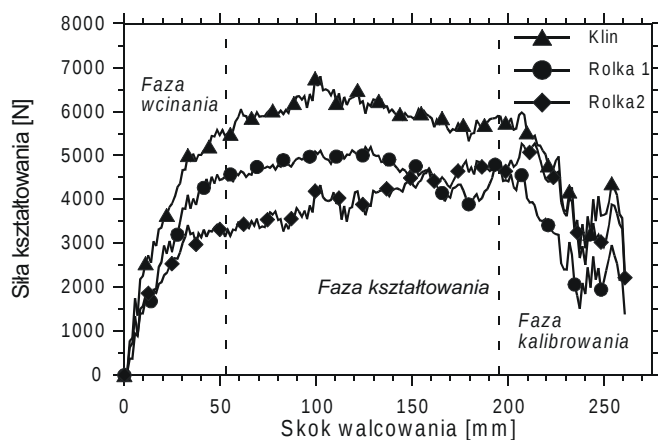


Schemat 2 (rys. 3.11)

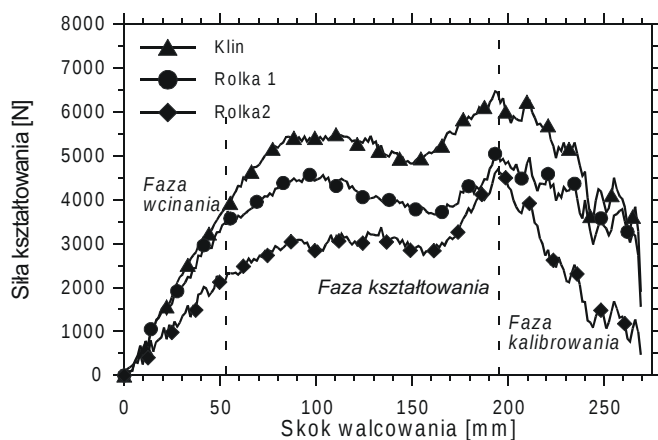


Schemat 3 (rys. 3.12)

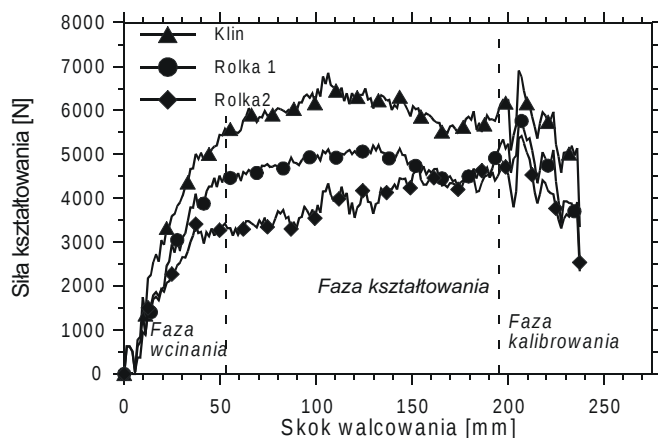
Rys. 3.24. Rozkłady sił kształtowania obliczone dla poszczególnych narzędzi w odmianach procesów WKR, realizowanych wg schematów 1, 2 i 3 (rys. 3.10, 3.11, 3.12)



Schemat 4 (rys. 3.13)



Schemat 5 (rys. 3.14)



Schemat 6 (rys. 3.15)

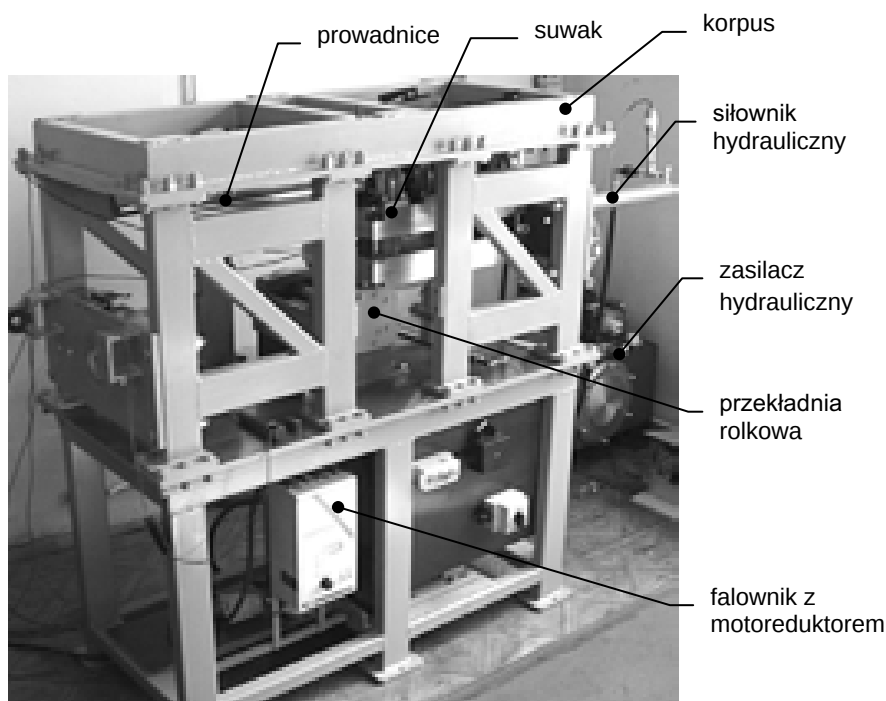
Rys. 3.25. Rozkłady sił kształtowania obliczone dla poszczególnych narzędzi w odmianach procesów WKR, realizowanych wg schematów 4, 5 i 6 (rys. 3.13, 3.14, 3.15)

4. Badania doświadczalne procesu WKR

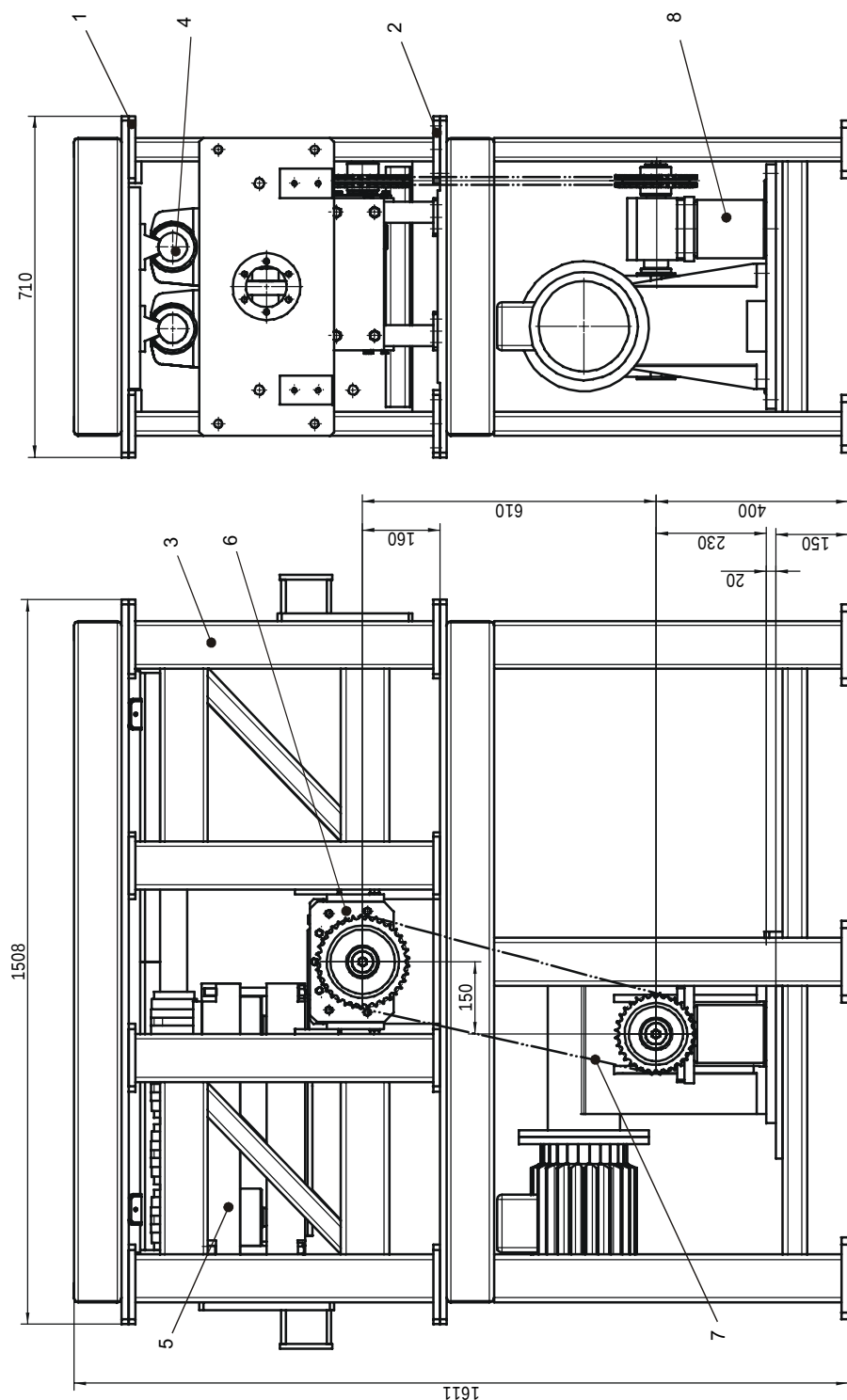
4.1. Stanowisko laboratoryjne

Do wykonania badań doświadczalnych zastosowano specjalnie w tym celu zaprojektowaną i zbudowaną walcarkę laboratoryjną LUW-2 – rys. 4.1. Agregat ten składa się z korpusu, suwaka górnego, przekładni rolkowej oraz układu napędowego.

Walcarka LUW-2 została zaprojektowana w całości w programie CAD Solid Edge v. 9. Rysunek złożeniowy walcarki (bez układu hydraulicznego) pokazano na rys. 4.2, na którym naniesiono również wymiary gabarytowe agregatu.



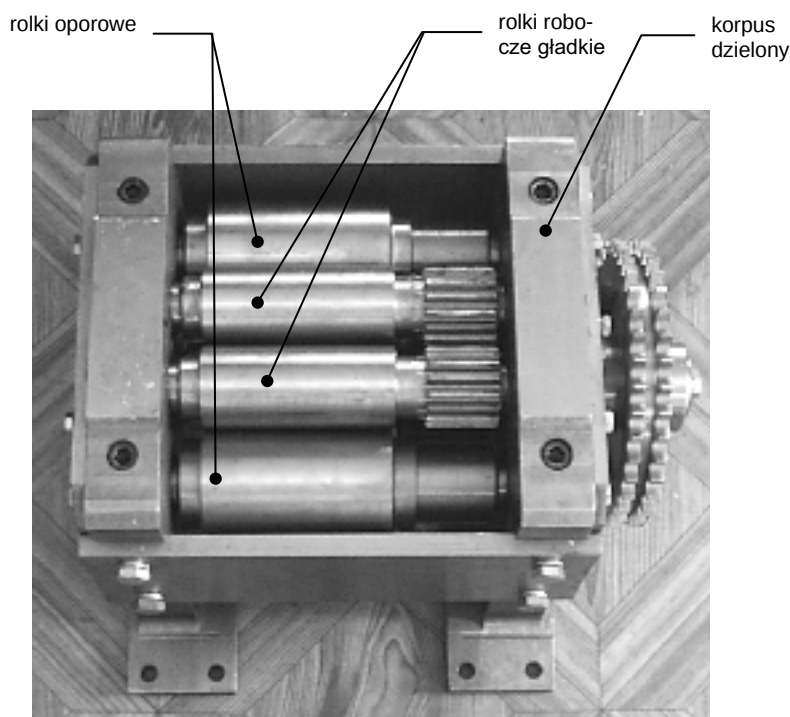
Rys. 4.1. Stanowisko laboratoryjne do walcowania klinowo-rolkowego



Rys. 4.2. Stanowisko laboratoryjne do WKR, bez układu hydraulicznego: 1- płyta górna korpusu, 2 - płyta dolna korpusu, 3 - łącznik, 4 - prowadnice z wałkami, 5 - suwak górny, 6 - przekładnia łańcuchowa, 7 - przekładnia łańcuchowa, 8 - silnik

Korpus walcarki wykonany został jako konstrukcja spawano-skręcana, składająca się z dwóch płyt 1 i 2, wzmocnionych rurami prostokątnymi (rys. 4.2). Płyty połączone są ze sobą za pomocą czterech podwójnych łączników 3, przenoszących siły występujące podczas walcowania. Do płyty górnej przytwierdzone są prowadnice z wałkami 4. Po wałkach tych przemieszcza się napędzany hydraulicznie suwak górny 5, ułożyskowany za pomocą 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 2 korpusu mocowana jest przekładnia rolkowa 6, która napędzana jest przez przekładnię łańcuchową 7.

Przekładnia rolkowa (rys. 4.3), 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 rolek oporowych, podpierających rolki robocze. Korpus przekładni wykonano jako dzielony

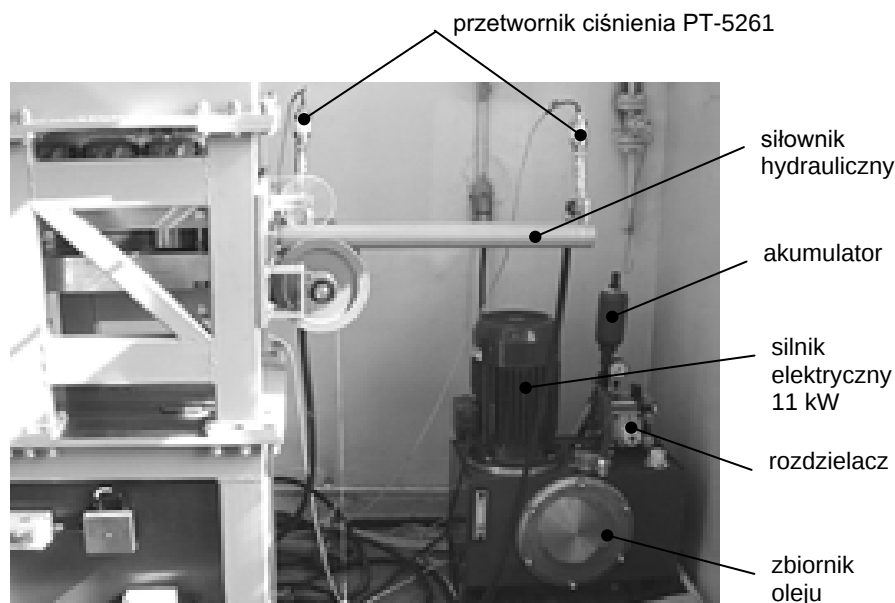


Rys. 4.3. Przekładnia rolkowa walcarki LUW-2

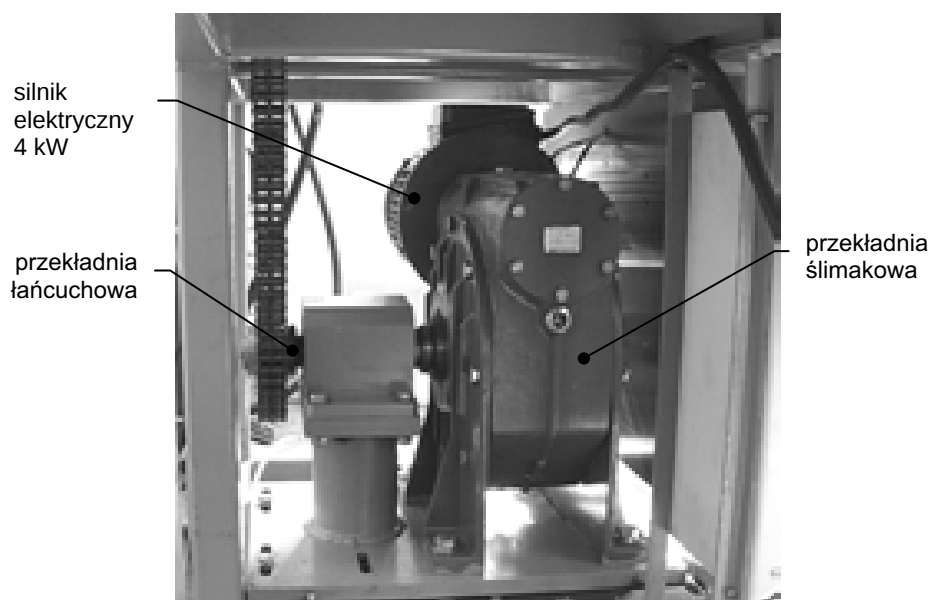
przez co ułatwiono wymianę rolek, która w tej sytuacji nie wymaga demontażu całej przekładni.

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) – rys. 4.4. 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. Układ napędowy przekładni rolkowej stanowi silnik elektryczny o mocy 4 kW oraz przekładnia ślimakowa i łańcuchowa – rysunek 4.5. Dzięki zastosowaniu falownika umożliwiono płynną regulację prędkości obrotowej przekładni rolkowej (w zakresie do 36 obr./min.) oraz zmianę kierunku obrotów rolek.

Walcarkę LUW-2 wyposażono w specjalny cyfrowy układ pomiarowy umożliwiający rejestrację podstawowych parametrów siłowych i kinematycznych procesu WKR. Do pomiaru sił występujących w korpusie wykorzystano dwa mierniki siły FT-5304 (rys. 4.6), umieszczone pomiędzy płytami suwaka górnego. Natomiast do wyznaczenia siły wciskającej F_x

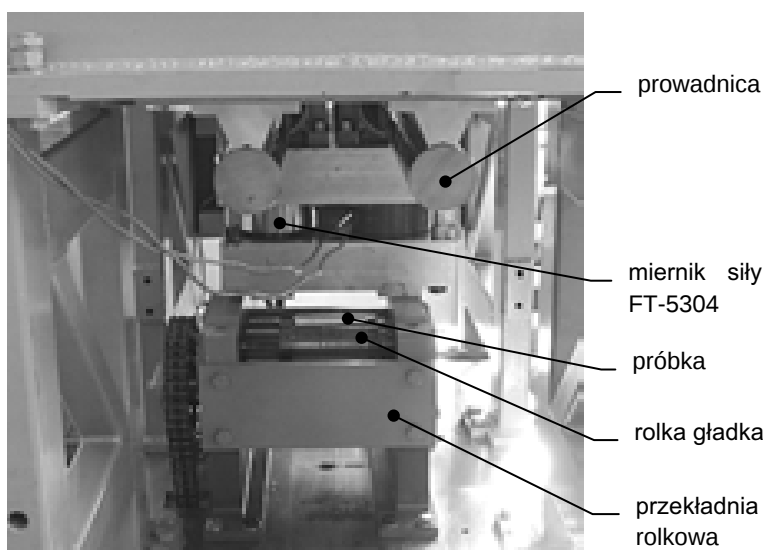


Rys. 4.4. Hydrauliczny układ napędowy walcarki LUW-2

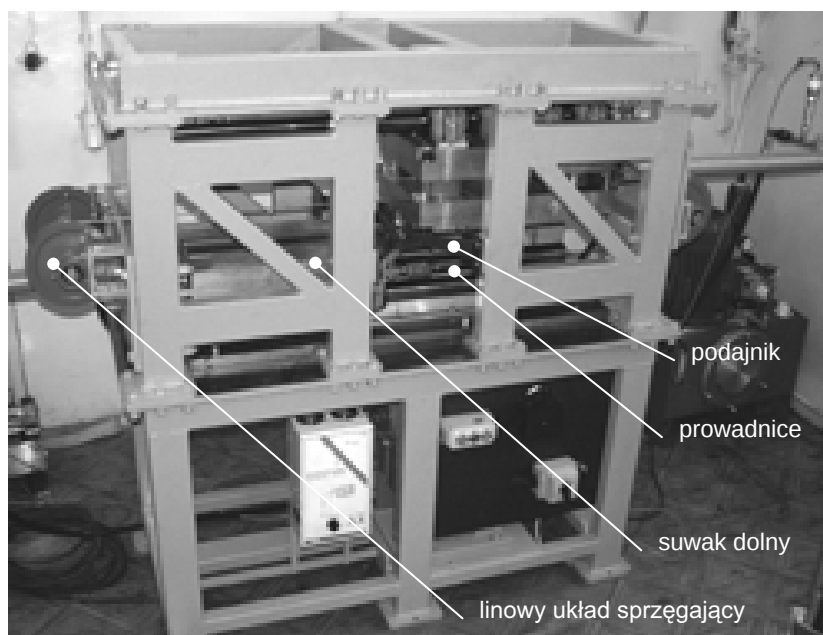


Rys. 4.5. Układ napędowy przekładni rolkowej, zastosowany w walcierce LUW-2

klin zastosowano dwa przetworniki ciśnienia PT-5261 (rys. 4.4), zainstalowane na siłowniku hydraulicznym. Oprócz sił, stosując opracowany układ



Rys. 4.6. Umieszczenie mierników służących do pomiaru siły rozporowej F_y



Rys. 4.7. Stanowisko laboratoryjne LUW-2 przebudowane do układu umożliwiającego realizację procesu WPK dwoma klinami płaskimi o ruchu przeciwnym

pomiarowy, w czasie procesu WKR można rejestrować prędkość liniową suwaka oraz prędkość obrotową odkuwki walcowanej. Pomiary wszystkich parametrów zostały zsynchronizowane w czasie, a ich rejestracja wyzwalana jest przesunięciem suwaka walcarki o 1 mm.

Cechą charakterystyczną walcarki LUW-2 jest jej łatwe przebudowanie w urządzenie umożliwiające realizację procesu WPK, wg schematu z dwoma napędzanymi klinami płaskimi o ruchu przeciwnym (rys. 4.7). Zakres prac, które należy wykonać w ramach przebudowy obejmuje demontaż przekładni rolkowej, w miejsce której na płycie 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 walcierce instaluje się specjalny linowy układ sprzęgający. Ostatnią istotną zmianą w stanowisku jest instalacja podajnika, którego zadaniem jest ustalanie pozycji wyrobu podczas procesu walcowania.

4.2. Materiały zastosowane w badaniach doświadczalnych

4.2.1. Ołów w gatunku Pb1

Ołów jest metalem najczęściej stosowanym w badaniach doświadczalnych. Materiał ten z powodzeniem wykorzystywany był na przykład w analizach procesów kucia [72, 90, 125], wyciskania [27, 75, 79], walcowania [12, 114] oraz prasowania obwiedniowego [24].

Metal ten należy do najbardziej miękkich metali. Ważniejsze własności wytrzymałościowe i fizyczne tego materiału, wykorzystywane w modelowaniu numerycznym procesu walcowania WKR, zestawiono w tablicy 4.1.

W badaniach doświadczalnych procesów obróbki plastycznej na gorąco ołów wykorzystuje się wielokrotnie, co stanowi niewątpliwą zaletę stosowania tego materiału modelowego. Struktura ołowiu jest porównywalna ze strukturą szeregu gatunków stali. Jednakże badania rozmiaru ziaren, w próbkach odlewanych z ołowiu, wykazują w większości przypadków występowanie struktury gruboziarnistej, z ziarnami o rozmiarach rzędu 1 mm. Dla rozdrobnienia struktury zaleca się wykonywanie, z dużym stopniem przekucia, wstępnej przeróbki plastycznej próbek.

Tablica 4.1

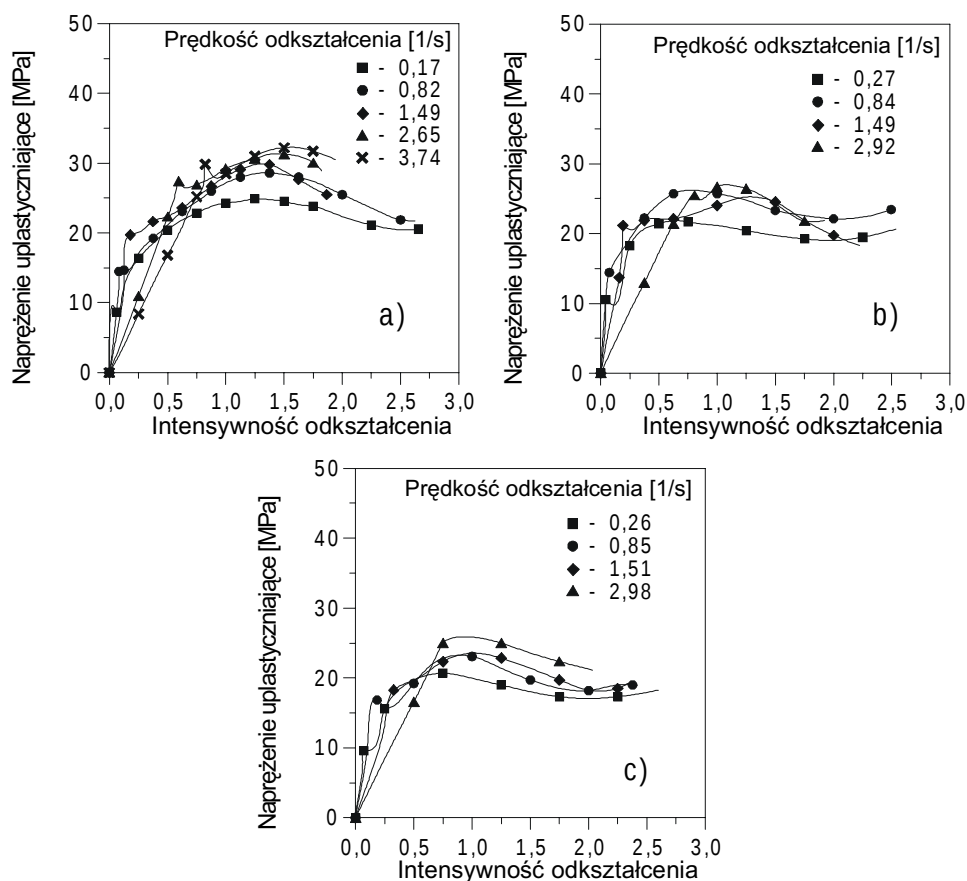
Ważniejsze własności wytrzymałościowe i fizyczne ołowiu

Własność	Wartość
Wytrzymałość na rozciąganie	15 MPa
Wydłużenie A_5	50%
Twardość Brinella	3
Moduł Younga	18 000 MPa
Moduł sprężystości postaciowej	7 000 MPa
Liczba Poissona	0,42
Współczynnik rozszerzalności liniowej	$2,93 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
Gęstość	$11,34 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Ciepło właściwe	0,16 J/(g · K)
Przewodność cieplna właściwa	0,35 W/(cm · K)
Temperatura topnienia	327,5 °C

Badania doświadczalne krzywych płynięcia σ_p - ϵ wykazują, że przy kształtowaniu ołowiu (w temperaturze 20°C) napężenie uplastyczniające początkowo wzrasta, a po osiągnięciu wartości maksymalnej (w danych warunkach kształtowania) obniża się do pewnej wartości ustalonej. Takie charakterystyki płynięcia są również właściwe dla większości gatunków stali, w szerokim zakresie prędkości odkształcenia, w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. Przykładem mogą być krzywe płynięcia stali 19MnCr5G, podane w opracowaniu [55]. Oceniając sprężystość ołowiu stwierdza się, że stosunek granicy plastyczności do modułu sprężystości wzdłużnej wynoszący $0,004 \div 0,008$ [142] jest zbliżony do wartości odnotowywanych dla stali przy temperaturze ok. 1000°C. Natomiast liczba Poissona jest dla ołowiu (0,42) znacznie większa od wartości (0,33) przyjmowanej dla stali na gorąco.

W literaturze specjalistycznej np. [12, 76, 96, 122, 177] znaleźć można wiele zależności lub wykresów, służących do wyznaczania wartości napężenia uplastyczniającego ołowiu. Jednakże większość opracowań uwzględnia tylko wpływ odkształcenia ϵ na σ_p i dotyczy kształtowania w temperaturze pokojowej. Tymczasem nawet nieznaczna zmiana temperatury materiału, np. w wyniku zamiany pracy odkształcenia plastycznego na ciepło, może powodować znaczącą zmianę napężenia uplastyczniającego σ_p . Zatem model materiałowy ołowiu powinien w sposób maksymalny uwzględniać wpływ odkształcenia ϵ , prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ i temperatury T na napężenie uplastyczniające σ_p .

Wśród opracowań specjalistycznych na szczególną uwagę zasługuje praca [96], autorstwa Mohameda i Blazynskiego, w której podaje się krzywe płynięcia (rys. 4.8) handlowo czystego ołowiu przy temperaturach 20°C, 40°C i 60°C. Krzywe te wyznaczono w plastometrycznych próbach skręcania przyjmując hipotezę plastyczności Hubera-Misesa oraz stosując do obliczania odkształceń zależność Polakowskiego i Ripilinga. Zastosowanie próby skręcania pozwoliło Mohamedowi i Blazynskiemu wyznaczyć wartości σ_p przy dużych odkształceniach (nieosiągalnych w próbach ściskania). Mankamentem badań był zaś brak jednoznacznego sposobu przeliczania odkształceń i naprężeń stycznych na odkształcenia i naprężenia



Rys. 4.8. Krzywe płynięcia handlowo czystego ołowiu przy temperaturach:
a) 20°C; b) 40°C; c) 60°C – podane przez Mohameda i Blazynskiego [96]

nia normalne, co może być przyczyną poważnych błędów interpretacyjnych. Ponadto badaniami objęto handlowo czysty ołów (wg ówczesnych standardów krajów zachodnich), zatem zastosowanie wyników uzyskanych przez tych autorów, przy modelowaniu z wykorzystaniem krajowych gatunków ołowiu może stanowić kolejne źródło błędów.

Zatem za celowe uznano wykonanie badań dla ołowiu w gatunku Pb1, o zawartości minimum 99,98% Pb. Metal ten zaleca się stosować [76] do modelowania wszystkich procesów obróbki plastycznej na gorąco.

Do wyznaczenia krzywych płynięcia wykorzystano dylatometr z możliwością odkształcania, będący na wyposażeniu Instytutu Modelowa-

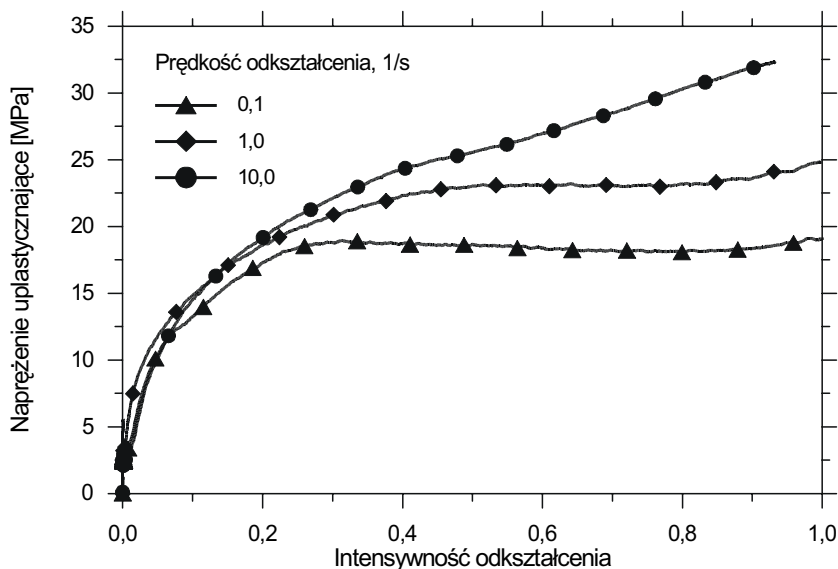
nia i Automatyzacji Procesów Przeróbki Plastycznej w Politechnice Częstochowskiej. Dylatometr ten (wyprodukowany przez niemiecką firmę BAHR Thermoanalyse GmbH) służy do generowania wykresów CTP, rejestracji przemian fazowych oraz określania parametrów odkształceniowych badanych materiałów. Umożliwia on nagrzewanie próbek z prędkością dochodzącą do 4000 K/s oraz chłodzenia z prędkością do 2500 K/s. Korzystając z dylatometru DIL 805 A/D można wykonywać próby ściskania, przy stałej prędkości odkształcenia w zakresie $0,01 \div 15 \text{ s}^{-1}$ lub stałej prędkości posuwu tłoka ($0,01 \div 150 \text{ mm/s}$). Doświadczenia można prowadzić w próżni, w temperaturze ciekłego azotu oraz w warunkach chłodzenia gazem obojętnym (Ar). Pomiar zmiany długości próbki dokonywany jest z dokładnością do $0,05 \text{ }\mu\text{m}$, temperatury $0,05^\circ\text{C}$, a siły ściskającej do 0,001 N. Dylatometr wyposażony jest w program WinTa 6.2 rejestrujący zmiany długości w czasie, temperaturę oraz siłę ściskającą i na podstawie tych danych przeliczający wszystkie inne wielkości (m.in. intensywność odkształcenia i naprężenie uplastyczniające).

Do ustalenia zakresu prac badawczych, zmierzających do wyznaczenia modelu materiałowego ołowiu Pb1, zastosowano program „statyczny zdeterminowany kompletny” [129]. Program statyczny zdeterminowany charakteryzuje się tym, że układy wartości badanych parametrów dobierane są na podstawie określonych przyczyn (np. na podstawie wiedzy o procesie kształtowania dobrano zakres temperatur i prędkości odkształcenia), a nie w sposób przypadkowy. Natomiast programy kompletne określają wszystkie możliwe układy wartości badanych parametrów.

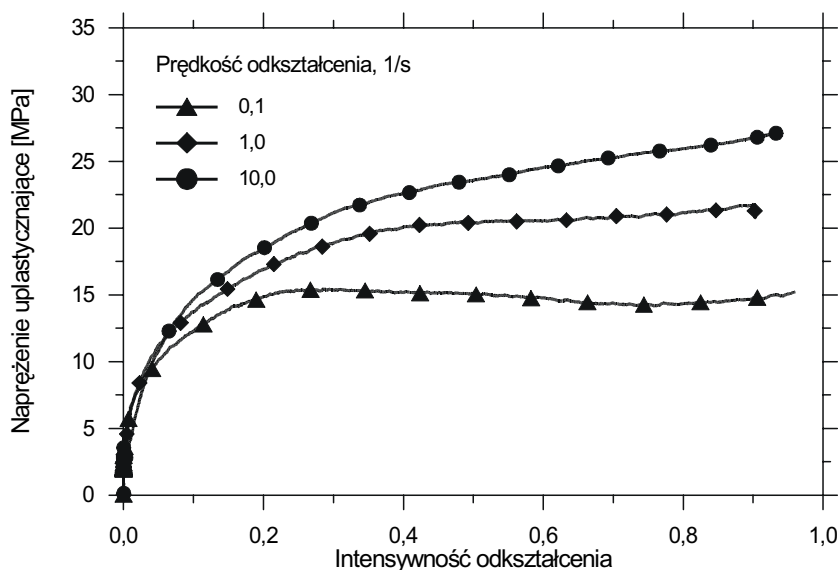
W badaniach stosowano próbki walcowe o wymiarach $\varnothing 5 \times 10 \text{ mm}$, które wykonano metodą wyciskania z materiałów odlewanych. W celu określenia wpływu prędkości odkształcenia na wartość naprężeń uplastyczniających (uwzględniając możliwości techniczne dylatometru DIL 805A/D) zaplanowano wykonanie doświadczeń przy trzech prędkościach odkształcenia: $\dot{\epsilon} = 0,1; 1,0 \text{ i } 10,0 \text{ s}^{-1}$. Zastosowano trzy temperatury kształtowania tj. 20°C , 40°C i 60°C dzięki czemu uzyskano model materiałowy umożliwiający symulacje numeryczne procesów kształtowania plastycznego ołowiu w temperaturze otoczenia, z uwzględnieniem zjawisk

ciepłych zachodzących w materiale. Przy każdych parametrach procesu pomiary powtarzano trzykrotnie, a uzyskane wyniki uśredniano. Wykonano zatem 27 prób ściskania, w których spęczano próbki do wysokości odpowiadającej odkształceniu $\epsilon \approx 1,0$.

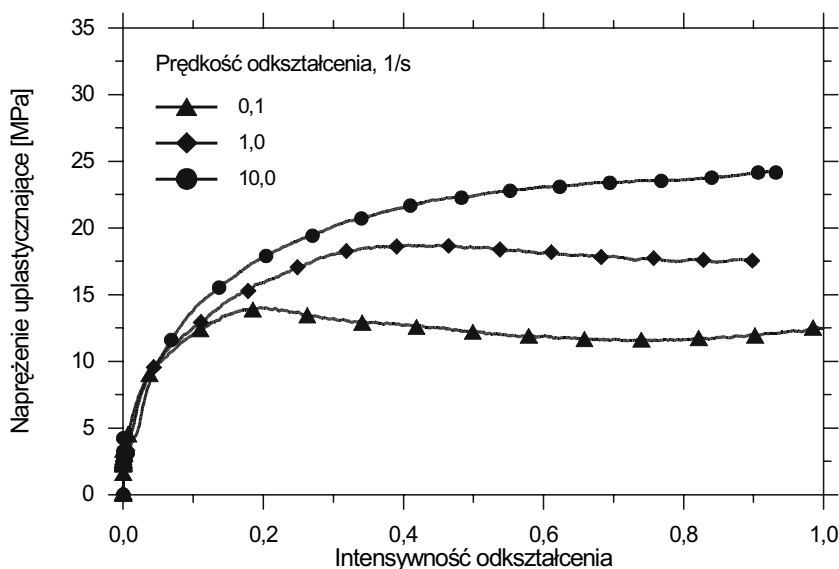
Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych wyznaczono krzywe płynięcia ołowiu Pb1. Krzywe te podaje się na rys. 4.9÷4.11. Z analizy danych przedstawionych na tych rysunkach wynika, że naprężenie uplastyczniające badanego metalu, dla analizowanych warunków kształtowania, waha się w przedziale od 0 do 33 MPa. Zwiększeniu prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ oraz zmniejszeniu temperatury T odpowiada wzrost naprężenia uplastyczniającego σ_p . Natomiast wpływ historii odkształcenia na σ_p jest bardziej zróżnicowany. Stwierdzono, że przy prędkościach odkształcenia $\dot{\epsilon} = 0,1$ oraz $\dot{\epsilon} = 1,0$ naprężenie uplastyczniające początkowo wzrasta, a następnie maleje. Przy czym wartość odkształcenia, przy którym występuje maksymalna (w danych warunkach kształtowania) wartość σ_p jest tym większa, im większe jest $\dot{\epsilon}$ i mniejsza jest temperatura T . Natomiast przy dużych prędkościach odkształcenia $\dot{\epsilon} = 10,0$ nie zaobserwowano, w analizowanym przedziale odkształceń, osłabienia materiału.



Rys. 4.9. Krzywe płynięcia ołowiu, w gatunku Pb1, przy temperaturze 20°C



Rys. 4.10. Krzywe płynięcia ołowiu, w gatunku Pb1, przy temperaturze 40°C



Rys. 4.11. Krzywe płynięcia ołowiu, w gatunku Pb1, przy temperaturze 60°C

Praktyczne wykorzystanie uzyskanych wyników badań w obliczeniach numerycznych, opartych o MES, wymaga opisanie otrzymanych krzywych płynięcia funkcją (równaniem konstytutywnym). Bazując na przebiegu krzywych do opisu zachowania materiału, w badanym zakresie param-

trów kształtowania, wybrano szereg funkcji szczegółowo opisanych w literaturze specjalistycznej – np. [57]. Do wyznaczenia parametrów tych równań zastosowano metody statystyczne optymalizacji statycznej [102]. Do obliczeń tych parametrów wykorzystano napisany w tym celu program komputerowy, w którym korzystając z metody Monte Carlo minimalizowana jest funkcja celu zdefiniowana za [49] równaniem:

$$\Gamma_{(\sigma_p)} = \frac{1}{i_n} \sum_{i=1}^{i_n} \frac{|\sigma_{p_i}(i) - \sigma_{p_{exp}}(i)|^2}{\sigma_{p_{exp}}^2(i)}, \quad (4.1)$$

gdzie: σ_{p_i} - wartość naprężeń uplastyczniających obliczonych w oparciu o rozważane równanie konstytutywne, $\sigma_{p_{exp}}$ - doświadczalnie wyznaczona wartość naprężeń uplastyczniających, i_n – liczba punktów obliczeniowych. Wykorzystane w bieżącej analizie wartości $\sigma_{p_{exp}}$ zestawiono w tablicy 4.2.

Tablica 4.2

Wartości $\sigma_{p_{exp}}$ [MPa], wykorzystywane w obliczeniach parametrów równań konstytucyjnych ołowiu w gatunku Pb1, w zależności od temperatury T , prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ i intensywności odkształcenia ϵ

ϵ	$T = 20^\circ\text{C}$			$T = 40^\circ\text{C}$			$T = 60^\circ\text{C}$		
	$\dot{\epsilon} = 0,1$	$\dot{\epsilon} = 1,0$	$\dot{\epsilon} = 10,0$	$\dot{\epsilon} = 0,1$	$\dot{\epsilon} = 1,0$	$\dot{\epsilon} = 10,0$	$\dot{\epsilon} = 0,1$	$\dot{\epsilon} = 1,0$	$\dot{\epsilon} = 10,0$
0,05	10,42	11,79	10,17	10,12	11,23	10,80	9,76	10,04	9,91
0,10	13,27	14,85	14,85	12,28	13,74	14,69	12,04	12,53	13,83
0,15	15,59	17,05	17,13	13,92	15,49	16,75	13,49	14,56	16,05
0,20	17,30	18,59	19,12	14,87	16,91	18,48	13,99	15,87	17,79
0,25	18,40	19,84	20,81	15,33	18,11	19,92	13,67	17,08	19,05
0,30	18,78	20,85	22,10	15,36	18,88	21,15	13,18	18,02	20,13
0,35	18,78	21,60	23,28	15,30	19,53	21,90	12,88	18,51	20,86
0,40	18,72	22,32	24,29	15,18	20,07	22,55	12,72	18,63	21,53
0,45	18,62	22,76	25,03	15,15	20,27	23,20	12,53	18,70	22,11
0,50	18,64	23,02	25,55	15,09	20,37	23,57	12,17	18,49	22,41
0,55	18,55	23,06	26,17	14,91	20,51	23,99	11,91	18,33	22,75
0,60	18,41	23,10	26,97	14,75	20,53	24,55	11,88	18,14	23,09
0,65	18,20	23,08	27,75	14,47	20,65	24,88	11,70	17,94	23,24
0,70	18,20	23,06	28,49	14,38	20,84	25,29	11,66	17,87	23,40
0,75	18,11	23,10	29,37	14,28	21,01	25,67	11,58	17,72	23,55
0,80	18,06	23,17	30,28	14,34	21,17	25,95	11,62	17,54	23,62
0,85	18,19	23,30	31,06	14,44	21,35	26,29	11,79	17,46	23,83
0,90	18,34	23,60	31,87	14,76	21,73	26,75	11,98	17,51	24,09
0,95	18,75	24,10	---	15,06	---	---	12,23	---	---
1,00	19,05	24,83	---	---	---	---	12,44	---	---

W wyniku serii obliczeń wyznaczono szereg równań konstytutywnych (4.2) ÷ (4.9), opisujących krzywe płynięcia ołowiu w gatunku Pb1, które zestawiono w tabeli 4.3. Dodatkowo w tablicy tej podano wartości minimalizowanych funkcji celu $\Gamma_{(\sigma_p)}$. Należy podkreślić, że najlepiej zachowanie ołowiu podczas kształtowania go w temperaturze pokojowej opisuje równanie (4.4) (zalecane dla symulacji mechanicznych) lub (4.9) (zalecane dla symulacji termomechanicznych, uwzględniających zjawiska cieplne).

Tablica 4.3

Równania konstytutywne opisujące krzywe płynięcia ołowiu, w gatunku Pb1, w zależności od temperatury kształtowania T

Nr wzoru	Wzór	F. celu $\Gamma_{(\sigma_p)}$	T [°C]
(4.2)	$\sigma_p = 24,04 \varepsilon^{0,218}$	0,0246	20
(4.3)	$\sigma_p = 25,35 \varepsilon^{0,249} \dot{\varepsilon}^{0,065}$	0,0092	
(4.4)	$\sigma_p = 27,89 \varepsilon^{0,285} \exp(-0,144 \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{0,067}$	0,0078	
(4.5)	$\sigma_p = 29,71 \varepsilon^{0,213} \dot{\varepsilon}^{0,056} - 3,90 \exp(0,199 \varepsilon)$	0,0089	
(4.6)	$\sigma_p = 27,32 \varepsilon^{0,208} \dot{\varepsilon}^{0,094} \exp(-0,00603T)$	0,0141	20 ÷ 60
(4.7)	$\sigma_p = 30,23 \varepsilon^{0,250} \exp(-0,141 \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{0,094} \exp(-0,00577 T)$	0,0126	
(4.8)	$\sigma_p = 30,48 \varepsilon^{0,261} \exp(-0,115 \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{(0,0523+0,0011T)} \cdot \exp(-0,00614 T)$	0,0111	
(4.9)	$\sigma_p = 30,84 \varepsilon^{(0,249+0,00015 T)} \exp(-0,144 \varepsilon) \cdot \dot{\varepsilon}^{(0,0473+0,0012 T)} \exp(-0,00611 T)$	0,0107	

4.2.2. Aluminium w gatunku A0

Komercyjnie czyste aluminium stosowane jest z reguły w modelowaniu fizycznym procesów obróbki plastycznej na zimno. Metal ten był dotychczas wykorzystywany m.in. w badaniach walcowania [43, 48, 138] oraz wyciskania [13].

Tablica 4.4*Ważniejsze własności wytrzymałościowe i fizyczne aluminium wyżarzzonego*

Własność	Wartość
Min. wytrzymałość na rozciąganie	90 MPa
Min. wydłużenie A_5	45%
Twardość Brinella	23
Moduł Younga	70 000 MPa
Moduł sprężystości postaciowej	27 000 MPa
Liczba Poissona	0,32÷0,36
Współczynnik rozszerzalności liniowej	$2,3 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
Gęstość w 20°C	$2,70 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Ciepło właściwe	0,90 J/(g · K)
Przewodność cieplna właściwa	2,3 W/(cm · K)
Temperatura topnienia	660,3 °C

Aluminium należy do metali lekkich. W tablicy 4.4 zestawiono ważne własności wytrzymałościowe i fizyczne tego metalu, wykorzystywane najczęściej podczas modelowania numerycznego.

W porównaniu do ołowiu badania realizowane z udziałem aluminium wymagają użycia relatywnie dużych sił. Powoduje to zwiększenie kosztów oprzyrządowania stosowanego w pracach badawczych. Zgodnie z wynikami badań uzyskanymi przez Wonga i in. [177] krzywe płynięcia handlowo czystego aluminium, w temperaturze 400÷500 °C, odpowiadają krzywom płynięcia uzyskiwanym dla różnych gatunków stali w temperaturze 1000°C. W przypadku aluminium stosunek granicy plastyczności do modułu sprężystości wzdłużnej wynosi wg [1] 0,0006 i odpowiada wartości odnotowywanej dla stali kształtowanej na gorąco. Analizując wartość liczby Poissona stwierdza się, że przyjmuje ona identyczne wartości dla stali i aluminium.

W naszym kraju w pracach badawczych najczęściej wykorzystuje się aluminium w gatunku A0 (oznaczenie wg EN: AW-1070A), w odmianie wyżarzzonej. Skład chemiczny tego gatunku aluminium podano w tablicy 4.5.

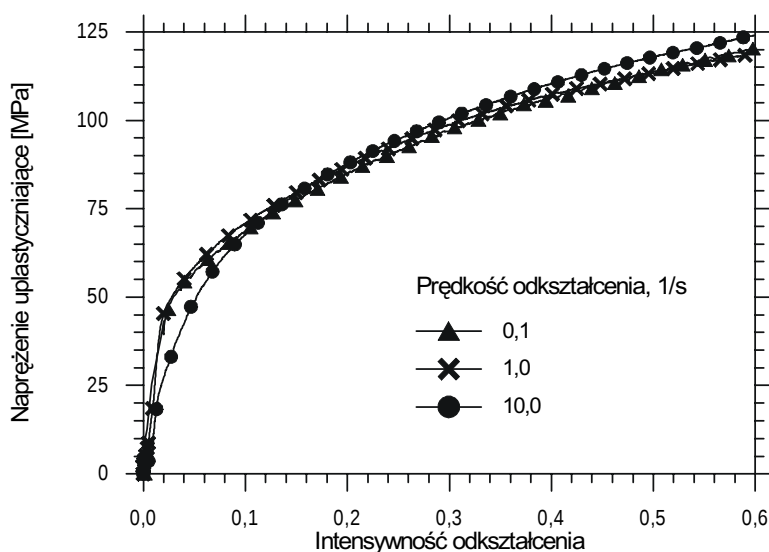
Tablica 4.5

Skład chemiczny (w %) aluminium w gatunku A0

Al min.	Fe	Si	Cu	Zn	Ti	Inne oddzielnie	Całkowita zawartość zanieczyszczeń
99,70	0,16	0,16	0,01	0,05	0,02	0,02	0,30

Dla wyznaczenia krzywych płynięcia aluminium A0 wykonano badania plastometryczne, w których wykorzystano ten sam dylatometr DIL 805 A/D co w badaniach ołowiu Pb1. W trakcie badań spęczano próbki walcowe, o wymiarach $\varnothing 5 \times 10$ mm, stosując trzy prędkości odkształcenia: $\dot{\epsilon} = 0,1$; $1,0$ i $10,0 \text{ s}^{-1}$. Badania prowadzono przy temperaturze 20°C . Dla każdej z prędkości odkształcenia spęczano po trzy próbki, uśredniając następnie wyniki pomiarów.

W rezultacie wykonanych prac badawczych wyznaczono krzywe płynięcia aluminium A0, które przedstawiono na rys. 4.12. Analizując przebieg tych krzywych stwierdza się, że napężenie uplastyczniające tego metalu (w analizowanych warunkach kształtowania) zawiera się w przedziale $0 \div 125 \text{ MPa}$. Zwiększeniu wartości odkształcenia ϵ odpowiada znaczne zwiększenie napężenia uplastyczniającego σ_p . Odnośnie wpływu

**Rys. 4.12.** Krzywe płynięcia aluminium w gatunku A0, przy temperaturze 20°C

prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}$ na σ_p stwierdzono, że jest on nieznaczny, przy czym zwiększanie $\dot{\epsilon}$ prowadzi na ogół do podwyższenia wartości σ_p .

Podobnie jak w przypadku ołowiu dla dobrania równań konstytutywnych aluminium A0 zastosowano metodę statystyczną optymalizacji statycznej. W obliczeniach parametrów równań, w których analizowano funkcję celu daną równaniem (4.1) zastosowano wartości naprężeń uplastyczniających podane w tablicy 4.6.

Tablica 4.6

Wartości $\sigma_{p_{exp}}$ [MPa] w temperaturze 20°C, wykorzystywane w obliczeniach parametrów równań konstytucyjnych aluminium A0

Odształcenie ϵ	Naprężenie uplastyczniające [MPa]		
	$\dot{\epsilon} = 0,1 [s^{-1}]$	$\dot{\epsilon} = 1,0 [s^{-1}]$	$\dot{\epsilon} = 10,0 [s^{-1}]$
0,02	42,85	45,53	27,62
0,04	54,32	55,17	42,64
0,06	59,91	61,76	53,93
0,08	64,51	66,77	61,99
0,10	68,55	70,95	67,52
0,12	72,24	74,54	72,89
0,14	75,86	77,82	76,96
0,16	79,06	81,13	81,17
0,18	81,91	84,11	84,58
0,20	84,77	86,95	87,66
0,22	87,43	89,46	90,65
0,24	89,78	91,91	93,53
0,26	92,33	94,41	95,96
0,28	95,06	96,65	98,31
0,30	96,91	98,69	100,68
0,32	98,96	100,74	102,78
0,34	100,87	102,49	104,67
0,36	102,83	104,23	106,71
0,38	104,43	105,75	108,58
0,40	106,37	107,20	110,21
0,42	108,06	108,65	111,88
0,44	109,39	109,87	113,64
0,46	110,58	111,19	115,16
0,48	112,37	112,44	116,53
0,50	113,32	113,76	117,84
0,52	115,11	114,67	119,16
0,54	116,19	115,85	120,19
0,56	117,34	116,86	121,61
0,58	119,06	117,98	122,86
0,60	119,88	118,99	124,02

Na podstawie wykonanych obliczeń uzyskano równania konstytutywne (4.10)÷(4.14), opisujące krzywe płynięcia aluminium przy temperaturze 20°C. Równania te zestawiono w tablicy 4.7, w której umieszczono również wartość minimalizowanej funkcji celu $\Gamma_{(\sigma_p)}$.

Tablica 4.7

Równania konstytutywne opisujące krzywe płynięcia aluminium, w gatunku A0, w temperaturze kształtowania $T=20^\circ\text{C}$

Nr wzoru	Wzór	F. celu $\Gamma_{(\sigma_p)}$
(4.10)	$\sigma_p = 147,22 \varepsilon^{0,338}$	0,0033
(4.11)	$\sigma_p = 3,22 + 143,78 \varepsilon^{0,354}$	0,0034
(4.12)	$\sigma_p = 147,27 \varepsilon^{0,338} \dot{\varepsilon}^{0,0019}$	0,0033
(4.13)	$\sigma_p = 175,71 \varepsilon^{0,397} \exp(-0,2919 \varepsilon)$	0,0028
(4.14)	$\sigma_p = 178,48 \varepsilon^{0,402} \exp(-0,326 \varepsilon) \dot{\varepsilon}^{0,002}$	0,0028

4.2.3. Stal węglowa w gatunku 45

Stal 45 (oznaczenie wg ISO 683/XVIII-76: C45) stosowana jest na średnio obciążone i odporne na zużycie części maszyn, takie jak: koła zębate; wrzeciona tokarek i wiertarek; korbowody; tłoczniska; wały mimośrodowe i korbowe pras, pomp, silników spalinowych; wały turbin, prądnic i innych części pojazdów; osie; wałki; trzony; łopaty; noże; widelce; młotki itp. Ponadto stal ta znajduje zastosowanie na części pracujące w podwyższonych temperaturach, takie jak: śruby, rozpórki pracujące w temperaturze do 400°C; osie, wały wirnikowe do turbin parowych, osprzęt i armatura pracujące w temperaturze do 450°C. Stal 45 łatwo poddaje się zarówno obróbce plastycznej na zimno, jak i na gorąco.

W tablicy 4.8 podano skład chemiczny stali 45, natomiast w tablicy 4.9 zestawiono jej ważniejsze własności wytrzymałościowe i fizyczne.

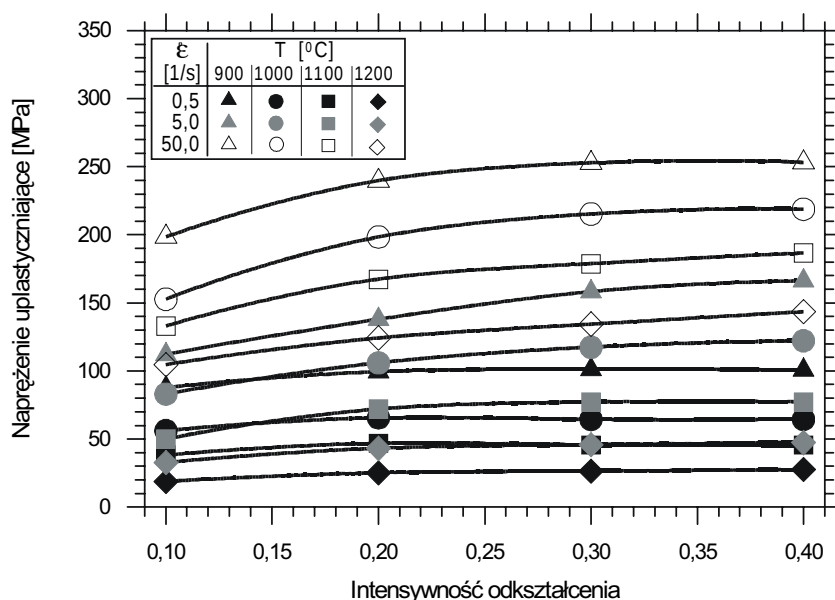
Tablica 4.8*Skład chemiczny (wag. w %) stali w gatunku 45*

C		S	P	Si		Mn		Cr	Ni	Cu	Fe
min	max	max	max	min	max	min	max	max	max	max	
0,42	0,50	0,04	0,04	0,17	0,37	0,50	0,80	0,30	0,30	0,30	reszta

Tablica 4.9*Ważniejsze własności wytrzymałościowe i fizyczne stali 45, w temperaturze 20°C*

Własność	Wartość
Min. wytrzymałość na rozciąganie	610÷730 MPa
Min. wydłużenie A_5	16%
Twardość Brinella	241
Moduł Younga	206 000 MPa
Granica plastyczności R_e	255 MPa
Liczba Poissona	0,33
Współczynnik rozszerzalności liniowej	$1,11 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
Gęstość	$7,821 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Ciepło właściwe	0,484 J/(g · K)
Przewodność cieplna właściwa	0,15 W/(cm · K)

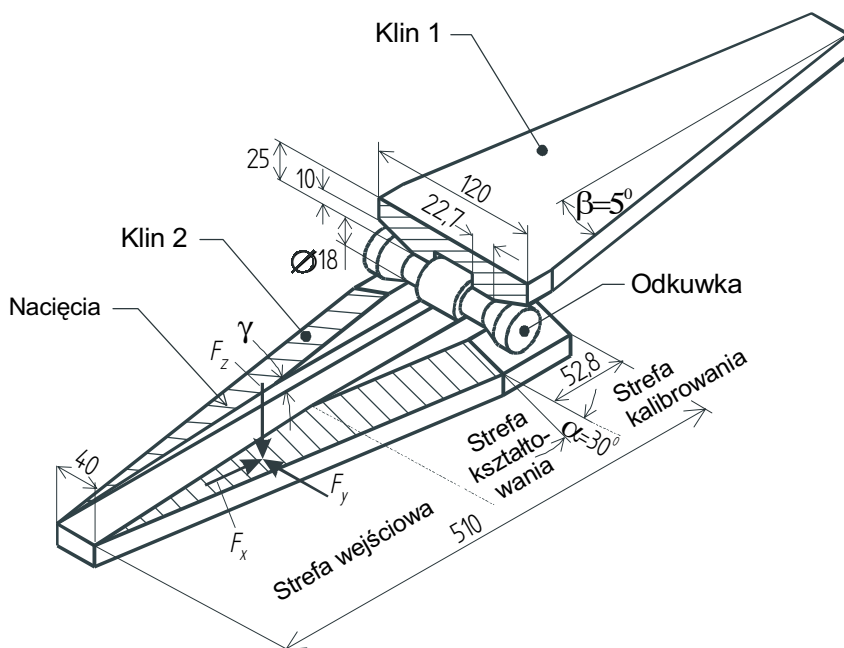
Stal 45 jest materiałem najczęściej wykorzystywanym w technologii walcowania poprzeczno-klinowego. W praktyce przemysłowej prace uruchomieniowe każdego nowego procesu WPK rozpoczyna się przyjmując, że kształtowanym materiałem jest stal 45. Takie podejście znacznie usprawnia technologom zaprojektowanie narzędzi (dzięki dużej skali porównawczej do poprzednio wdrożonych procesów WPK), gwarantujących uzyskanie odkuwki o zakładanym kształcie. Dopiero po dopracowaniu kształtu klinów przeprowadza się próby walcowania z materiałem docelowym. Z powyższego powodu uznano, że ten gatunek stali będzie najwłaściwszym do wykonania prób walcowania klinowo-rolkowego, których wyniki będą przydatne dla praktyki przemysłowej.



Rys. 4.13. Krzywe płynięcia stali 45, wg [58]

Ze względu na powszechność wykorzystania stali 45 w przeróżnych technologiach obróbki plastycznej, model materiałowy tego metalu był wyznaczany wielokrotnie. Przykładowo na rys. 4.13 pokazano krzywe płynięcia (podane przez Guna [58]), określające wartość naprężenia uplastyczniającego σ_p podczas kształtowania z prędkościami odkształcenia $\dot{\epsilon}=0,5\div 50\text{ s}^{-1}$, przy temperaturach $T=900\div 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Z danych zamieszczonych na tym wykresie wynika, że zarówno zwiększenie $\dot{\epsilon}$ jak i T powoduje wzrost wartości naprężenia σ_p . Równocześnie należy zauważyć, że nowoczesne systemy analityczne wspomagające prace projektowe w zakresie obróbki plastycznej posiadają własne biblioteki zawierające m.in. modele materiałowe najbardziej popularnych metali. Taką bibliotekę posiada również oprogramowanie MSC.SuperForm, wykorzystywane przez autora.

Dla określenia przydatności stosowania modelu stali 45, zawartego w bibliotece programu MSC.SuperForm, do symulacji procesów walcowania poprzecznego wykonano oddzielne prace badawcze, szczegółowo opisane w opracowaniu [115]. W ramach tych prac



Rys. 4.14. Schemat WPK dwoma klinami płaskimi o ruchu przeciwnym, z zaznaczonymi ważniejszymi parametrami [114]

dokonano analizy procesu WPK, wg schematu procesu pokazanego na rys. 4.14, korzystając z MES oraz z walcarki LUW-2.

Modelując numerycznie proces walcowania przyjmowano, że materiał wyjściowy 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.

W badaniach eksperymentalnych wykorzystano zestaw klinów (rys. 4.15) o takich samych parametrach jakie przyjmowano w trakcie obliczeń numerycznych. Pozostałe parametry procesu WPK (wymiary próbek, gnioły, temperatury itp.) przyjmowano również identycznie jak w analizie teoretycznej.

Stosując MES oraz zastosowaną metodę pomiarową możliwe było wyznaczenie rozkładów siły stycznej F_x (wciskającej klin) w funkcji przemieszczenia klina. Na rys. 4.16 zestawiono przykładowe rozkłady siły F_x



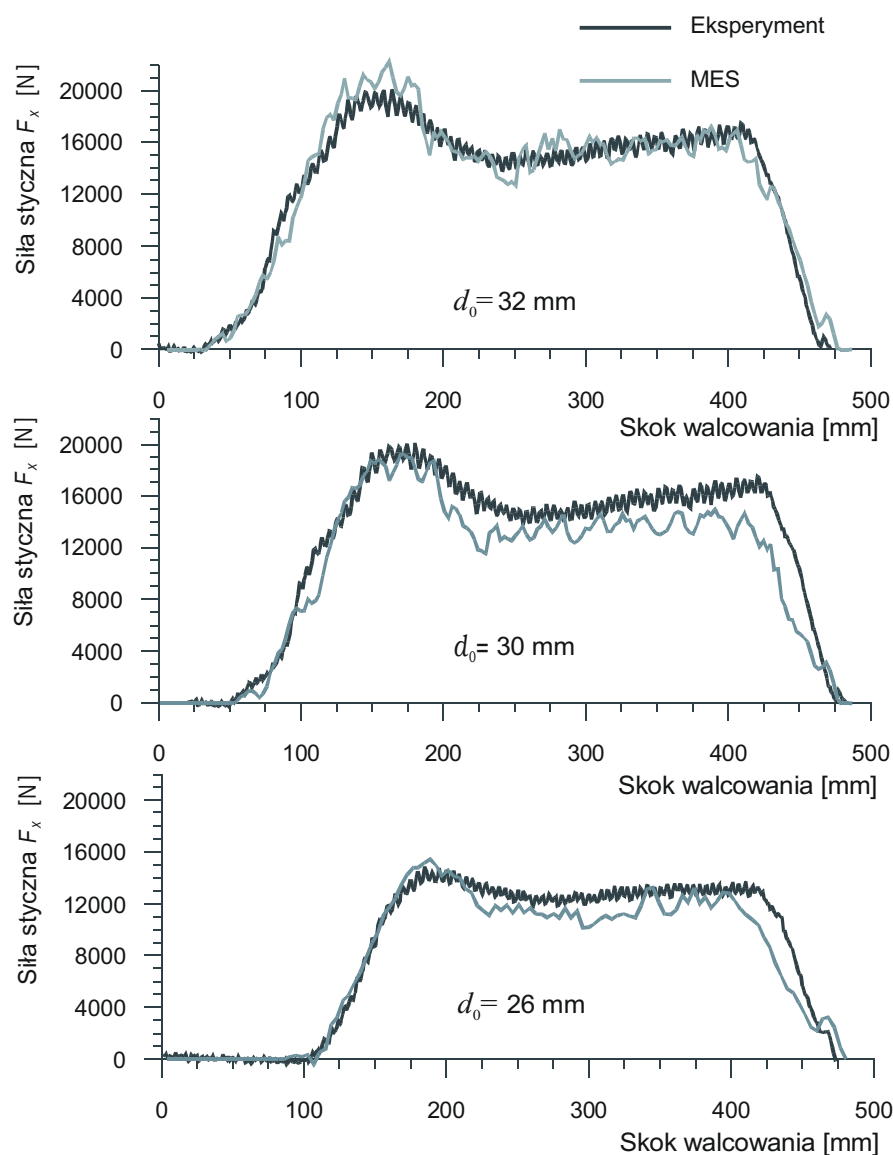
Rys. 4.15. *Walcowanie poprzeczno-klinowe na gorąco wyrobu ze stali 45, w walcarce laboratoryjnej LUW-2 [114]*

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.

Zestawienie sił prezentowane na rys. 4.16 wykazuje również doskonałą zgodność (zarówno w sensie ilościowym jak i jakościowym) pomiędzy przebiegami sił zmierzonymi i obliczonymi. Fakt ten potwierdził jednoznacznie przydatność MES w analizie tak złożonych procesów kształtowania jak walcowanie poprzeczne.

4.3. Określenie warunków tarcia

Duże znaczenie tarcia w procesach obróbki plastycznej wymusza konieczność dokładnego opisu tego zjawiska, zarówno w aspekcie jakościowym jak i ilościowym. Pomimo tego, iż istnieje wiele metod badawczych warunków tarcia [21, 36, 50, 52, 98, 152, 153, 180, 182] to jak do tej pory nie ma metody uniwersalnej, określającej jednoznacznie wartości parametrów charakteryzujących warunki tarcia.



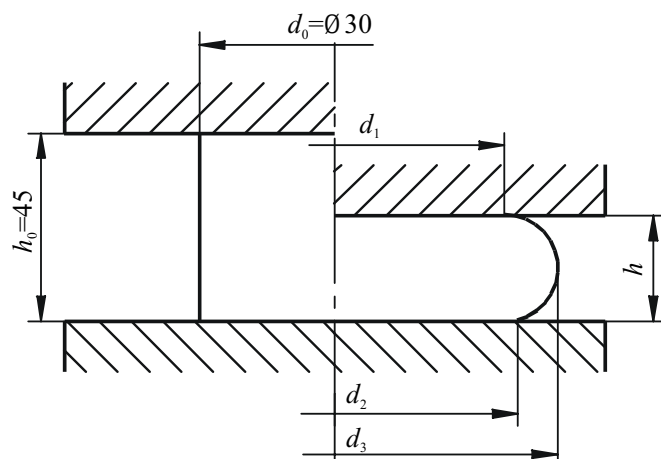
Rys. 4.16. Zestawienie sił stycznych F_x (wciskających klin) obliczonych MES i zmierzonych w próbach laboratoryjnych

4.3.1. Para trąca stal narzędziowa – ołów Pb1

Do wyznaczenia czynnika tarcia m , dla pary trącej stal narzędziowa – ołów Pb1, zastosowano metodę polegającą na spęczaniu próbki walcowej pomiędzy płytami płaskimi [153]. W metodzie tej czynnik tarcia określa

się poprzez porównywanie wymiarów próbki uzyskanych w doświadczeniu z wymiarami obliczanymi w trakcie wielokrotnych symulacji MES, w których stosuje się różne m . Zaletą tej metody jest fakt, iż jej część doświadczalna może być prowadzona w warunkach przemysłowych na rzeczywistych maszynach kuźniczych i przy rzeczywistych temperaturach kształtowania.

W badaniach doświadczalnych wykorzystano próbki walcowe o wymiarach $\varnothing 30 \times 45$ mm, które otrzymano metodą wyciskania współbieżnego z materiału odlewanego. Zastosowano trzy próbki, które spęczono na różne wysokości. W efekcie odkształcenia próbki przybierały kształt beczkowaty (rys. 4.17), przy czym wymiary średnicowe spęczki uzależnione były od warunków tarcia występujących na powierzchni styku materiał – narzędzie. W tablicy 4.10 zestawiono wymiary próbek spęczonych otrzymanych w poszczególnych testach.



Rys. 4.17. Schemat próby spęczania próbki walcowej

Celem wyznaczenia czynnika tarcia m przeprowadzono symulacje numeryczne wykonanych uprzednio prób spęczania. W obliczeniach wykorzystywano program MSC.SuperForm 2005, bazujący na MES. Przyjęto, że tarcie na powierzchni styku opisuje model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu, wyrażony równaniem (2.6). W obliczeniach wykorzystano równanie konstytutywne (4.4), najlepiej oddające zachowanie ołowiu Pb1 podczas kształtowania w temperaturze pokojowej. Zało-

zono również, że kowadło górne prasy przemieszcza się z prędkością 1 mm/s, co odpowiadało wartości stosowanej w próbach laboratoryjnych.

Tablica 4.10

Wymiary próbek spęczonych z ołowiu Pb1 (zgodnie z rys. 4.17), otrzymanych w badaniach laboratoryjnych

Lp.	h [mm]	d_1 [mm]	d_2 [mm]	d_3 [mm]
1.	22,00	39,25	39,40	44,95
2.	28,30	35,40	35,45	39,75
3.	32,30	32,95	32,95	36,75

Stosując opisany powyżej model MES przeprowadzano kolejno obliczenia każdej z prób spęczania zmieniając wartości czynnika tarcia m . Zmieniając m kierowano się zasadą, że jego zmniejszenie powoduje zwiększenie średnic spęczki przy kowadłach przy jednoczesnym zmniejszeniu średnicy maksymalnej. Założono, że czynnik tarcia będzie określony z dokładnością do 0,01. Za optymalną (ostateczną) przyjmowano taką wartość czynnika m , której odpowiadała najmniejsza wartość funkcji celu $\Gamma_{(d)}$ (określającej średnie odchylenie wartości średnic zmierzonych i obliczonych), wyrażonej zależnością:

$$\Gamma_{(d)} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \Gamma_{(d)_i}, \quad (4.15)$$

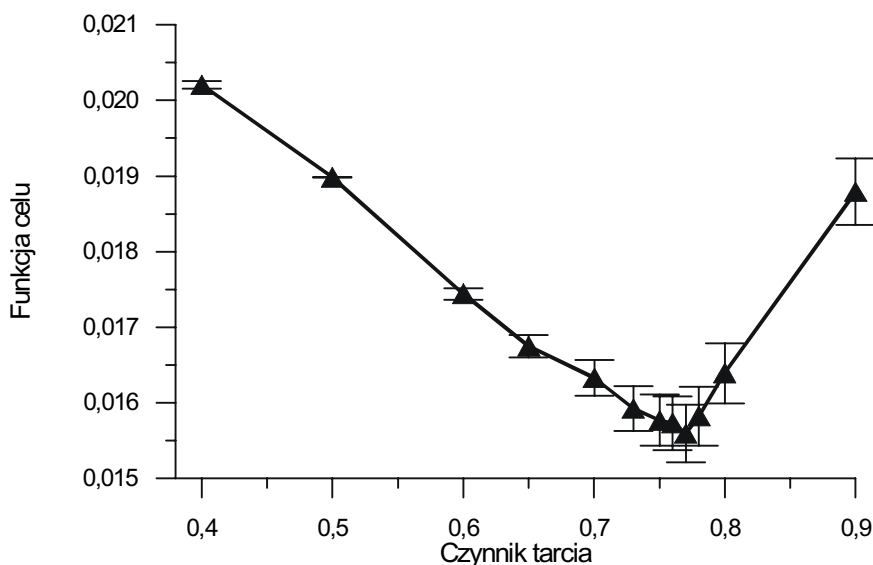
gdzie:

$$\Gamma_{(d)_i} = \frac{1}{3} \left(\frac{|d_1^z - d_1^o|}{d_1^z} + \frac{|d_2^z - d_2^o|}{d_2^z} + \frac{|d_3^z - d_3^o|}{d_3^z} \right); \quad (4.16)$$

i – numer próby; n – liczba prób; d_1, d_2, d_3 – średnice zgodnie z rys. 4.17; indeks z dotyczy wartości zmierzonych zaś indeks o obliczonych.

Na rys. 4.18 pokazano jak zmienia się funkcja celu $\Gamma_{(d)}$, określona przez (4.15), w zależności od czynnika tarcia m . Na wykresie tym nanie-siono również słupki błędów, wyznaczone w analizowanych warunkach tarcia. Małe wartości słupków błędu świadczą o dobrej zgodności między rezultatami uzyskanymi w poszczególnych testach. Funkcja celu $\Gamma_{(d)}$ po-

siada wyraźne minimum, które występuje dla czynnika tarcia $m=0,77$. Zatem taką wartość m uznano za właściwą i przyjmowano w obliczeniach, w których analizowane były procesy walcowania odkuwek z ołowiu w gatunku Pb1.



Rys. 4.18. Zależność funkcji celu $\Gamma_{(d)}$, określonej równaniem (4.15), od czynnika tarcia m otrzymana dla pary trącej ołów Pb1 - stal

4.3.2. Para trąca stal narzędziowa – aluminium A0

Do wyznaczenia czynnika tarcia m występującego podczas kształtowania (w temperaturze pokojowej) aluminium w gatunku A0 zastosowano również próbę spęczania walca. W badaniach korzystano z próbek walcowych o wymiarach $\varnothing 30 \times 45$ mm, które po spęczaniu przyjmowały kształt beczkowaty. Wartości wymiarów próbek spęczonych, zgodnie z rys. 4.17, podano w tabelicy 4.11.

Modelując metodą elementów skończonych procesy spęczania próbek z aluminium A0 wykorzystano model MES opisany w paragrafie 4.3.1. W modelu tym zmieniono jedynie równanie konstytutywne przyjmując zależność (4.13), określającą zachowanie aluminium A0 podczas kształtowania w temperaturze pokojowej. Korzystając z tego modelu MES wykonano szereg symulacji numerycznych, w trakcie których zmieniano war-

tość czynnika tarcia m . Następnie korzystając z zależności (4.15) obliczono wartość funkcji celu $\Gamma_{(d)}$ w analizowanych warunkach tarcia. Na rys. 4.19 pokazano otrzymany przebieg funkcji celu $\Gamma_{(d)}$, w zależności od czynnika tarcia m . Należy zauważyć, że w przypadku spęczniania aluminium A0 występowały znaczne rozbieżności pomiędzy rezultatami uzyskanymi w poszczególnych próbach (świadczą o tym duże wartości słupków błędu). Jednakże funkcja celu $\Gamma_{(d)}$ wykazuje wyraźne minimum, które występuje dla czynnika tarcia $m=0,55$. Ostatecznie taką wartość m zarekomendowano do stosowania w analizach dotyczących walcowania w temperaturze pokojowej próbek, wykonanych z aluminium w gatunku A0.

Tablica 4.11

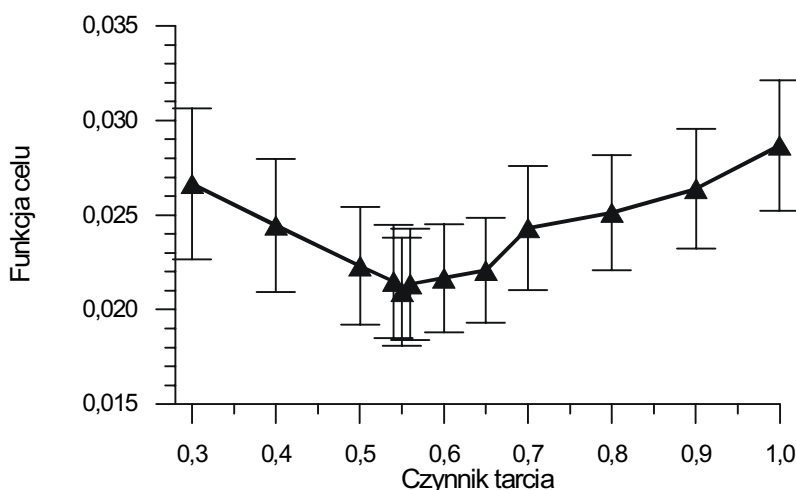
Wymiary próbek spęcznionych z aluminium A0 (zgodnie z rys. 4.17), otrzymanych w badaniach laboratoryjnych

Lp.	h [mm]	d_1 [mm]	d_2 [mm]	d_3 [mm]
1.	23,20	39,50	40,05	43,00
2.	28,20	36,55	36,65	38,55
3.	31,00	34,90	35,05	36,70

4.3.3. Para trąca stal narzędziowa – stal 45

W ramach badań procesu WKR zaplanowano wykonanie prób walcowania z wykorzystaniem stali w gatunku 45, kształtowanej na zimno oraz na gorąco. Ze względu na fakt, iż w procesach walcowania poprzecznego nie stosuje się smarów (w celu zapobiegania zaprzestaniu wykonywania ruchu obrotowego przez odkuwkę) w przypadku walcowania na gorąco wyrobów ze stali przyjmuje się graniczną wartość czynnika tarcia $m=1,0$. Za takim postępowaniem przemawiają wyniki prac badawczych podane w następujących opracowaniach [52, 54, 122, 123, 134].

Do określenia warunków tarcia występujących podczas kształtowania przy temperaturze otoczenia wyrobów ze stali 45 zastosowano próbę spęczniania próbki pierścieniowej. Metoda ta opracowana przez Burgdorfa polega na spęczeniu pomiędzy płaskimi kowadłami próbki w kształcie pier-



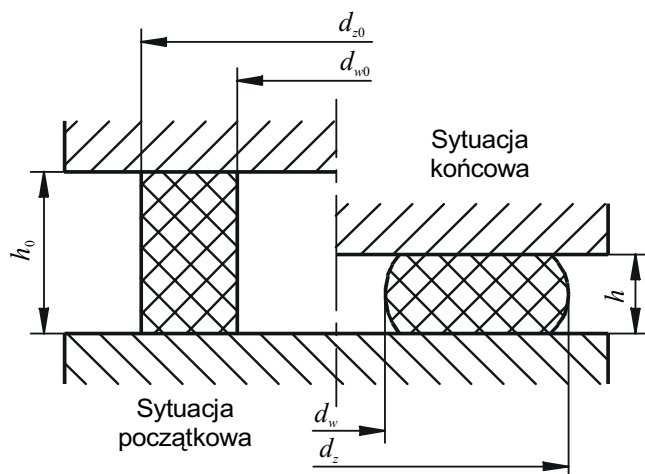
Rys. 4.19. Zależność funkcji celu $\Gamma(d)$, określonej równaniem (4.15), od czynnika tarcia m otrzymana dla pary trącej aluminium A0 - stal

ścienia (rys. 4.20). Najczęściej stosowane są próbki o wymiarach $d_{z0}:d_{w0}:h_0=6:3:2$, które spęczają się w ten sposób by wysokość próbki zmniejszyła się dwukrotnie. Szerokie zastosowanie metody spęczania próbki pierścieniowej związane jest z faktem, iż do określenia czynnika (współczynnika) tarcia wystarczają pomiary wymiarów próbki, na podstawie których z nomogramów dobierane są wartości m lub μ . Jednakże takie postępowanie (wprowadzone przez Burgdorfa) zawiera szereg uproszczeń, z których najważniejsze to:

- założenie, że odkształcenie materiału jest jednorodne w całej objętości;
- przyjęcie jednorodnego rozkładu nacisków i naprężeń stycznych na powierzchni kontaktu materiał-narzędzie;
- założenie, że odkształcany materiał jest sztywno-idealnie plastyczny.

Dążąc do wyeliminowania powyższych uproszczeń przy wyznaczaniu wartości czynnika tarcia m , charakteryzującego analizowaną parę trącą, zastosowano metodę elementów skończonych.

W badaniach wykorzystano próbki pierścieniowe ze stali 45, o wymiarach: średnica zewnętrzna $d_{z0}=12,0$ mm, średnica wewnętrzna $d_{w0}=6,4$ mm, wysokość $h_0=6,1$ mm. Próbkę spęczano na różną wysokość rejestrując jednocześnie siłę spęczania. W tablicy 4.12 zestawiono wymiary



Rys. 4.20. Schemat procesu spęczania próbki pierścieniowej

próbek spęczonych (zgodnie z rys. 4.20) oraz maksymalne wartości siły spęczającej F , odnotowane w poszczególnych testach.

Tablica 4.12

Wymiary spęczonych próbek pierścieniowych ze stali 45 (zgodnie z rys. 4.20) oraz maksymalne wartości sił F występujących podczas spęczania

Lp.	h [mm]	d_z [mm]	d_w [mm]	F [kN]
1.	2,90	16,40	6,17	204,0
2.	3,20	14,95	6,35	142,0
3.	3,70	14,95	6,35	142,0

W następnym etapie prac badawczych wykonano symulacje numeryczne zrealizowanych w warunkach laboratoryjnych procesów spęczania. W obliczeniach przyjęto:

- wymiary próbek identyczne jak w próbach doświadczalnych;
- model tarcia stałego zgodny z zależnością (2.6);
- model materiałowy stali 45 z biblioteki programu MSC.SuperForm;
- prędkość przemieszczania kowadła górnego 1 mm/s.

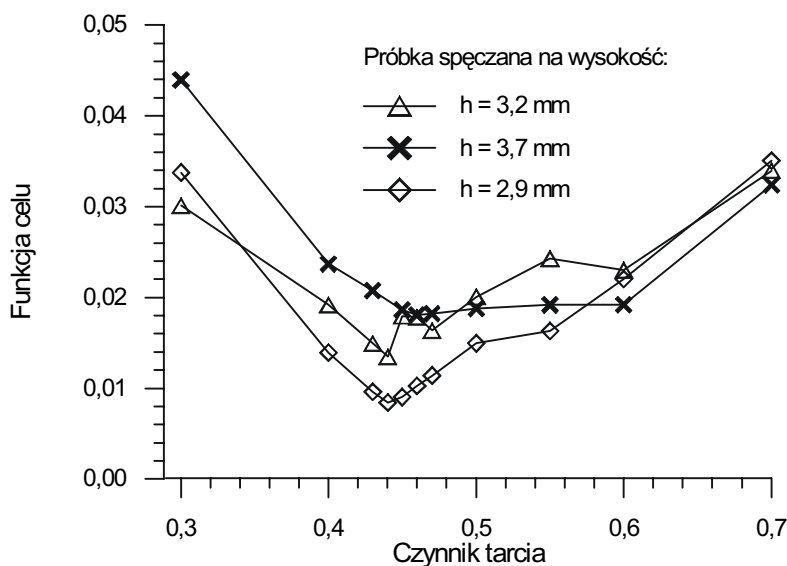
W efekcie wykonanych obliczeń otrzymano wartości d_w , d_z i F (dla różnych czynników tarcia), które zastosowano do wyznaczenia następującej funkcji celu $\Gamma_{(d, F)}$

$$\Gamma_{(d,F)} = \frac{1}{3} \left(\frac{|d_z^z - d_z^o|}{d_z^z} + \frac{|d_w^z - d_w^o|}{d_w^z} + \frac{|F^z - F^o|}{F^z} \right), \quad (4.17)$$

wykorzystanej do wyznaczenia wartości optymalnej czynnika tarcia m .

W równaniu (4.17) oznaczono przez: d_w , d_z – średnice zgodnie z rys. 4.20, F – maksymalną siłę spęczającą, indeks z – wartości zmierzone, indeks o – wartości obliczone.

Na rys. 4.21 pokazano jak zmienia się funkcja celu $\Gamma_{(d,F)}$, wyznaczona dla poszczególnych próbek pierścieniowych, w zależności od czynnika tarcia m . Z prezentowanego wykresu wynika, że we wszystkich przypadkach funkcja $\Gamma_{(d,F)}$ osiąga wartości minimalne, które występują dla $m=0,44$ (próbki spęczane na $h=3,2$ mm oraz na $h=2,9$ mm) oraz $m=0,46$ (próbka spęczona na $h=3,7$ mm). Uśredniając wartości m otrzymane w poszczególnych testach uzyskano wartość czynnika tarcia $m=0,45$, którą zalecono do stosowania w analizach procesu walcowania poprzecznego próbek ze stali 45 w temperaturze otoczenia.



Rys. 4.21. Rozkłady funkcji celu $\Gamma_{(d,F)}$ określonej równaniem (4.17), w zależności od czynnika tarcia m , otrzymane dla pary trącej stal 45 – stal narzędziowa

4.4. Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich

W ramach prac badawczych na stanowisku laboratoryjnym do WKR przewidziano wykonanie prób walcowania na rolkach gładkich, zarówno na gorąco jak i na zimno.

4.4.1. Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich na gorąco

W próbach procesu WKR na gorąco zastosowano materiał modelowy – ołów w gatunku Pb1. Metal ten, zgodnie z opisem podanym w paragrafie 4.2.1, dobrze oddaje zachowanie stali kształtowanej przy temperaturze $1000 \div 1200^{\circ}\text{C}$. 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 walcarki LUW-2 nie daje możliwości zmiany odległości między klinem a rolkami, regulację wielkości odkształceń dokonywano stosując wsady o różnych średnicach. W ten sposób zachowując stałą odległość klina od rolek, uzyskiwano możliwość przeprowadzania procesu WKR przy różnych stopniach gniołu 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 4.13 podano przyjęte w badaniach podstawowe parametry procesu WKR na rolkach gładkich na gorąco (kładąc nacisk na te parametry, które ulegały zmianie w zależności od średnicy zastosowanego wsadu).

W badaniach doświadczalnych procesu WKR na gorąco realizowanego wg schematu 1 (rys. 3.10), patrz podrozdział 3.2, 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 4.14 zestawiono ważniejsze parametry tych narzędzi.

Natomiast na rys. 4.22 zamieszczono fotografię klina określonego kątem $\beta=7^\circ$.

Tablica 4.13

Parametry procesów WKR na rolkach gładkich na gorąco, przyjęte w badaniach doświadczalnych

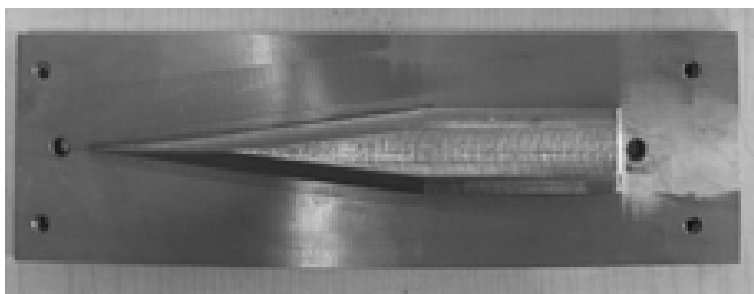
Lp.	d_0 [mm]	Δr [mm]	δ	Schemat WKR
1.	26,4	5,0	1,61	
2.	25,8	4,0	1,45	
3.	24,7	3,0	1,32	
4.	24,0	2,0	1,20	

Tablica 4.14

Ważniejsze parametry klinów zastosowanych w badaniach WKR na rolkach gładkich na gorąco

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

Badania doświadczalne WKR realizowano wg następującego schematu. Podgrzane próbki umieszczano na rolkach walcarki. Następnie w specjalne wybranie (znacznik), wykonane w osi próbki, wprowadzano



Rys. 4.22. Segment klinowy o kącie rozwarcia klina 7° , zastosowany w badaniach WKR na rolkach gładkich na gorąco

sondę połączoną z miernikiem przemieszczenia kąowego (o rozdzielczości $0,144^\circ$) umożliwiające wyznaczenie prędkości obrotowej próbki podczas walcowania. Po uruchomieniu przekładni rolkowej włączano hydrauliczny napęd główny walcarki, realizując proces WKR przy określonych parametrach (prędkość obrotowa rolek 36 obr/min, prędkość liniowa klina 100 mm/s). Po odwalcowaniu próbki wyłączano napędy walcarki i dokonywano oględzin uzyskanego wyrobu (rys. 4.23).

Na rysunku 4.24 pokazano próbki odwalcowane w procesie WKR, realizowanym wg schematu 1 (rys. 3.10). Z rysunku tego wynika, że w żadnym ze zrealizowanych procesów kształtowania nie udało się

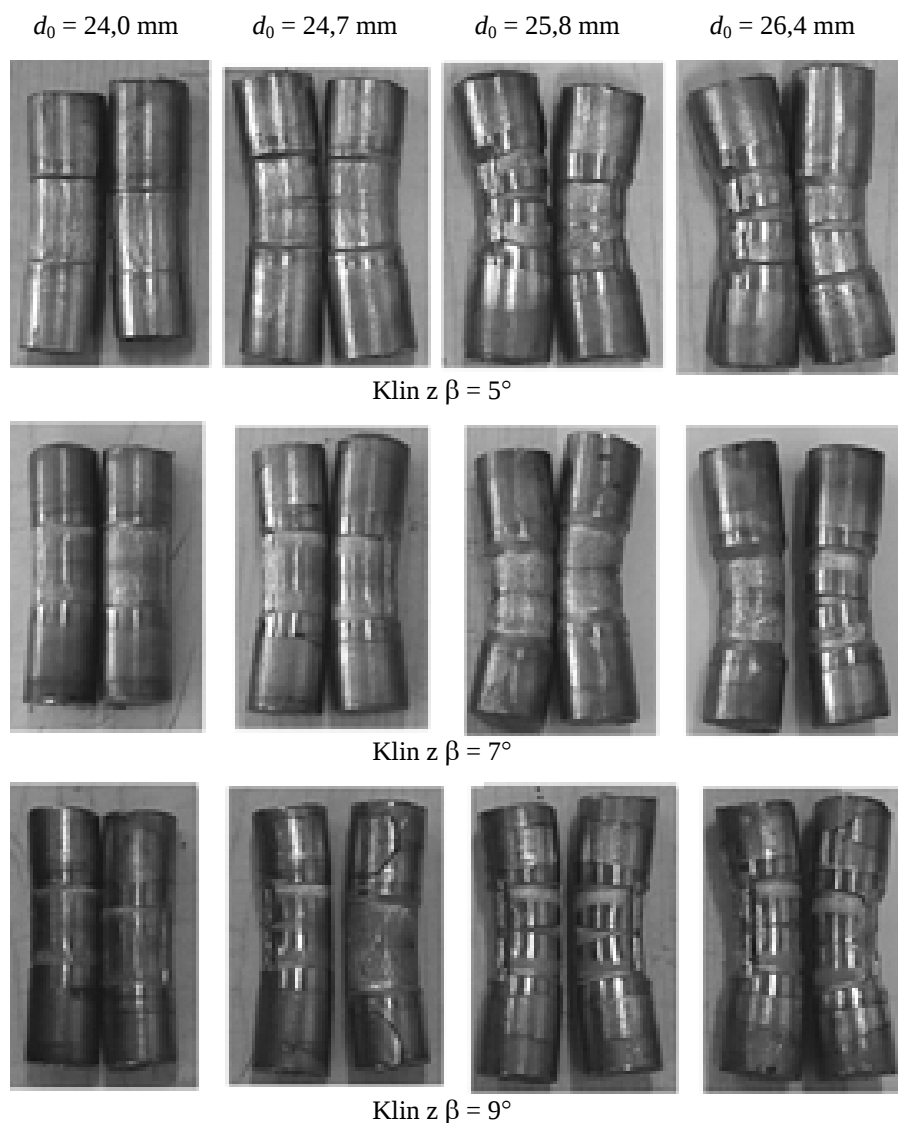


Rys. 4.23. Wyrób odwalcowany w procesie WKR, przeprowadzonym wg schematu 1 (rys. 3.10)

uzyskać wyrobu o zakładanym kształcie. Bowiem wszystkie odkuwki ulegały niepożądanemu wygięciu, które było tym większe im większa była wartość zastosowanego gniotu bezwzględnego Δr . Ponadto zauważono, że w obszarze ukształtowanego przewężenia występują nieprawidłowości kształtu, w postaci klinowych nacięć pierścieniowych. Nacięcia te powstają w pierwszej fazie procesu WKR gdy klin wcina się w próbkę na żadaną głębokość. Jednakże w dalszej fazie procesu, gdy przewężenie rozszerzane jest na boki w miejsce zakładanej redukcji przekroju poprzecznego występuje przeginięcie przewężonej części wyrobu, co powoduje zmniejszenie gniotu Δr i w efekcie ukształtowanie stopnia wyrobu o średnicy większej od zakładanej. Reasumując należy uznać, że realizowanie procesu WKR na gorąco wg schematu 1 prowadzi do zniekształcenia wyrobu w sposób uniemożliwiający uznanie jego kształtu za prawidłowy. Spostrzeżenie to jest zgodne z rezultatami wstępnej analizy numerycznej procesu WKR, przedstawionymi w podrozdziale 3.2.

W trakcie badań procesów WKR dokonywano pomiarów sił kształtowania oraz prędkości obrotowej próbki. Na rys. 4.25 pokazano jak zmienia się siła rozporowa F_y (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 kacie rozwarcia uzyskiwano lepszą redukcję przekroju poprzecznego, ze względu na bardziej płynne (łagodne) wcinanie klina w materiał kształtowany.

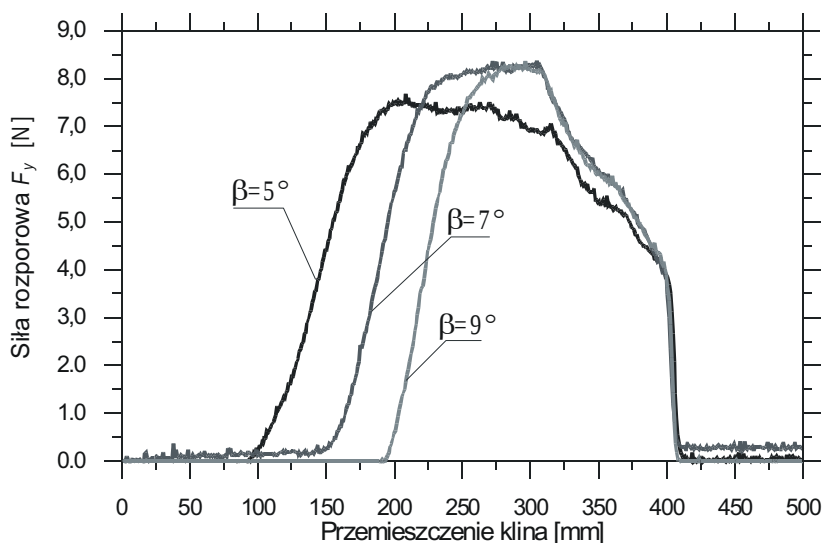
Na rysunku 4.26 pokazano rozkłady prędkości obrotowej próbek o średnicy $\varnothing 26,4$ mm. Z porównania rysunków 4.25 i 4.26 wynika, że największe siły kształtowania odpowiadają tym momentom procesu WKR, w których próbka obraca się z najmniejszą prędkością obrotową. Wówczas bowiem występuje największe wygięcie próbek, któremu towarzyszy przeginięcie kształtowanego przewężenia. Należy zauważyć, że



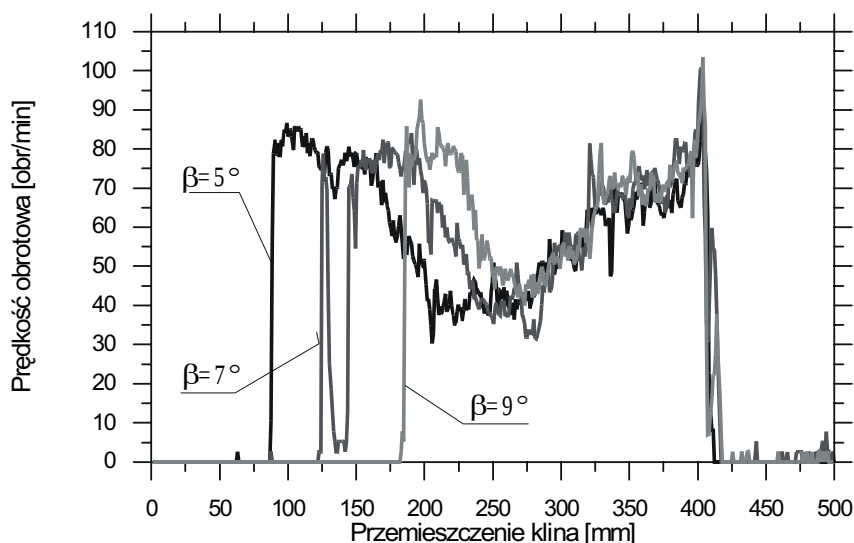
Rys. 4.24. Widok próbek odwalcowanych w procesie WKR realizowanym wg schematu 1, przy parametrach podanych na rysunku

zmniejszanie gniotu bezwzględnego Δr prowadzi do polepszenia stabilności procesu WKR realizowanego wg wariantu 1 (rys. 3.10). Bowiem jak wynika z rysunku 4.27 im mniejszy jest gniot Δr tym bardziej płynny jest ruch obrotowy próbki podczas jej kształtowania, co jest efektem zmniejszonego wygięcia. Wydaje się zatem, że proces WKR wg

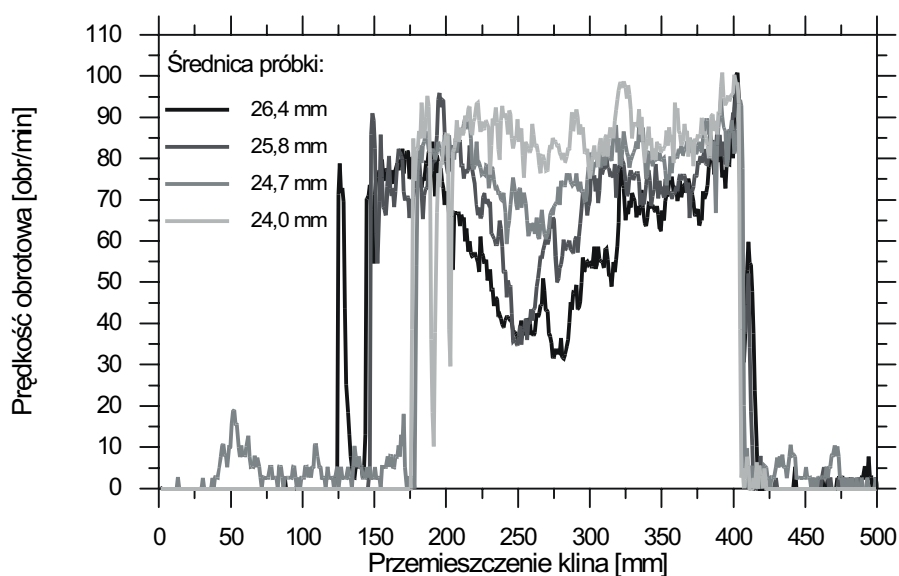
schematu 1 (rys. 3.10) mógłby być zrealizowany prawidłowo wówczas, gdy szerokość kształtowanego przewężenia byłaby nieznaczna, a jego średnica byłaby zbliżona do średnicy wsadu.



Rys. 4.25. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR wg schematu 1 (rys. 3.10), dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm



Rys. 4.26. Rozkłady prędkości obrotowej wyznaczone w procesie WKR wg schematu 1 (rys. 3.10), dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm

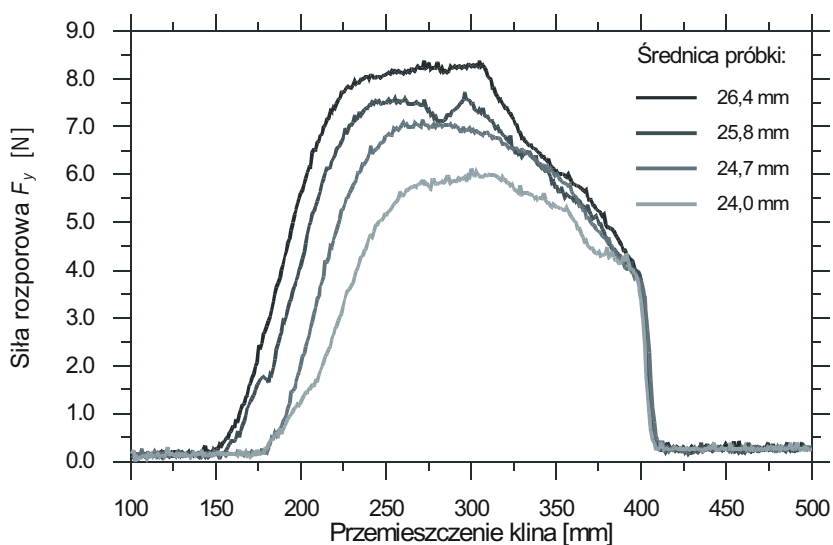


Rys. 4.27. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, wyznaczone dla procesów WKR wg schematu 1 (rys. 3.10), przy $\beta=5^\circ$

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. 4.28).

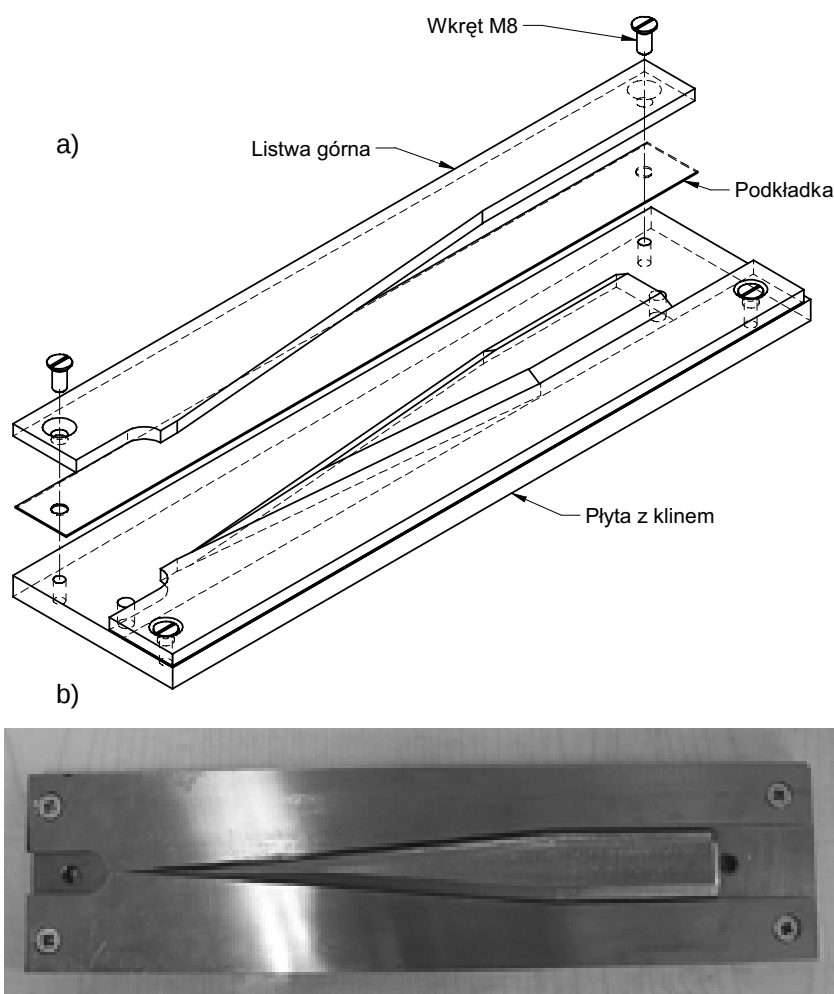
WKR na rolkach gładkich na gorąco realizowane wg schematu 2 (rys. 3.11) (opis – podrozdział 3.2) wymaga stosowania klina kształtującego, który oddziałuje na walcowany wyrób również poza strefą kształtowanego przewężenia. Narzędzia spełniające powyższe wymaganie otrzymano montując na klinach wykorzystywanych w badaniach WKR wg schematu 1 (rys. 3.10) specjalne listwy, w sposób zgodny z rysunkiem 4.29a. 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 (rys. 3.11), pokazano na rys. 4.29b.

W badaniach doświadczalnych procesu WKR na rolkach gładkich, wg wariantu 2 (rys. 3.11), zastosowano parametry identyczne z przyjętymi w próbach WKR wg wariantu 1 (rys. 3.10). Identyczny był również przebieg samych prac badawczych.



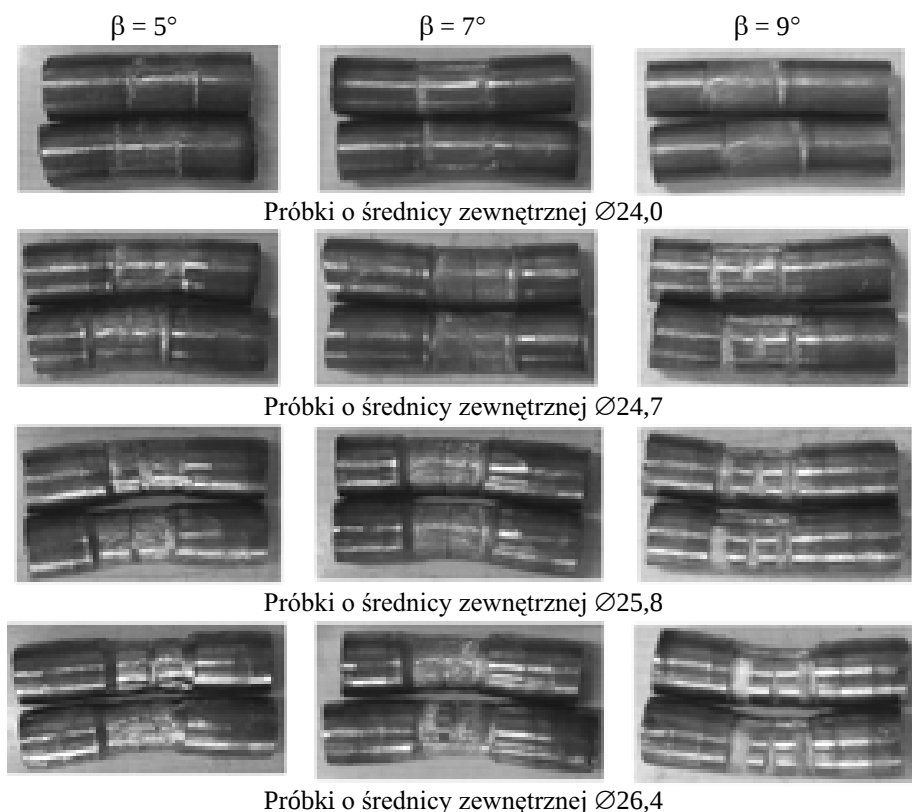
Rys. 4.28. Rozkłady sił rozporowych F_y zmierzone dla procesów WKR próbek z ołowiu Pb1 wg schematu 1 (rys. 3.10), przy $\beta=5^\circ$

Na rysunku 4.30 przedstawiono fotografie próbek ukształtowanych w procesie WKR, prowadzonym zgodnie ze schematem 2 (rys. 3.11). Z rysunku tego widać, że wprowadzenie do procesu WKR klina zapewniającego styk z próbką na całej jej długości nie prowadzi do eliminacji niepożądanego wygięcia wyrobów. W odkuwkach kształtowanych wg 2 (rys. 3.11) schematu WKR występują również klinowe nacięcia pierścieniowe, obserwowane zwykle w części środkowej odwalcowanego przewężenia. Z porównania danych zamieszczonych na rys. 4.24 i 4.30 wynika jednakże, że zarówno wygięcie próbek jak i głębokość nacięć klinowych jest mniejsze w przypadku próbek ukształtowanych wg schematu 2 (rys. 3.11), niż miało to miejsce w 1 (rys. 3.10) schemacie WKR. Ponadto zewnętrzne części cylindryczne próbek w przypadku walcowania wg schematu 2 (rys. 3.11) są wolne od zawałowań, obserwowanych w wielu przypadkach WKR realizowanych zgodnie ze schematem 1 (rys. 3.10). Oznacza to, że wprowadzona zmiana w konstrukcji klina, gwarantująca jego kontakt z próbką na całej jej długości, w sposób znaczący polepszyła stabilność przebiegu walcowania. Jednakże kształt próbek w tym procesie WKR nadal odbiega od zakładanego do uzyskania, co dyskwalifikuje również ten schemat WKR.



Rys. 4.29. Klinowy zestaw narzędziowy stosowany w badaniach WKR wg schematu 2 (rys. 3.11): a) montaż narzędzia; b) klin przygotowany do walcowania

Zmiana konstrukcji klina kształtującego wpływa również na wielkość sił występujących w procesie walcowania. Na rys. 4.31 przedstawiono rozkłady siły rozporowej F_y zmierzonej w procesach WKR, realizowanych wg schematu 2 (rys. 3.11), w których 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 około 11%, w stosunku do wartości otrzymywanych

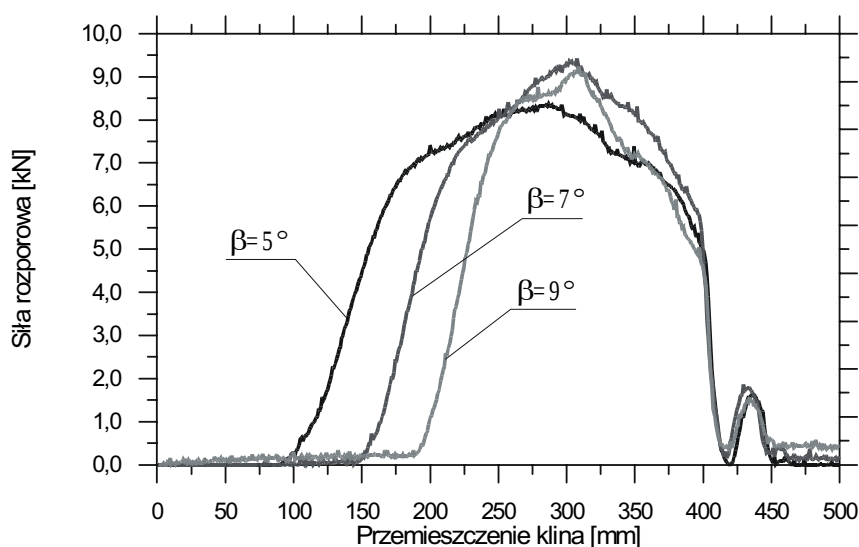


Rys. 4.30. Widok próbek odwalcowanych w procesie WKR na rolkach gładkich realizowanym wg schematu 2 (rys. 3.11)

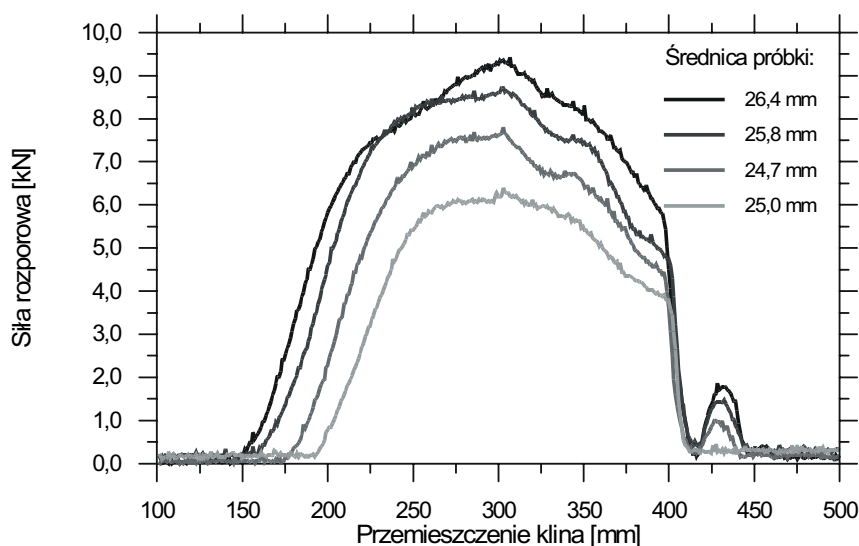
w procesach WKR narzędziami o większych kątach rozwarcia klina ($\beta=7^\circ$, $\beta=9^\circ$). Z porównania rozkładów sił wyznaczonych dla schematów 1 (rys. 3.10) i 2 (rys. 3.11) WKR (rys. 4.25 i 4.31) wynika, że oddziaływanie klina na odkuwkę poza strefą kształtowanego przewężenia prowadzi do wzrostu siły rozporowej F_y , średnio o 11,1%.

Na rys. 4.32 pokazano rozkłady siły rozporowej F_y , które ilustrują jej zależność od średnicy zastosowanej próbki d_0 , a w konsekwencji również od gniotu bezwzględnego Δr (zgodnie z tab. 4.13). 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 na gorąco są rozkłady



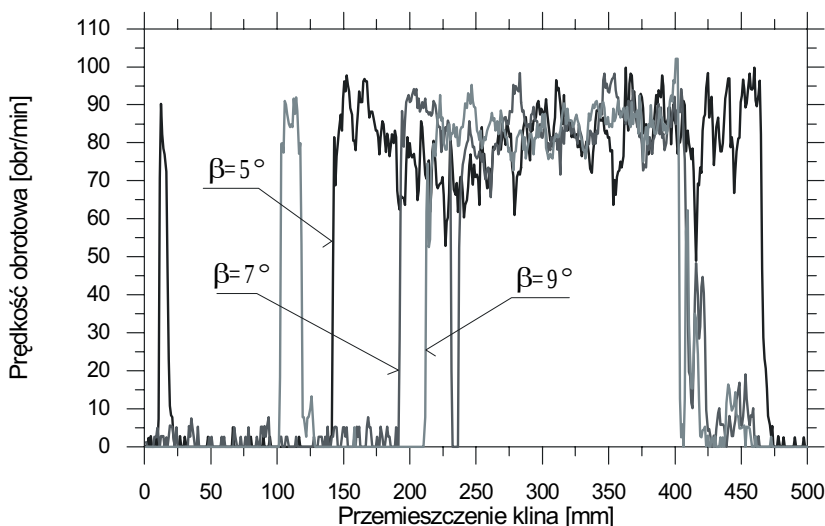
Rys. 4.31. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR wg schematu 2 (rys. 3.11), dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm



Rys. 4.32. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR wg schematu 2 (rys. 3.11), dla próbek z ołowiu Pb1, przy $\beta = 7^\circ$

prędkości obrotowych próbek, pokazane na rys. 4.33. Z rysunku tego wynika bowiem, iż niezależnie od zastosowanego kąta β próbka podczas kształtowania obracała się praktycznie z jednakową prędkością obrotową.

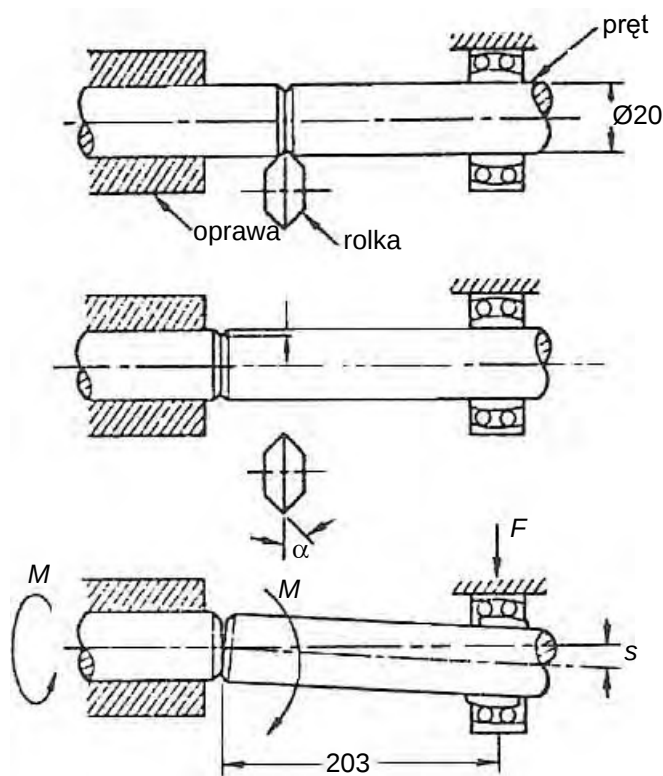
Nie obserwowano zatem wyraźnego hamowania obrotu wyrobu w strefie kształtowania, co miało miejsce podczas walcowania wg schematu 1 (patrz rys. 4.26).



Rys. 4.33. Rozkłady prędkości obrotowej wyznaczone w procesie WKR wg schematu 2 (rys. 3.11), dla próbek z ołowiu Pb1 o średnicy $\varnothing 26,4$ mm

4.4.2. Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach gładkich na zimno

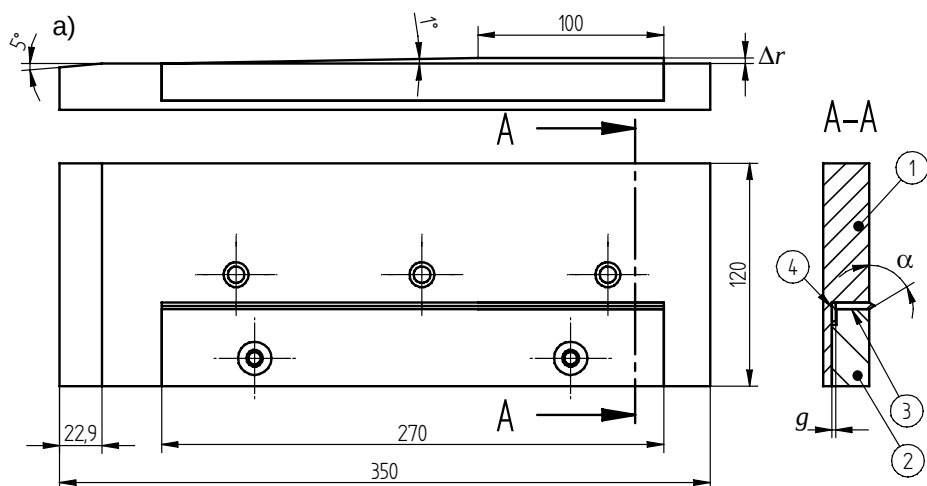
Zgodnie z wynikami badań, przedstawionymi w podrozdziale poprzednim, stosując WKR na rolkach gładkich można wykonać w sposób prawidłowy przewężenie o małej szerokości oraz średnicy zbliżonej do średnicy zastosowanego wsadu. Jednakże wykonywanie wyrobów o takich kształtach prowadzone w warunkach obróbki plastycznej na gorąco, gdzie nagrzewa się całą objętość wsadu byłoby ekonomicznie nieuzasadnione. Dlatego też przeprowadzono szereg badań doświadczalnych, w których analizowano możliwość kształtowania na zimno na obwodzie próbek rowka w kształcie litery V. Wybór takiego przebiegu badań nie był przypadkowy. Bowiernie opanowanie metody nawalcowywania na zimno na obwodzie prętów okrągłych rowków tego typu stwarza podstawy do opracowania nowej metody cięcia prętów, bazującej na zasadzie cięcia (łamania) zmęczeniowego opracowanej przez Kudo [30], której schemat pokazano na rys. 4.34.



Rys. 4.34. Cięcie (łamanie) zmęczeniowe prętów wg Kudo [30]

Procesy WKR na zimno, realizowane były w walcierce laboratoryjnej LUW-2, z zastosowaniem specjalnego zestawu narzędziowego – pokazanego na rys. 4.35. Główny element zestawu stanowi 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 (rys. 4.35). W badaniach stosowano następujące grubości g : 0,0 mm (brak podkładki), 0,7 mm, 1,4 mm i 1,9 mm, którym odpowiadały gnioty Δr : 1,0 mm, 1,7 mm, 2,4 mm i 2,9 mm. Całość konstrukcji narzędzi uzupełniała płytka dociskowa, która oprócz stabilizacji klina zapewniała również kontakt narzędzia z próbką poza strefą kształtowanego przewężenia.

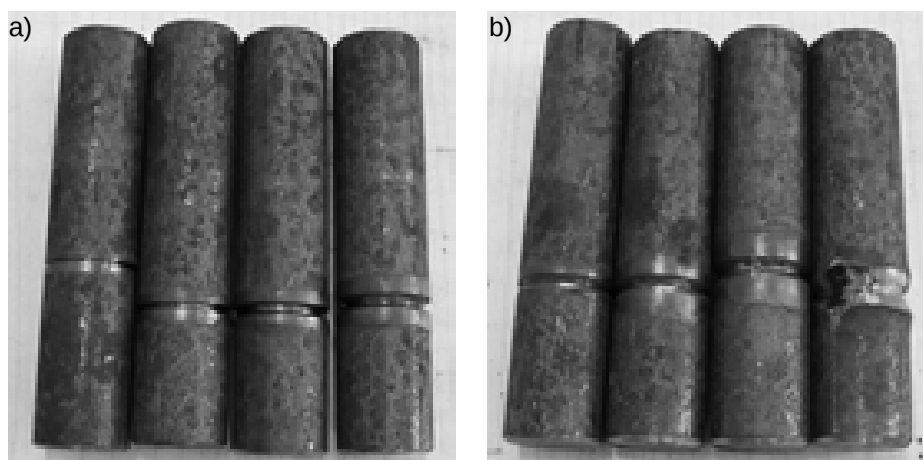
W próbach laboratoryjnych stosowano próbki o wymiarach $\varnothing 22 \times 80$ mm, wykonane ze stali 45 oraz aluminium A0. Przebieg badań doświad-



Rys. 4.35. Narzędzia wykorzystane w badaniach doświadczalnych WKR na zimno:
 a) schemat zestawu narzędziowego: 1 – oprawa, 2 – płytka dociskowa, 3 – klin, 4 – podkładka; b) fotografia zestawu narzędziowego wraz z wymiennymi klinami

czalnych był taki sam jak w procesach WKR na gorąco, opisanych w podrozdziale poprzednim. Na podstawie wykonanych eksperymentów stwierdzono, że stosując WKR na zimno można w szybki i powtarzalny sposób nawalcowywać ma próbkach okrągłych rowki (karby) w kształcie litery V. Przykłady próbek z rowkami tego typu pokazano na fotografiach, zamieszczonych na rysunkach 4.36 i 4.37. Za niewątpliwą zaletę zastosowania WKR do kształtowania V-rowków należy uznać fakt, że w procesie tym nie dochodzi do miejscowego wzrostu średnicy wyrobu, powstają-

cego w efekcie wyciśnięcia materiału przez klin na zewnątrz (co ma miejsce wówczas, gdy stosuje się rolkę klinową, np. w sposób podany przez Kudo [30]). 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. 4.36, jako błyszczący pierścień leżący obok ukształtowanego przewężenia.

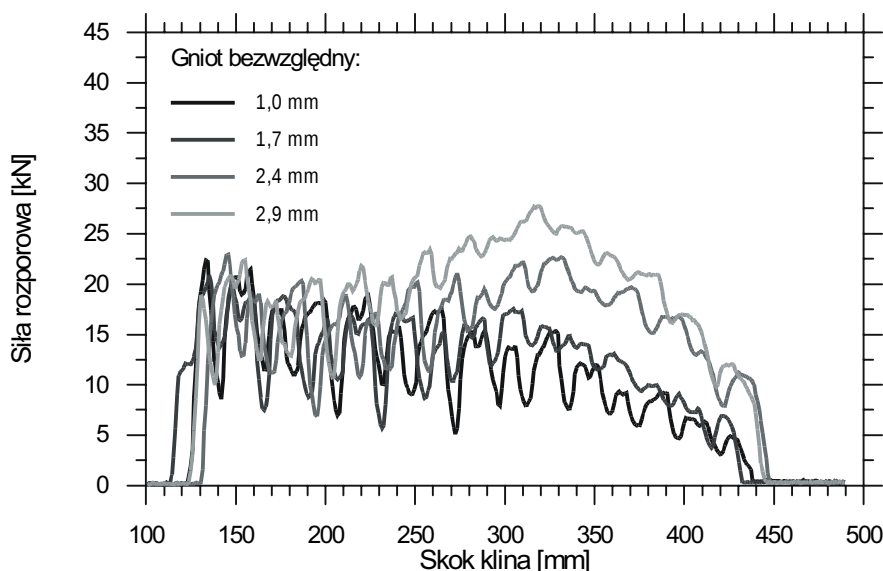


Rys. 4.36. Widok próbek, ze stali 45, z odwalcowanym na zimno rowkiem klinowym przy różnym Δr oraz: a) $\alpha=60^\circ$; b) $\alpha=30^\circ$

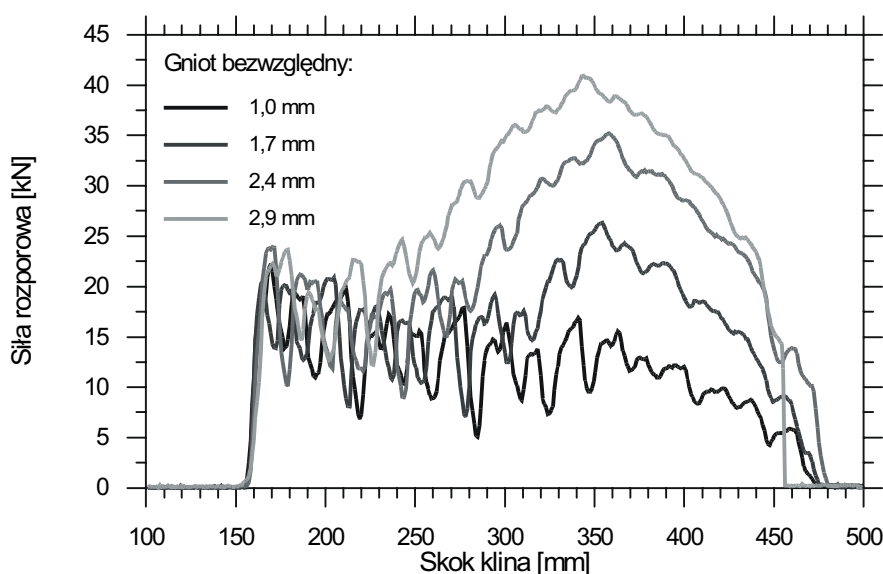


Rys. 4.37. Widok próbek, z aluminium A0, z odwalcowanym na zimno rowkiem klinowym przy różnym Δr oraz $\alpha=60^\circ$

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono, że proces WKR na zimno przebiega 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. 4.36b). Za prawdopodobną przyczynę wystąpienia defektu tego typu uznaje się wyciśnięcie dużej objętości metalu przez klin, która zamiast rozprowadzenia 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. 4.38 i 4.39 pokazano jak zmieniają się siły kształtowania podczas walcowania V-rowków na próbkach ze stali 45. Analiza tych rysunków wykazuje, że zwiększeniu Δr oraz zmniejszeniu α towarzyszy nie tylko wzrost wartości siły rozporowej F_y , 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 przełom stref kształtowania i kalibrowania). Podobny efekt wywołuje zwiększenie kąta



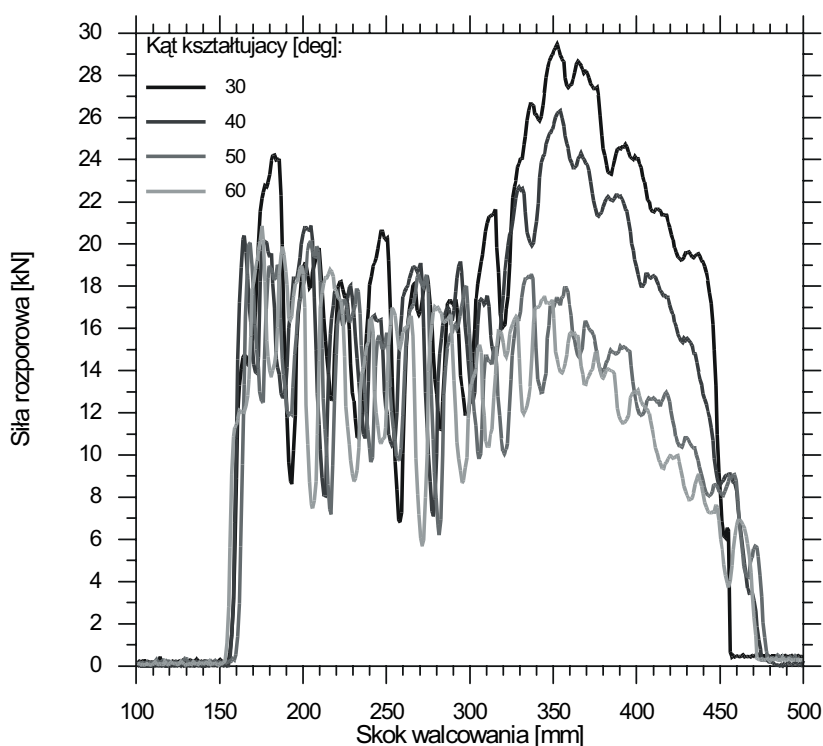
Rys. 4.38. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali 45, przy $\alpha=60^\circ$



Rys. 4.39. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali 45, przy $\alpha=40^\circ$

kształtującego α , co wykazano na rys. 4.40, na którym pokazano rozkłady siły rozporowej F_y zarejestrowane w procesach WKR przebiegających przy $\Delta r=1,7$ mm oraz różnych kątach α .

W trakcie badań doświadczalnych analizowano również czy zmiana prędkości przesuwu narzędzia płaskiego (klina) może być istotna ze względu na przebieg walcowania. Na rys. 4.41 pokazano rozkłady prędkości obrotowej odkuwki oraz siły rozporowej F_y zmierzone w procesach WKR, przy $\Delta r=2,9$ mm oraz $\alpha=60^\circ$. Z rysunku tego wynika, że zwiększenie prędkości klina od $v=0,105$ m/s do $0,253$ m/s (przy zachowaniu stałej prędkości rolek $v=0,1$ m/s) w nieznacznym stopniu polepszyło warunki kształtowania. Mianowicie wzrostowi prędkości klina towarzyszyło zwiększenie prędkości obrotowej pręta podczas kształtowania oraz zmniejszenie siły rozporowej F_y . Jednakże, zdaniem autora, polepszenie warunków kształtowania okupione zostało nieuzasadnionymi ekonomicznie nakładami środków, związanymi ze zwiększeniem prędkości klina. Zatem za optymalne należy uznać procesy WKR, w których prędkości liniowe wszystkich narzędzi są jednakowe.

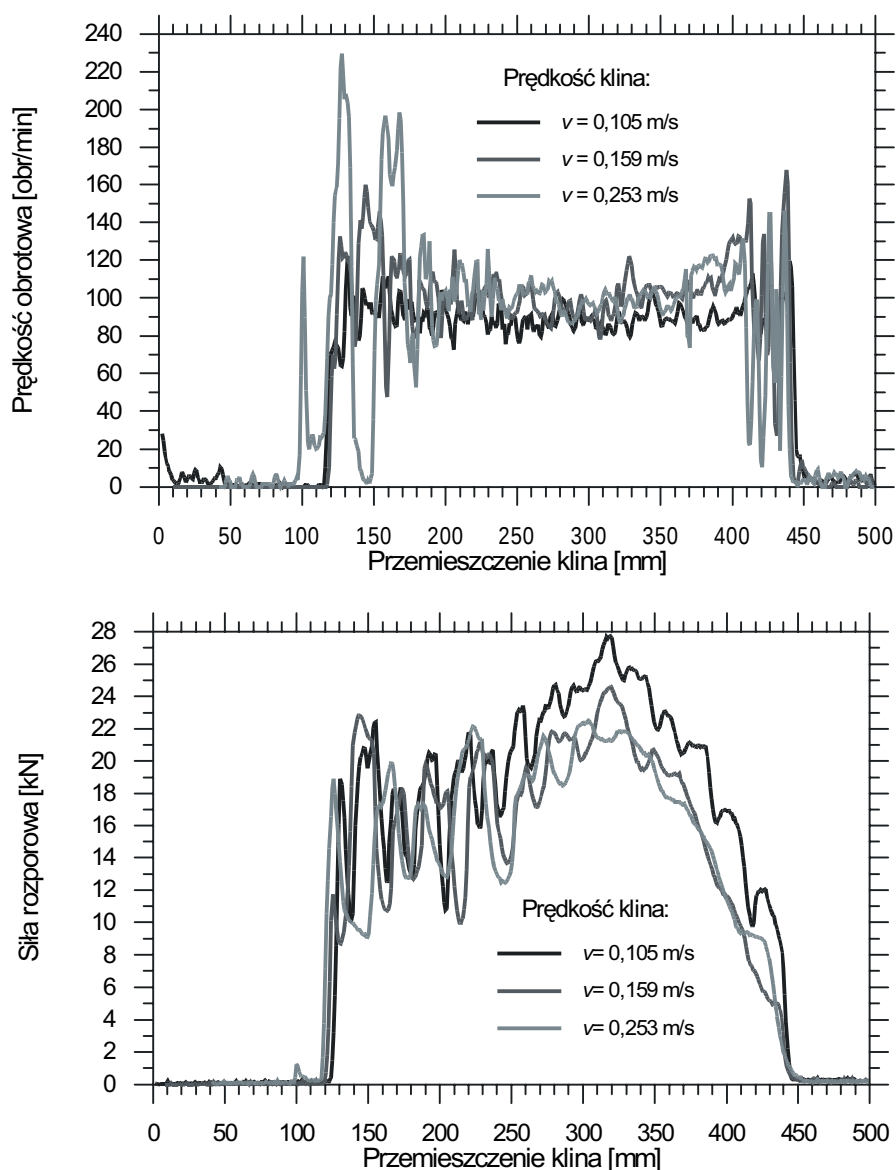


Rys. 4.40. Rozkłady siły rozporowej F_y zmierzone w procesie WKR na zimno próbek ze stali 45, przy $\Delta r = 1,7$ mm oraz różnych α

4.5. Badania procesu walcowania klinowo-rolkowego na rolkach profilowych na gorąco

Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach profilowych badano wyłącznie w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. W próbach laboratoryjnych stosowano materiał modelowy (ołów Pb1) oraz stal 45, nagrzewaną do temperatury 1150°C .

W celu sprawdzenia wszystkich czterech schematów procesu WKR (rys. 3.12-3.15) realizowanych w oparciu o rolki profilowe w badaniach wykorzystano dwa zestawy rolek oraz sześć klinów kształtujących. Parametry klinów (niektóre pokazano na rys. 4.42), zestawiono w tabelicy 4.15. Natomiast na rys. 4.43 pokazano jedną z wykorzystywanych w badaniach rolek profilowych oraz podano ważniejsze parametry tego narzędzia.



Rys. 4.41. Rozkłady prędkości obrotowej odkuwki oraz siły rozporowej F_y wyznaczone dla procesów WKR na zimno odkuwek ze stali 45, przy: $\alpha=60^\circ$ oraz $\Delta r=2,9 \text{ mm}$

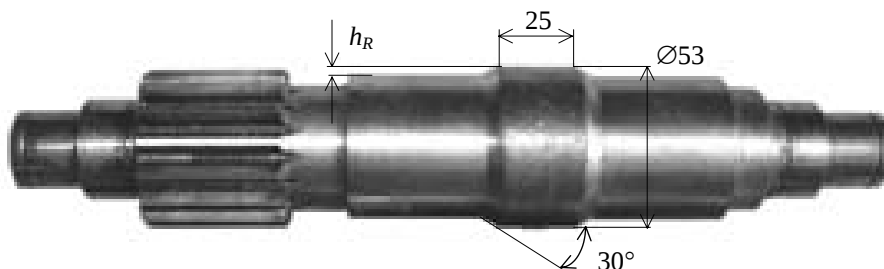
Stosując kliny oraz rolki o jednakowej wartości występów ($h_R=h_K=3 \text{ mm}$) przeprowadzono szereg prób doświadczalnych, w których stosowano materiał wyjściowy o średnicach d_0 : $\varnothing 26,4 \text{ mm}$, $\varnothing 25,8 \text{ mm}$, $\varnothing 24,7$

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. 4.16. Przyjęto, że w trakcie walcowania kształtowane będzie przewężenie o długości 25 mm.



Rys. 4.42. Niektóre z klinów stosowanych w badaniach eksperymentalnych procesów WKR na rolkach profilowych

Na rys. 4.44 pokazano próbki, z ołowiu Pb1, odkształcone w zrealizowanych badaniach doświadczalnych. Przy czym walcowanie próbek z wsadów o średnicy $d_0=22\div 24,7$ mm odbywało się według trzeciego schematu WKR (rys. 3.12), a w przypadkach pozostałych zgodnie ze



Rys. 4.43. Widok rolki profilowej wykorzystywanej w badaniach doświadczalnych, gdzie $h_R = 3$ mm lub 6 mm

schematem szóstym (rys. 3.15) - patrz rozdział 3.2. Oceniając jakość próbek odwalcowanych stwierdzono, że we wszystkich procesach WKR uży skano pożądaný kołowy kształt przekroju poprzecznego przewężenia.

Tablica 4.15

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

Tablica 4.16

Średnice próbek z Pb1 i odpowiadające im parametry odkształcania (Δr , δ), 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



$\beta=5^\circ, \alpha=30^\circ$



$\beta=7^\circ, \alpha=30^\circ$



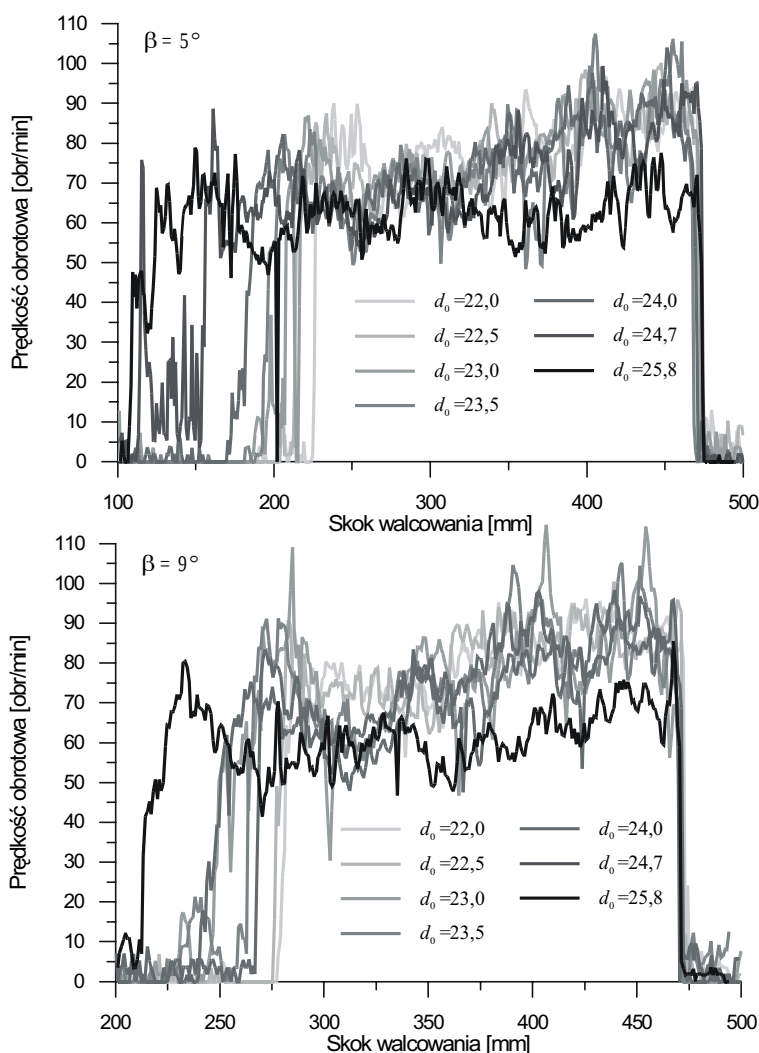
$\beta=9^\circ, \alpha=30^\circ$

Rys. 4.44. *Próbki z ołowiu Pb1 odwalcowane w procesach WKR na rollkach profilowych (przy $h_R=h_K=3$ mm) z materiału wyjściowego 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)*

Jednakże, w przypadku próbek walcowanych wg schematu trzeciego (rys. 3.12) 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 przedkawkę przeznaczoną do kucia matrycowego. Ponadto stwierdzono, że w przypadkach WKR realizowanych zgodnie ze schematem 6 (rys. 3.15) w ogóle nie występuje skrzywienie próbek oraz ma miejsce kalibrowanie zewnętrznych części odkuwki (poza przewężeniem) na jednakową średnicę.

Na podstawie pomiarów średnicy odwalcowanego przewężenia uzyskano informację na temat dokładności uzyskiwanych w analizowanym procesie WKR na rolkach profilowych. 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 narzędzia z kątem $\beta=5^\circ$. 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 wyrobów najmniejszych o średnicach $d=0\div 25$ mm, dopuszczalne odchyłki wykonawcze wynoszą $d_{-0,3}^{+0,6}$ [123].

W trakcie walcowania dokonywano rejestracji przemieszczenia kąтового próbki, na podstawie którego obliczono jej prędkość kątową ω . Na rys. 4.45 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 bezwzględny Δr (w efekcie stosowania wsadów o większych średnicach d_0)

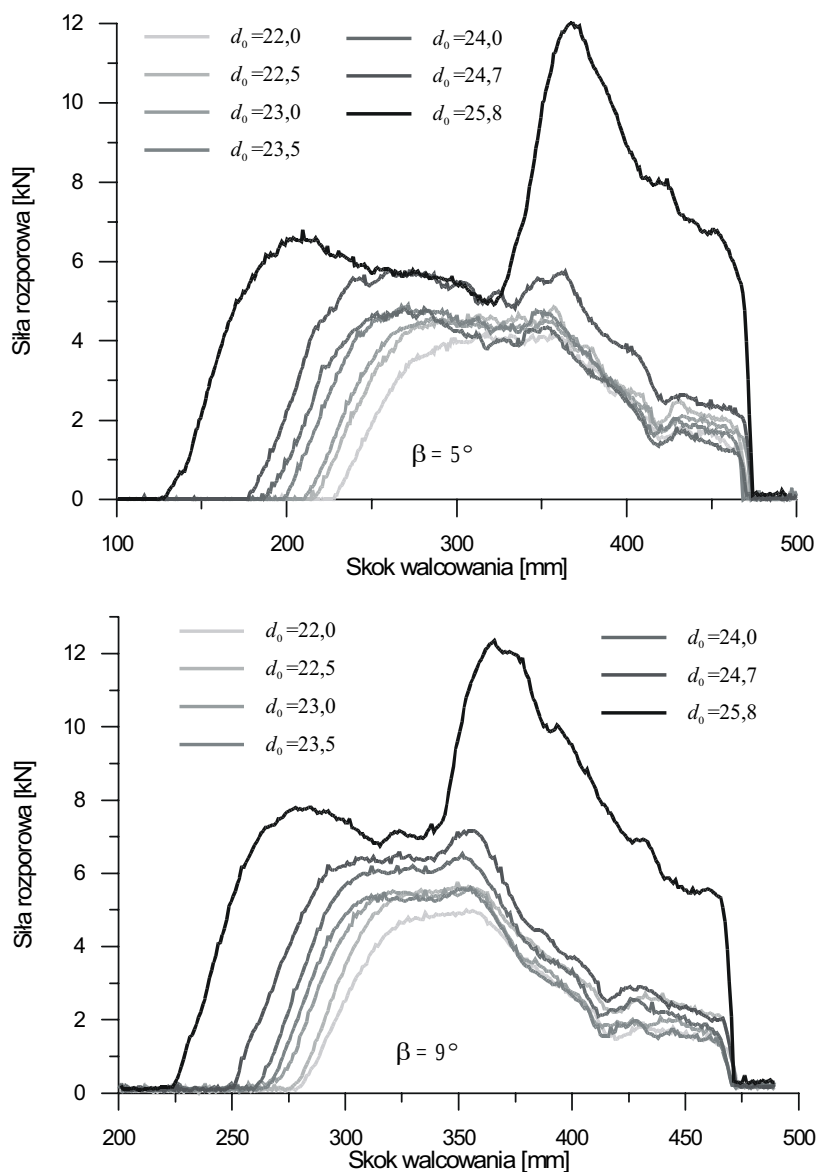


Rys. 4.45. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, wyznaczone dla procesów WKR na rolkach profilowych przy: $\alpha=30^\circ$, $d=19,3$ mm, $h_R=h_K=3$ mm

prowadzi do zmniejszenia prędkości obrotowej ω . Świadczy to o wzroście sił przeciwnych 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 wyrobu, skutkującego m.in. zmniejszeniem prędkości obrotowej. Tym samym proces WKR przy większych kątach β przebiega z większym poślizgiem, co prowadzi do pogorszenia warunków usuwania zniekształ-

ceń przekroju poprzecznego, w efekcie czego zmniejsza się dokładność walcowania.

Na rys. 4.46 pokazano rozkłady siły rozporowej F_y (działającej w kierunku prostopadłym do płaszczyzny zawierającej osie rolek), zmierzone w procesach WKR wyrobów z ołowiu. Analiza rozkładów sił wykazuje, że



Rys. 4.46. Rozkłady sił rozporowych F_y zmierzone w procesach WKR na rollach profilowych próbek z ołowiu Pb1, przy: $\alpha=30^\circ$, $d=19,3$ mm, $h_R=h_K=3$ mm oraz różnych d_0 [mm]

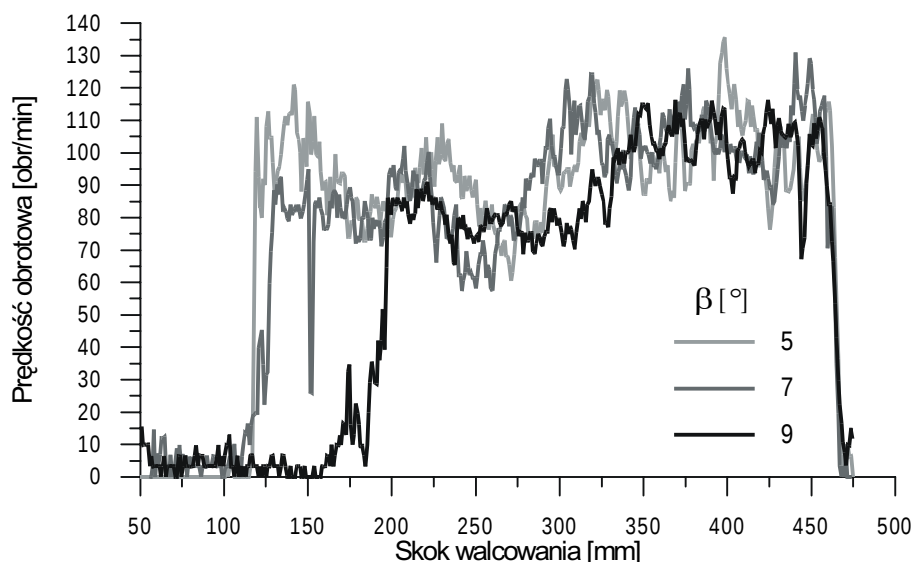
w większości przypadków ulegają one zwiększeniu podczas wcinania się klina, następnie utrzymują względnie stałą wartość podczas kształtowania i ostatecznie zmniejszają się w fazie kalibrowania. Od opisu tego odbiegają rozkłady siły rozporowej F_y wyznaczone dla procesów WKR, w których zastosowano wsady o największej średnicy, równej $\varnothing 25,8$ mm. Tamże siły F_y 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 wsadowego pociągało za sobą wzrost sił kształtowania – głównie w następstwie wzrostu powierzchni kontaktu pomiędzy materiałem a narzędziami.

Z porównania rozkładów sił (rys. 4.46) wynika, że zwiększenie kąta β z 5° do 9° prowadzi do zwiększenia sił rozporowych F_y . Zmianie ulega również charakter rozkładu tych sił w fazie kształtowania. Mianowicie, podczas walcowania przy $\beta=5^\circ$ obserwowano stopniowy spadek wartości siły F_y , zaś w procesach WKR przy $\beta=9^\circ$ siła w tej fazie procesu ulegała powolnemu zwiększeniu. Wzrost siły F_y (przy większym β) tłumaczy się szybszym wcinaniem klina w odkuwkę, któremu towarzyszą utrudnienia w przemieszczaniu kształtowanego metalu w pożądanym kierunku osiowym.

Na podstawie wykonanych badań doświadczalnych stwierdzono również, że próbki walcowane zgodnie ze schematem 4 (rys. 3.13) i 5 (rys. 3.14) są wolne od skrzywień, a ukształtowane wówczas przewężenia posiadają pożądaną kształt kołowy.

Na rys. 4.47 pokazano rozkłady prędkości obrotowej próbek walcowanych zgodnie ze schematem 4 (rys. 3.13) (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. 4.45, wynika, że walcowana próbka obraca się szybciej niż podczas kształtowania przebiegającego zgodnie ze schematem 3 (rys. 3.12) lub 6 (rys. 3.15). Polepszenie to jest wynikiem zmniejszenia poślizgu, następującego w efekcie: rozszerzenia oddziaływania klina na całą długość próbki (w stosunku do WKR wg schematu 1 (rys. 3.10)); braku szczelnego zamy-

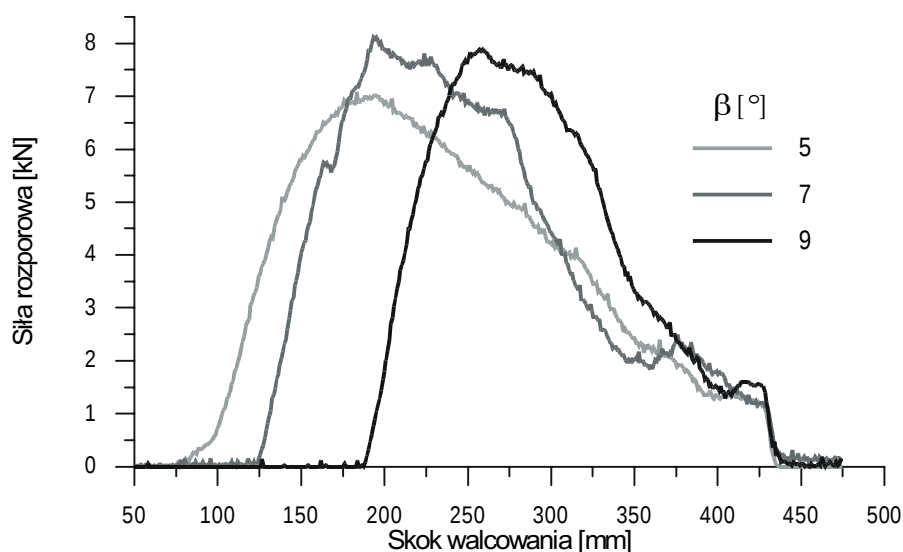
kania metalu pomiędzy narzędziami (co ma miejsce, gdy walcuje się zgodnie ze schematem 6 - rys. 3.15).



Rys. 4.47. Rozkłady prędkości obrotowych próbek z ołowiu Pb1, zmierzone podczas walcowania zgodnie ze schematem 4 (rys. 3.13) przy: $\alpha=30^\circ$, $d_0=25,8\text{ mm}$, $d=19,3\text{ mm}$, $h_R=5\text{ mm}$, $h_K=3\text{ mm}$

W związku z podanym powyżej faktem należy uznać, że WKR realizowane wg schematów 4 (rys. 3.13) i 5 (rys. 3.14) jest mniej narażone na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu niż wstępnie najlepiej oceniony schemat 6 (rys. 3.15) WKR (patrz podrozdział 3.2). Tym samym schematy 4 (rys. 3.13) i 5 (rys. 3.14) 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 F_y pokazanych na rys. 4.46 i 4.48, dotyczących walcowania z wsadów o średnicy $\varnothing 25,8\text{ mm}$), których rozkład upodabnia się do tych jakie odnotowano w procesach WKR wg schematu 3 (rys. 3.12).

W trakcie badań doświadczalnych walcowano również na gorąco próbki ze stali w gatunku 45 – rys. 4.49. Materiały wyjściowe do walcowania nagrzewano w piecu elektrycznym oporowym do temperatury 1150°C .



Rys. 4.48. Rozkłady sił rozporowych w trakcie WKR (wg schematu 4 - rys. 3.13) 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

Przykłady próbek odwalcowanych w procesie WKR, realizowanym wg schematu 5 (rys. 3.14), pokazano na rys. 4.50. Na uwagę zasługuje dobra jakość wykonanych wyrobów, które praktycznie są wolne od wad powierzchniowych (obserwowanych w procesach walcowania próbek z ołowiu Pb1). Wykonane badania niszczące wykazały także, że w wyrobach tych nie występuje jakiegokolwiek naruszenie spójności wewnętrznej metalu.

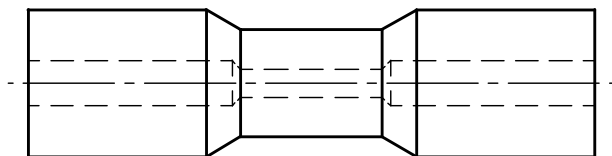


Rys. 4.49. Próbką ze stali 45 po walcowaniu na gorąco, realizowanym zgodnie ze schematem 5 (rys. 3.14)



Rys. 4.50. *Próbki ze stali 45, w widoku i przekrojach, ukształtowane w procesie WKR wg schematu 5 (rys. 3.14)*

Z odwalcowanych wyrobów wykonano próbki, które poddano próbie rozciągania (zgodnie z PN-EN 10002-1+AC1). Sposób pobrania próbek do badań, pokazany schematycznie na rys. 4.51, podyktowany był wyznaczeniem własności wytrzymałościowych metalu w miejscu ukształtowanego przewężenia. 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 wyrobów odwalcowanych oraz z pręta, z którego odcięto materiał wyjściowy do walcowania.



Rys. 4.51. Schemat ilustrujący sposób pobrania próbek (zaznaczonych linią kreskową) do badań wytrzymałościowych

Uzyskane na podstawie przeprowadzonych badań wytrzymałościowych rezultaty uśredniono i zestawiono w tablicy 4.17. Wyniki badań wskazują, że w efekcie walcowania polepszeniu uległy własności wytrzymałościowe metalu. Natomiast własności plastyczne pogorszyły się.

Tablica 4.17

Wyniki badań wytrzymałościowych wyrobów ze stali 45, otrzymanych metodą WKR na rolkach profilowych

Parametr	Próbka z wyrobu walcowanego	Próbka z materiału wyjściowego
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

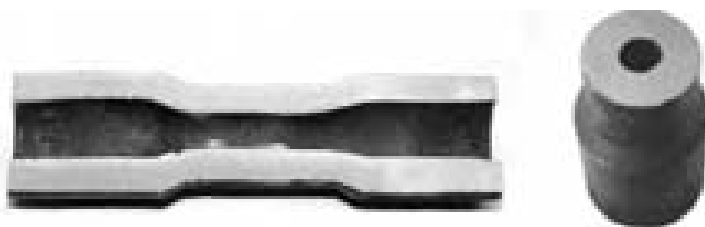
Stosując narzędzia o maksymalnej wysokości występów ($h_k = h_r = 5$ mm) odwalcowano szerszą partię wyrobów ze stali 45. W badaniach tych zastosowano również materiał wyjściowy drążony o średnicy zewnętrznej $d_0 = 25$ mm oraz średnicach wewnętrznych d_n równych: $\varnothing 7,5$ mm, $\varnothing 10,0$ mm, $\varnothing 12,5$ mm i $\varnothing 15$ mm. Próbki te przewężano na jednakową średnicę $d = 17,2$ mm. Przykłady wyrobów drążonych, uzyskanych metodą WKR pokazano na rys. 4.52.

W efekcie wykonanych badań stwierdzono, że stosując WKR można kształtować wałki drążone z materiału wyjściowego o grubości ścianki g wynoszącej nawet $0,2 d_0$ – co jest niemożliwe w przypadku dwunarzędziowych metod WPK [15, 20]. Otrzymane wyroby drążone charakteryzuje dobra dokładność wykonania oraz względnie stała grubość ścianki w obszarze ukształtowanego przewężenia – rys. 4.53. Zatem metodę

WKR można uznać za perspektywiczną do kształtowania wyrobów drążonych typu stopniowanych osi i wałków z otworem wzdłuż osi.

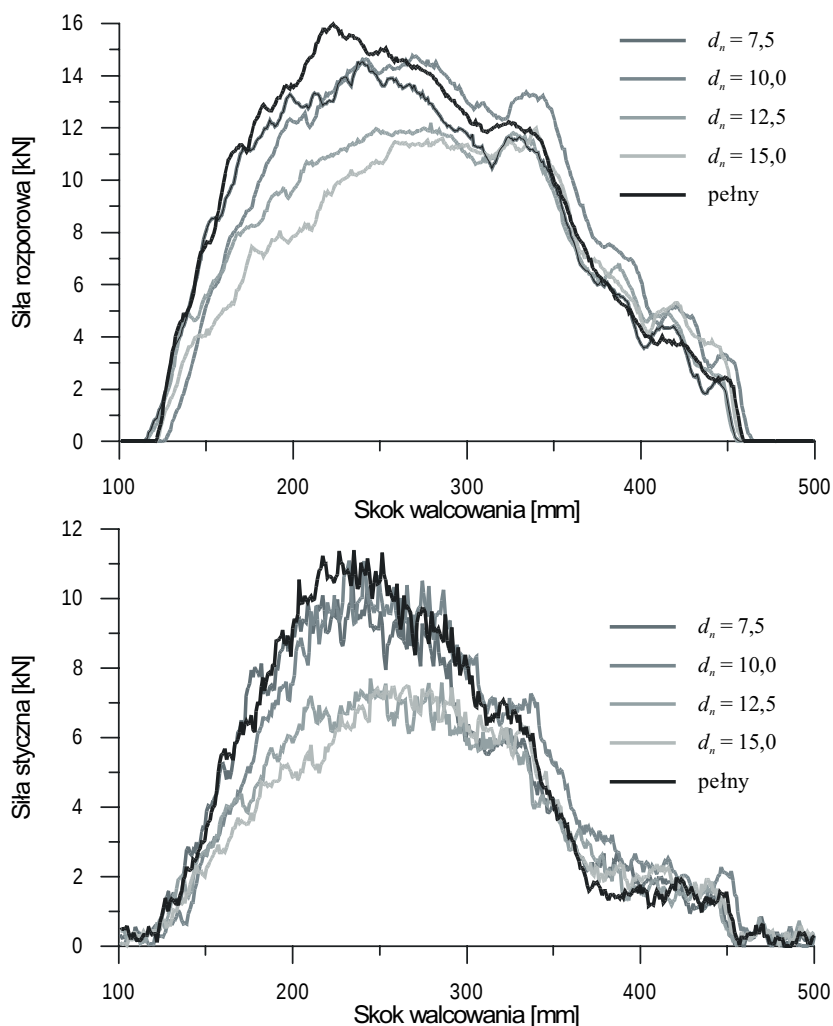


Rys. 4.52. Przykłady próbek ze stali 45 odwalcowanych w procesie WKR przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=5^\circ$, $d_0=25$ mm, $d=17,2$ mm, $h_R=h_K=5$ mm oraz licząc od prawej d_n wynoszącym 15,0 mm, 12,5 mm, 10,0 mm i 7,5 mm



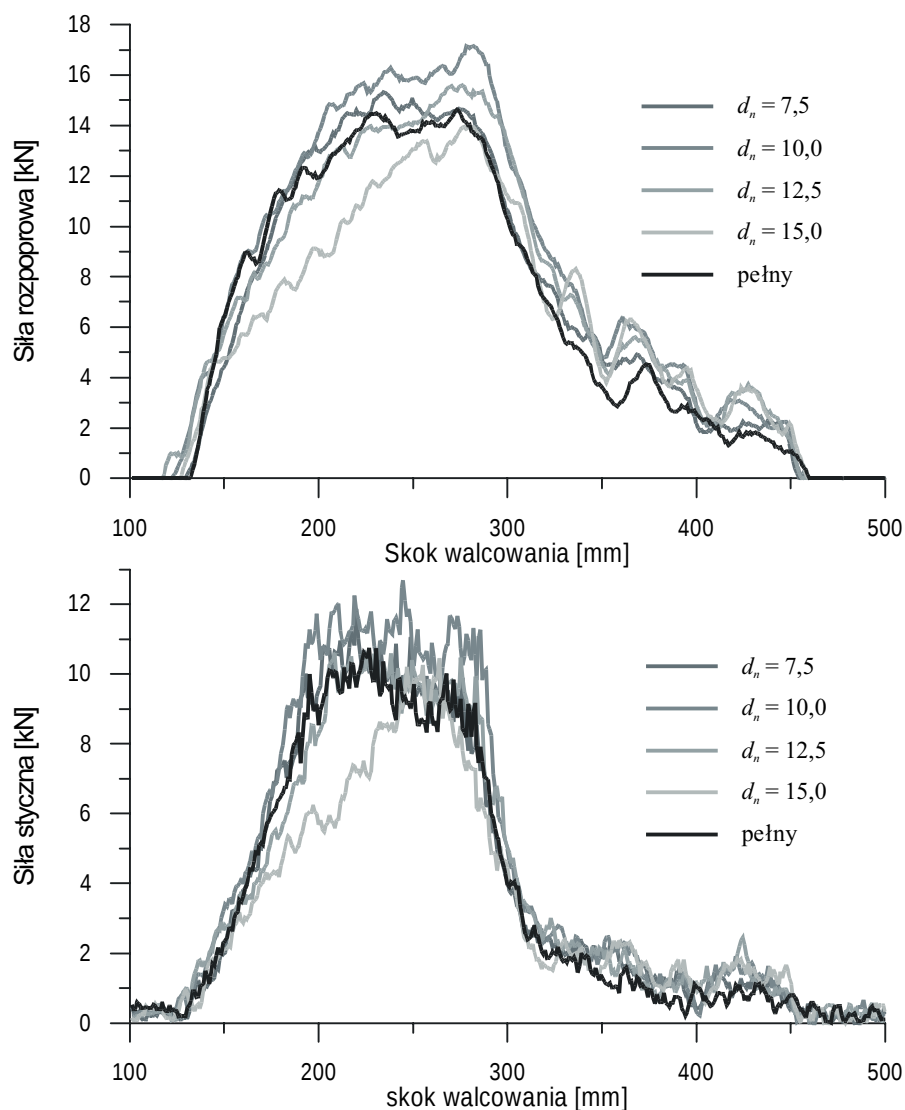
Rys. 4.53. Przekroje odkuwki drążonej, ze stali 45, wykonanej z materiału wyjściowego drążonego o grubości ścianki $g_0=0,25d_0$

Na kolejnych rysunkach 4.54 i 4.55 pokazano rozkłady sił rozporowych F_y i sił stycznych F_x zmierzone w procesach WKR, w których stosowano materiał wyjściowy drążony oraz kliny z kątami $\beta=5^\circ$ i $\beta=7^\circ$. Zgodnie z oczekiwaniami, w przypadku WKR przy $\beta=5^\circ$, zwiększanie grubości ścianki materiału wyjściowego prowadziło do wzrostu siły kształtowania, która osiągała wartości maksymalne występujące przy WKR materiału wyjściowego bez otworu. Zwiększenie kąta rozwarcia klina β powoduje zmianę tej prawidłowości. Bowiem podczas kształtowania klinem o kącie $\beta=7^\circ$ większe siły, niż podczas walcowania wyrobu pełnego, zmierzono w trakcie walcowania z materiału wyjściowego drążo-



Rys. 4.54. Rozkłady sił stycznej F_x i rozporowej F_y , zmierzone w procesach WKR wyrobów ze stali 45 przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=5^\circ$, $d_0=25$ mm, $d=17,2$ mm, $h_R=h_K=5$ mm

nego o średnicy wewnętrznej równej $\varnothing 7,5$ mm i $\varnothing 10,0$ mm. Fakt ten jest następstwem szybszego wcinania się klina prowadzącego i większego zniekształcenia (zgniecenia) przekroju poprzecznego tulei, niż ma to miejsce podczas walcowania z materiału wyjściowego pełnego. Powstające zniekształcenie zwiększa opory ruchu obrotowego wyrobu, co w konsekwencji doprowadza do wzrostu sił kształtowania oraz zmniejsza dokładność wykonania. Zatem w przypadku WKR wyrobów drażonych należy



Rys. 4.55. Rozkłady sił stycznej F_x i rozporowej F_y , zmierzone w procesach WKR wyrobów ze stali 45 przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm, $d=17,2$ mm, $h_R=h_K=5$ mm

przyjmować relatywnie mniejsze kąty rozwarcia klina β , niż te które zaleca się stosować w przypadku kształtowania wyrobów pełnych.

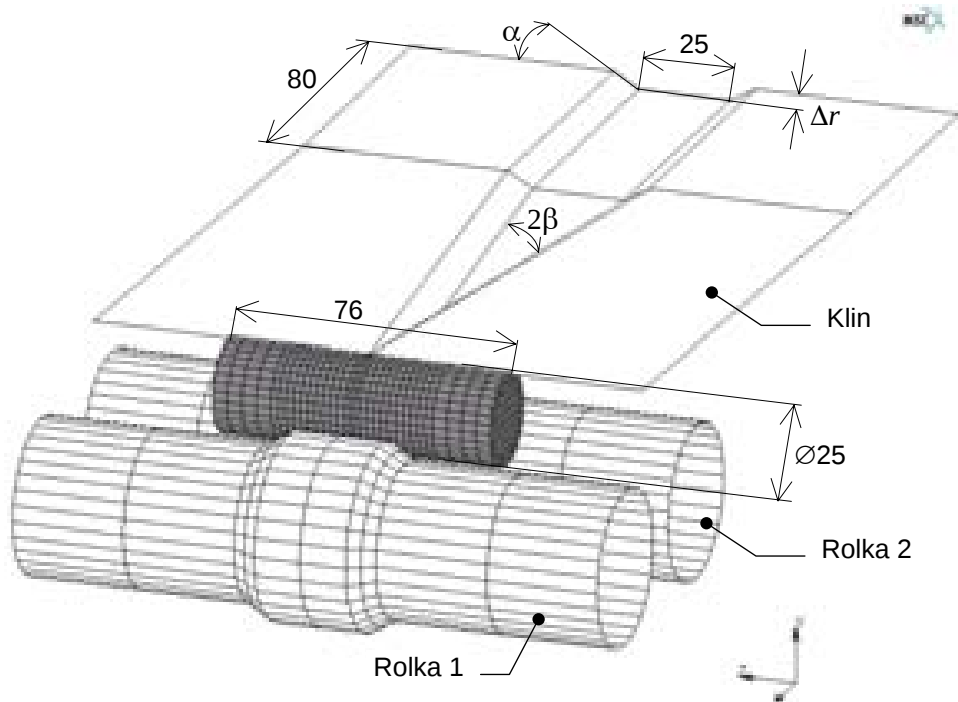
5. Modelowanie numeryczne procesu WKR

Modelowanie numeryczne jest coraz szerzej wykorzystywane w badaniach nowych procesów kształtowania plastycznego. Niewątpliwą zaletą takiego rozwiązania, w porównaniu do badań doświadczalnych, jest stosunkowo niski koszt wdrożenia, uniwersalność oraz możliwość wielokrotnego powtarzania obliczeń w celu zweryfikowania różnych hipotez teoretycznych. Ponadto, metoda ta może być wykorzystana do badań takich parametrów, których pomiar jest niemożliwy, utrudniony, bądź niebezpieczny dla zastosowanego oprzyrządowania. Największe możliwości w zakresie modelowania numerycznego daje obecnie metoda elementów skończonych (MES).

W bieżącym rozdziale przedstawia się rezultaty analiz procesu walcowania WKR, wykonanych w oparciu o MES. Metoda ta może być z powodzeniem stosowana do określania stanu naprężenia i odkształcenia, prognozowania ograniczeń i wad występujących w trakcie procesu wytwarzania, wyznaczania parametrów siłowych i energetycznych.

5.1. Opis zastosowanego modelu MES

Do analizy procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco wykorzystano komercyjny pakiet oprogramowania MSC.SuperForm 2004, korzystający z reprezentacji przemieszczeniowej MES. Obliczeniami objęto kształtowanie wg 6 schematu (rys. 3.15), gwarantującego uzyskanie wyrobów o najlepszej dokładności. W obliczeniach założono, że wyroby walcowane są ze stali w gatunku 45. Model materiału przyjęto z biblioteki zastosowanego oprogramowania. Ze względu na zmianę sił tarcia na powierzchni styku materiał-narzędzie w symulacji zastosowano model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia.



Rys. 5.1. Jeden z opracowanych modeli geometrycznych procesu WKR na rolkach profilowych, wykorzystany w obliczeniach MES (schemat 6 – rys. 3.15)

Jednocześnie przyjęto, że czynnik tarcia przyjmuje wartość graniczną $m=1,0$.

Dążąc do skrócenia czasu obliczeń w analizie przyjęto następujące uproszczenia: 1) sztywny model materiału narzędzi, 2) stałą temperaturę kształtowania ($T=1100^{\circ}\text{C}$), 3) brak zaokrągleń krawędzi narzędzi.

Na potrzeby analizy opracowano szereg modeli geometrycznych procesu WKR, z których jeden podano na rysunku 5.1 (schemat 6 – rys. 3.15). W skład każdego z modeli wchodzi: wsad, klin przemieszczający się z prędkością $v=0,12$ m/s oraz dwie rolki kształtowe o maksymalnej średnicy $\varnothing 50$ mm, które obracają się z prędkością $\omega = 4,8$ rad/s. Na rysunku 5.1 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.

5.2. Walidacja modelu MES

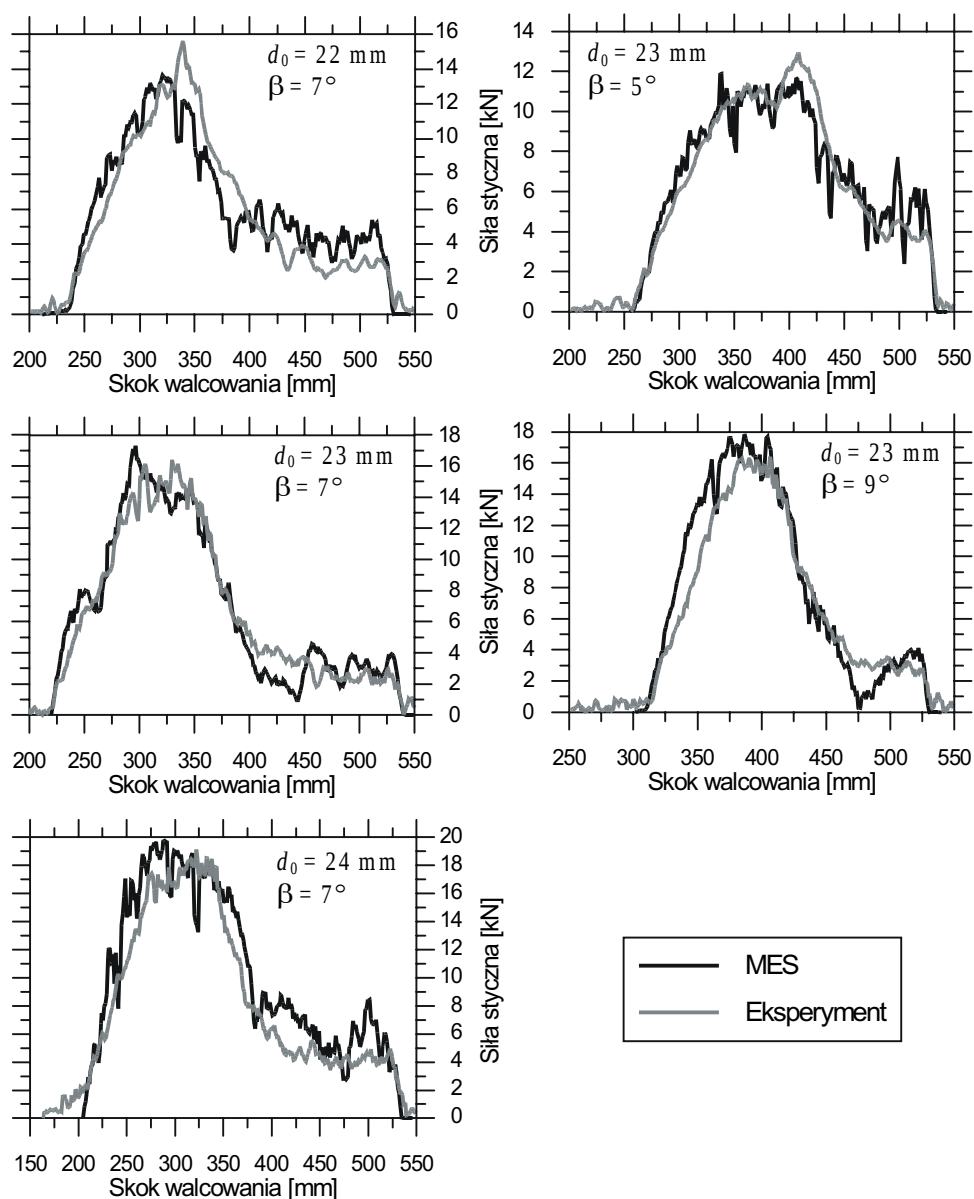
W celu zweryfikowania wyników obliczeń numerycznych porównano rozkłady siły stycznej F_x (wciskającej klin) oraz pracę wykonaną przez klin, obliczone metodą elementów skończonych ze zmierzonymi doświadczalnie. Wykonane porównania dotyczyły wybranych procesów WKR na rolkach profilowych na gorąco wyrobów ze stali, opisanych szczegółowo w podrozdziale 4.5.

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 prędkością $v=0,12\text{ m/s}$, zaś rolki obracają się z prędkością obrotową $n=36\text{ obr./min}$. Pozostałe parametry zakładane podczas obliczeń to: temperatura narzędzi kształtujących – 50°C , temperatura powietrza – 30°C , współczynnik wymiany ciepła między metalem a narzędziami – $10000\text{ W/m}^2\text{K}$, współczynnik wymiany ciepła między metalem a otoczeniem – $160\text{ W/m}^2\text{K}$, 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. 5.2. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że siły F_x 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 F_x . Oczywiście zwiększenie średnicy wsadu (przy tych samych α , β , δ i d) powoduje również wzrost siły F_x .

Zestawienie sił pokazane na rys. 5.2 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.

Dla ilościowego określenia dokładności modelowania numerycznego procesu WKR porównano wartości pracy wykonanej przez klin, wyzna-



Rys. 5.2. Porównanie sił stycznych F_x (wciskających klin) obliczonych MES ze zmierzonymi w procesach WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy: $\alpha=30^\circ$, $d=19,3 \text{ mm}$

czone z obliczeń W_{MES} oraz z przeprowadzonych eksperymentów W_{EXP} , które zestawiono w tabelicy 5.1. Analiza danych zamieszczonych w tej tabelicy 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.

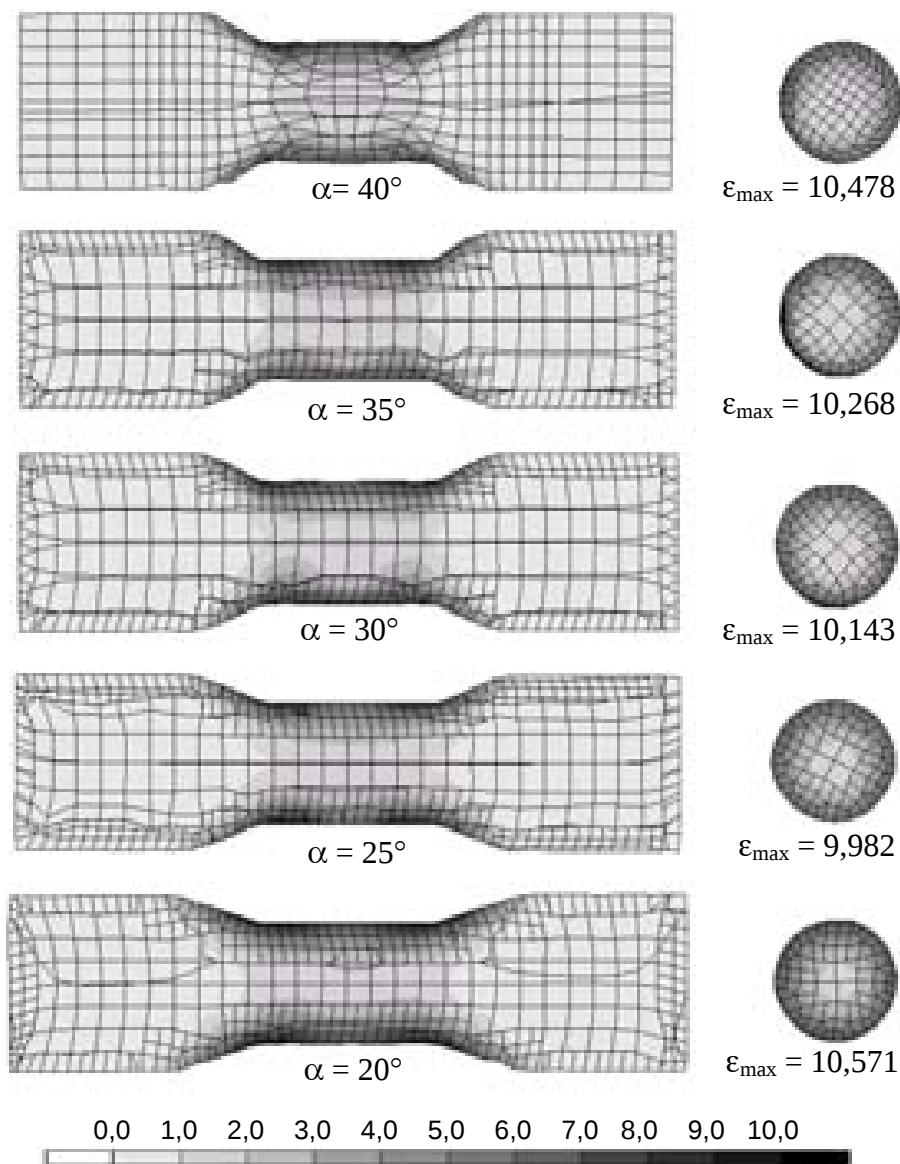
Tablica 5.1

Zestawienie wartości prac wykonanych przez klin w procesach WKR na rolkach profilowych na gorąco wyrobów ze stali 45, 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

5.3. Stan odkształcenia

Analizując wpływ kąta kształtującego α (rys. 5.3) na rozkłady odkształceń uzyskiwanych w wyrobach kształtowanych metodą WKR na rolkach profilowych na gorąco stwierdzono, że zmniejszenie kąta α zwiększa w sposób istotny strefę występowania odkształceń plastycznych



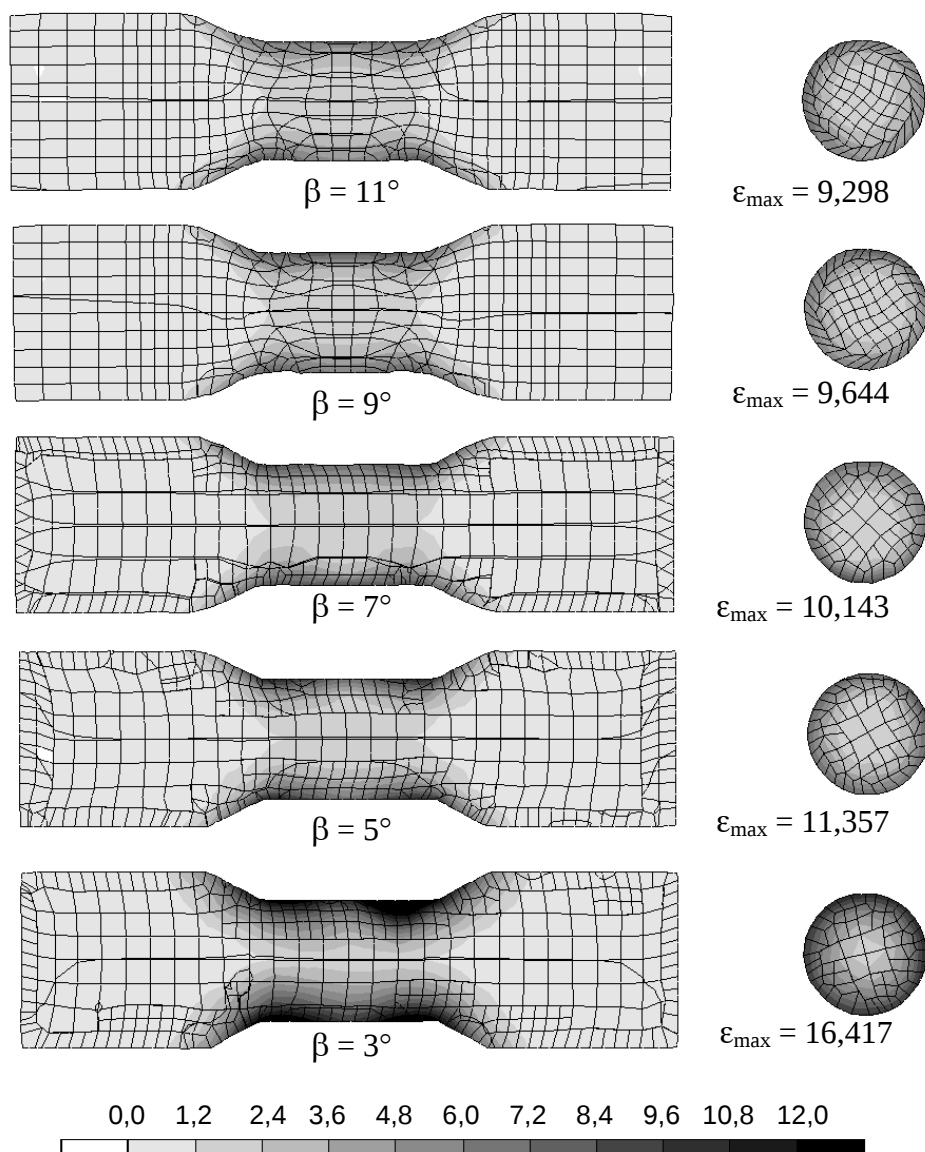
Rys. 5.3. Obliczone rozkłady odkształceń w wyrobach walcowanych metodą WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy $\beta=7^\circ$ oraz $\Delta r=4\text{ mm}$

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 odkształcenia maksymalne lokalizowane są w okolicy naroży narzędzi, a ich wartości maksymalne są zbliżone. Największe odkształcenia odnotowano dla przypadku WKR na rolkach profilowych na gorąco, 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 na rolkach profilowych na gorąco, bardziej równomiernemu (stabilnemu) przebiegowi walcowania.

Na rys. 5.4 zestawiono rozkłady odkształceń wyznaczone dla procesów WKR na rolkach profilowych na gorąco 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. 5.4 zmiana wartości kąta β (w rozważanym zakresie) nie powodowała istotnych różnic w uzyskiwanych kształtach przekroju poprzecznego przewężenia. Zatem projektując procesy WKR na rolkach profilowych na gorąco należy przyjmować maksymalne wartości kątów β , gwarantujących stabilny przebieg procesu walcowania. Takie rozwiązanie pozwoli bowiem na zmniejszenie gabarytów klina, skrócenie czasu kształtowania oraz mniejszy energochłonność procesu.

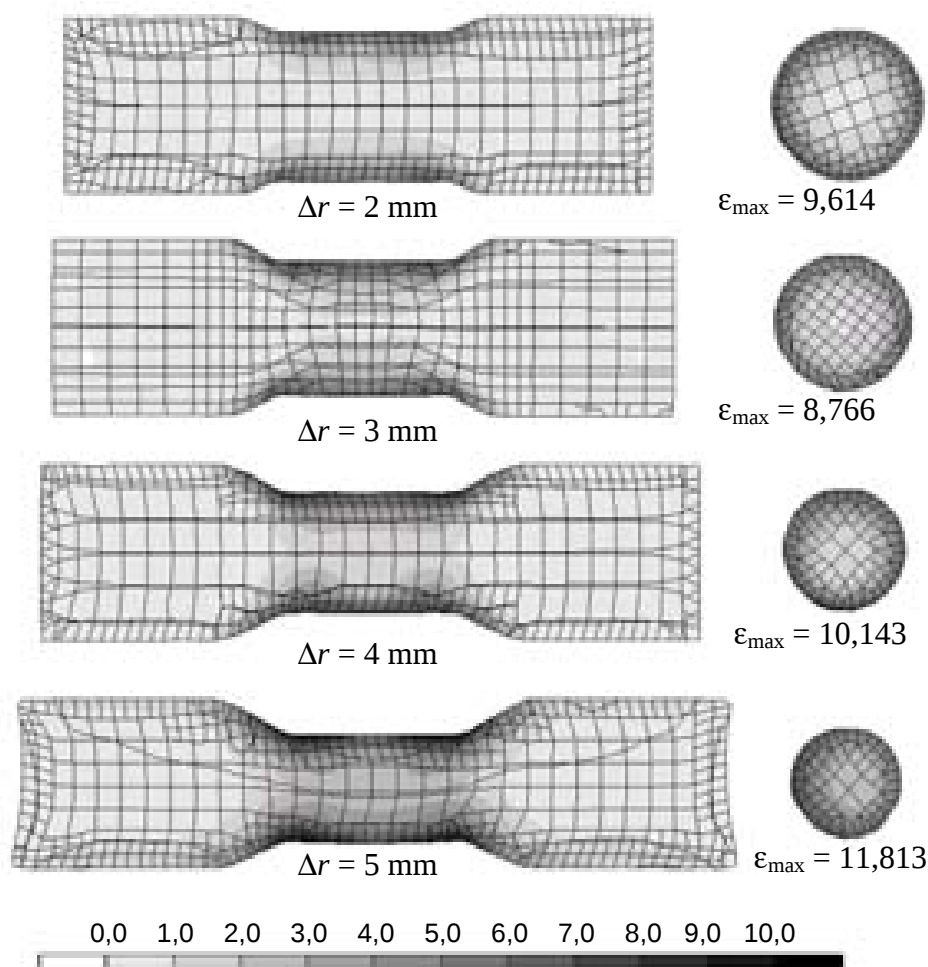
Na rys. 5.5 przedstawiono rozkłady odkształceń obliczone dla wyrobów walcowanych przy $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$ oraz Δr zmieniających się w zakresie od 2 do 5 mm. Zgodnie z oczekiwaniami zwiększenie gniotu bezwzględnego powodowało zwiększenie odkształceń występujących w wy-



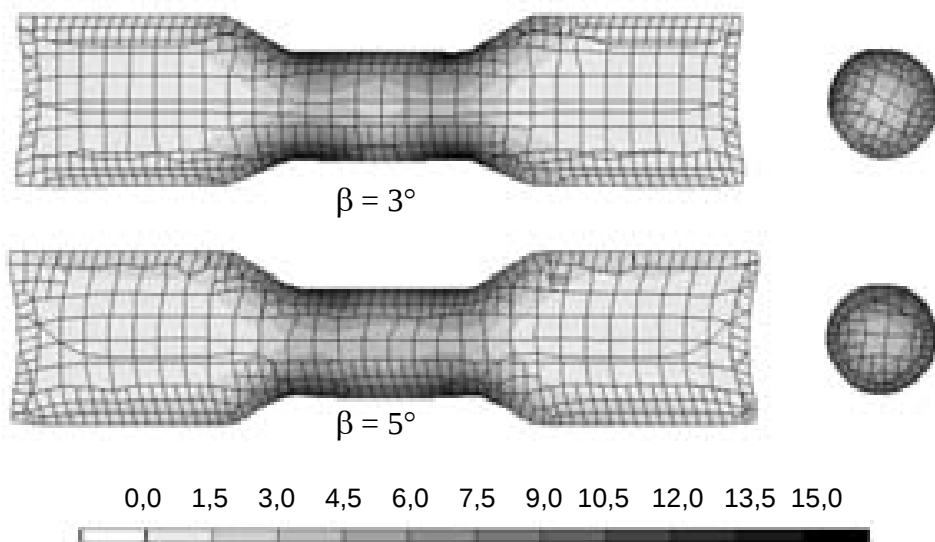
Rys. 5.4. Obliczone rozkłady odkształceń w wyrobach walcowanych metodą WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy $\alpha=30^\circ$ oraz $\Delta r=4$ mm

robach walcowanych. Z rys. 5.5 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 przy-

padku odkuwkę na całej jej długości. W efekcie takiego zaburzenia nie uzyskano, dla tego przypadku walcowania pożądanego kołowego kształtu przewężenia. Prawidłowe ukształtowanie przewężenia o zakładanych parametrach ($\Delta r = 5$ mm oraz $\alpha = 30^\circ$) wymaga zatem zastosowania klina, który będzie wcinał się w materiał w sposób mniej gwałtowny. Można to uzyskać zmniejszając kąt rozwarcia β . O prawidłowości takiego rozumowania świadczą rozkłady odkształceń uzyskane dla przypadków WKR realizowanych przy $\alpha = 30^\circ$, $\Delta r = 5$ mm oraz $\beta = 5^\circ$ i $\beta = 3^\circ$ - rys. 5.6.



Rys. 5.5. Obliczone rozkłady odkształceń w wyrobach walcowanych metodą WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy $\alpha = 30^\circ$ oraz $\beta = 7^\circ$



Rys. 5.6. Obliczone rozkłady odkształceń w wyrobach walcowanych metodą WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy $\alpha=30^\circ$ oraz $\Delta r=5$ mm

5.4. Stan naprężenia

Zastosowanie MES umożliwia dokładne śledzenie stanu naprężenia panującego wewnątrz kształtowanego wyrobu. Znajomość naprężeń może być wykorzystana w analizie powstawania pęknięć wewnątrz wyrobu walcowanego, bazującej na jednej z hipotez wyężeniowych. W bieżącym opracowaniu wykorzystano hipotezę największego wydłużenia, opracowana przez Saint Venanta i niezależnie przez Ponceleta [127]. W podanej hipotezie jako miarę wyężenia materiału przyjmuje się wartość największego wydłużenia jakiego doznał materiał na skutek obciążenia w chwili pęknięcia. Wartość naprężenia zredukowanego σ_r , obliczanego wg tego kryterium definiuje zależność:

$$\sigma_r = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3), \quad (5.1)$$

w której σ_1 , σ_2 , σ_3 oznacza naprężenia główne, a ν - współczynnik Poissona. Natomiast warunek pęknięcia rozdzielczego zapisuje się w postaci

$$\sigma_r = R_m, \quad (5.2)$$

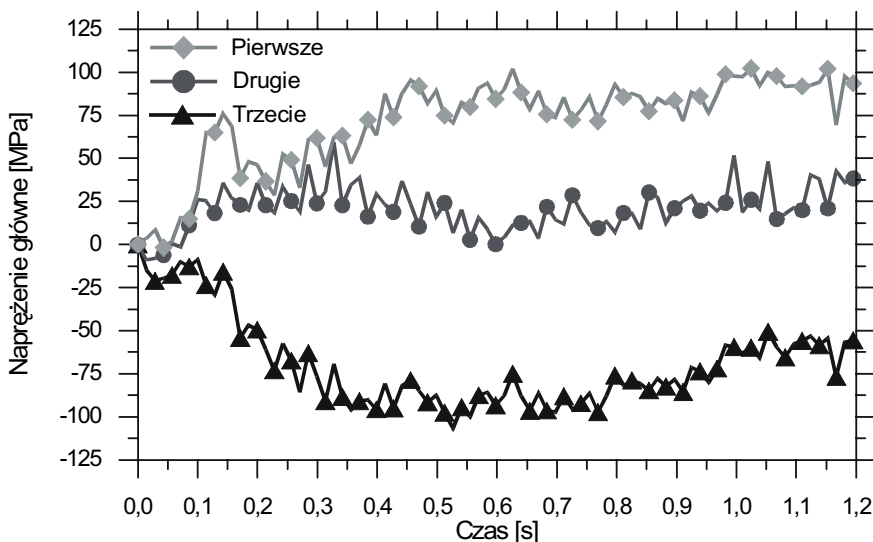
dla materiałów kruchych oraz

$$\sigma_r = \sigma_p, \quad (5.3)$$

dla materiałów plastycznych.

Do obliczenia naprężenia zredukowanego σ_r konieczna jest znajomość naprężeń głównych. Na rys. 5.7 przedstawiono rozkłady tych naprężeń, obliczone dla punktu centralnego próbki (leżącego w jej środku i na osi) kształtowanej w procesie WKR na rolkach profilowych na gorąco, przebiegającym przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm oraz $\delta=1,32$. Prezentowany wykres naprężeń obejmuje fazy wcinania i kształtowania analizowanego procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco. Dobór położenia punktu wynikał z faktu, iż w procesach walcowania poprzecznego miejscem, w którym najczęściej powstają pęknięcia wewnętrzne są właśnie obszary osiowe wyrobów. Analiza rozkładów naprężeń głównych (rys. 5.7) wykazuje, że w osi odkuwki występuje stosunkowo niekorzystny stan naprężeń, tj. dwuosiowe rozciąganie ze ściskaniem, który może doprowadzić do utworzenia pęknięcia wewnętrznego.

Na rys. 5.8 pokazano jak zmienia się naprężenie zredukowane σ_r , odniesione do granicy plastyczności materiału σ_p , w analizowanym punkcie próbki. W wyniku obliczeń stwierdzono, że największe wartości stosunek



Rys. 5.7. Rozkłady naprężeń głównych w punkcie centralnym próbki kształtowanej metodą WKR na rolkach profilowych, przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,32$

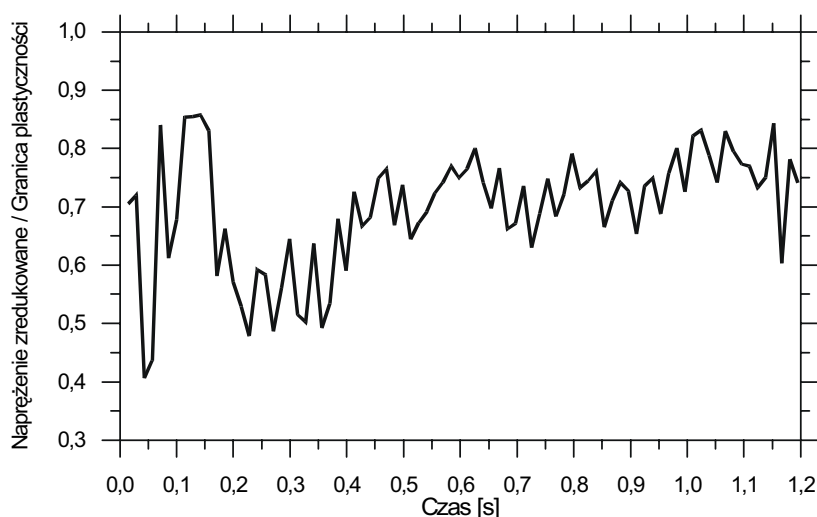
σ_r/σ_p osiąga w początkowej fazie procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco. Jest to prawdopodobnie spowodowane intensywnym rozciąganiem metalu w kierunku osiowym, towarzyszącym nagłemu wcinaniu się klina w materiał próbki. Jednakże wartości stosunku σ_r/σ_p obliczone dla analizowanego przypadku WKR na rolkach profilowych na gorąco są mniejsze od wartości krytycznej (równej jedności). Zatem podsumowując można stwierdzić, że wyniki obliczeń numerycznych wskazują, iż w analizowanym przypadku kształtowania nie powinno dojść do utworzenia pęknięć wewnętrznych.

Do oceny porównawczej procesów WKR na rolkach profilowych, dokonywanej pod kątem skłonności metalu do pęknięcia, wygodnie jest stosować wskaźnik stanu naprężenia *WK*. Wskaźnik ten określony jest następującą zależnością:

$$WK = \frac{\sigma_m}{\sigma_i}, \quad (5.4)$$

w którym przez σ_m oznaczono naprężenie średnie (hydrostatyczne), zaś przez σ_i naprężenie zredukowane (obliczane z hipotezy Hubera).

Wiadomo jest, że gdy wskaźnik $WK > 0$ to im jest on większy tym bardziej prawdopodobna jest utrata spójności metalu. Natomiast w przy-

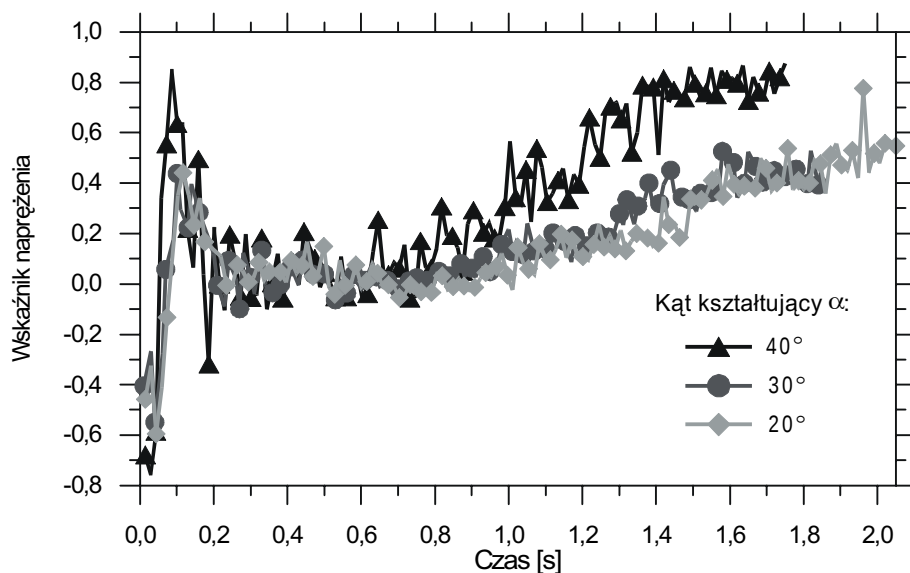


Rys. 5.8. Rozkład naprężenia zredukowanego, odniesionego do granicy plastyczności, obliczony MES dla procesu WKR, przy: $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,32$

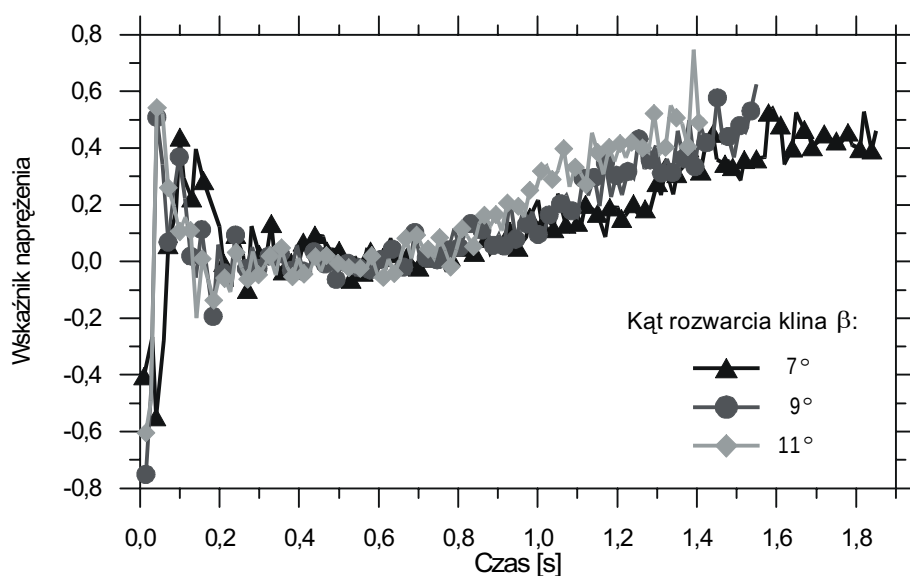
padku, gdy $WK < 0$ występuje korzystny mechanizm spajania mikroszczelin i porów. Taki wniosek jest zgodny z kryterium energetycznym Cockrofta i Lathama [29], zgodnie z którym naruszenie spójności metalu jest zależne od pracy wykonanej jedynie przez naprężenia rozciągające.

Wskaźnik stanu naprężenia WK wykorzystywany był dotychczas z powodzeniem m.in. przez: Sołkowskiego [143] w analizie procesów wydłużania kuźniczego, Pielę [128] w wielowariantowych symulacja procesów kucia w kowarkach, Gontarza [53] w badaniach procesów kształtowania w prasie trójsuwakowej oraz autora [108] w analizie procesów WPK.

Na rys. 5.9 zilustrowano wpływ kąta kształtującego α na wartość wskaźnika stanu naprężenia WK . Z rysunku tego wynika, że zwiększanie kąta α powoduje wzrost wartości WK , który jest szczególnie wyraźny w przypadku stosowania $\alpha = 40^\circ$. Zatem uzasadnione jest stwierdzenie, że zwiększanie kąta kształtującego α powoduje wzrost prawdopodobieństwa utworzenia pęknięć wewnętrznych. Spostrzeżenie to jest zgodne z rezul-



Rys. 5.9. Rozkłady wskaźnika naprężenia, w punkcie centralnym wyrobu, obliczone MES dla procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy: $\beta = 7^\circ$, $d_0 = 25$ mm, $\delta = 1,32$

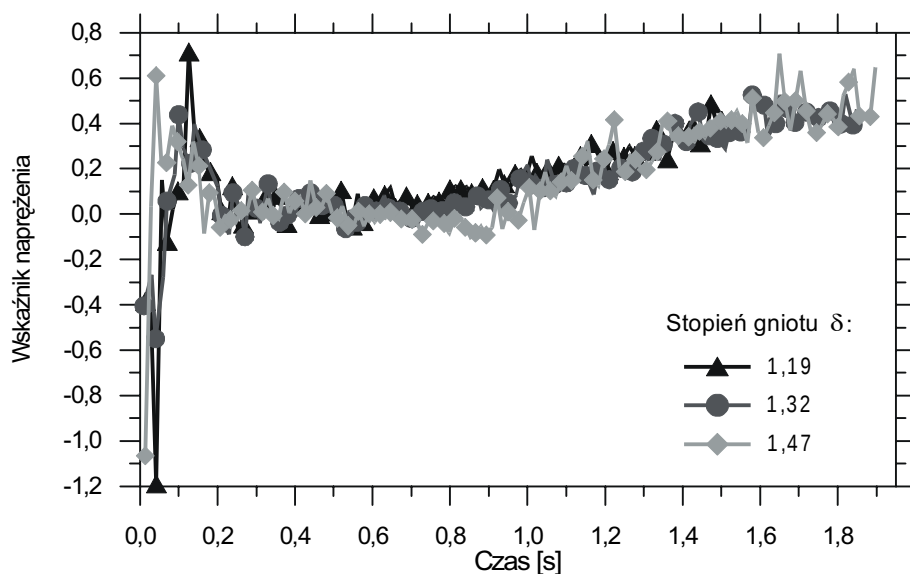


Rys. 5.10. Rozkłady wskaźnika naprężenia, w punkcie centralnym wyrobu, obliczone MES dla procesu WKR na rolkach profilowych, przy: $\alpha=30^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,32$

tatami badań [4, 6, 66, 145] uzyskanych dla typowych procesów WPK.

Wpływ kąta rozwarcia klina β na wartość wskaźnika WK stanu naprężenia zilustrowano na rys. 5.10. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że zwiększenie kąta β powoduje nieznaczny wzrost wskaźnika WK, który staje się wyraźny w końcowym etapie walcowania. Równocześnie im większy jest kąt β tym krótszy jest klin, a czas oddziaływania niekorzystnych naprężeń rozciągających ulega zmniejszeniu. Uwzględniając te spostrzeżenia można przyjąć, że zmiana kąta β w procesie WKR nie powinna mieć większego znaczenia na skłonność do tworzenia pęknięć wewnętrznych w wyrobie.

Podobny wniosek nasuwa się z analizy danych zamieszczonych na rysunku 5.11, przedstawiającym wpływ stopnia gniotu δ na wartość wskaźnika stanu naprężenia WK. Mianowicie, zwiększenie δ powoduje z jednej strony wydłużenie czasu walcowania, z drugiej zaś prowadzi do nieznacznego zmniejszenia wartości wskaźnika WK. W efekcie można przyjąć, że zmiana stopnia gniotu δ praktycznie nie jest istotna ze względu na pękanie metalu w wyrobach kształtowanych metodą WKR.

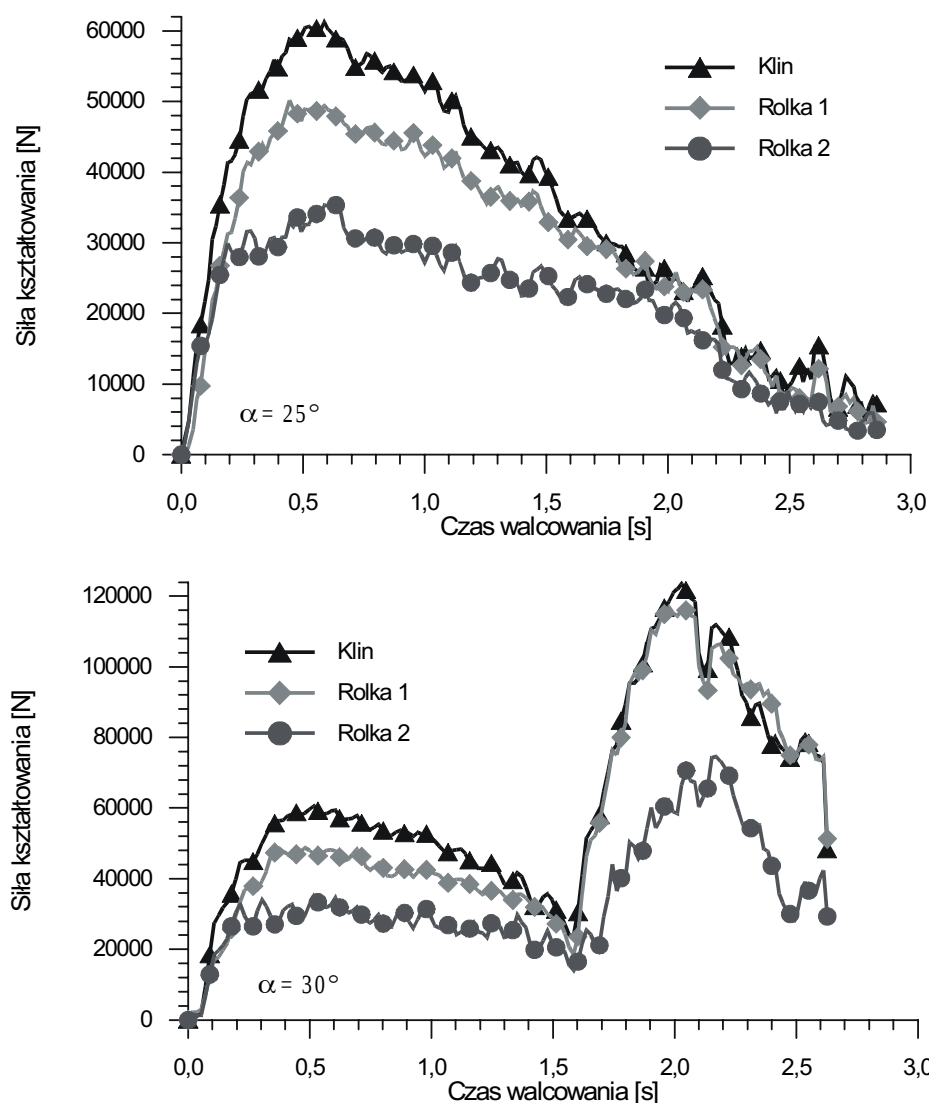


Rys. 5.11. Rozkłady wskaźnika naprężenia, w punkcie centralnym odkuwki, obliczone MES dla procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco przy: $\alpha=30^\circ, \beta=7^\circ, d_0=25\text{ mm}$

5.5. Siły w procesie WKR

Siłę walcowania (kształtowania) F w procesie WKR (podobnie jak w WPK) można rozłożyć na trzy składowe skierowane zgodnie z osiami układu współrzędnych (rys. 5.1): rozporową (promieniową) F_y , osiową F_z oraz styczną (wciskającą klin) F_x . Składowa promieniowa F_y decyduje o obciążeniu narzędzi oraz korpusu walcarki. Z kolei znajomość składowej stycznej F_x jest niezbędna do obliczenia energii potrzebnej do zrealizowania procesu WKR. Natomiast, ze względu na symetrię procesu, wiedza na temat siły osiowej F_z jest mniej istotna na etapie projektowania procesu walcowania. Jednakże składowa osiowa F_z 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 F , które pokazano na rys. 5.12. W pierwszej z nich siły F osiągają wartości maksymalne w momencie



Rys. 5.12. Rozkłady sił kształtowania F , działających na poszczególne narzędzia w procesach WKR, przy: $\beta=5^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,67$ oraz α wyspecyfikowanych na rysunku

wcięcia się kłina 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 początkowo (w fazie wcinania kłina i kształtowania) przyjmują wartości zbliżone do tych, jakie zarejestrowano podczas walcowania przebiegającego zgodnie z charakterystyką

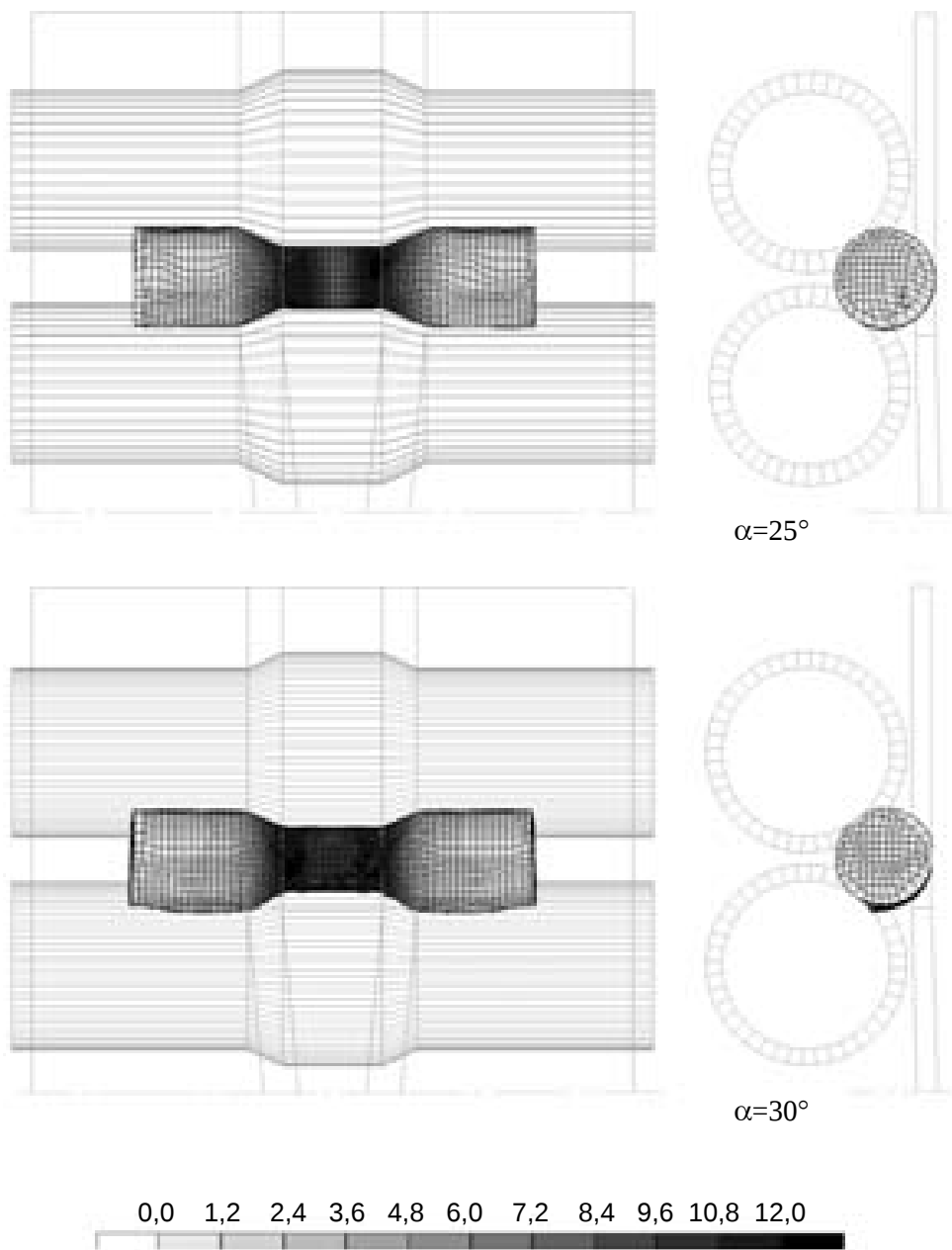
pierwszą. Natomiast w dalszej części procesu, zwykle w czasie przejścia z fazy kształtowania do kalibrowania, obserwuje się gwałtowne zwiększenie sił kształtowania, które następnie podczas kalibrowania ulegają stopniowemu zmniejszaniu.

Występowaniu drugiej, niekorzystnej charakterystyki rozkładu sił kształtowania sprzyja stosowanie w procesie WKR: mniejszych kątów rozwarcia klina β , większych kątów kształtujących α oraz większych stopni gniotu δ .

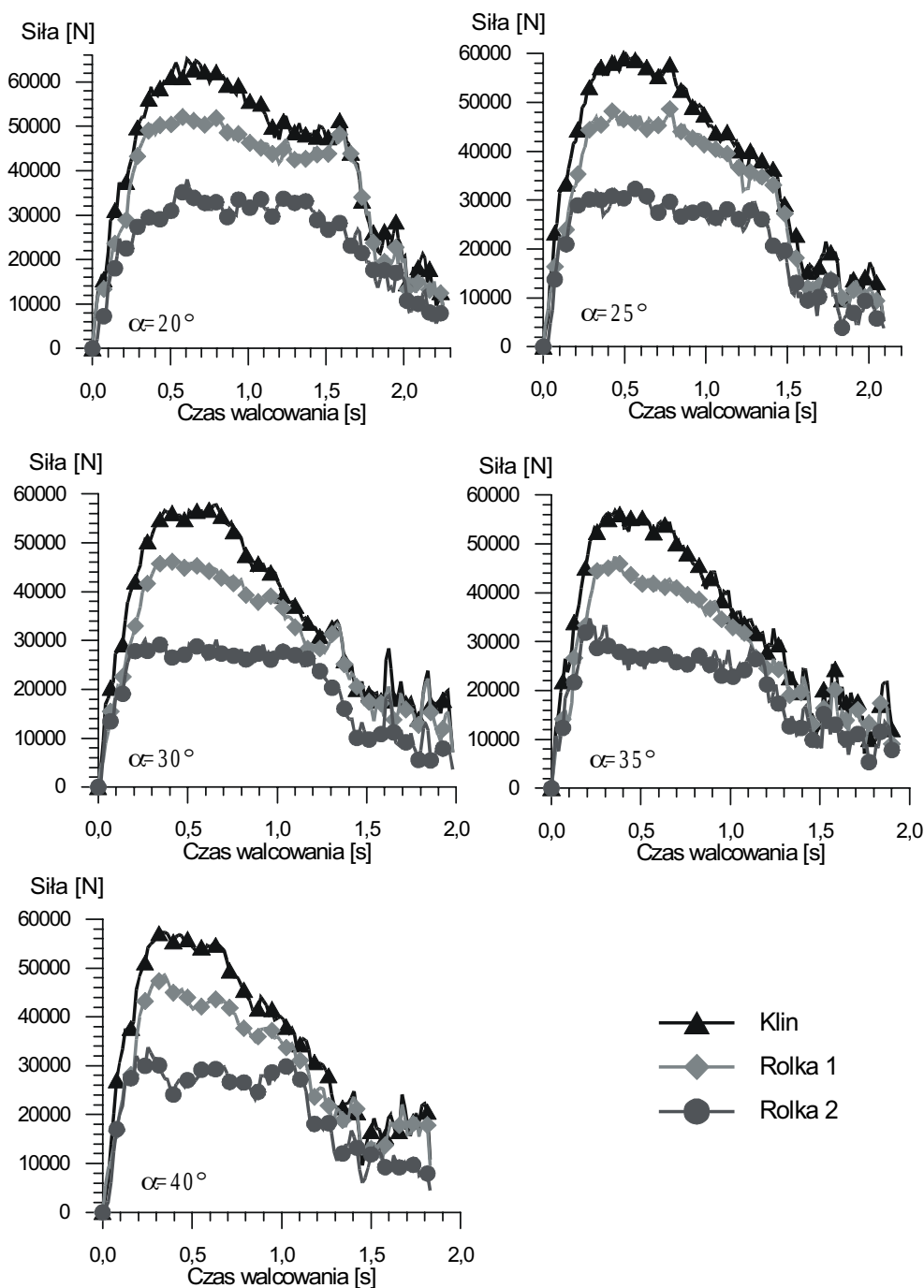
Wydaje się, że główną przyczyną występującego zwiększania sił podczas procesu WKR jest spiętrzanie materiału po obydwu stronach klina, które jest tym bardziej intensywne im większy jest kąt α i stopień gniotu δ oraz mniejszy jest kąt β . W efekcie takiego płynięcia metalu wzrasta średnica wsadu co powoduje, że podczas kalibrowania kształtowanie odbywa się nie tylko w strefie walcowanego przewężenia, ale również w zewnętrznych stopniach wyrobu. Efekt ten jest dobrze widoczny na rys. 5.13, przedstawiającym prognozowane kształty wyrobów (na początku etapu kalibrowania) w procesach WKR, dla których obliczone rozkłady sił F podano na poprzednim rysunku 5.12.

Na rys. 5.14 zestawiono rozkłady sił kształtowania F wyznaczone dla procesów WKR na rolkach profilowych na gorąco przebiegających przy stałym stopniu gniotu $\delta=1,47$, kącie rozwarcia klina $\beta=7^\circ$ oraz różnym kącie kształtującym α (w zakresie $20^\circ\div40^\circ$). Z rozkładów sił pokazanych na tym rysunku wynika, że zmniejszenie kąta α powoduje nieznaczne obniżenie wartości maksymalnej sił kształtowania. Ponadto, zauważono, że im mniejszy jest kąt α tym bardziej intensywne jest zmniejszenie sił – obserwowane w dalszej części fazy kalibrowania.

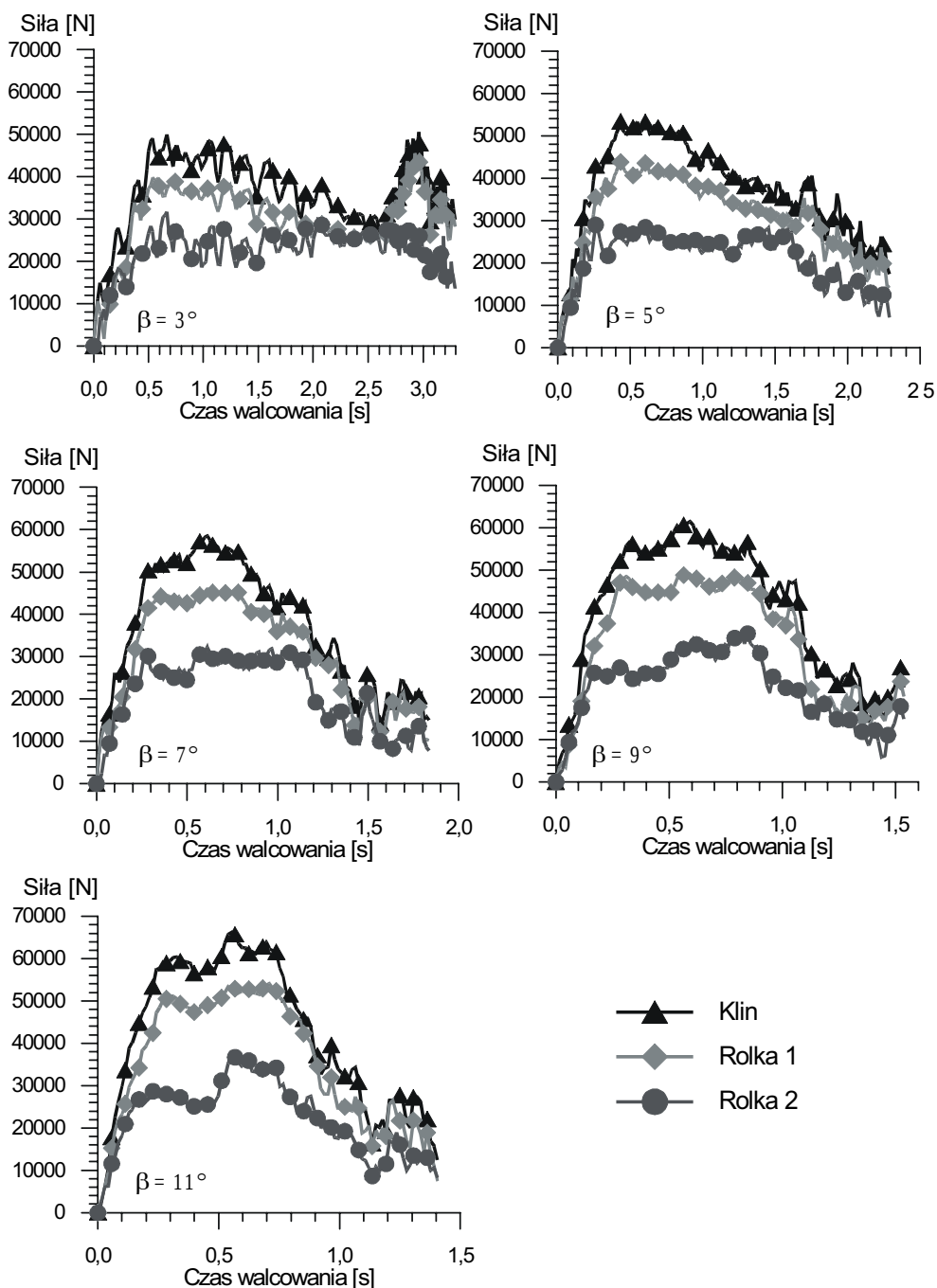
Wpływ kąta β na rozkłady sił kształtowania F zilustrowano na rys. 5.15, na którym zestawiono wyniki obliczeń dotyczące WKR przy: $\beta=3^\circ\div11^\circ$, $\alpha=30^\circ$ oraz $\delta=1,32$. Zwiększenie kąta rozwarcia klina β oprócz zmiany charakteru rozkładu sił prowadzi do nieznacznego wzrostu sił, występujących w początkowej fazie procesu. Dodatkowo stwierdzono, że im większy jest kąt β tym bardziej intensywny jest spadek sił obserwowany podczas kalibrowania.



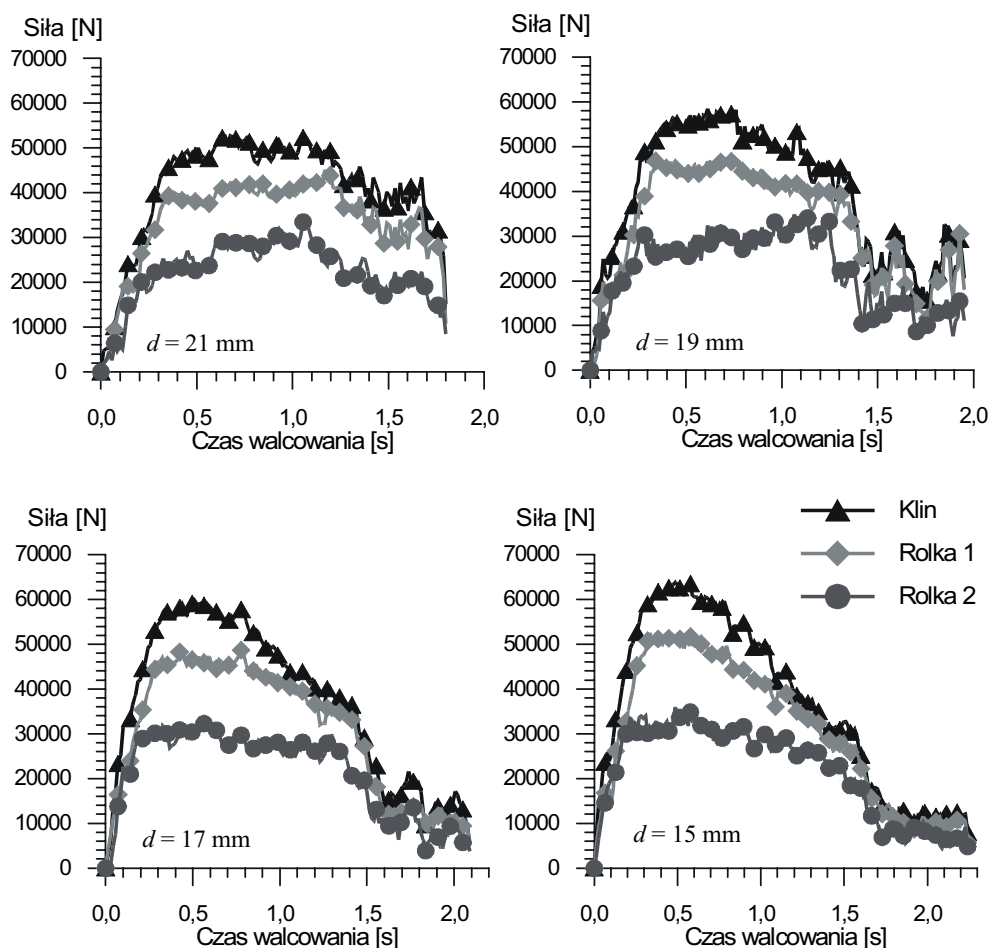
Rys. 5.13. Prognozowany kształt odkuwek w procesach WKR na rolkach profilowych na gorąco (na początku etapu kalibrowania), przy: $\beta = 5^\circ$, $d_0 = 25$ mm, $\delta = 1,67$ oraz α wyspecyfikowanych na rysunku



Rys. 5.14. Rozkłady sił F działających na poszczególne narzędzia w procesach WKR na rolkach profilowych, przy: $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,47$ oraz różnych α



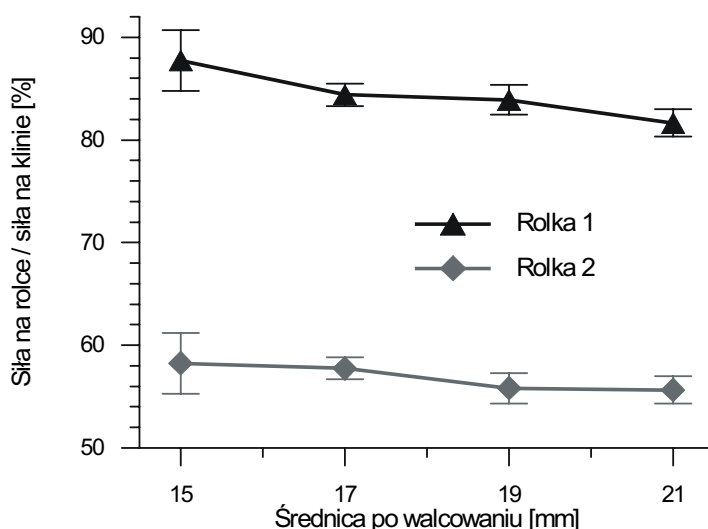
Rys. 5.15. Rozkłady sił F działających na poszczególne narzędzia w procesach WKR na rolkach profilowych, przy: $\alpha=30^\circ$, $d_0=25$ mm, $\delta=1,32$ oraz różnych β



Rys. 5.16. Rozkłady sił F działających na poszczególne narzędzia w procesach WKR na rolkach profilowych, przy: $\beta=7^\circ$, $\alpha=25^\circ$, $d_0=25$ mm oraz różnych d ($\delta=d_0/d$)

W efekcie wykonanych obliczeń - zgodnie z oczekiwaniami - wykazano, że zwiększenie stopnia gniotu δ prowadzi do wzrostu sił kształtowania F . Świadczy o tym na przykład zestawienie rozkładów sił, prezentowane na rys. 5.16, dotyczące przypadków walcowania przy: $\alpha=25^\circ$, $\beta=7^\circ$ oraz różnych stopniach gniotu δ .

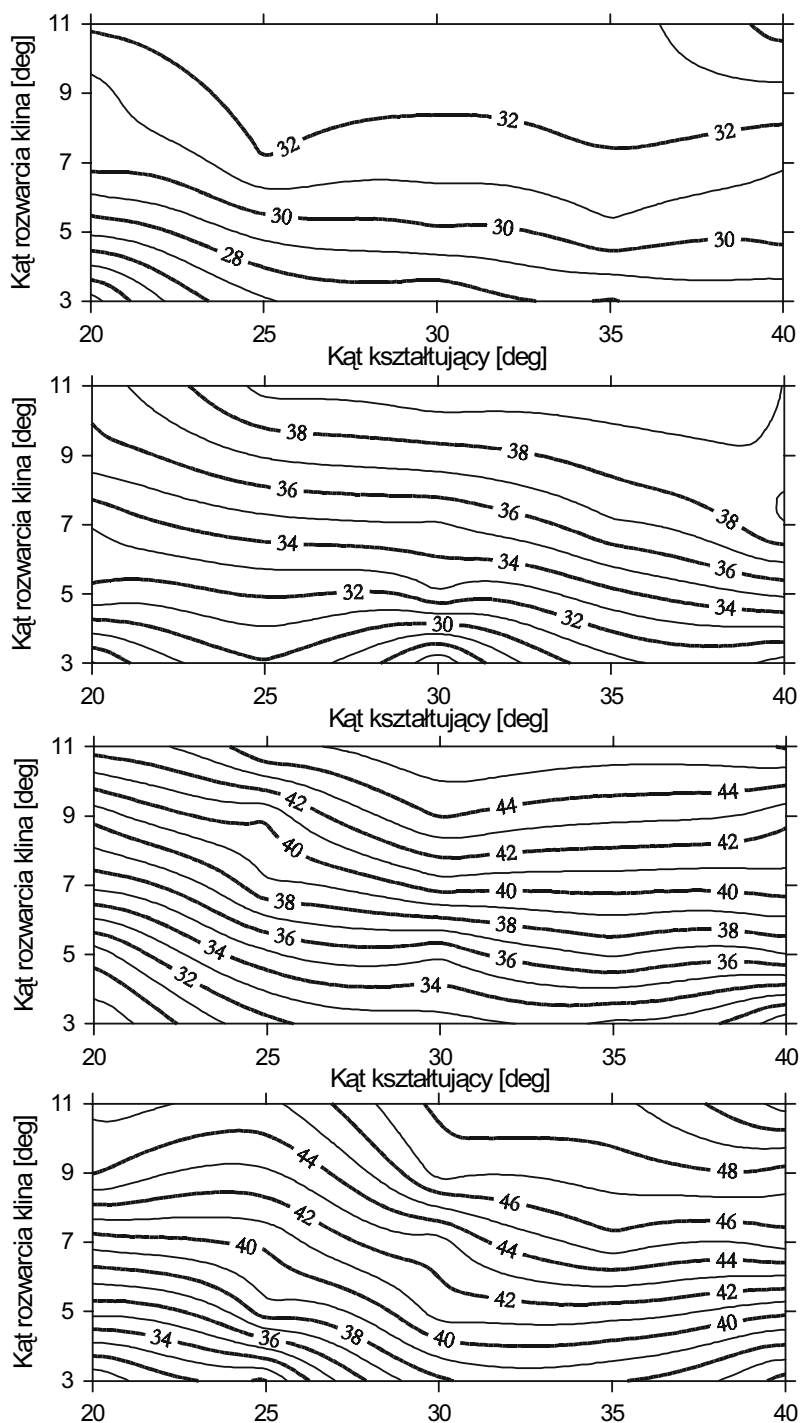
Analiza wyników obliczeń numerycznych wykazała, że we wszystkich rozważanych przypadkach największe siły F występują na klinie zaś najmniejsze na rolce 2 (oznaczenia zgodnie z rys. 5.1). Siły F na rolce 1 przyjmują wartości pośrednie. Przykłady rozkładów sił F potwierdzających to



Rys. 5.17. Porównanie sił F działających na poszczególne rolki, w odniesieniu do siły na klinie, w procesach WKR na rolkach profilowych, przy różnych d

spostrzeżenie podają rysunki 5.12÷5.16. Dla ilościowej oceny sił F oddziałujących 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. 5.17, 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 oddziałującej na klin.

W trakcie obliczeń monitorowano również wartości siły stycznej F_x na klinie, która działa równolegle do kierunku przemieszczania tego narzędzia. Na rys. 5.18 przedstawiono rozkłady względnej siły stycznej F_x na klinie (odniesionej do siły całkowitej F), wyznaczone na podstawie wykonanych obliczeń numerycznych. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że siła F_x (w zależności od parametrów procesu α , β i δ) może przyjmować wartości w zakresie od 25% do 50% siły kształtowania F . Jest to około dwukrotnie więcej niż w typowych (dwunarzędziowych) procesach WPK. Odnośnie wpływu poszczególnych parametrów procesu na wielkość F_x stwierdzono, że zmniejszanie kąta rozwarcia β oraz



Rys. 5.18. Proporcja siły stycznej F_x do siły F na klinie [%], wyznaczona dla procesów WKR na rolkach profilowych, przy $d_0 = 25$ mm oraz $d = 21, 19, 17, 15$ mm (licząc od góry)

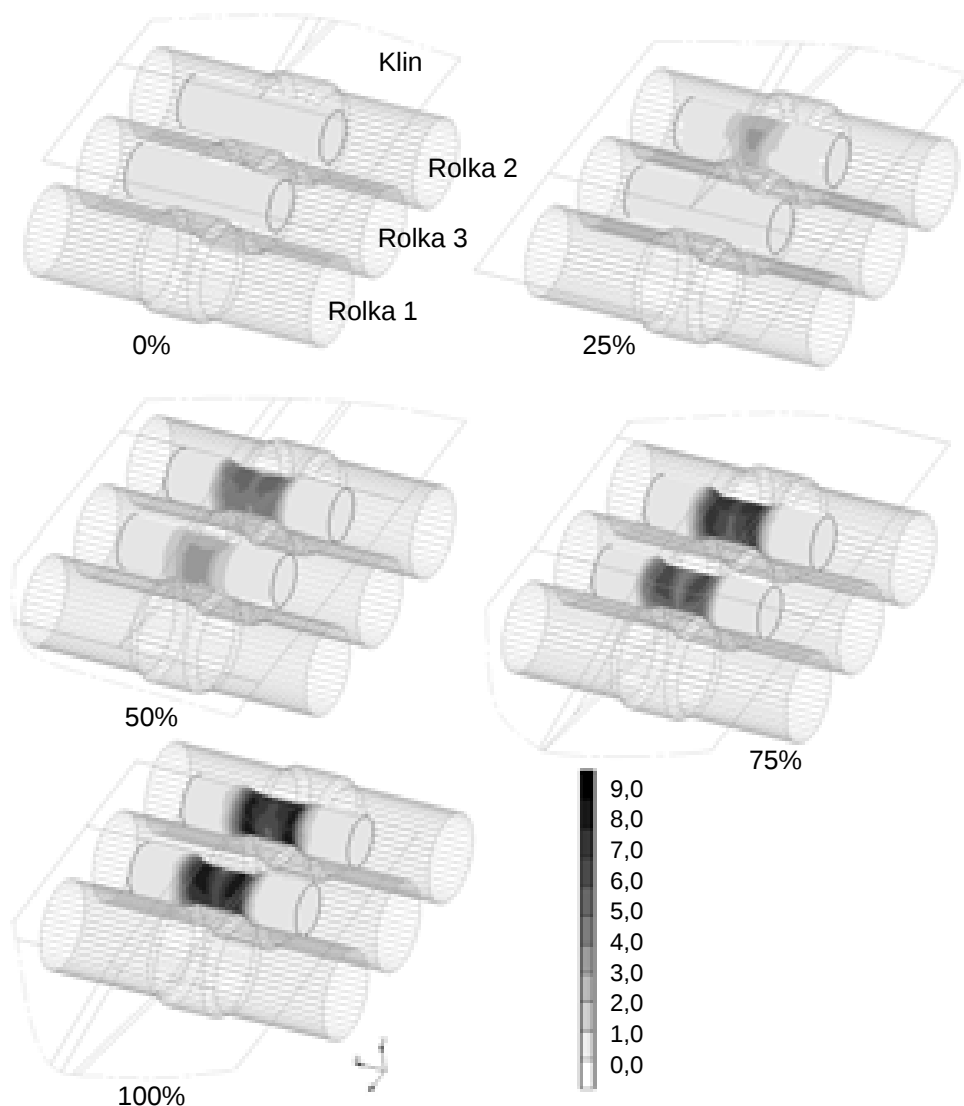
stopnia gniotu δ powoduje wyraźne obniżenie wartości siły stycznej F_x . Natomiast wpływ zmiany kąta kształtującego α na wartość siły F_x jest pomijalny.

Zmianę w relacjach pomiędzy siłami działającymi na poszczególne narzędzia powoduje zwiększenie ilości kształtowanych jednocześnie odkuwek. Wówczas siła F działająca na klin musi uwzględniać obciążenia pochodzące od poszczególnych wyrobów. Inne powinno być również obciążenie rolek wewnętrznych, na które oddziaływać będą dwie odkuwki. Na rys. 5.19 przedstawiono, zasymulowany numerycznie przebieg procesu WKR na rolkach profilowych na gorąco (wg schematu 6 – rys. 3.15), w którym kształtowane są równocześnie dwa wyroby. W podanym przypadku wykorzystano klin o kątach $\alpha=30^\circ$ i $\beta=7^\circ$, za pomocą którego walcowano przewężenie charakteryzowane gniotem bezwzględnym $\Delta r=3$ mm. Pozostałe parametry procesu były identyczne z przyjętymi w analizie WKR odkuwek pojedynczych (patrz podrozdział 5.1). Na podstawie obliczeń stwierdzono, że zwiększenie ilości walcowanych jednocześnie odkuwek zarówno nie obniża dokładności ich wykonania, jak i nie zmienia rozkładu odkształceń w materiale. Zatem uzyskiwane tą metodą wyroby powinny posiadać własności porównywalne.

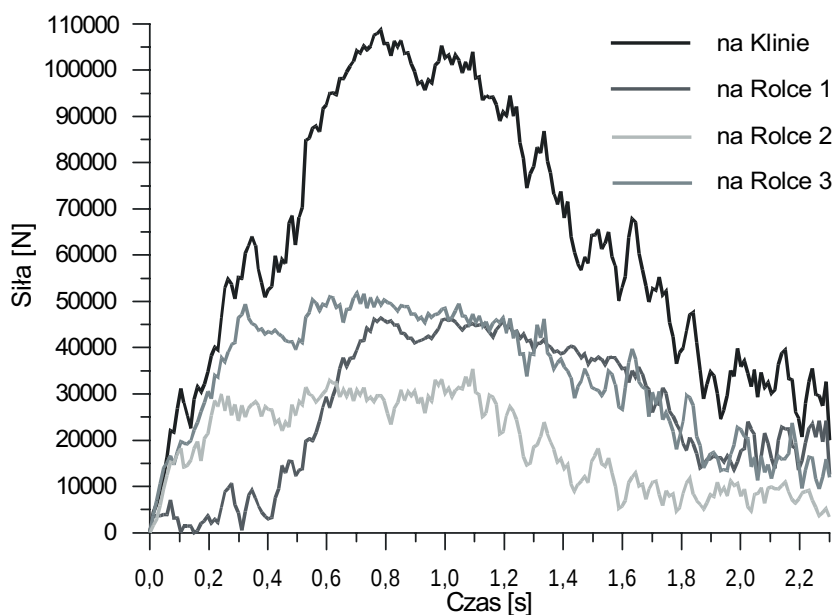
Rozkłady sił F oddziałujących na poszczególne narzędzia, podczas jednoczesnego walcowania dwóch odkuwek, pokazano na rys. 5.20. Przy czym numeracja rolek, podana na rys. 5.19, jest zgodna z przyjmowaną podczas analizy WKR odkuwki pojedynczej (rys. 5.1). Takie postępowanie ułatwia określenie zmian sił działających na poszczególne narzędzia, w procesie WKR, poprzez porównanie rozkładów sił F podanych na rys. 5.20 oraz 5.15 (dla $\beta=7^\circ$).

Zgodnie z oczekiwaniami stwierdzono, że podczas jednoczesnego walcowania dwóch odkuwek na klin działa siła F niemal dwukrotnie większa niż w czasie walcowania jednej odkuwki (odnotowano wzrost siły z 58 kN do 108 kN). Natomiast siły działające na rolki skrajne (oznaczone 1 i 2) pozostają w obu porównywanych schematach niemal identyczne, co jest logiczne bo obciążenie tych narzędzi nie ulega zmianie. Siła na rolce 3 (wewnętrznej) jest tylko nieznacznie większa od tej, która oddziałuje na rolkę 1. Fakt ten jest najprawdopodobniej wynikiem częściowego znosze-

nia się składowych stycznych sił F_x (w kierunku x) działających na to narzędzie, a pochodzących od różnych odkuwek. Ta okoliczność powoduje, że wyteżenie rolek wewnętrznych w procesie jednoczesnego WKR kilku wyrobów nie ulega zwiększeniu, a zatem nie ma konieczności wzmacniania ich konstrukcji.



Rys. 5.19. Obliczona MES progresja kształtu (wraz z rozkładem intensywności odkształcenia) odkuwek walcowanych w układzie podwójnym, przy $\alpha=30^\circ$, $\beta=7^\circ$, $\Delta r=3$ mm oraz zaawansowaniu procesu podanym na rysunku



Rys. 5.20. Rozkłady sił F działających na poszczególne narzędzia w procesie WKR dwóch wyrobów

5.6. Ograniczenia procesu 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.

Na tworzenie pęknięć wewnętrznych w wyrobach walcowanych poprzecznie zasadniczy wpływ wywierają następujące czynniki [25, 141, 145, 148]:

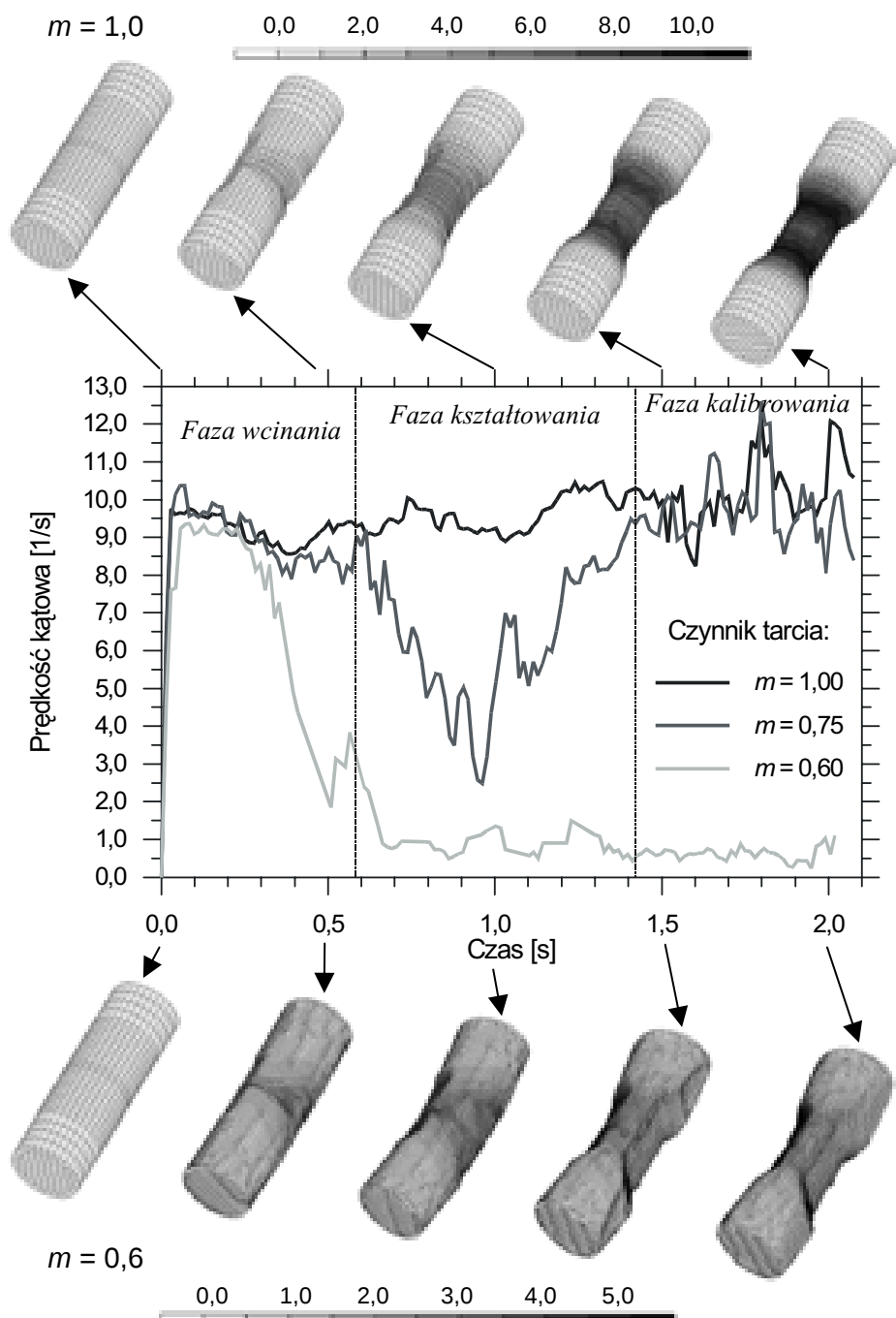
- występowanie wewnątrz odkuwek naprężeń i odkształceń o charakterze cyklicznym;
- stopniowe niszczenie spójności metalu w wyniku niskocyklowego zmęczenia;
- skręcanie będące efektem różnic w prędkościach obrotowych poszczególnych stopni odkuwki;
- wysoki stopień wtrąceń niemetalicznych w materiale odkuwki.

Zagadnieniom związanym z teoretyczną analizą powstawania pęknięć w odkuwkach kształtowanych metodą WKR poświęcony jest podrozdział 5.4.

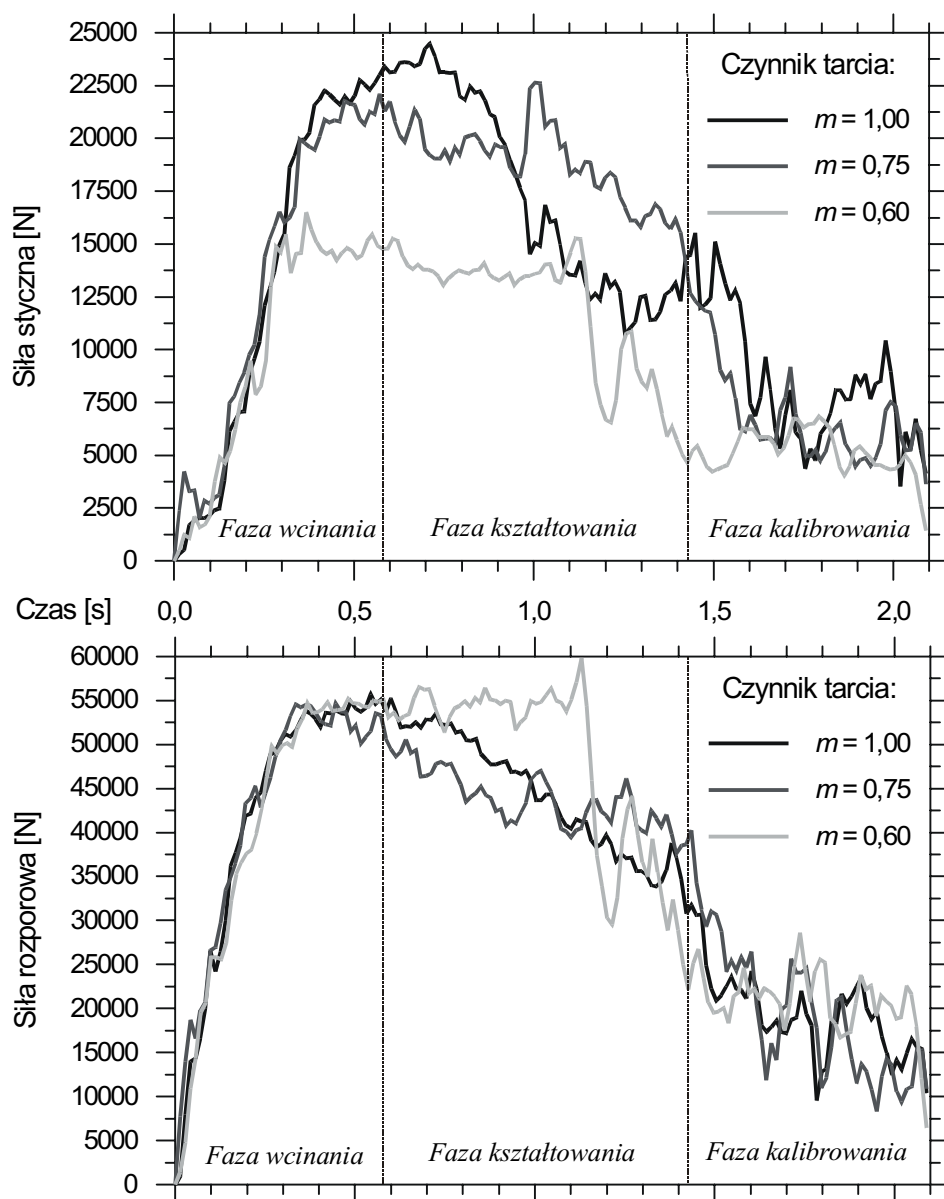
Za najpoważniejsze ograniczenie stabilności procesu WKR należy uznać niekontrolowany poślizg między odkształcanym metalem a narzędziami. Występuje on wówczas, gdy suma momentów sił sprzyjających obrotowi odkuwki kształtowanej jest mniejsza od sumy momentów sił przeciwnych temu obrotowi. W taki przypadku przemieszczający się ruchem posuwistym klin zdiera 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 pokazania wpływu tego parametru na przebieg WKR na rolkach profilowych 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. 5.21. Z rysunku tego wynika, że w procesach WKR na rolkach profilowych 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 w fazie 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.

Wystąpienie niekontrolowanego poślizgu powoduje zmiany w rozkładach sił, w stosunku do tych jakie obserwuje się procesie przebiegającym w sposób stabilny. Na rys. 5.22 zestawiono rozkłady sił na klinie, które obliczono dla różnych wartości czynnika tarcia m . Z wykresu tego wynika, że w procesie WKR, w którym wyrób doznaje niekontrolowanego poślizgu, siła F_x wciskająca klin (styczna) jest znacznie mniejsza od siły odno-



Rys. 5.21. Wpływ czynnika tarcia m na prędkość kątową oraz kształt odkuwki (z zaznaczoną intensywnością odkształcenia) obliczony dla przypadku WKR na rolkach profilowych na gorąco, przy: $\alpha=25^\circ$, $\beta=7^\circ$, $\Delta r=4\text{ mm}$, $d_0=25\text{ mm}$

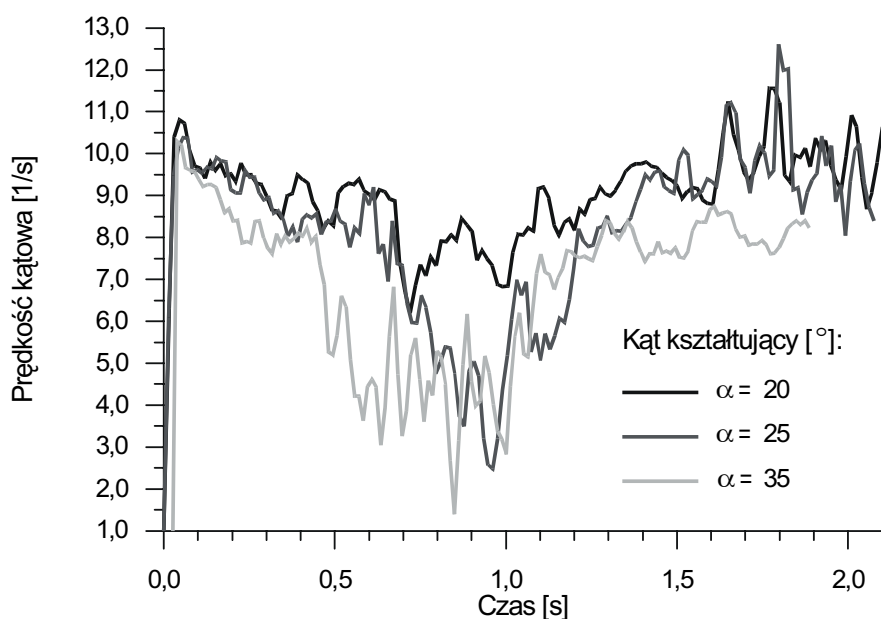


Rys. 5.22. Rozkłady sił stycznej F_x i rozporowej F_y na klinie obliczone dla procesów WKR na rolkach profilowych przy: $\alpha=25^\circ$, $\beta=7^\circ$, $\Delta r=4$ mm, $d_0=25$ mm

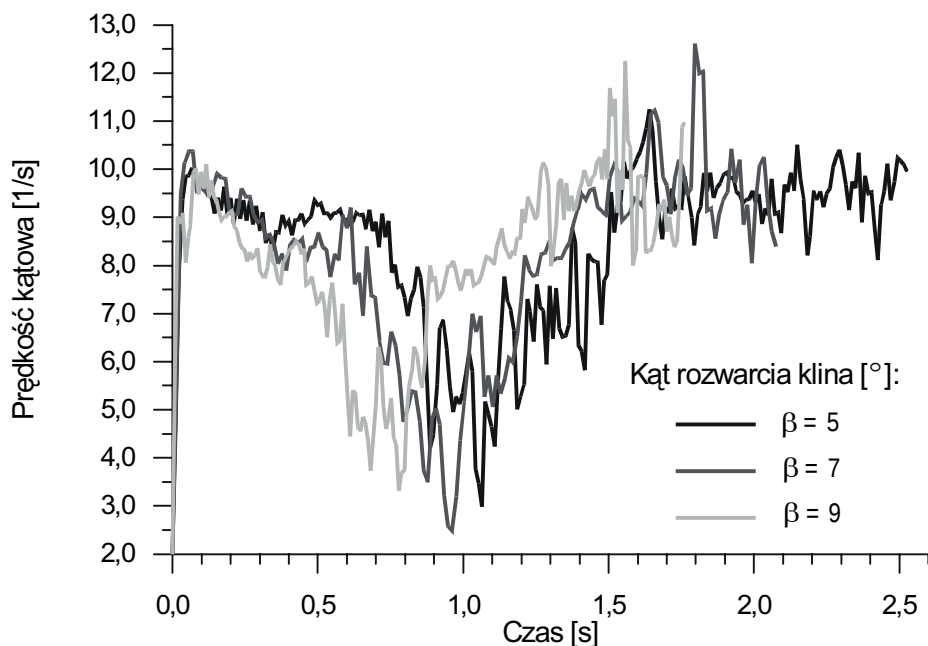
owanej w procesie stabilnym. Równocześnie w tym samym czasie siła rozporowa F_y utrzymuje wartość maksymalną (większą niż w przypadku walcowania przy $m=1,0$). Fakt ten jest wynikiem spłaszczania odkuwki, które powoduje wzrost powierzchni kontaktu i zwiększa siłę rozporową.

Dla zabezpieczenia się przed wystąpieniem niekontrolowanego poślizgu należy dążyć do zwiększania czynnika tarcia na powierzchniach narzędzi. Można to osiągnąć przez ich chropowacenie, zaś w przypadku klinów przez wykonanie na ich powierzchniach bocznych specjalnych nacięć technologicznych (podobnie jak w typowych procesach WPK). Nacięcia te mają zwykle głębokość $0,5 \div 1,5$ mm i znajdują się w odległości $3 \div 5$ mm jedno od drugiego [4, 7, 56, 64, 74, 162]. Należy tutaj zauważyć, że stosowanie nacięć nie może powodować obniżenia jakości powierzchni wyrobów walcowanych.

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 na rolkach profilowych na gorąco, przebiegających przy stałym czynniku tarcia m . Porównanie prędkości kątowych ω , uzyskiwanych przez odkuwkę w analizowanych procesach walcowania, może być podstawą takiej oceny. Na kolejnych wykresach zestawiono rozkłady prędkości ω w zależności od: kąta kształtującego α (rys. 5.23), kąta rozwarcia klina β (rys. 5.24) oraz



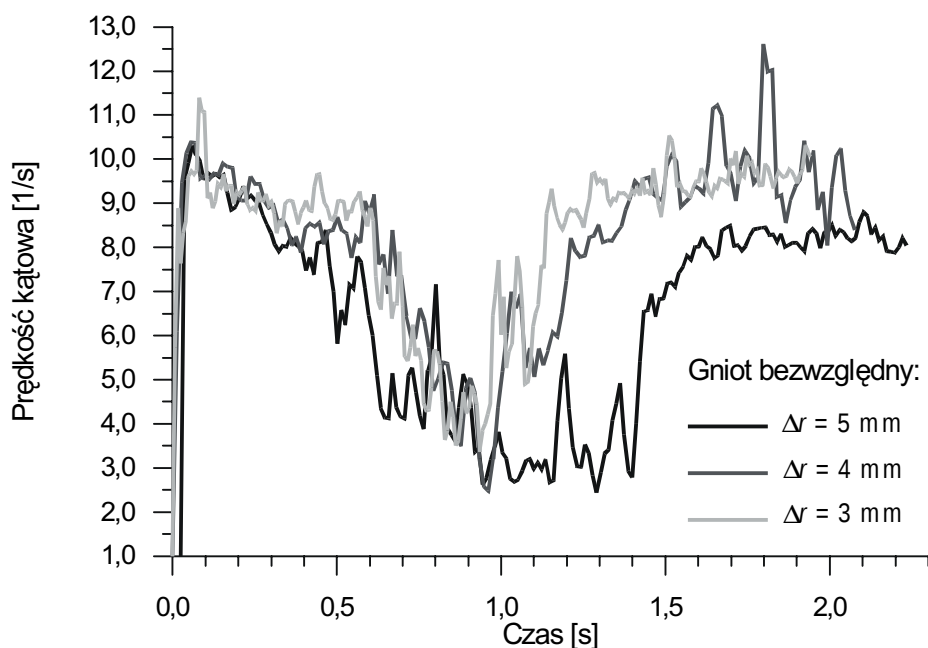
Rys. 5.23. Wpływ kąta kształtującego α na prędkość kątową wyrobu podczas procesów WKR na rolkach profilowych, przy: $\beta=9^\circ$, $\Delta r=4$ mm, $d_0=25$ mm i $m=0,75$



Rys. 5.24. Wpływ kąta rozwarcia klina β na prędkość kątową wyrobu podczas procesów WKR na rolkach profilowych, przy: $\alpha=25^\circ$, $\Delta r=4$ mm, $d_0=25$ mm i $m=0,75$

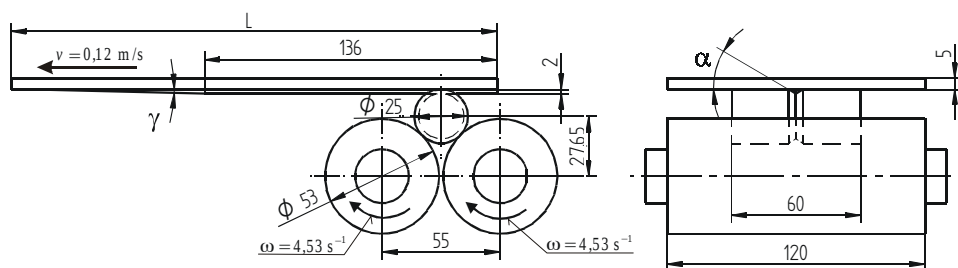
gniotu bezwzględnego Δr (rys. 5.25). Analiza danych zamieszczonych na tych wykresach wykazuje, że korzystne jest stosowanie mniejszych kątów α , gdyż wówczas odkuwka obraca się szybciej – co świadczy o podwyższeniu stabilności walcowania. Ponadto zauważono, że mniej narażone na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu są przypadki walcowania, w których stosuje się mniejsze gnioty Δr . Odnosnie wpływu kąta β stwierdzono, że jego zwiększenie 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.

Niekontrolowany poślizg jest w zasadzie jedynym ograniczeniem, które może wystąpić podczas WKR na zimno V-rowka. W celu wyznaczenia wartości minimalnej (granicznej), przy której proces ten będzie przebiegał w sposób stabilny wykonano szereg symulacji numerycznych. Na potrzeby analizy wykonano model geometryczny procesu WKR



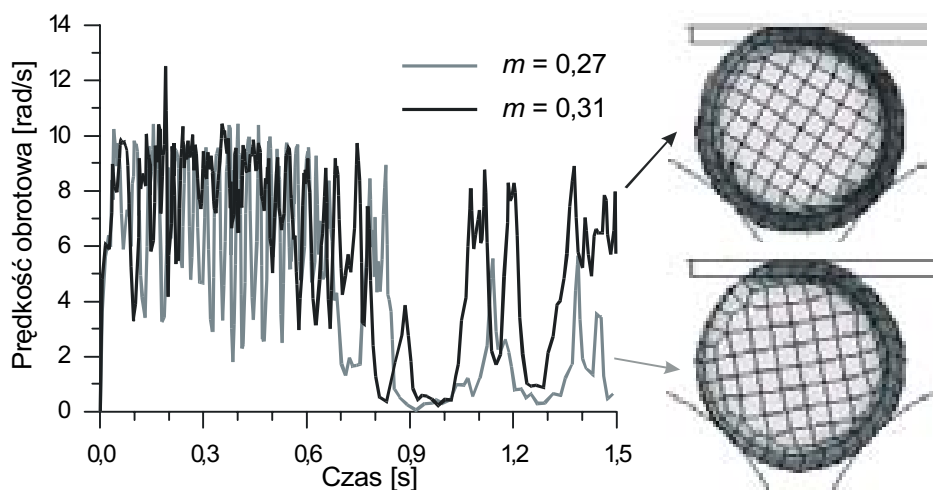
Rys. 5.25. Wpływ gniotu bezwzględnego Δr na prędkość kątową wyrobu podczas procesów WKR na rolkach profilowych, przy: $\alpha=25^\circ$, $\beta=7^\circ$, $d_0=25$ mm i $m=0,75$

zgodny z rys. 5.26. Przyjęto, że kształtowany materiał to aluminium w gatunku A0, dla którego naprężenie uplastyczniające określone jest zależnością (4.12). W obliczeniach założono również model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia - zgodnie z równaniem (2.6).



Rys. 5.26. Schemat procesu WKR na zimno V-rowka, z zaznaczonymi ważniejszymi parametrami

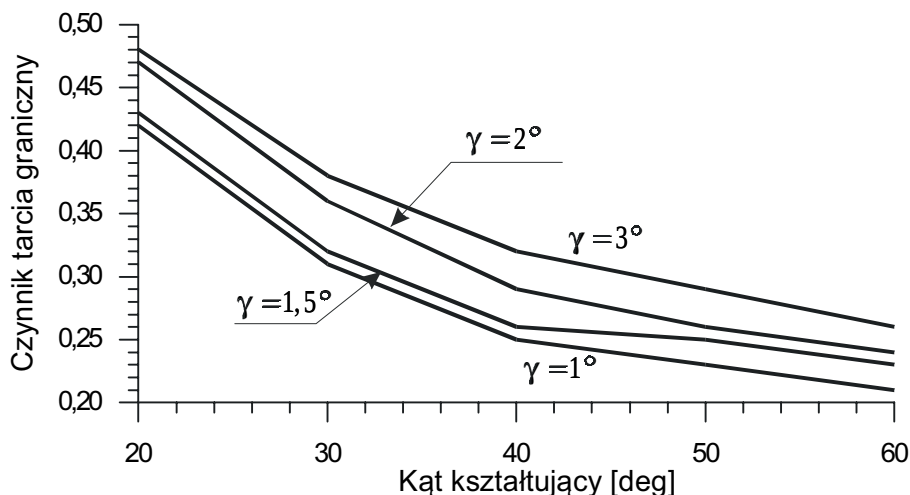
W obliczeniach zmieniano parametry narzędzia klinowego (kąć kształtujący α w zakresie $20^\circ \div 60^\circ$ oraz kąć wzniosu klina γ w przedziale $1^\circ \div 3^\circ$). Dla każdej pary kątów α i γ obliczenia wielokrotnie powtarzano, zmieniając czynnik tarcia m na powierzchni kontaktu metalu z narzędziem. 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 (rys. 5.27). 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.



Rys. 5.27. Obliczone MES rozkłady prędkości obrotowych próbek walcowanych przy m podanym na rysunku

Na rys. 5.28 przedstawiono obliczone numerycznie graniczne wartości czynnika tarcia m_{gr} , w zależności od parametrów kątowych klinów α i γ . Na podstawie danych zamieszczonych na tym rysunku stwierdza się, że zwiększenie kąta kształtującego α oraz zmniejszenie kąta wzniosu klina

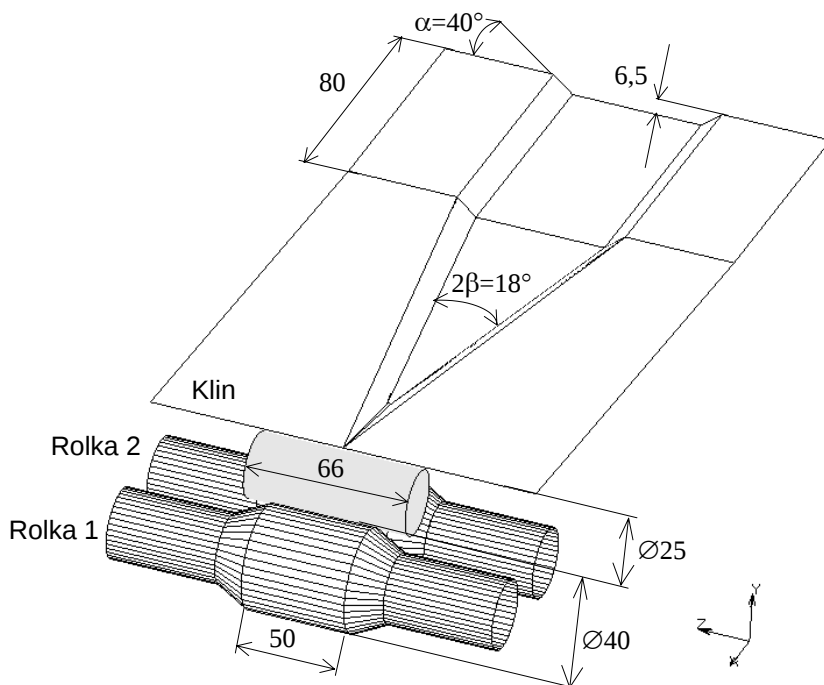
γ sprzyja bardziej stabilnej (ze względu na wystąpienie niekontrolowanego poślizgu) realizacji procesu WKR na zimno V-rowka. Należy zauważyć, że trzeba tak dobierać parametry kątowe narzędzia (tj. α i γ) by czynnik tarcia m dla pary trącej metal-narzędzie był większy od odpowiadającej tej parze kątów wartości granicznej m_{gr} .



Rys. 5.28. Obliczone MES graniczne wartości czynnika tarcia w procesie WKR na zimno V-rowka

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 F_z) osiągają wartość naprężeń uplastyczniających.

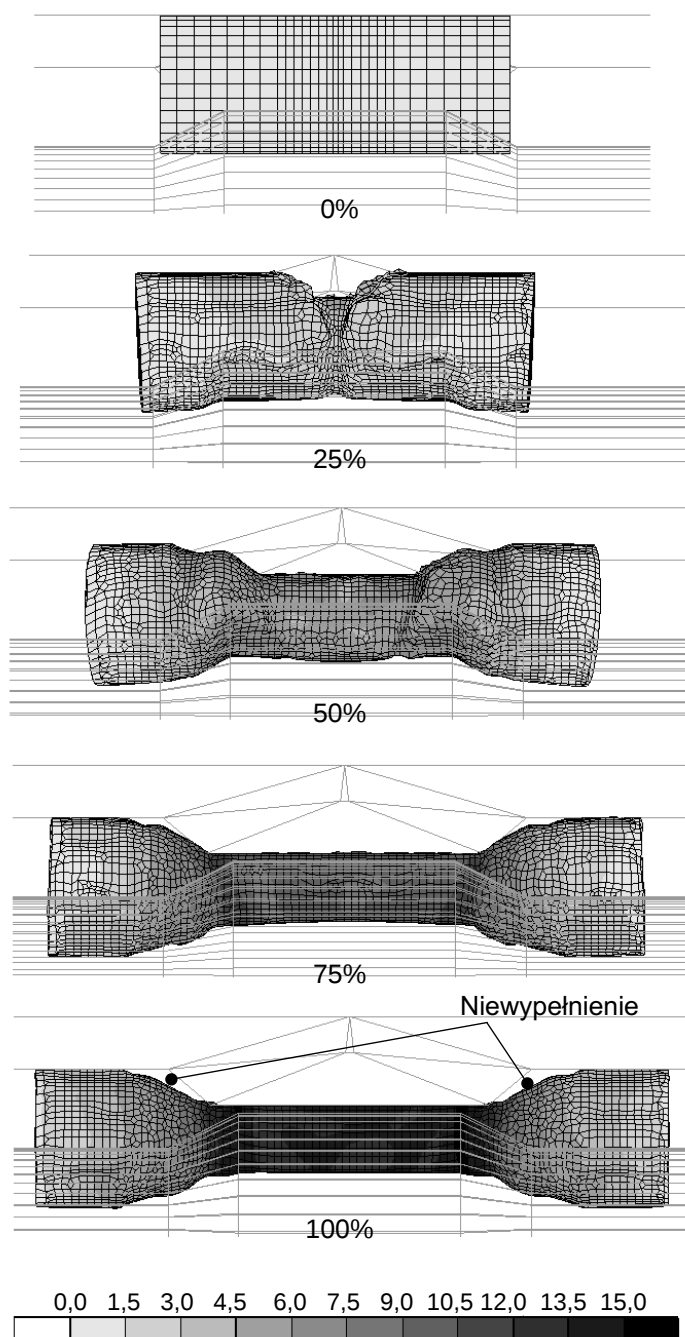
Dla sprawdzenia czy przytaczane zakłócenie może wystąpić także podczas WKR wykonano eksperyment numeryczny. Polegał on na zasyмуляowaniu procesu kształtowania, w którym rozważano odwalcowanie w wyrobie centralnego przewężenia o średnicy $\varnothing 12$ mm oraz długości 50 mm. Analizowany przypadek WKR pokazano na rys. 5.29, na którym zaznaczono również ważniejsze wymiary. Pozostałe parametry procesu były identyczne z opisanymi w podrozdziale 5.1. Na uwagę zasługuje fakt



Rys. 5.29. Schemat przypadku WKR, charakteryzowanego stopniem gniotu $\delta=2,08$

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.

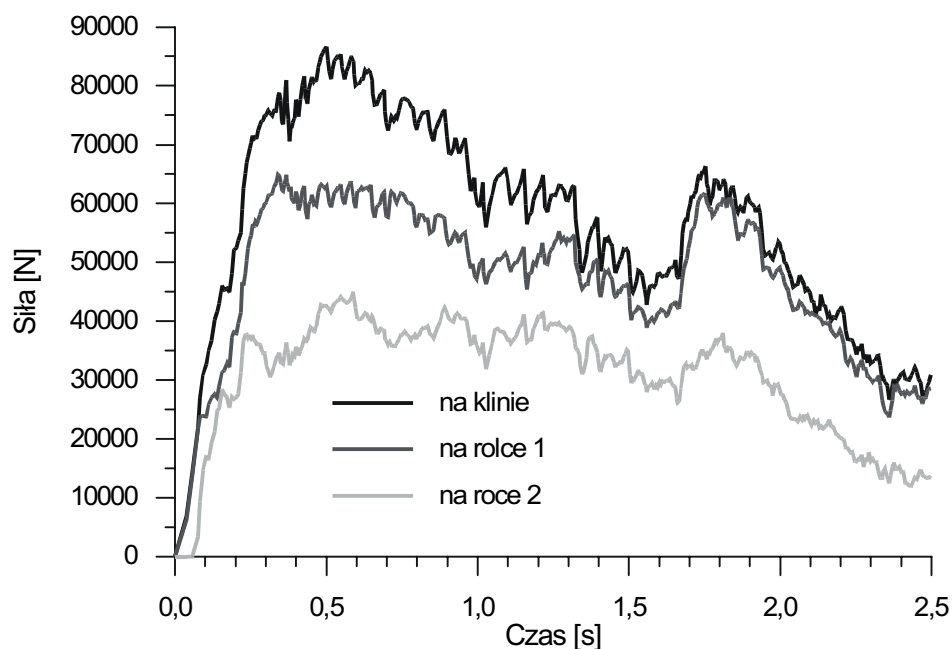
W efekcie przeprowadzonych obliczeń numerycznych prześledzono zmiany kształtu wyrobu (zachodzące podczas WKR), które pokazano na rys. 5.30. Nieoczekiwanie można było przekonać się, że w analizowanym procesie WKR nie występuje przewężenie (zerwanie) walcowanego stopnia wyrobu. Prawdopodobnie było to skutkiem występowania na powierzchni rolek sił tarcia, które hamując płynięcie metalu w kierunku osiowym przeciwdziałają niekontrolowanemu rozciąganiu kształtowanego stopnia wyrobu. 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. W konkluzji można stwierdzić, że prawdopodobieństwo



Rys. 5.30. Progresja kształtu wyrobu (z zaznaczonym rozkładem intensywności odkształcenia) podczas WKR zgodnego z rys. 5.29, przy zaawansowaniu procesu podanym na rysunku

stwo przewężenia (zerwania) walcowanego stopnia wyrobu podczas WKR jest znacznie mniejsze niż w typowych procesach WPK.

Wykonane obliczenia wykazały również, że podczas WKR może wystąpić zniekształcenie wyrobu w stopniu uniemożliwiającym jej akceptację. Wada ta jest dobrze widoczna na rys. 5.30, gdzie wyrób finalny ma 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 wyrobów nie będą mogły być kształtowane metodą WKR. Należy zauważyć, że wystąpienie omawianego ograniczenia nie powoduje zmian w rozkładach sił walcowania F – pokazanych na rys. 5.31. Bowiem, charakter tych rozkładów jest zgodny z tym, który zaobserwowano w typowych (stabilnych) procesach WKR, opisanych w podrozdziale 5.5.



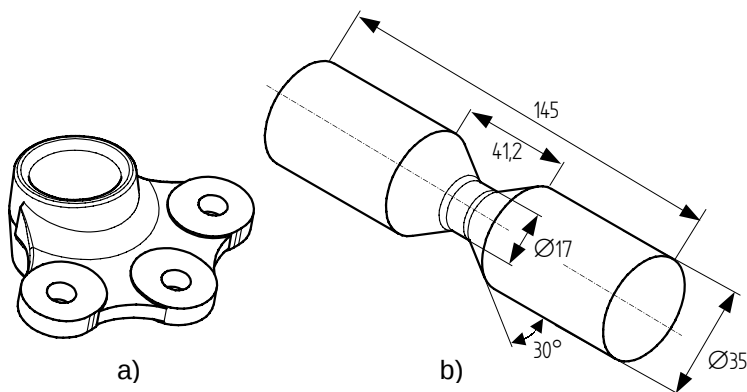
Rys. 5.31. Rozkład sił F obliczony dla procesu WKR, zgodnego z rys. 5.29

6. Możliwości zastosowania technologii WKR w produkcji

Możliwości technologiczne WKR, wstępnie są opisane we wcześniejszych pracach autora [103, 113, 104]. W rozdziale 6 podano przykłady wybranych wyrobów, w których wytwarzaniu z powodzeniem można zastosować technologię WKR. Wyroby te wybrano z asortymentu kuźni krajowych, mając na uwadze jak najszersze zróżnicowanie ich kształtu. Dla wszystkich przykładów podano konstrukcje narzędzi (klina i rolek) oraz przedstawiono wyniki symulacji numerycznych procesów kształtowania, weryfikując w ten sposób poprawność przyjętych rozwiązań technologicznych.

6.1. Przedkuwka korpusu

Odkuwki korpusów (rys. 6.1a) kute są obecnie w układzie podwójnym na prasie z przedkuwki, której wymiary geometryczne podano na rys. 6.1b. Obecnie przedkuwkę walcuje się w dwuwalcowej walcarce U135,



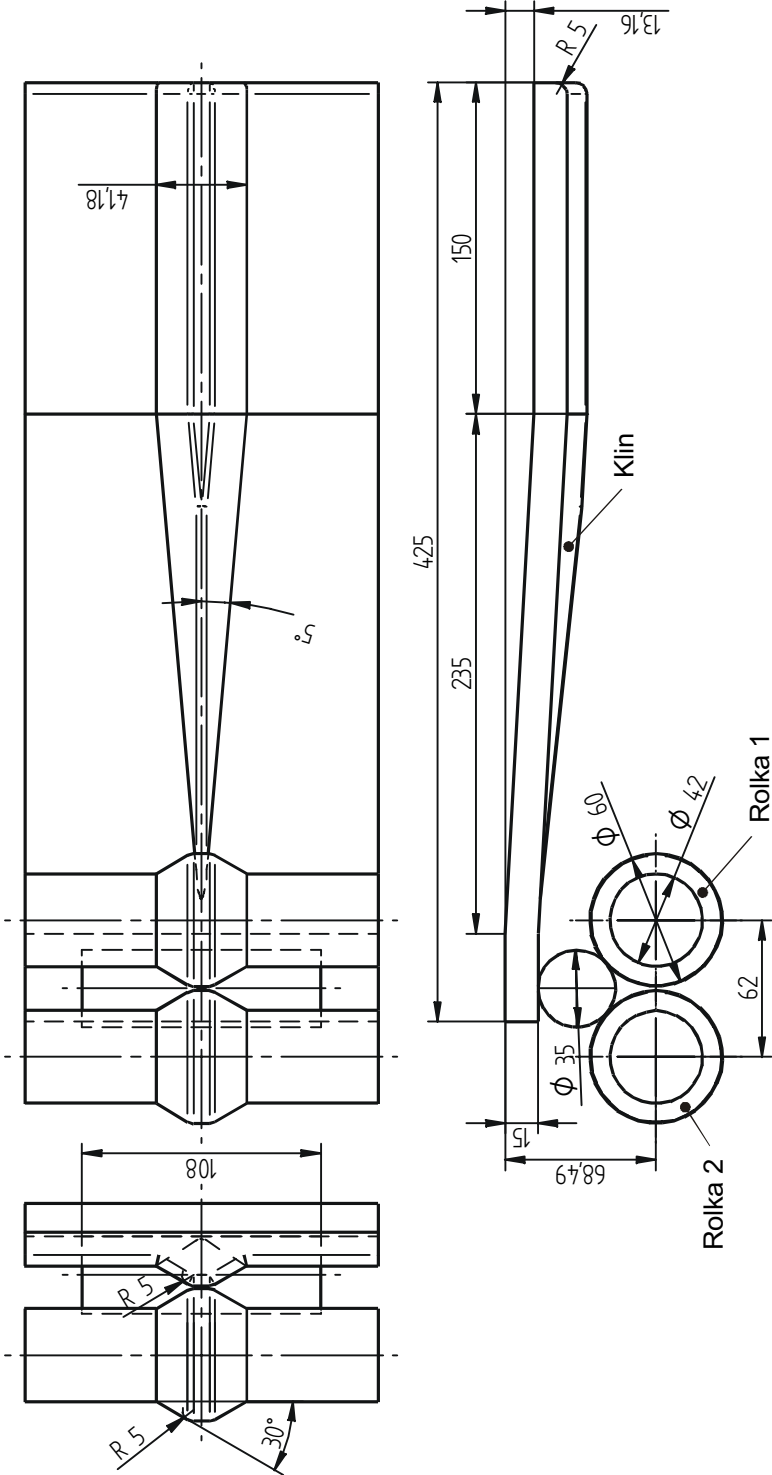
Rys. 6.1. Odkuwka korpusu (a) oraz przedkuwka (b) stosowana w procesie jej wytwarzania

wyposażonej w walce o średnicy $\varnothing 600$ mm. Zastosowanie tego agregatu do wytwarzania przedkuwki o tak prostym kształcie wydaje się jednakże ekonomicznie nieuzasadnione. W związku z tym dokonano analizy możliwości wytwarzania tej przedkuwki technologią WKR.

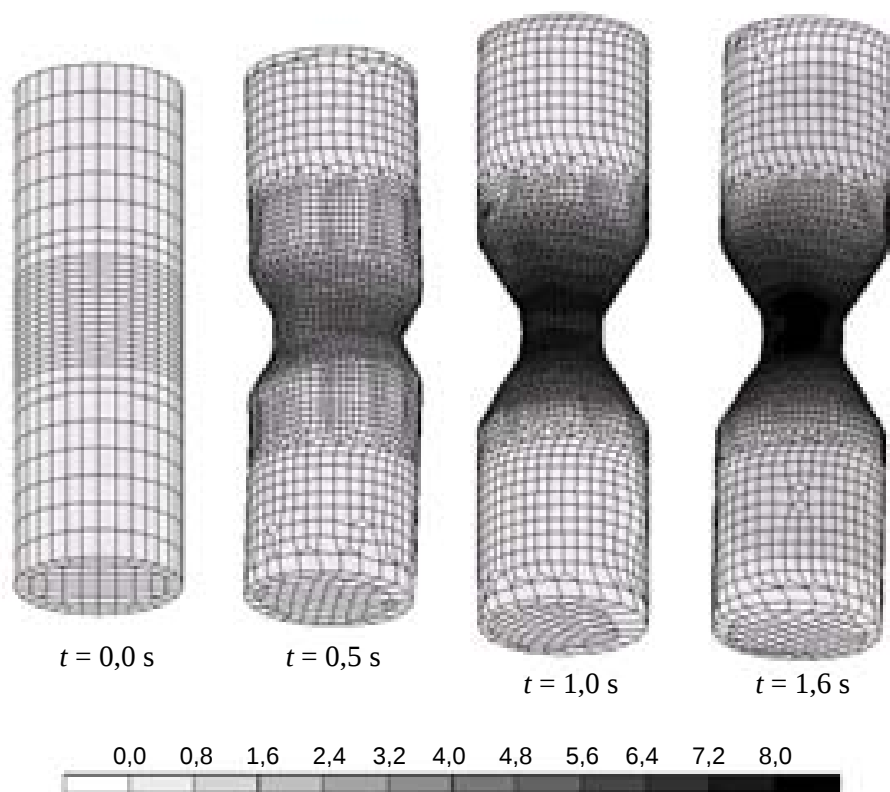
Analizując kształt przedkuwki należy zwrócić uwagę na fakt, iż posiada ona przewężenie, którego ukształtowanie wymaga zastosowania procesu walcowania przebiegającego przy stopniu gniotu $\delta = 2,06$. Przyjmuje się, że w procesach WPK w jednym przejściu klina można kształtować wyroby wówczas, gdy $\delta \leq 2,0$. Zatem na podstawie tego przykładu ocenić można będzie, czy zasada ta jest również słuszna w przypadku WKR.

Na rys. 6.2 przedstawiono narzędzia do wykonania przedkuwki korpusu technologią WKR. Na rysunku tym podano również ważniejsze wymiary narzędzi. Projektując klin założono, że kąt kształtujący $\alpha = 30^\circ$, a kąt rozwarcia $\beta = 5^\circ$. Duża wartość stopnia gniotu δ wymusiła zastosowanie w analizowanym procesie WKR, rolek o średnicy maksymalnej równej $\varnothing 60$ mm. Krawędzie robocze wszystkich narzędzi zaokrąglono promieniem R5. Uwzględniając powyższe założenia sporządzono model geometryczny procesu WKR, który zastosowano w analizie numerycznej.

W obliczeniach wykorzystano sprężysto - plastyczny model materiału – stali w gatunku C35, który zaczerpnięto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2004. Przyjęto również model tarcia stałego, uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzi, zakładając jednocześnie graniczną wartość czynnika tarcia $m = 1,0$. Pozostałe parametry, przyjęte do obliczeń są następujące: temperatura wsadu – 1150°C , temperatura narzędzi – 150°C , temperatura otoczenia – 40°C , współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami – $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$, współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem $350 \text{ W/m}^2\text{K}$, prędkość przemieszczania klina – $0,25 \text{ m/s}$ oraz prędkość obrotowa rolek – 10 rad/s .

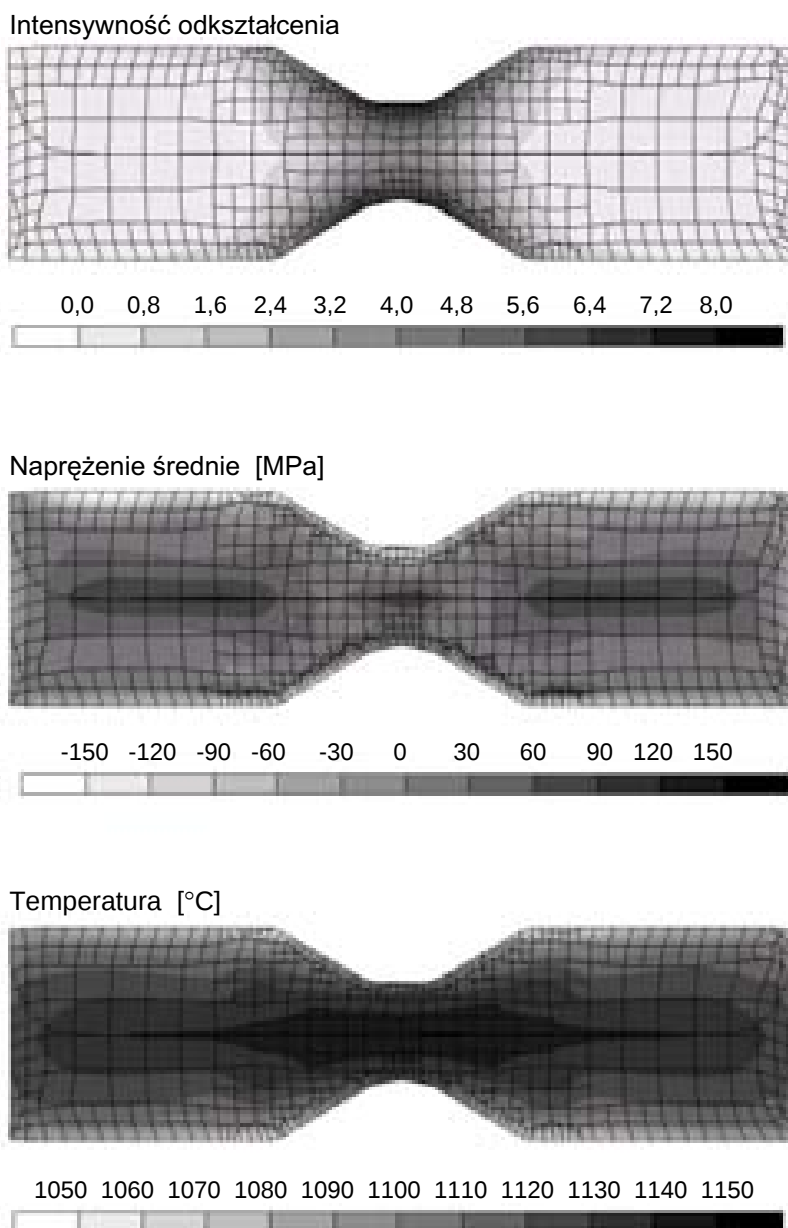


Rys. 6.2. Schemat procesu walcowania klinowo - rolkowego przedkawki dźwigni



Rys. 6.3. Zmiana kształtu przedkuwki (wraz z rozkładem intensywności odkształcenia) w trakcie procesu WKR, przy czasie t podanym na rysunku

Na rys. 6.3 przedstawiono jak zmienia się kształt przedkuwki podczas procesu walcowania klinowo-rolkowego. W początkowej fazie procesu klin i rolki wciskają się w metal wykonując na jego obwodzie rowek klinowy. Ze względu na różną szerokość występów klina i rolek w tej fazie walcowania ma miejsce nieznaczne wygięcie półwyrobu, które jest skutecznie usuwane w dalszej części procesu. Podczas kalibrowania eliminowane są również wszelkie nieprawidłowości kształtu przekroju poprzecznego. Ostatecznie uzyskuje się przedkuwkę o zakładanym kształcie i wymiarach. Jak wynika z rys. 6.3 i 6.4 odkształcenia maksymalne lokalizowane są w warstwach zewnętrznych ukształtowanego przewężenia. Na uwagę zasługuje klepsydrowy kształt izolinii intensywności odkształcenia, charakterystyczny dla wglębiania klina w ośrodek plastyczny.



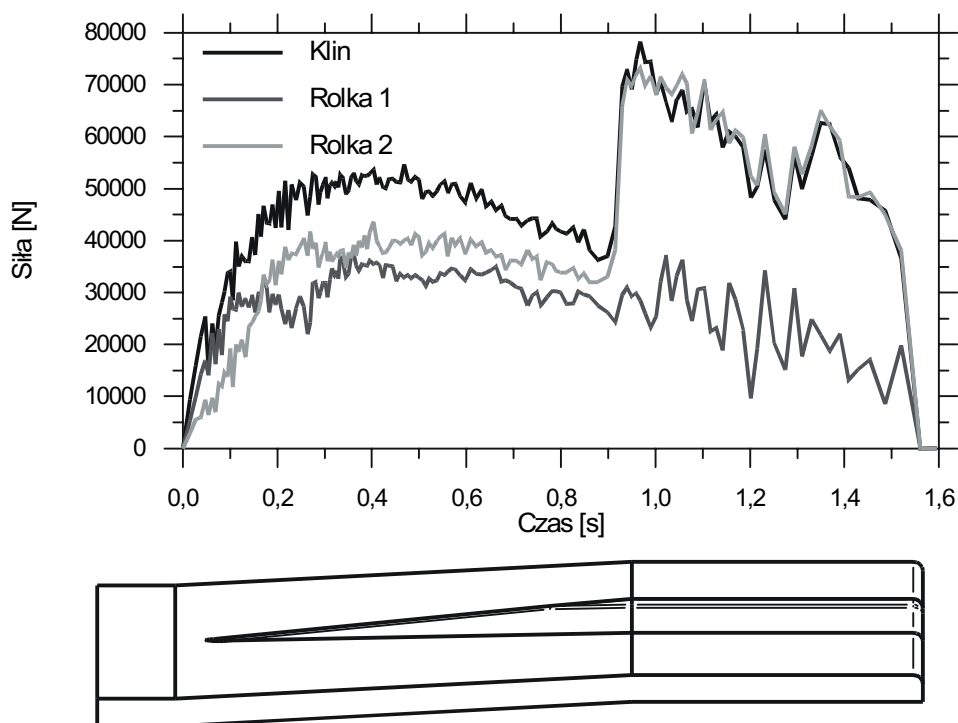
Rys. 6.4. Rozkłady intensywności odkształcenia, napężenia średniego σ_m i temperatury T w przekroju wzdłużnym przedkuwki walcowanej metodą WKR

Interesująco przedstawia się rozkład napężenia średniego σ_m w przekroju wzdłużnym przedkuwki, pokazany na rys. 6.4. Jak wynika z danych

podanych na tym rysunku, obszary występowania dodatnich naprężeń σ_m skupione są w strefie osiowej półwyrobu. Tam więc występuje największe prawdopodobieństwo powstania pęknięcia wewnętrznego materiału. Na rys. 6.4 pokazano również jak rozłożona jest temperatura metalu w przekroju wzdłużnym przedkuwki. Zauważa się, że największe temperatury występują w środku półwyrobu, gdzie temperatura praktycznie utrzymuje się na poziomie temperatury początkowej wsadu. Najchłodniejszy metal występuje natomiast w pobliżu styku przedkuwki z narzędziami. Taki rozkład temperatur jest bardzo korzystny dla przebiegu procesu WKR. Albowiem pęknięcia wewnętrzne w wyrobach kształtowanych walcowaniem poprzecznym pojawiają się po wykonaniu określonej liczby cykli odkształceń, pochodzących od narzędzi kształtujących. Wg Andreeva [5] spadek temperatury metalu o 200°C (z 1200°C do 1000°C) powoduje zmniejszenie granicznej liczby cykli odkształceń aż o 50%. Zatem w strefach osiowych przedkuwki, gdzie dominują naprężenia rozciągające, wysoka temperatura metalu zmniejszać będzie prawdopodobieństwo utworzenia pęknięcia wewnętrznego.

Na rys. 6.5 pokazano rozkłady sił F oddziałujących na poszczególne narzędzia w analizowanym procesie WKR. Z danych na tym rysunku wynika, iż w strefach wcinania i kształtowania występuje wyraźne rozgraniczenie w wartościach sił. Największe siły F działają wówczas na klin, zaś najmniejsze na rolkę 1 (zgodnie z oznaczeniami z rys. 6.2). Przejście procesu do etapu kalibrowania powoduje wyraźne zwiększenie sił oraz zmianę rozkładu sił na rolce 2, na którą we wcześniejszych fazach procesu oddziaływała siła o wartości pośredniej między wartościami sił odnotowanymi na pozostałych narzędziach. Tymczasem w czasie kalibrowania siła na rolce 2 jest praktycznie identyczna z tą, która występuje na klinie. Skok wartości sił obserwowany w końcowej fazie procesu WKR tłumaczy się zamknięciem całej objętości metalu między trzema narzędziami, co jest następstwem maksymalnego zbliżenia klina do rolek. Zwiększają się wówczas przede wszystkim siły oddziaływania przez metal na narzędzia poza strefą kształtowanego przewężenia.

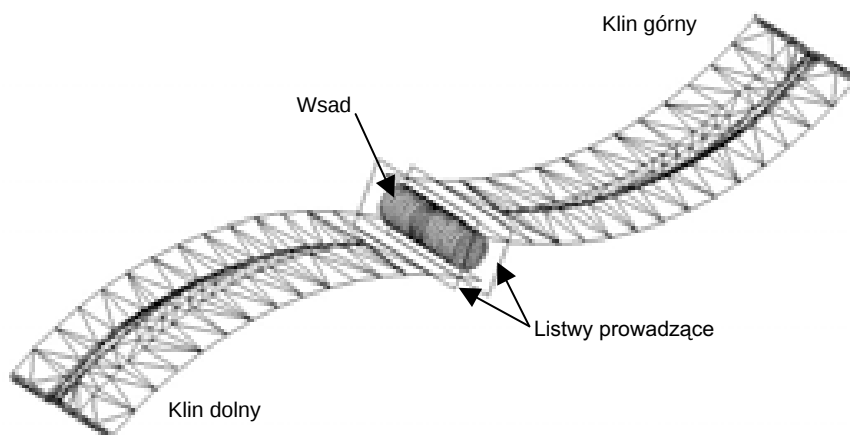
Jak już uprzednio wspomniano w chwili obecnej przedkuwka korpusu walcowana jest w walcarce U135, za pomocą dwóch klinów



Rys. 6.5. Obliczone rozkłady sił kształtowania F , występujących w procesie WKR przedkuwki korpusu

wypukłych. Ważniejsze parametry geometryczne tych klinów to: kąt kształtujący $\alpha=30^\circ$, kąt rozwarcia $\beta=6,37^\circ$, promień zaokrągleń R5. Analizę procesu WPK tej przedkuwki opisano szczegółowo w opracowaniu [126]. Na rys. 6.6 pokazano model geometryczny procesu WPK przyjęty w tej analizie. W obliczeniach tego procesu WPK przyjmowano parametry identyczne jak w przypadku opisanego walcowania klinowo-rolkowego WKR. Jedyną różnicą dotyczyła prędkości klinów, które w przypadku metody dwuwalcowej WKR obracały się z prędkością kątową 1,57 rad/s.

Na rys. 6.7 przedłożono mapy intensywności odkształcenia, naprężenia średniego i temperatury w przekroju wzdłużnym odkuwki kształtowanej w procesie WPK. Porównując dane z rysunków 6.4 i 6.7 stwierdza się występowanie dużego podobieństwa jakościowego (przy rozbieżnościach ilościowych) pomiędzy poszczególnymi rozkładami. W przypadku inten-

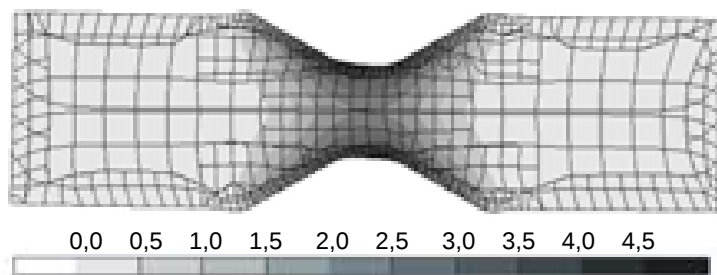


Rys. 6.6. Model geometryczny procesu WPK przedkuwki korpusu [126]

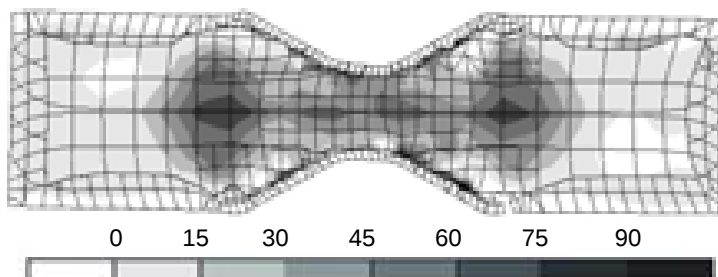
sywności odkształcenia odnotowano, że w półwyrobie otrzymanym w procesie WKR jest ona prawie dwukrotnie większa od występującej wówczas, gdy kształtowanie odbywa się metodą WPK. Świadczy to o większym udziale płynięcia metalu w kierunku stycznym w procesie WKR, co jest następstwem zastosowania większej liczby narzędzi kształtujących. Odnośnie naprężenia średniego stwierdza się, że ilościowo wartości σ_m odnotowane dla obu metod kształtowania są porównywalne. Jedynie wydłużeniu ulega obszar występowania dodatnich σ_m w strefach metalu poza przewężeniem w półwyrobie otrzymanym w procesie WKR. Jest to następstwem dokładnego zamknięcia metalu między narzędziami, występującego na etapie kalibrowania podczas WKR. Natomiast nieznacznie wyższe temperatury metalu w przedkuwce otrzymanej przez WPK tłumaczy się po prostu krótszym czasem kształtowania, który dla tego procesu wynosi zaledwie 0,7 s.

Różnice w przebiegu kształtowania metalu, występujące w procesach WKR i WPK, znajdują odzwierciedlenie w rozkładach sił. Na rys. 6.8 zestawiono rozkłady sił stycznej F_x i rozporowej F_y oddziałujących na kliny w omawianych metodach wytwarzania. Z porównania danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że podczas wcinania klina oraz kształtowania siła rozporowa F_y przyjmuje porównywalne wartości w analizowanych procesach walcowania. W tym samym czasie siła styczna F_x (wciskająca klin) w procesie WKR jest o około 1/3 mniejsza od siły

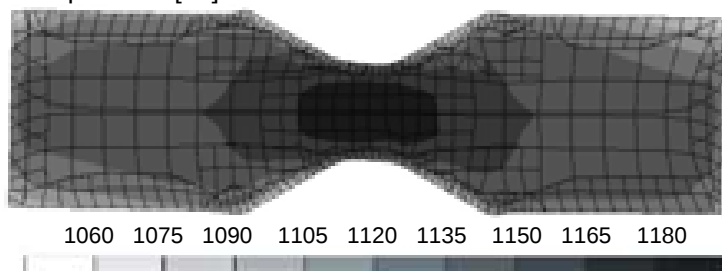
Intensywność odkształcenia



Napężenie średnie [MPa]

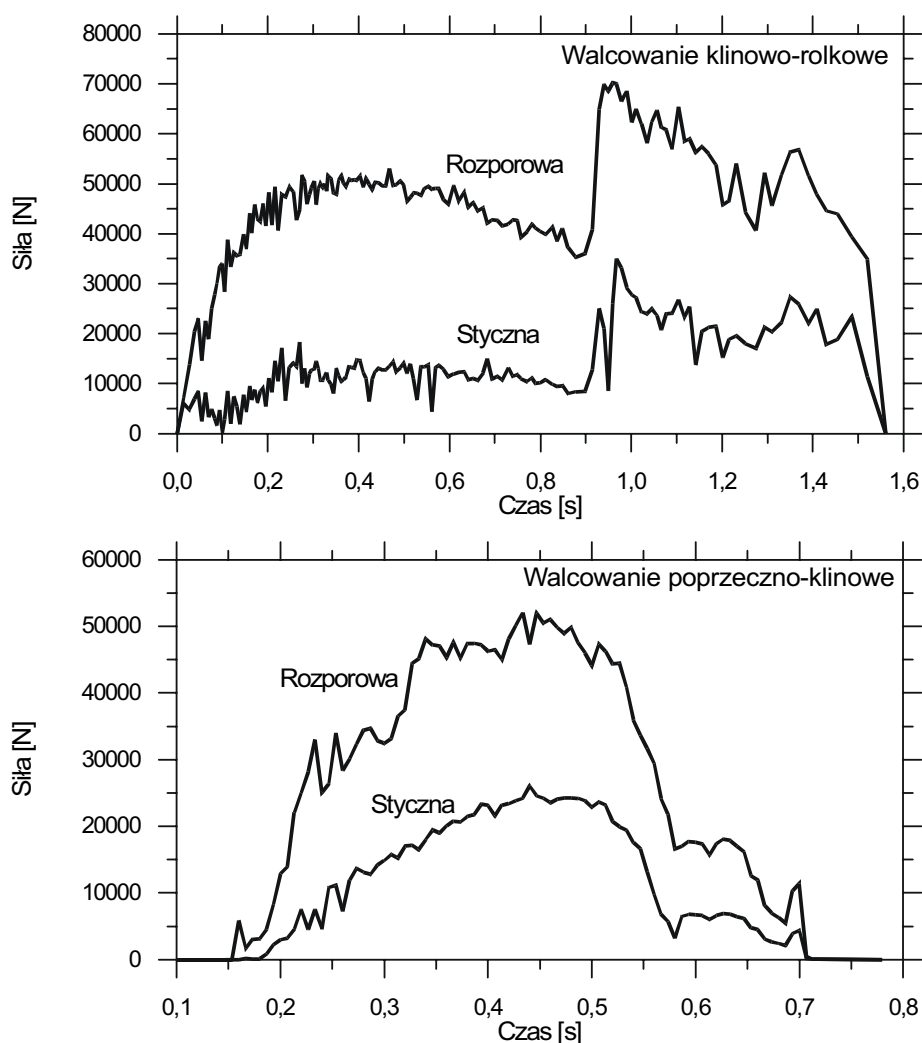


Temperatura [°C]



Rys. 6.7. Mapy intensywności odkształcenia, naprężenia średniego σ_m i temperatury T w przekroju wzdłużnym przedkuwki walcowanej metodą WKP w walcierce UI35

odnotowanej w przypadku WPK. Fakt ten tłumaczy się zastosowaniem mniejszego kąta rozwarcia klina w procesie WKR ($\beta=5^\circ$) w porównaniu do procesu WPK ($\beta=6,37^\circ$). Zasadnicze różnice w rozkładach sił zaobserwowano dopiero na etapie kalibrowania. Wówczas w przypadku WKR dochodzi do raptownego zwiększenia sił, podczas gdy w trakcie WPK ma miejsce obniżenie ich wartości. Oczywiście ze względów praktycznych rozkład sił występujących w procesie WPK należy uznać za bardziej korzystny dla przebiegu kształtowania.



Rys. 6.8. Obliczone rozkłady sił stycznej F_x i rozporowej F_y oddziałujących na klin w procesach WKR (rys. górny) i WPK (rys. dolny)

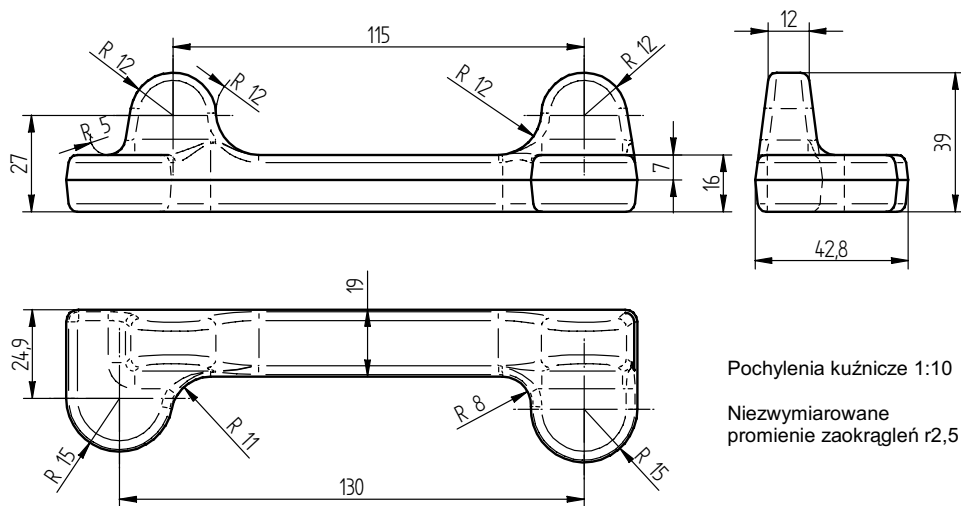
Przedstawiony przykład potwierdza w sposób jednoznaczny, że stosując metodę WKR można z powodzeniem kształtować przedkuwki posiadające w części środkowej pojedyncze przewężenie. Jednakże bezpośrednie porównanie procesów WPK i WKR, zastosowanych do wytwarzania przedkuwki o takim samym kształcie, wskazuje na wyższość WPK. Jednakże przewaga ta zanika wraz ze zmniejszaniem wielkości serii produkcji wyrobu.

6.2. Przedkuwka przewodnicy

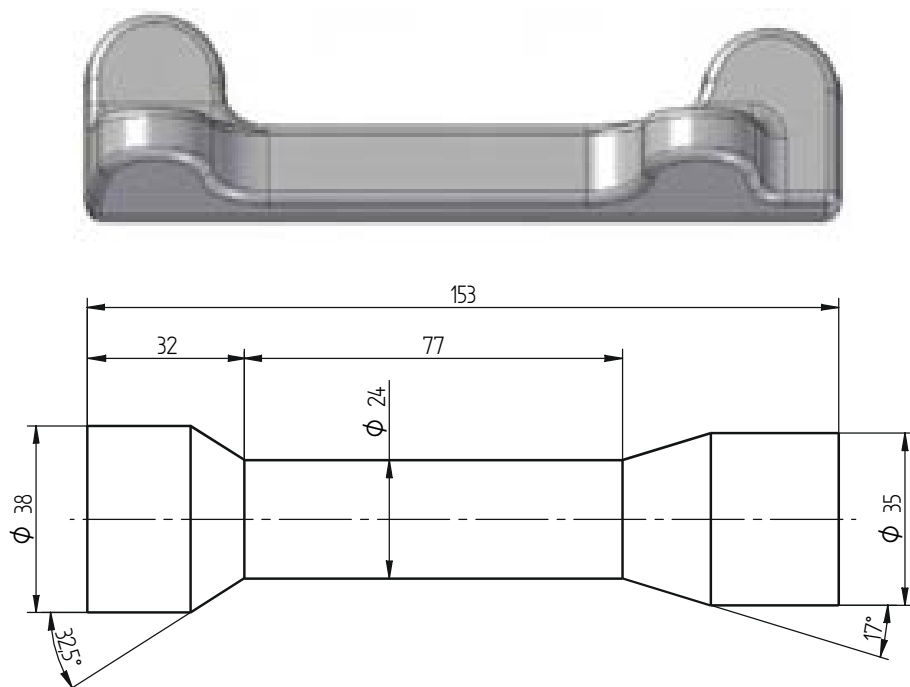
Podczas WKR na rolkach profilowych ma miejsce kontakt rolek z materiałem na całej długości kształtowanego wyrobu. W przypadku walcowania przewężenia środkowego, którego długość jest kilkukrotnie większa od jego średnicy może dojść do niepożądanego zniekształcenia wyrobu. Zaistnieniu takiej sytuacji można jednakże przeciwdziałać ograniczając swobodę płynięcia materiału w kierunku osiowym. Sposób postępowania przy projektowaniu procesów WKR wyrobów posiadających długie przewężenia środkowe podano na przykładzie kształtowania odkuwki przewodnicy – rys. 6.9, uwzględnianej we wcześniejszych pracach autora [110, 111].

Założono, że proces kształtowania przewodnicy będzie się składał z dwóch operacji: walcowania klinowo-rolkowego przedkuwki oraz kucia na prasie hydraulicznej o nacisku 10 MN. Dla prasy tej przyjęto rowek na wypływkę nr 1, o wymiarach: $h=1,6$ mm, $b=3,5$ mm, $S_r=102$ mm² [171]. Następnie stosując ogólnie znane zasady skonstruowano przedkawkę walcowaną, pokazaną na rys. 6.10, która kształtowana będzie z materiału wyjściowego o wymiarach $\varnothing 38 \times 190$ mm.

Przyjęty kształt przedkuwki wymusił zastosowanie w procesie WKR klina posiadającego różne parametry katowe – rys. 6.11. Mianowicie zało-



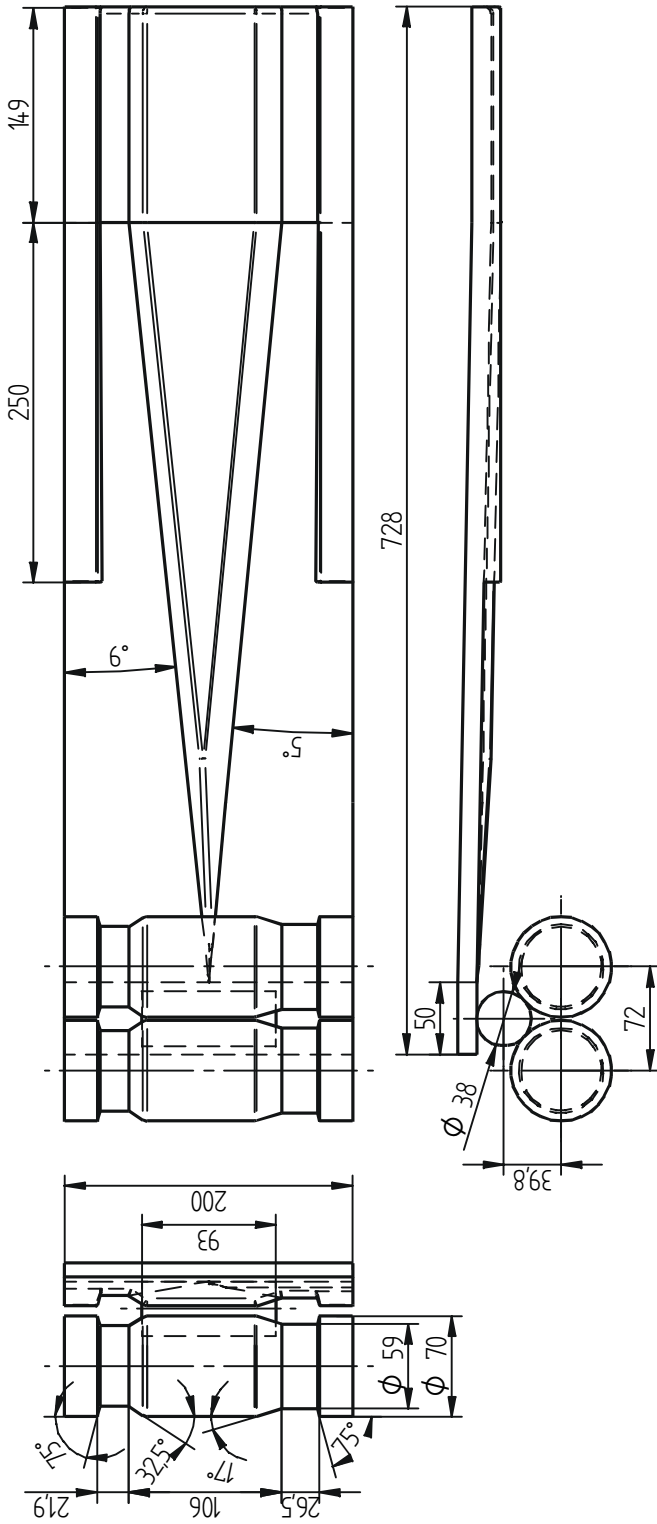
Rys. 6.9. Odkuwka przewodnicy



Rys. 6.10. Odkuwka przewodnicy wraz z przedkawką walcowaną

żono, że kąt rozwarcia klina od strony głowy o większej średnicy (gdzie $\alpha=32,5^\circ$) wynosił będzie $\beta=5^\circ$, natomiast walcowanie z drugiej strony klina przebiegać będzie przy $\beta=6^\circ$ oraz $\alpha=17^\circ$. Dodatkowo, dla ograniczenia nadmiernego wydłużania półwyrobu, segment klinowy wyposażono w listwy oporowe, przeciwdziałające swobodnemu płynięciu materiału na boki. Takie samo zadanie spełniać miały również pierścieniowe występy oporowe wykonane na rolkach.

Stosując przyjęte rozwiązania konstrukcyjne narzędzi wykonano symulację numeryczną procesu walcowania przedkawkę przewodnicy. W obliczeniach przyjęto model materiału (stal C45) z biblioteki programu MES. Założoną graniczną wartość czynnika tarcia $m=1,0$ oraz przyjęto, że klin przemieszcza się z prędkością liniową $v=0,3$ m/s zaś rolki obracają się z prędkością kątową $\omega=10$ rad/s. Pozostałe parametry zakładane w obliczeniach: temperatura wsadu – 1150°C , temperatura narzędzi – 150°C , temperatura otoczenia – 40°C , współczynnik wymiany ciepła między metalem a narzędziami – 10 kW/m²K, współczynnik wymiany ciepła między metalem a otoczeniem – $0,3$ kW/m²K.



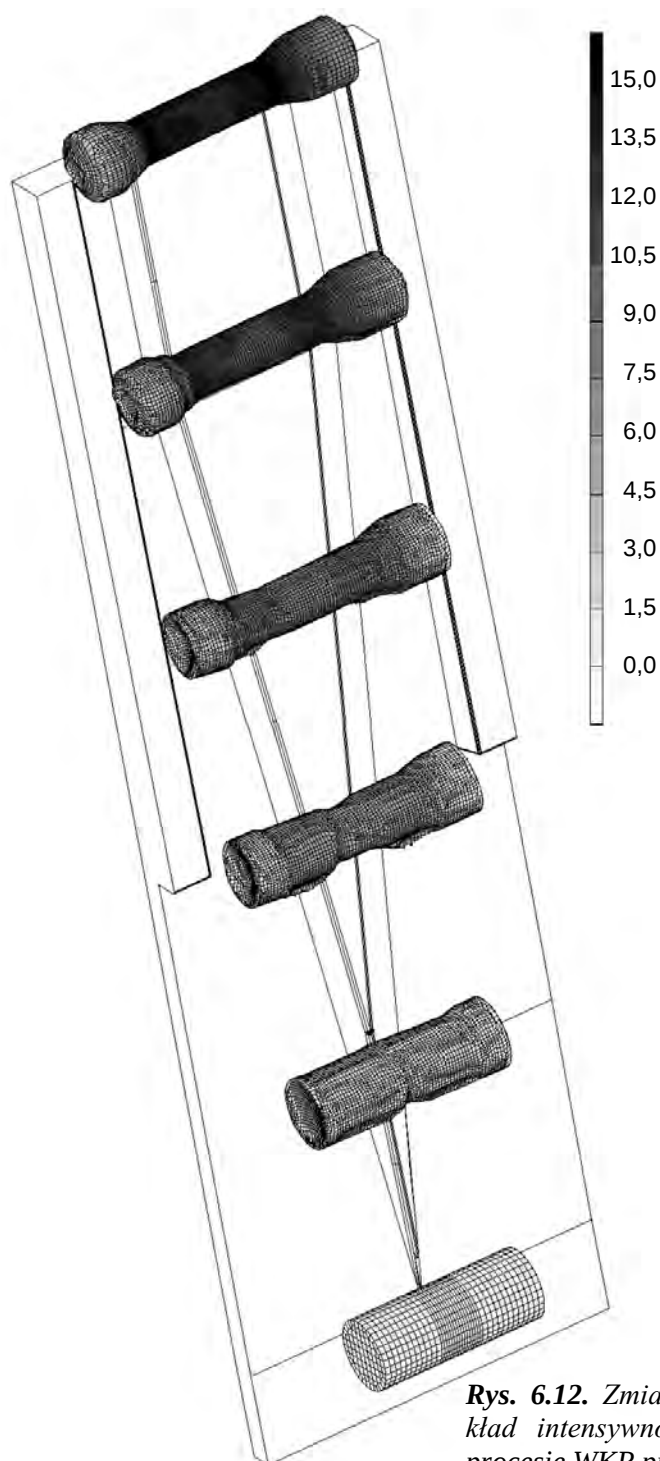
Rys. 6.11. Schemat procesu walcowania klinowo rodkowego przedkuwki prowadnicy

Na rys. 6.12 pokazano jak zmienia się kształt przedkuwki podczas walcowania. Zgodnie z danymi zamieszczonymi na tym rysunku stwierdza się, że przewężenie kształtowane jest nie tylko przez klin ale również przez rolki. Takie oddziaływanie rolek może doprowadzić do niepożądanego zniekształcenia zewnętrznych powierzchni półwyrobu. Dla poprawy przebiegu procesu walcowania (ograniczenia zniekształceń) narzędzia wyposażono w powierzchnie oporowe, dzięki którym udało się wyeliminować leje powstające zwykle w powierzchniach czołowych półwyrobu walcowanego poprzecznie.

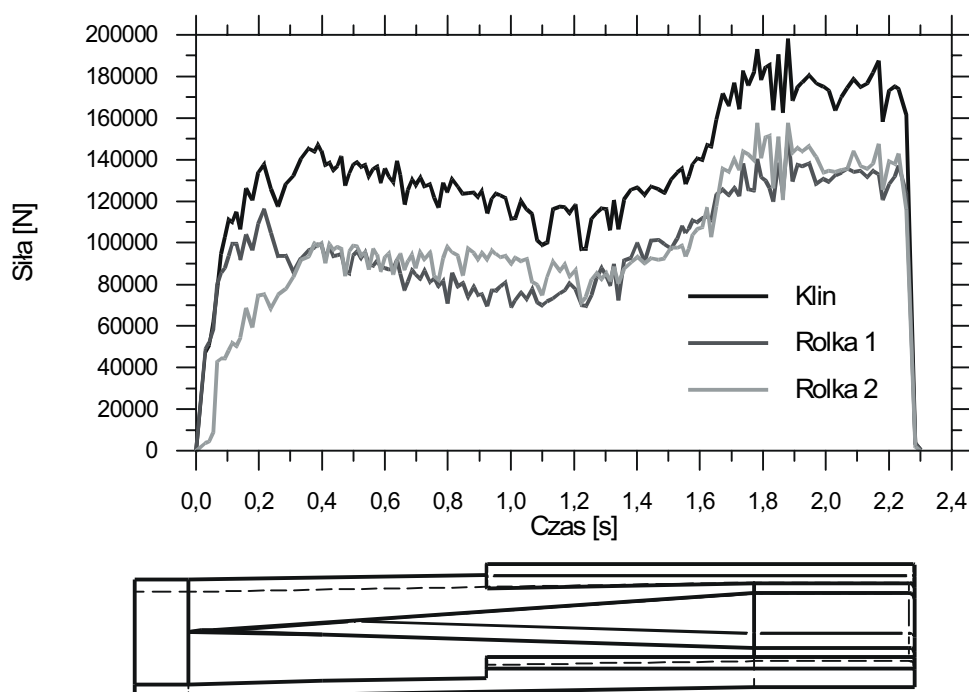
Wyposażenie narzędzi w powierzchnie oporowe wpłynęło na rozkład sił występujących w procesie WKR – rys. 6.13. Mianowicie od momentu, w którym metal zaczyna oddziaływać na te powierzchnie ($t \approx 1,3$ s) rozpoczyna się powolny wzrost wszystkich sił kształtowania. Zdaniem autora spowodowany jest on zamykaniem wykroju tworzonego przez trzy narzędzia, dzięki czemu metal nie może już przemieszczać się w sposób swobodny. Za takim rozumowaniem przemawia także wyrównanie wartości sił oddziaływujących na rolki, co oznacza, że ich udział w kształtowaniu wyrobu staje się identyczny (w odróżnieniu od procesów WKR, w których wykroju nie zamyka się – np. rys. 6.5).

Na rys. 6.14 przedstawiono rozkłady intensywności odkształcenia, naprężenia średniego i temperatury w przekroju wzdłużnym przedkuwki, w procesie WKR. Analiza tych rozkładów potwierdza spostrzeżenia, odnotowane podczas rozpatrywania przykładu WKR opisanego w podrozdziale 6.1, które można przedstawić następująco:

- Odkształcenia w wyrobach walcowanych rozłożone są warstwowo (pierścieniowo). Największe odkształcenia występują przy powierzchni, zaś najmniejsze w pobliżu osi.
- Dodatkowo naprężenia średnie σ_m , świadczące o dominującym udziale naprężeń rozciągających, lokalizowane są w warstwach osiowych półwyrobu. Tamże mogą więc wystąpić pęknięcia wewnętrzne.
- Największą temperaturę, w półwyrobie wytworzonym technologią WKR, ma metal w obszarach osiowych. Fakt ten jest korzystny, gdyż większa plastyczność materiału oddala prawdopodobieństwo utworzenia pęknięć.



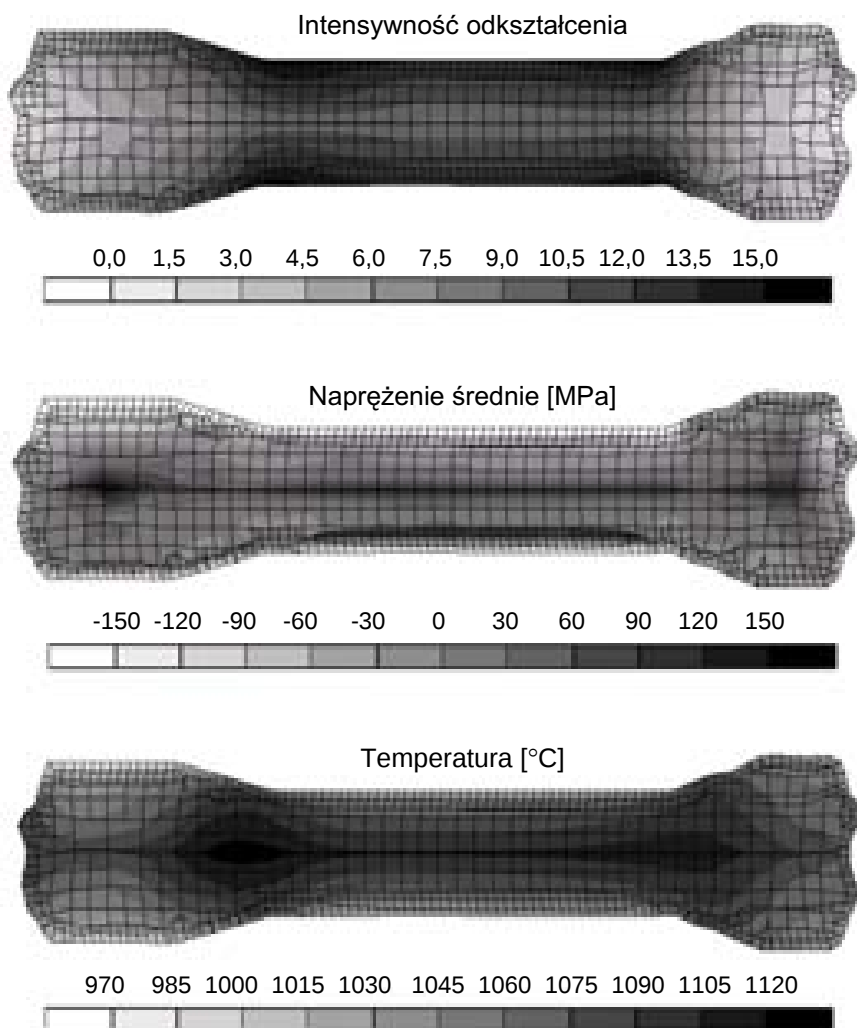
Rys. 6.12. Zmiana kształtu oraz rozkład intensywności odkształcenia w procesie WKR przedkuwki przewodnicy



Rys. 6.13. Rozkłady sił kształtowania F działających na poszczególne narzędzia w procesie WKR przedkuwki prowadnicy

Dodatkowo analizując rozkład temperatur T w przedkuwce walcowanej stwierdza się, że w całej jej objętości metal ma temperaturę umożliwiającą jego dalsze kształtowanie w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. Jest to o tyle interesujące, że pomimo stosunkowo długiego czasu walcowania (2,3 s) nie dochodzi do znaczącego spadku temperatury materiału. Uznaje się, że przepływ ciepła z przedkuwki do narzędzi oraz otoczenia jest rekompensowany przez ciepło wytwarzane w wyniku zamiany pracy tarcia oraz pracy odkształcenia plastycznego.

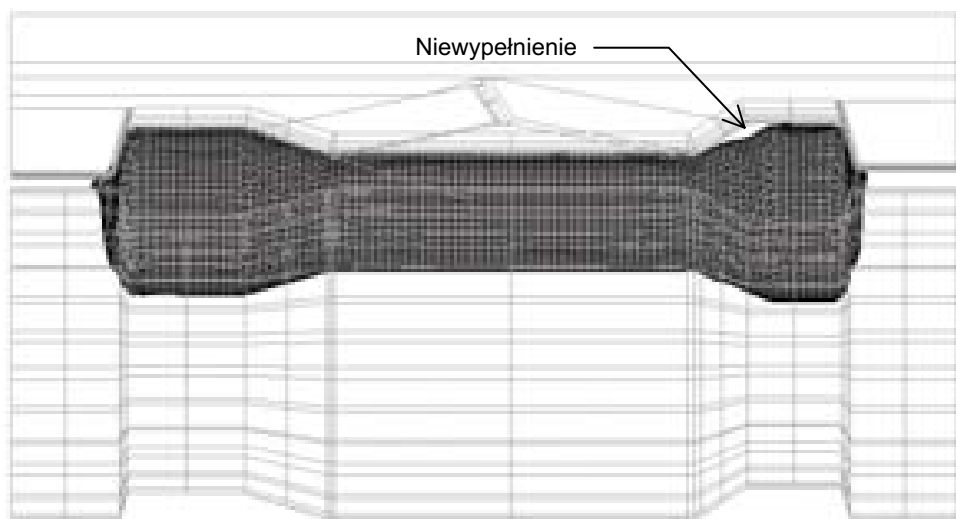
Z rys. 6.14 widać również, że w obszarze mniejszej głowy występują nieregularności kształtu (w części stożkowej łączącej trzon z głową). Ta niedokładność, związana z niewypełnieniem wykroju – rys. 6.15, jest skutkiem wciskania rolek w metal podczas początkowych faz procesu WKR. Dla wyeliminowania tego niewypełnienia należałoby zwiększyć objętość metalu w tej głowie (poprzez jej wydłużenie lub zmniejszenie kąta stożka). Jednakże takie postępowanie prowadziłoby do zwiększenia strat materia-



Rys. 6.14. Rozkłady intensywności odkształcenia, napężenia średniego σ_m i temperatury T w przekroju wzdłużnym (osiowym) przedkuwki przewodnicy

łowych. Dlatego też za celowe uznano najpierw sprawdzenie, czy otrzymany kształt przedkuwki zapewni całkowite wypełnienie wykroju podczas kucia matrycowego odkuwki przewodnicy.

Symulację procesu kucia matrycowego wykonano w programie MSC.SuperForge, który jest zalecany do analizy objętościowych procesów obróbki plastycznej, zachodzących w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia (3D). W programie tym stosuje się metodę objętości skoń-

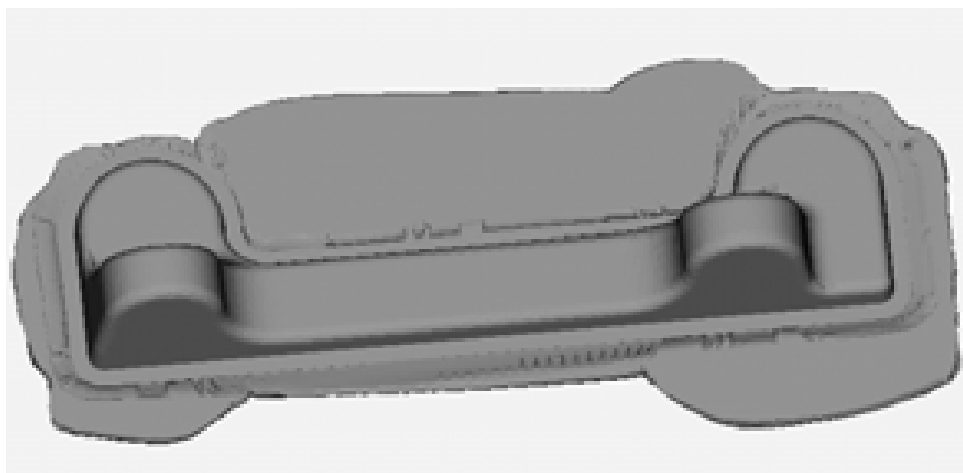


Rys. 6.15. *Niewypełnienie kształtu wyrobu zaobserwowane w analizowanym procesie WKR przedkuwki prowadnicy*

czonych. W klasycznej MES siatka elementów, w trakcie symulacji procesu kształtowania, ulega ciągłej deformacji oddając zmiany kształtu wyrobu obrabianego. Natomiast siatka w MSC.SuperForge jest na sztywno umocowana w przestrzeni i przez siatkę tę przepływa metal. Ta różnica czyni MSC.SuperForge szczególnie odpowiednim do symulacji dużych przemieszczeń materiału, przy jednoczesnym wyeliminowaniu przebudowy siatki (tzw. remeshing'u) stanowiącej wąskie gardło w trójwymiarowych symulacjach procesów kształtowania klasyczną metodą elementów skończonych. Szerszy opis metody objętości skończonych oraz programu MSC.SuperForge można znaleźć w literaturze specjalistycznej, np. pozycje [35, 112, 122, 140, 173].

Na potrzeby obliczeń wykonano model przestrzenny matrycy, w których ułożono przedkuwkę zaimportowaną z programu MSC.SuperForm, w którym symulowano proces WKR. W obliczeniach przyjęto: temperaturę matrycy - 250°C, czynnik tarcia $m=0,2$, prędkość przemieszczenia matrycy górnej 80 mm/s, pozostałe parametry tak jak podczas modelowania procesu WKR.

W efekcie wykonanych obliczeń stwierdzono, że stosując prdkuwkę kształtowaną metodą WKR można z powodzeniem wytwarzać odkuwkę



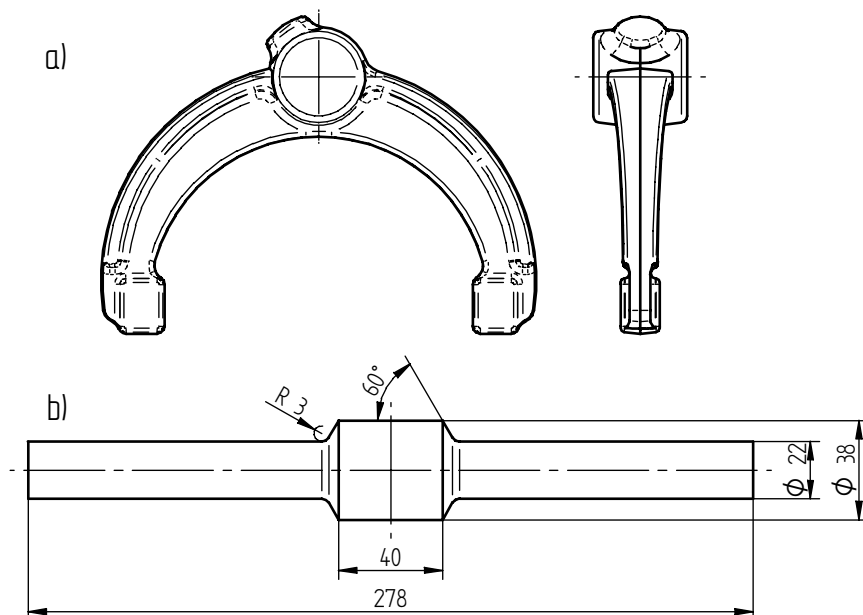
Rys. 6.16. Kształt odkuwki przewodnicy z wypływką otrzymany w wyniku symulacji procesu kucia matrycowego, z przedkuwki walcowanej metodą WKR

przewodnicy. Zgodnie z rys. 6.16 uzyskiwana odkuwka jest wolna od jakichkolwiek deformacji i niewypełnień. Dalszej poprawy wypełnienia wykroju, gwarantującej jednakowy nadmiar metalu na całej długości wyrobu, można dokonać stosując wykrój wstępnie matrycujący.

Przedstawiony w niniejszym podrozdziale przykład procesu WKR wykazuje niedostatki tej metody w przypadkach kształtowania przewężeń, w środkowej części wyrobu, charakteryzowanych dużą wartością stosunku długości do średnicy. Wówczas bowiem mogą wystąpić zmiany kształtu wyrobu w stopniu uniemożliwiającym ich akceptację. Dlatego też przypadki zastosowań procesu WKR do wytwarzania wyrobów mających długie, środkowe przewężenia każdorazowo powinny być poprzedzone dokładną analizą kinematyki płynięcia metalu, dokonywaną metodą modelowania numerycznego.

6.3. Przedkuwka widełek

Wydaje się, że technologia WKR może być z powodzeniem stosowana do kształtowania przedkuwek posiadających zgrubienie (głowę) w ich części środkowej. Bowiem, w przypadku przewężania zewnętrznych (skrajnych) części przedkuwki nie powinno występować, odnotowane w poprzednio analizowanym przykładzie, niepożądane zniekształcenie

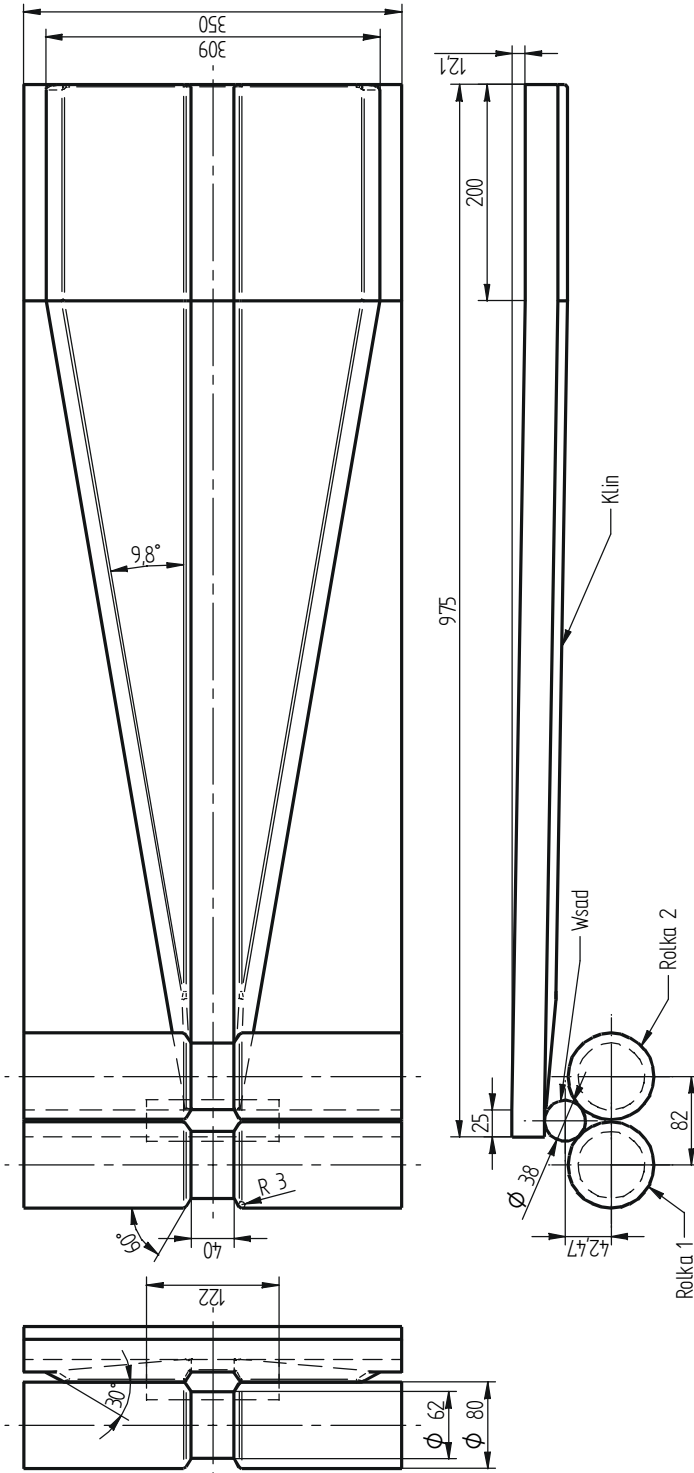


Rys. 6.17. Odkuwka widełek (a) kształtowana z przedkuwki (b)

głowy walcowanego półwyrobu. Dla potwierdzenia słuszności takiego rozumowania dokonano analizy procesu kształtowania odkuwki widełek, pokazanej na rys. 6.17a. Odkuwka ta kuta jest z przedkuwki, posiadającej pojedynczą centralną głowę, przedstawionej na rys. 6.17.b.

Analiza kształtu przedkuwki wykazuje, że w czasie WKR kształtowane będą skrajne przewężenia, których sumaryczna długość będzie równa ok. 85% długości całego półwyrobu. Ponadto, walcowanie przebiegać będzie przy dużych odkształceniach, wynikających z zastosowanego stopnia gniotu $\delta=1,73$. Przyjęcie takich parametrów procesu WKR, w przypadku kształtowania przewężenia centralnego, prowadziłoby niechybnie do zdeformowania kształtu przedkuwki, a w efekcie do jej wybraku.

Na rys. 6.18 pokazano narzędzia (klin oraz rolki) zaprojektowane dla procesu wytwarzania przedkuwki widełek. Na rysunku tym zamieszczono również podstawowe wymiary narzędzi. Przyjęto, że w procesie walcowania wykorzystane zostanie narzędzie płaskie (posiadające dwa symetryczne



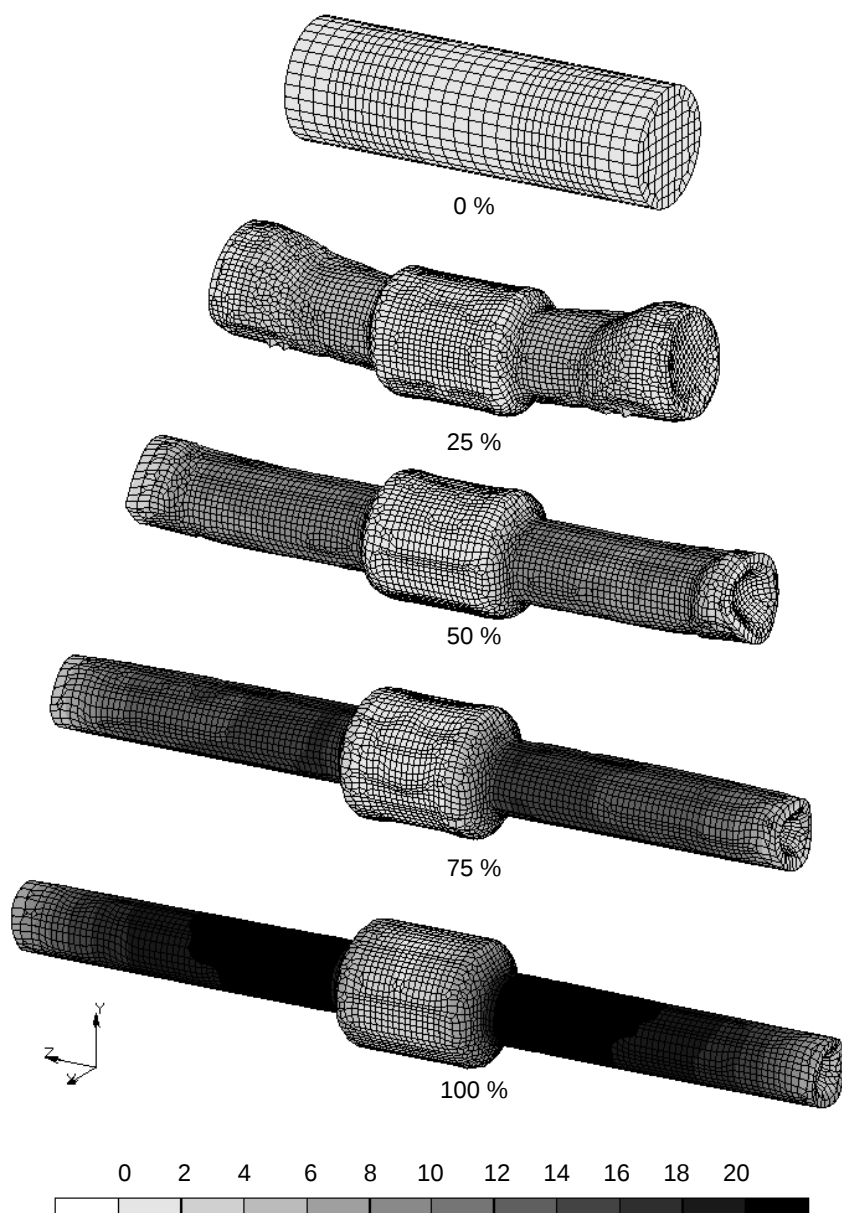
Rys. 6.18. Schemat procesu walcowania klinowo-rolkowego przedkuwki widelek

kliny opisane kątami: kształtującym $\alpha=30^\circ$ oraz rozwarcia klina $\beta=9,8^\circ$) oraz dwie rolki o średnicy maksymalnej wynoszącej $\varnothing 80$ mm. Materiał wyjściowy do walcowania stanowić będzie odcinek pręta, ze stali w gatunku C45, o wymiarach $\varnothing 38 \times 122$ mm. Założono, że w czasie walcowania klin przemieszczany będzie z prędkością liniową wynoszącą $v=0,3$ m/s, zaś rolki będą obracane z prędkością kątową $\omega=8$ rad/s.

W oparciu o przyjęte parametry geometryczne i kinematyczne narzędzi zbudowano model MES procesu WKR przedkuwki widełek, który wykorzystano do zamodelowania numerycznego analizowanego procesu WKR. Ważniejsze dane przyjęte do obliczeń są następujące: temperatura wsadu - 1100°C , temperatura narzędzi - 150°C , współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami - $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$, współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem - $0,3 \text{ kW/m}^2\text{K}$, model tarcia stałego oraz graniczna wartość czynnika tarcia $m=1,0$.

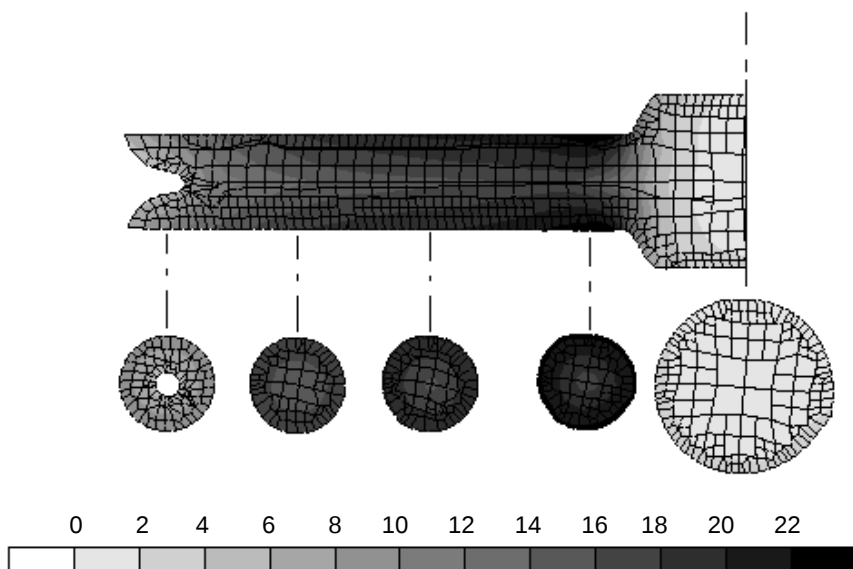
Na podstawie wykonanych obliczeń dokonano analizy zmian kształtu przedkuwki, występujących w procesie WKR, co zilustrowano na rys. 6.19. Stwierdzono, że w początkowej fazie procesu kliny wcinają się w materiał wyjściowy (podparty na dwóch rolkach) powodując wygięcie jego części zewnętrznych. W miarę przemieszczania klina zwiększeniu ulega szerokość oddziaływania klina na materiał, co prowadzi również do zmniejszenia wygięcia przedkuwki. Następnie przewężone zostają całe zewnętrzne stopnie przedkuwki, których średnica jest jednakże znacznie większa od wymaganej wartości $\varnothing 22$ mm. W dalszej części procesu w efekcie obniżania powierzchni klina następuje, w drodze typowego walcowania poprzecznego, zmniejszenie skrajnych stopni półwyrobu do wartości wymaganej $\varnothing 22$ mm. Postępujące wydłużanie przedkuwki prowadzi jednakże do ukształtowania wklęśnięć powierzchni czołowych, będących następstwem powierzchniowego charakteru płynięcia metalu.

Wklęśnięcia powierzchni czołowych, dobrze widoczne w przekroju wzdłużnym przedkuwki – rys. 6.20, mogą doprowadzić do utworzenia zakuć podczas kucia odkuwki widełek. Celem wyeliminowania wady tego



Rys. 6.19. Zmiana kształtu wraz z rozkładem intensywności odkształcenia w procesie WKR przedkuwki widełek

typu należy albo zwiększyć długość przedkuwki (o podwojoną głębokość jamy czołowej), albo zastosować na narzędziach listwy oporowe (tak jak

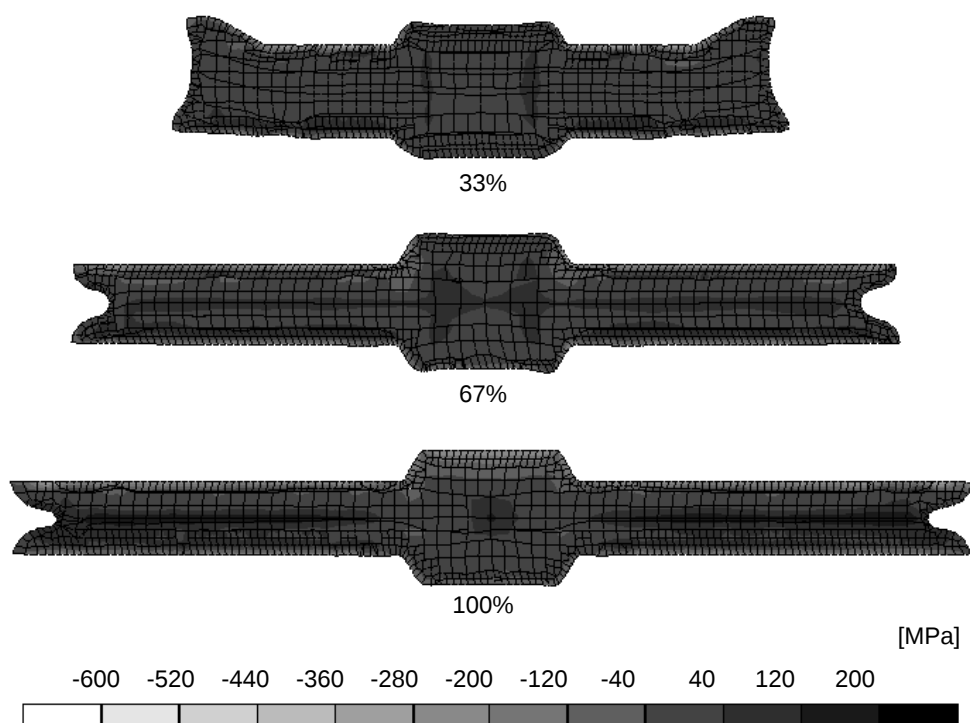


Rys. 6.20. Obliczone rozkłady intensywności odkształcenia w przedkuwce widełek, kształtowanej metodą WKR

uczyniono to w procesie walcowania przedkuwki prowadnicy) ograniczając powierzchniowe płynięcie metalu.

Z rys. 6.19 i 6.20 można wnioskować również o charakterze płynięcia metalu, wynikającego z rozkładów intensywności odkształcenia. Odnotowane mapy odkształceń potwierdzają powierzchniowe płynięcie metalu, które jest najbardziej intensywne w pobliżu głowy przedkuwki. Fakt ten jest następstwem trudności płynięcia metalu w kierunku osiowym, doprowadzając do jej niepożądanych zmian przekroju poprzecznego przedkuwki – obserwowanych w jej strefie centralnej (rys. 6.20). Należy jednakże zauważyć, że odnotowane zmiany kształtu półwyrobu w żaden sposób nie będą w stanie zaburzyć procesu kucia odkuwki widełek.

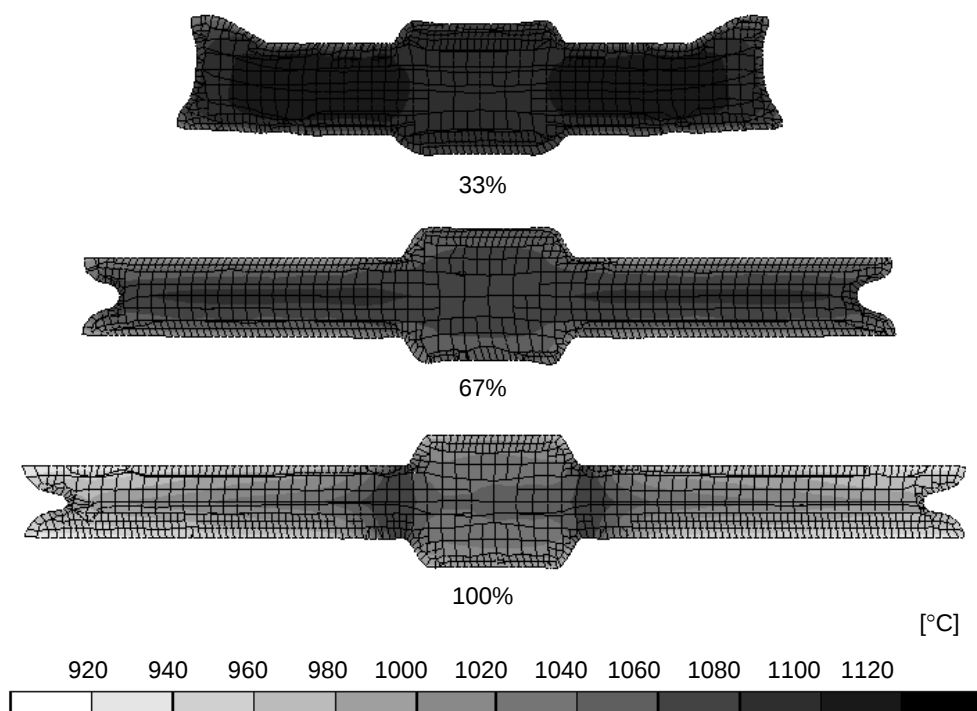
W czasie analiz numerycznych prześledzono również zmiany naprężenia średniego w przedkuwce kształtowanej metodą WKR, które zilustrowano na rys. 6.21. Z danych zamieszczonych na tym rysunku wynika, że szczególnie niekorzystny rozkład naprężeń występuje pod koniec procesu walcowania. Wówczas bowiem w strefach osiowych kształtowanych przewężeń dominują naprężenia rozciągające, które mogą doprowadzić do utworzenia niepożądanych pęknięć wewnętrznych.



Rys. 6.21. Rozkłady naprężenia średniego σ_m obliczone w procesie kształtowania przedkuwki widełek, przy zaawansowaniu procesu jak na rysunku

Na rys. 6.22 pokazano z kolei jak będzie się zmieniać temperatura metalu w przedkuwce widełek, kształtowanej metodą WKR. W początkowej fazie procesu temperatura utrzymywana jest mniej więcej na stałym, początkowym poziomie – co jest następstwem rekompensowania strat ciepła odprowadzanego do narzędzi przez ciepło generowane w efekcie odkształcenia plastycznego. Wraz ze wzrostem zaawansowania procesu zwiększeniu ulega powierzchnia kontaktu metalu z narzędziami co prowadzi do stopniowego obniżania temperatury walcowanego materiału, która jednakże do końca kształtowania utrzymuje się w zakresie temperatur obróbki plastycznej na gorąco.

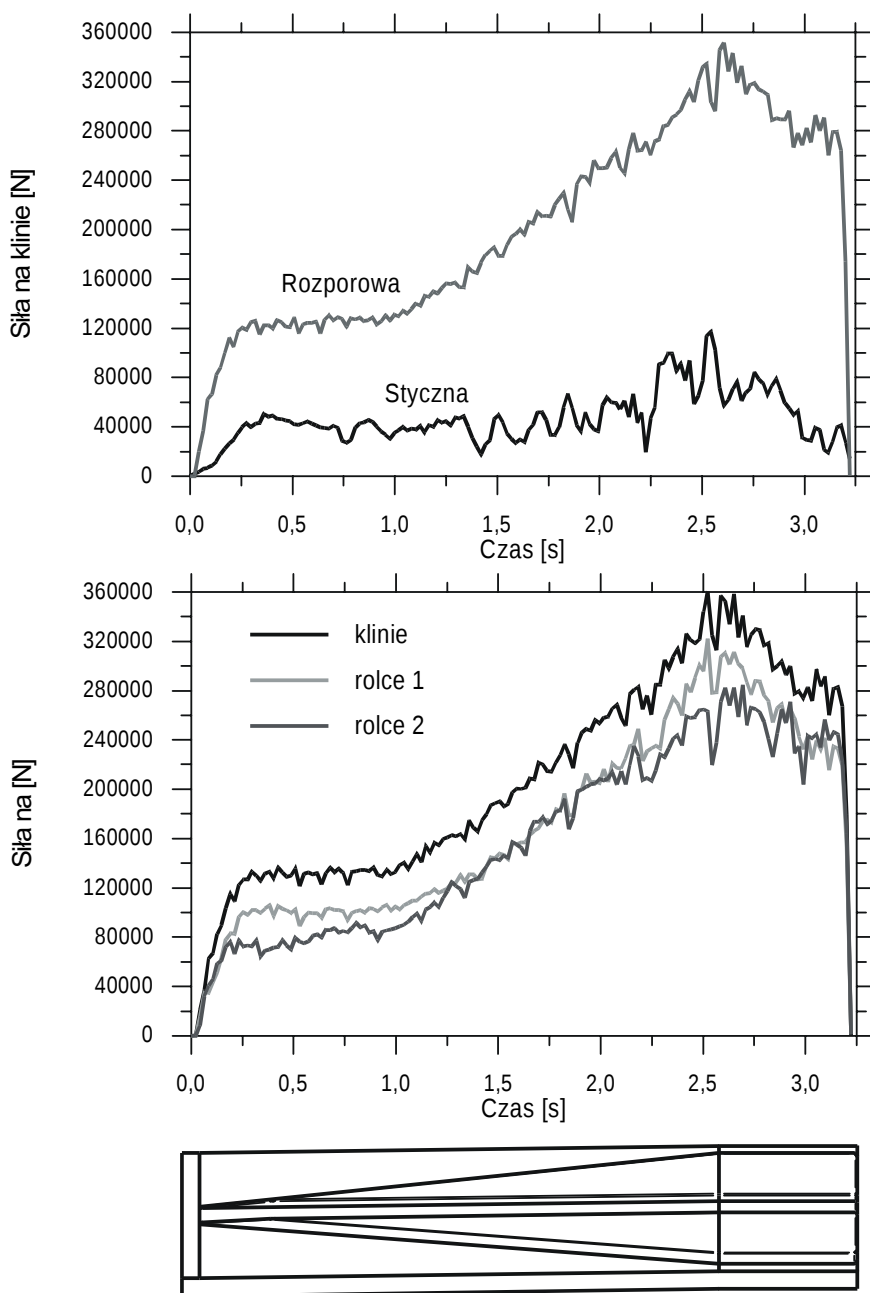
W trakcie symulacji procesu WKR przedkuwki widełek wyznaczano również rozkłady sił działających na poszczególne narzędzia. Rozkłady te przedstawiono na rysunku 6.23. Korzystając z danych zamieszczonych na tym rysunku stwierdza się, że największe siły podczas walcowania oddziałują na klin, zaś najmniejsze na rolkę 2 (zgodnie z oznacze-



Rys. 6.22. Rozkłady temperatury metalu, obliczone w procesie kształtowania przedkuwki widełek, przy zaawansowaniu procesu jak na rysunku

niami z rys. 6.18). Porównując wartości liczbowe sił odnotowuje się, że średnie wartości sił działających na rolkę 1 i 2 wynoszą odpowiednio 82,33% i 76,02% wartości siły na klinie. Przy czym podczas drugiej części fazy kształtowania, tj. dla $t \in (1,5 \text{ s}; 2,25 \text{ s})$ siły z jakimi metal oddziałuje na poszczególne rolki są praktycznie identyczne. Z rys. 6.23 wynika również, że charakter rozkładów sił działających na poszczególne narzędzia jest jednakowy. Siły te stopniowo zwiększają się na etapie wcinania i kształtowania, by przyjąć wartości maksymalne w momencie przejścia do fazy kalibrowania. Następnie wszystkie siły stopniowo zmniejszają swe wartości. Przyjmuje się, że taki charakter rozkładu sił jest efektem zwiększającej się, wraz z zawansowaniem procesu WPK, powierzchni styku materiał-narzędzie oraz postępującego zmniejszania temperatury kształtowanego metalu.

Podany przykład jednoznacznie potwierdza zasadność stosowania metody WKR do kształtowania przedkuwek posiadających pojedyncze,

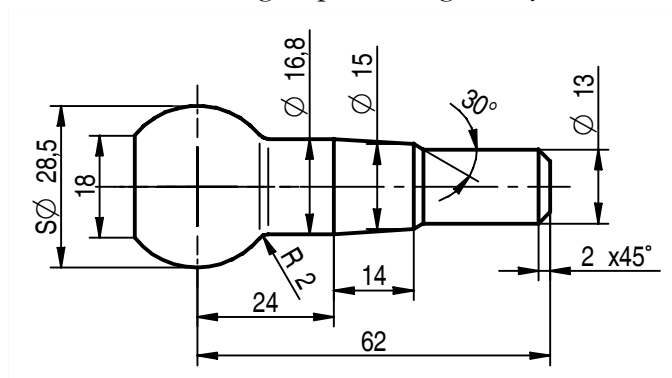


Rys. 6.23. Rozkłady sił F w procesie WKR przedkuwki widełek

centralne zgrubienie. Półwyroby o takim kształcie należy uznać za najbardziej właściwe do kształtowania walcowaniem klinowo-rolkowym.

6.4. Odkuwka sworznia kulistego

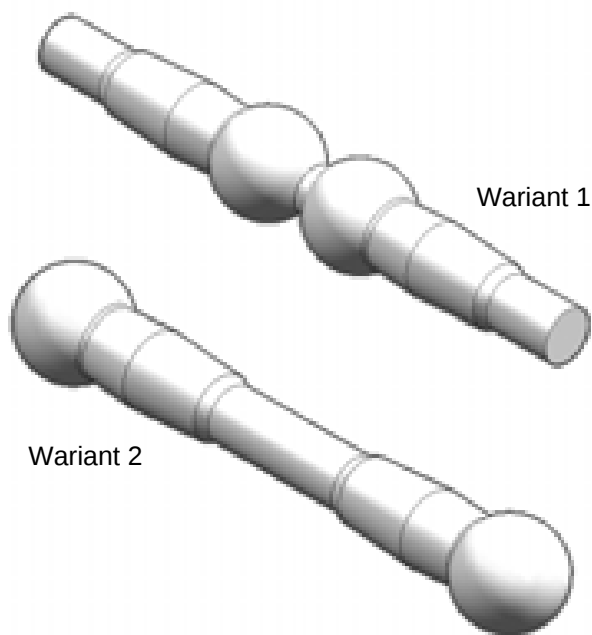
Przedstawione w poprzednich podrozdziałach procesy WKR dotyczyły prostych przypadków walcowania, w których kształtowano przedkuwki posiadające przewężenia w środku lub na końcach. Wykazanie przydatności procesu WKR do kształtowania wyrobów (o bardziej złożonym kształcie) na gotowo przedstawiono na przykładzie walcowania metodą WKR sworznia kulistego - pokazanego na rys. 6.24.



Rys. 6.24. Sworzeń kulisty

Projektując procesy walcowania klinowo-rolkowego należy dążyć do zrównoważenia sił osiowych F_z działających na wyrób w czasie walcowania. Uzyskanie równowagi sił osiowych zabezpiecza bowiem przed niepożądanym przemieszczeniem wzdłużnym (poosiowym) materiału i podnosi stabilność procesu walcowania. Zrównoważenia sił osiowych dokonuje się z reguły przez odpowiedni dobór parametrów kątowych klina kształtującego. Jednakże w przypadku WKR zaprojektowanie kształtu klina gwarantującego równowagę sił, przy kształtowaniu pojedynczego sworznia, jest bardzo utrudnione. Dlatego też zdecydowano się na rozważenie walcowania w układzie podwójnym, gdzie ze względu na symetryczny kształt wyrobu zachowana jest równowaga sił osiowych.

Sworzeń kulisty można walcować w układzie podwójnym stosując dwa warianty pokazane na rys. 6.25. W pierwszym z nich sworznie połączone są ze sobą częściami kulistymi, natomiast w wariacie drugim łączy się części cylindryczne. Rozdzielenie sworzni będzie realizowane meto-



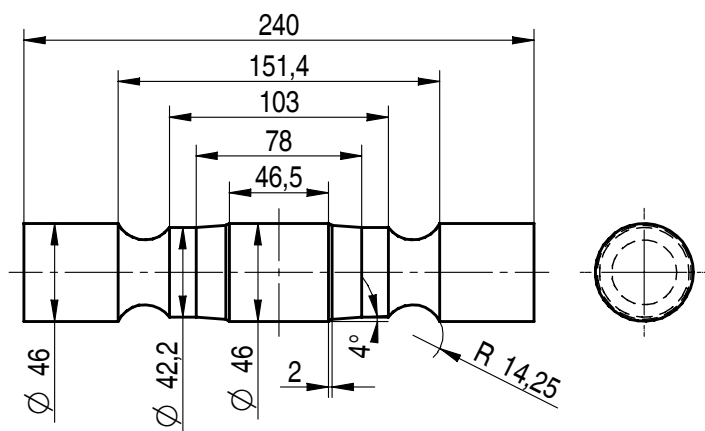
Rys. 6.25. Warianty walcowania sworzni kulistych w układzie podwójnym

dami obróbki skrawaniem. Odmienny kształt odkuwek, uzyskiwanych w poszczególnych wariantach, wymusza zastosowanie do ich walcowania narzędzi o różnej geometrii.

Na podstawie wcześniejszych analiz [104, 116] stwierdzono, że bardziej korzystne ekonomicznie jest kształtowanie wg wariantu 2, w którym odkuwki połączone są ze sobą częściami cylindrycznymi. Ten wariant procesu charakteryzuje: mniejsza materiałochłonność, zmniejszenie obróbki wiórowej oraz mniejsze prawdopodobieństwo powstawania w metalu pęknięć wewnętrznych. Zatem do szczegółowej analizy wybrano proces WKR sworzni kulistego, realizowany wg wariantu 2.

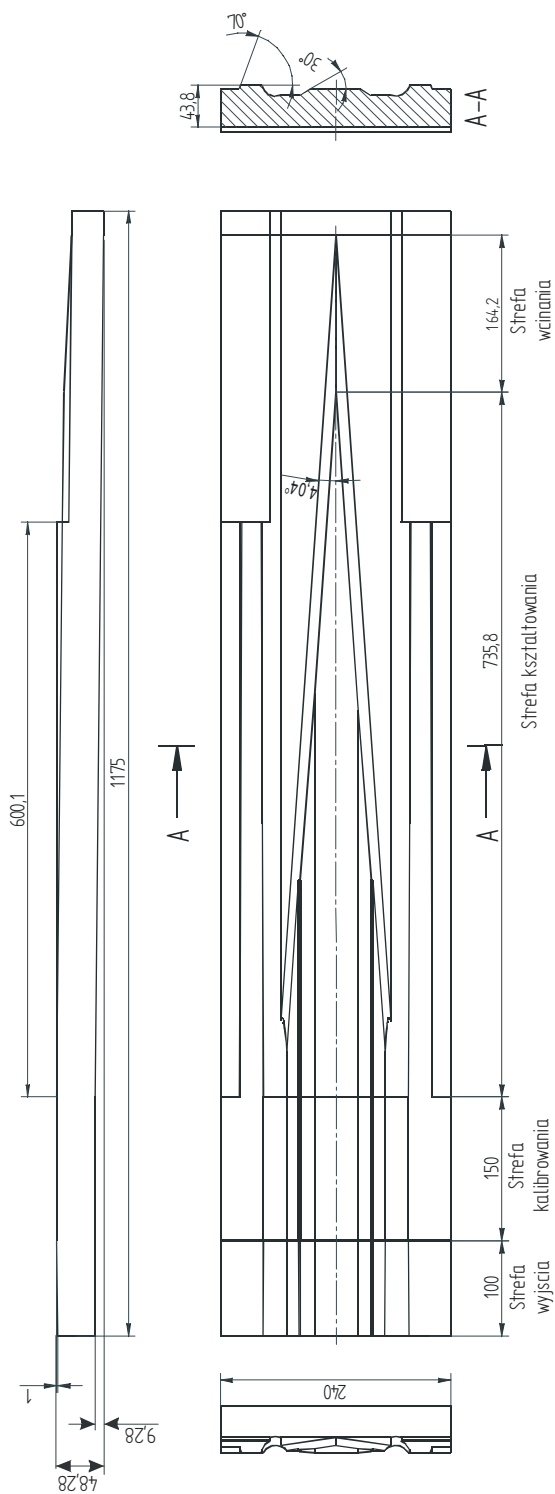
W tym wariantie walcowania sworzni zastosowano rolki o kształcie pokazanym na rys. 6.26. Zastosowano również klin – rys. 6.27, scharakteryzowany przez następujące kąty: $\alpha=30^\circ$ oraz $\beta=4,04^\circ$. Założono, że kształtowanie na całej długości klina będzie realizowane w sposób typowy dla WPK. W strefie wcinania (na długości 600 mm) zaprojektowano listwy oporowe, których zadaniem jest ograniczenie płynięcia wzdłużnego (po-

osiowego) materiału, w konsekwencji prowadzące do ukształtowania części kulistych odkuwki. Dodatkowym zyskiem wynikającym z zastosowania listew oporowych powinno być ograniczenie strat materiału związanych z kształtowaniem lejów w powierzchniach czołowych wyrobu. Klin wyposażono w wydłużone strefy kalibrowania i wyjścia – co miało na celu zwiększenie dokładności uzyskiwanego kształtu kołowego przekroju poprzecznego wyrobu.

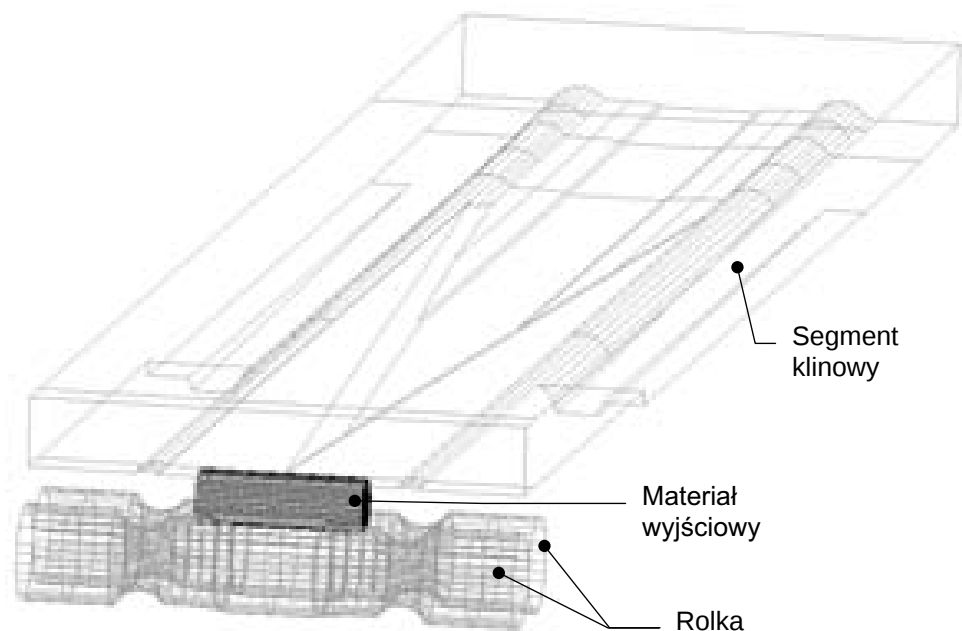


Rys. 6.26. Kształt rolki w procesie WKR sworznia kulistego w układzie podwójnym

Dla sprawdzenia możliwości walcowania wyrobów typu sworzeń kulisty wykonano symulację numeryczną zaprojektowanego wariantu walcowania. Mając na uwadze skrócenie 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 narzędzi podczas kształtowania oraz pominięto niektóre zaokrąglenia krawędzi roboczych narzędzi. Opracowany na potrzeby symulacji model geometryczny procesów WKR pokazano na rys. 6.28. Model tworzą materiał wyjściowy, segment klinowy oraz dwie rolki. Przyjęto, że segment klinowy przemieszcza się z prędkością 0,2 m/s, która mieści się w zakresie prędkości stosowanych w typowych



Rys. 6.27. Segment klinowy stosowany w wariacie 2 walcowania klinowo-rolkowego



Rys. 6.28. Model geometryczny procesu WKR sworznia kulistego w układzie podwójnym

procesach WPK. Natomiast rolkom nadano taką prędkość obrotową, przy której prędkość liniowa ich części cylindrycznych o średnicy maksymalnej równa jest prędkości przemieszczania klina. Przyjęto, że materiał wyjściowy stanowi pręt cylindryczny o wymiarach $\varnothing 26 \times 80$ mm.

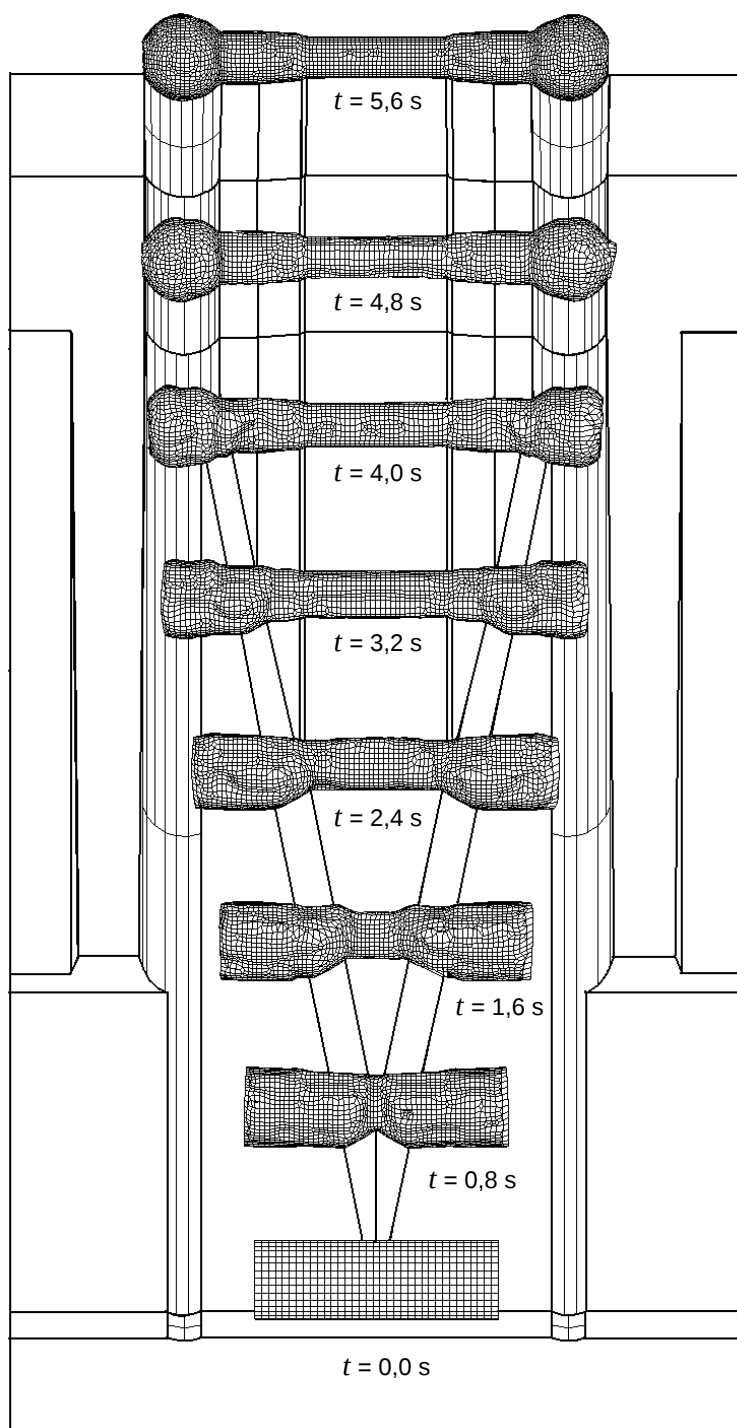
W obliczeniach założono, że materiałem, z którego wykonywane są sworznie kuliste jest stal w gatunku C45. Model materiałowy dla tej stali przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm 2004. Założono, że wsad przed walcowania nagrzewany jest do temperatury 1100°C , zaś temperatura wszystkich narzędzi jest jednakowa i wynosi 150°C . Pozostałe parametry przyjęte do obliczeń są następujące: współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$, współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem $350 \text{ W/m}^2\text{K}$ oraz temperatura otoczenia 30°C . W obliczeniach zastosowano model tarcia stałego uzależniony od prędkości poślizgu metalu względem narzędzia, zgodnie z zależnością (2.6), przyjmując równocześnie graniczną wartość czynnika tarcia $m=1,0$.

Dzięki zastosowaniu MES możliwe jest dokładne prześledzenie zmian kształtu wyrobu, zachodzących w czasie walcowania. Na rys. 6.29 przedstawiono prognozowaną zmianę kształtu wyrobu walcowanego wg wariantu 2. Na rysunku tym oprócz czasu walcowania zamieszczono również widok klina, co ułatwia interpretację wyników obliczeń.

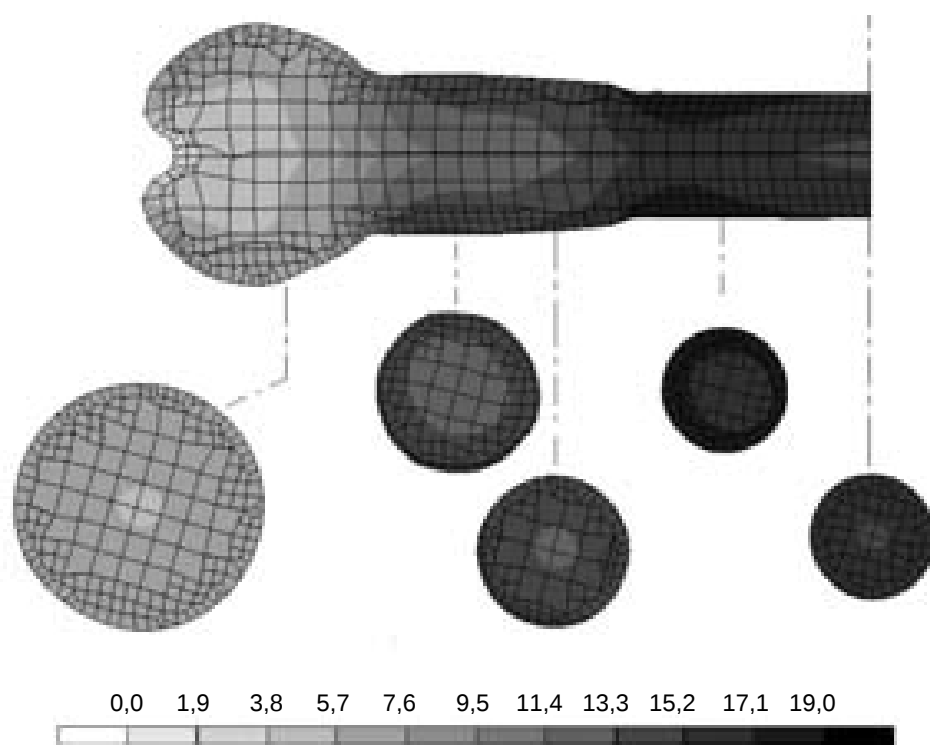
Proces WKR sworzni rozpoczyna wcinanie klina w środek wsadu. Na długości strefy kształtowania zainicjowana redukcja przekroju poprzecznego rozwijana jest na wymaganą szerokość. Początkowo płynięcie metalu w kierunku osiowym nie jest ograniczone. Sytuacja ta ulega zmianie w momencie, gdy powierzchnie czołowe odkuwki wchodzi w kontakt z bocznymi listwami oporowymi. W wyniku oddziaływania tych listew następuje odwrócenie kierunku płynięcia metalu, dzięki czemu zostają ukształtowane części kuliste sworzni, których średnica ($S_{\varnothing 28,5}$) jest większa od średnicy wsadu ($\varnothing 26$). Kształt odkuwki otrzymywanej w rozważanym procesie WKR nie budzi jakichkolwiek zastrzeżeń.

Stosując MES można dokładnie prześledzić zmiany stanu odkształcenia i naprężenia zachodzące w czasie procesu WKR. Na rys. 6.30 przedstawiono rozkład odkształceń w analizowanej odkuwce sworzni. Prezentowana mapa odkształceń obejmuje zarówno przekrój wzdłużny (płosiowy) jak i przekroje poprzeczne, dobrane w sposób umożliwiający prześledzenie zmian odkształcenia w całym wyrobie. Analiza danych zamieszczonych na rys. 6.30 wykazuje, że odkształcenia rozkładają się pierścieniowo (zmniejszając swe wartości w kierunku do środka odkuwki). Odnośnie lokalizacji odkształceń maksymalnych stwierdza się, że występują one w trzonie w pobliżu przejścia do części stożkowej. Natomiast najmniej materiał jest odkształcany w częściach kulistych.

Istotne dane otrzymuje się z analizy naprężeń. Na rys. 6.31 przedstawiono rozkład naprężenia średniego σ_m , w przekroju wzdłużnym odkuwki. Wynika z niego, że obszary występowania dodatnich σ_m ograniczone są wyłącznie do strefy osiowej odkuwki. Podobne rezultaty uzyskano we wszystkich, poprzednio analizowanych procesach WKR. Zatem należy uznać, że cechą charakterystyczną procesów WKR (podobnie jak WPK) jest występowanie w strefie osiowej stanu naprężenia sprzyjającego powstawaniu pęknięć wewnętrznych.



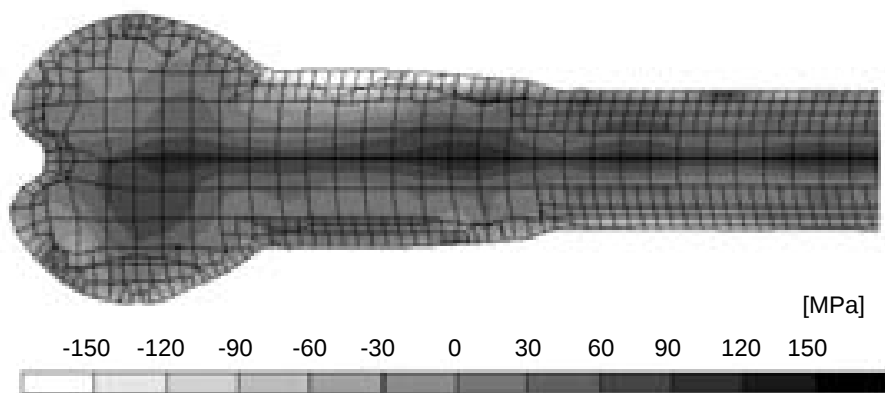
Rys. 6.29. Zmiana kształtu sworznia walcowanego metodą WKR, w układzie podwójnym, przy czasach procesu walcowania podanych na rysunku



Rys. 6.30. Rozkłady intensywności odkształcenia w odkuwce sworznia kulistego

Z rys. 6.30 i 6.31 wynika iż w części kulistej sworznia zostaje ukształtowany lej, co jest efektem powierzchniowego płynięcia metalu charakterystycznego dla procesów walcowania poprzecznego. Jednakże ta część odkuwki, zgodnie z rys. 6.24, jest usuwana w czasie obróbki wiórowej. W przypadku, gdyby duża głębokość leja uniemożliwiała jego skuteczne usunięcie należałoby nieznacznie zwiększyć długość materiału wyjściowego.

W ramach analizy procesu WKR sworznia kulistego wyznaczono również mapy temperatur materiału – rys. 6.32. Wynika z nich, że w trakcie walcowania następuje stopniowe zmniejszanie temperatury metalu, głównie w efekcie odprowadzania ciepła z wyrobu do narzędzi. W efekcie temperatura warstw zewnętrznych zmniejsza się do około 875°C , natomiast temperatura metalu w środku wyrobu jest większa o około 50°C . Szybkiemu zmniejszeniu temperatury metalu (w procesie trwającym 5,6 s) przeciwdziałają duże ilości ciepła generowanego przez zamianę

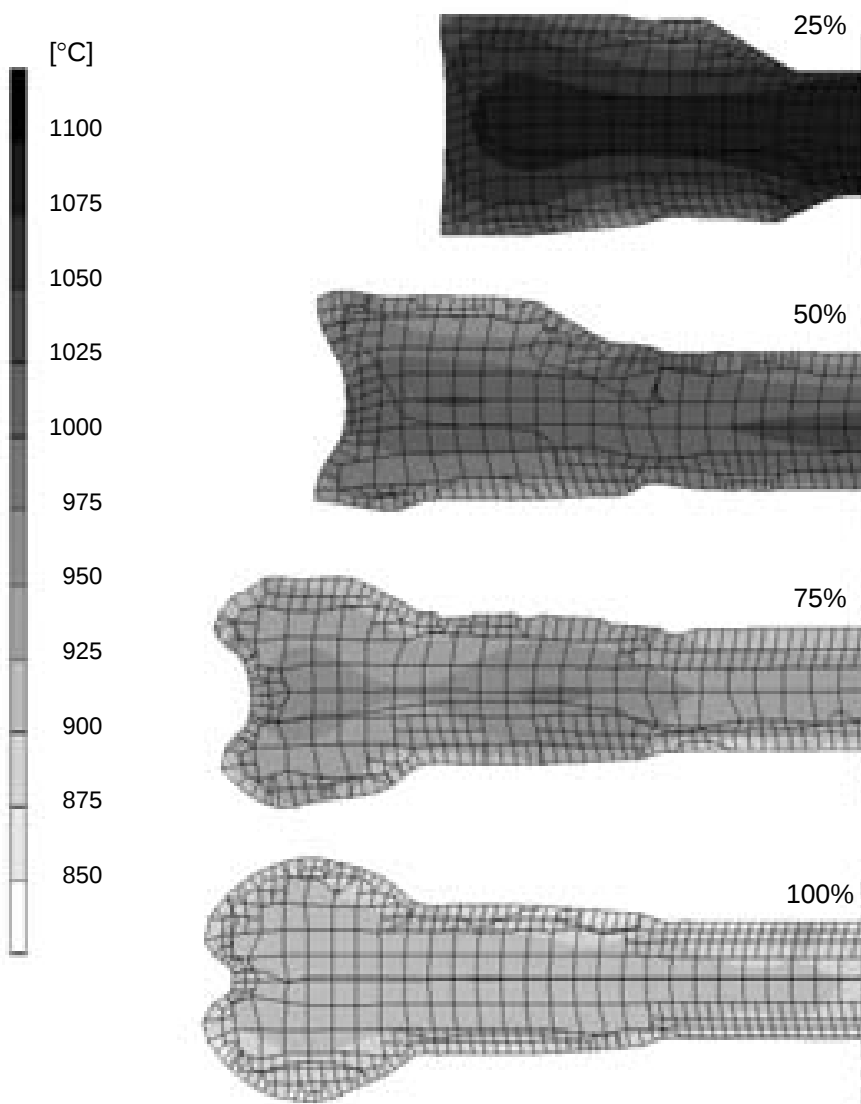


Rys. 6.31. Rozkład naprężenia średniego σ_m w przekroju wzdłużnym wyrobu sworznia kulistego

pracy odkształcenia plastycznego oraz pracy tarcia na ciepło. Oczywiście skracając czas trwania procesu, poprzez zwiększenie prędkości narzędzi, można zwiększyć temperaturę metalu w wyrobie.

W trakcie symulacji numerycznej procesu WKR sworznia obliczano również siły oddziałujące na poszczególne narzędzia, których rozkłady przedstawiono na rys. 6.33. Analiza danych zamieszczonych na tym rysunku wykazuje, że przebiegi sił działających na poszczególne narzędzia są niemal identyczne. Wszystkie siły osiągają maksymalne wartości pod koniec etapu kształtowania (wówczas ma miejsce szczelne zamknięcie metalu w przestrzeni między narzędziami), następnie nieznacznie zmniejszają się podczas kalibrowania by ostatecznie zaniknąć w fazie wyjścia. Największe siły działają na klin zaś najmniejsze na rolkę 2. Ilościowo wartości sił działających na rolkę pierwszą i drugą wynoszą odpowiednio 90,45% oraz 38,43% siły oddziaływania na klin.

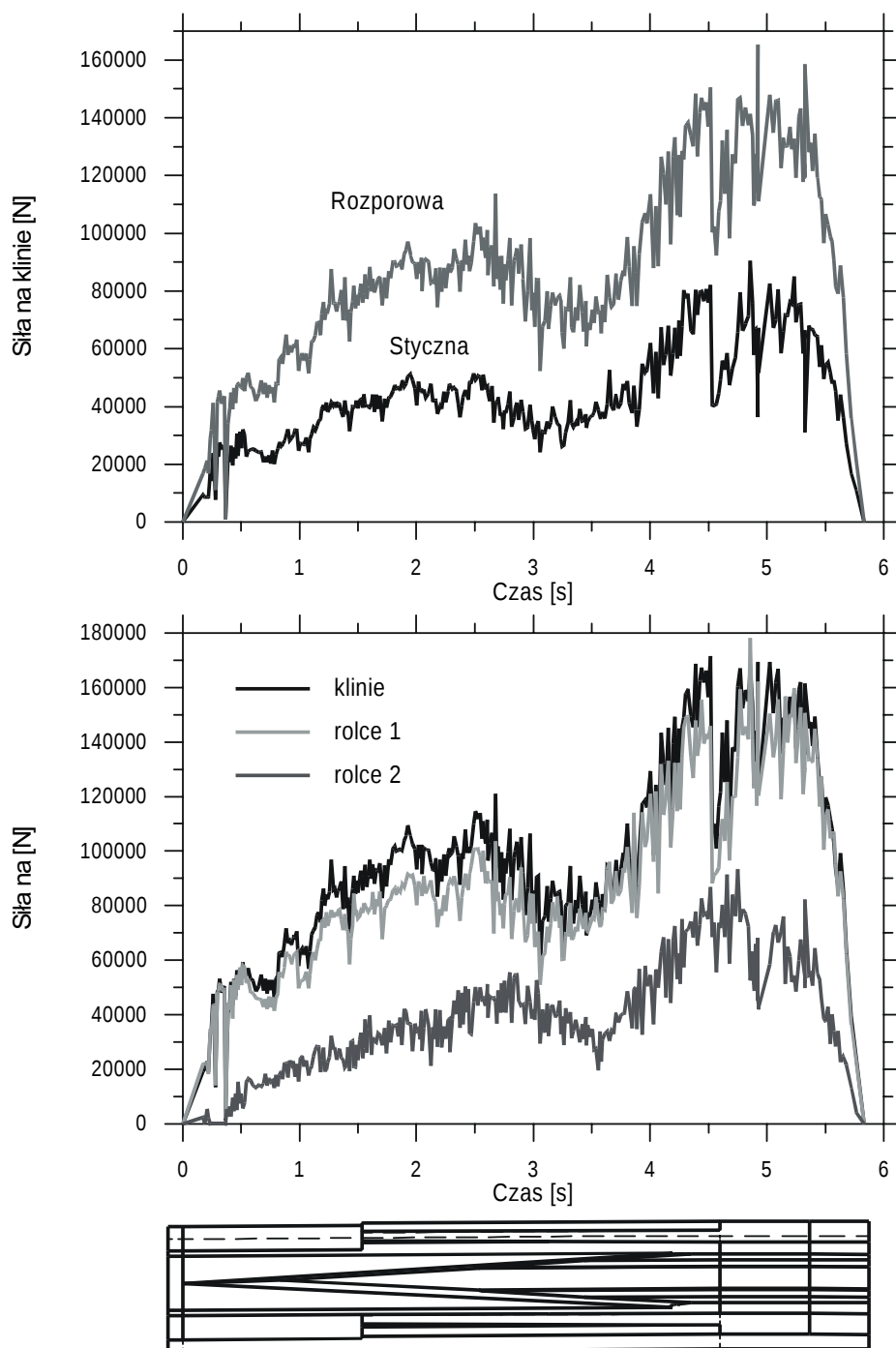
Zgodnie z rys. 6.33 przebiegi sił odnotowanych na klinie, tj. stycznej F_x i rozporowej F_y są jakościowo podobne. Natomiast ilościowo siła styczna F_x równa jest średnio 50,65% wartości siły rozporowej F_y . Należy podkreślić, że odnotowana wartość względna relacji występującej między tymi siłami jest większa niż w typowych procesach WPK, dla których waha się ona w przedziale 20÷30% [123].



Rys. 6.32. Rozkład temperatury T w przekroju wzdłużnym wyrobu sworznia kulistego, przy zaawansowaniu procesu podanym na rysunku

6.5. Odkuwka wałka drążonego

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



Rys. 6.33. Rozkłady sił działających na narzędzia podczas procesu WKR wyrobu sworznia kulistego

bezpośrednio na poprawę dynamiki pojazdów, zmniejszenie zużycia paliwa oraz ograniczenie emisji zanieczyszczeń. Obecnie wyroby drążone wytwarzane są za pomocą następujących technologii [2, 3, 37, 70, 71, 77, 88]:

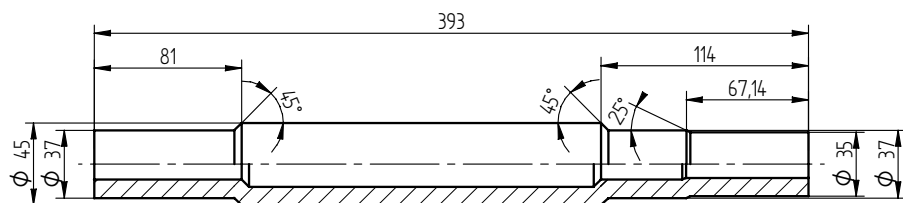
- ciągnięcia i wyoblania,
- kucia tradycyjnego i przebijania,
- kucia na kowarkach,
- kucia obrotowego,
- wysokociśnieniowego kształtowania wewnętrznego,
- wyciskania na zimno,
- wyciskania na zimno połączonego z głębokim wierceniem.

Ponadto, w ostatnich latach do kształtowania wałków drążonych zaczęto wykorzystywać metody WPK [16, 18, 19, 26, 51, 99, 117]. W efekcie tych badań stwierdzono, że w przypadku kształtowania wyrobów drążonych dwoma klinami płaskimi występuje większa owalizacja przekroju poprzecznego niż ma to miejsce w procesach walcowania z wsadu pełnego. Dla skutecznego usunięcia tej owalizacji zalecono wydłużenie narzędzi w strefie kalibrowania do wartości zapewniającej wykonanie przez odkuwkę $3\div 3,5$ obrotu. Takie rozwiązanie powoduje jednakże wzrost kosztów wytwarzania, głównie w efekcie stosowania narzędzi o większych gabarytach prowadzącego również do obniżenia wydajności wytwarzania.

W procesie WKR dzięki zastosowaniu trzech narzędzi kształtujących owalizacja przekroju poprzecznego jest usuwana znacznie skuteczniej niż w procesie WPK dwoma klinami płaskimi. Zatem wydaje się, że metoda WKR może być szczególnie korzystna podczas walcowania wałków drążonych. Dla potwierdzenia słuszności takiego rozumowania wykonano analizę procesu WKR wałka drążonego, stosowanego w silnikach elektrycznych, pokazanego na rys. 6.34. Wałek ten wytwarzany jest z tulei grubościennej, o średnicy zewnętrznej $\varnothing 45$ mm i grubości ścianki wynoszącej 10 mm.

Na rys. 6.35 pokazano zestaw narzędzi, z klinem typowym do wytwarzania wałka drążonego, zaprojektowany identycznie jak dla procesu kształtowania wyrobu pełnego. W rozwiązaniu tym założono, że wałek walcowany będzie równocześnie przez dwa kliny (o długości 1000 mm),

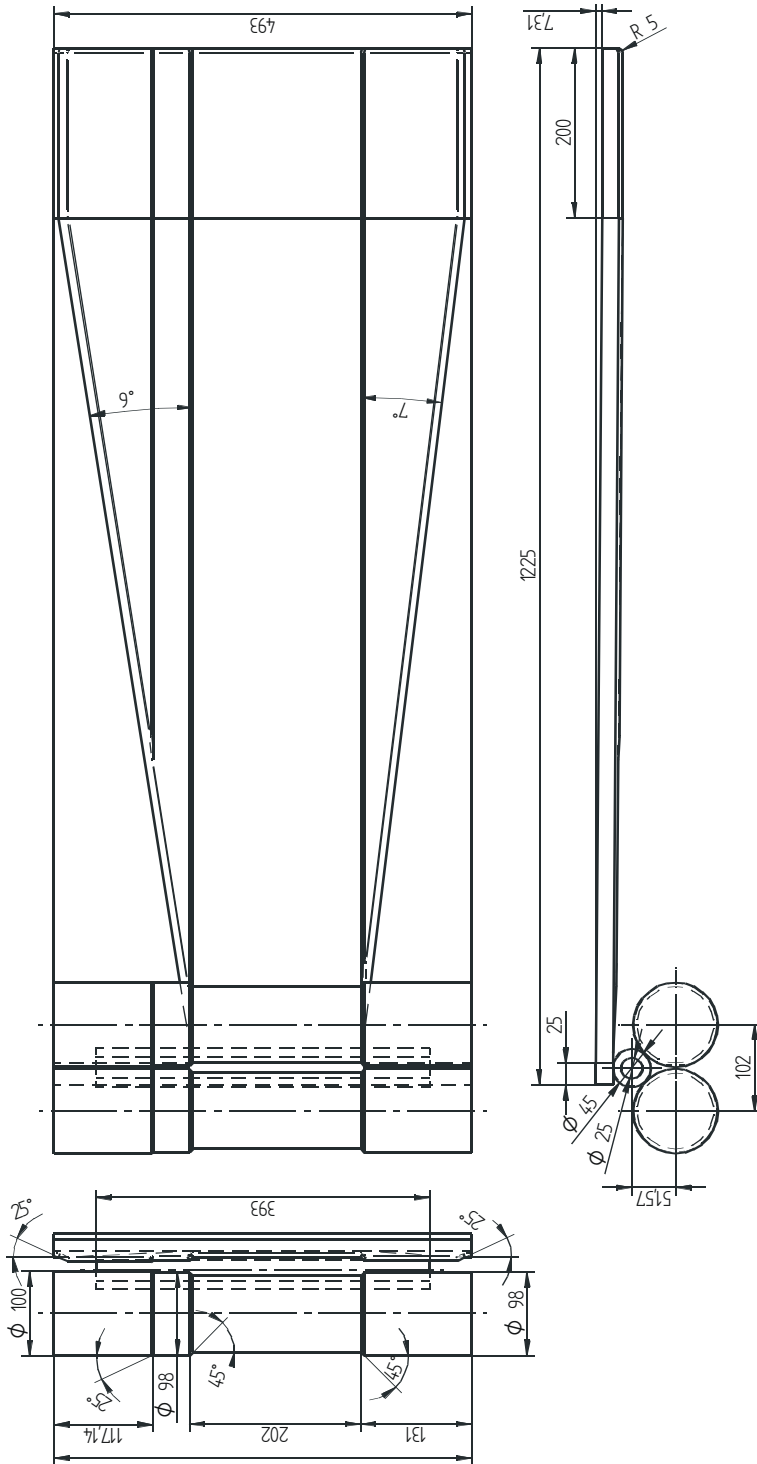
charakteryzowane jednakowym kątem kształtującym $\alpha=25^\circ$. Kliny te, ze względu na różne długości kształtowanych odcinków wału, posiadają jednakże różne kąty rozwarcia, tj. $\beta=7^\circ$ i $\beta=9^\circ$. Przyjęto również, że kalibrowanie odkuwki realizowane będzie częścią narzędzia o długości 200 mm, zapewniającej wykonanie przez odkuwkę w tej fazie procesu około 1,5 obrotu.



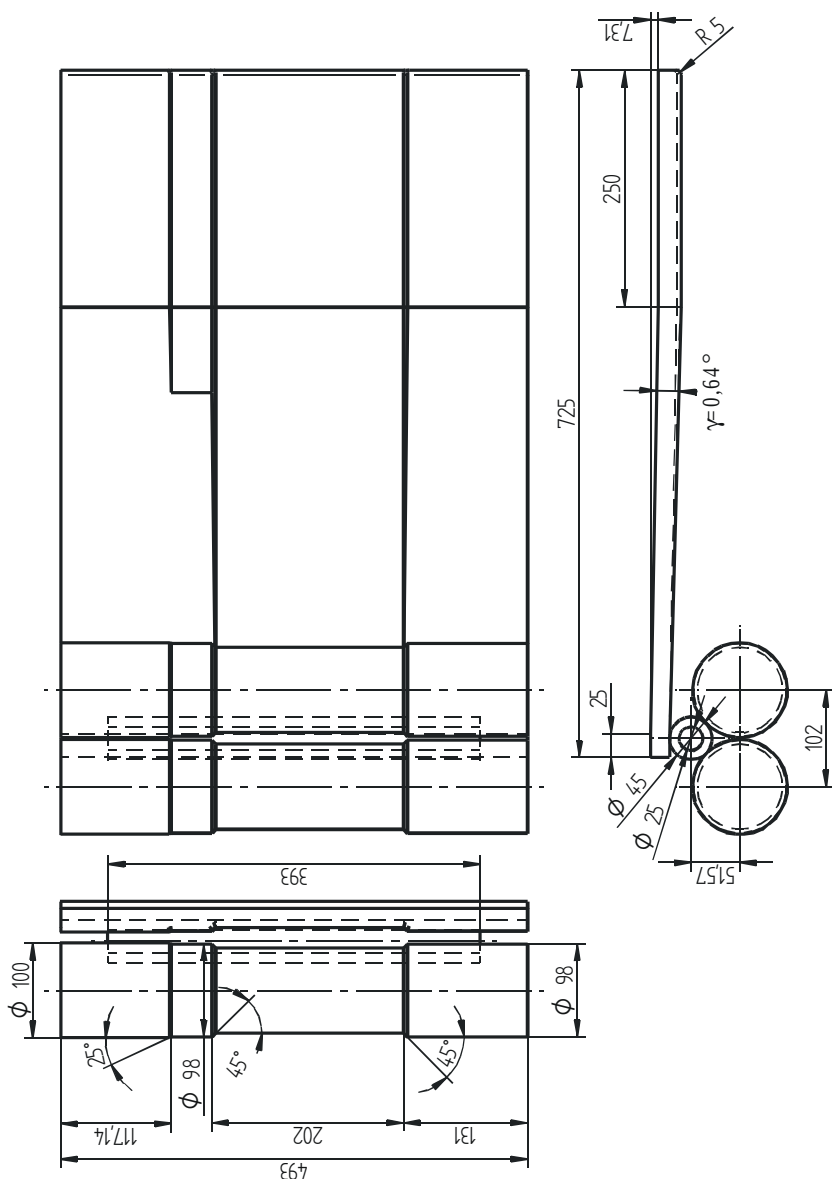
Rys. 6.34. Wałek drążony, stosowany w silnikach elektrycznych

Podczas kształtowania wałków drążonych redukcja średnicy zewnętrznej nie musi prowadzić do znaczącego wydłużenia wyrobu. Bowiem, stosując odpowiednie narzędzia można płynięcie metalu skierować prawie wyłącznie w kierunku promieniowym. Wówczas redukcja średnicy zewnętrznej prowadzić będzie do zwiększenia grubości ścianki i w efekcie do podwyższenia własności wytrzymałościowych wyrobu drążonego. Ograniczenie płynięcia metalu w kierunku wzdłużnym stwarza możliwość kształtowania wałka na całej długości równocześnie, co skutkuje znacznym skróceniem długości narzędzia. Na rys. 6.36 pokazano zestaw narzędzi ze skróconym narzędziem klinowym, który powinien zapewnić walcowanie wałka wg nowej koncepcji. W procesie tym wykorzystuje się rolki takie jak w rozwiązaniu tradycyjnym oraz narzędzie płaskie, o dwukrotnie skróconej strefie kształtowania. W nowym rozwiązaniu powierzchnię roboczą narzędzi (w strefie kształtowania) uzyskano poprzez stopniowe obniżanie całego profilu narzędzi, które dokonywane jest pod kątem $\gamma=0,64^\circ$ w stosunku do ich podstawy. Dalszego skrócenia długości narzędzia płaskiego, nazywanego dalej również klinem krótkim, można dokonać przez zwiększenie kąta wzniosu γ .

Bazując na przyjętych projektach narzędzi opracowano modele MES, obydwu rozważanych procesów WKR, które pokazano na rys. 6.37. Na potrzeby obliczeń przyjęto, że wałek kształtowany jest z rury o długości 393 mm, wykonanej ze stali w gatunku 20MnCr5G, nagrzanej do tempe-



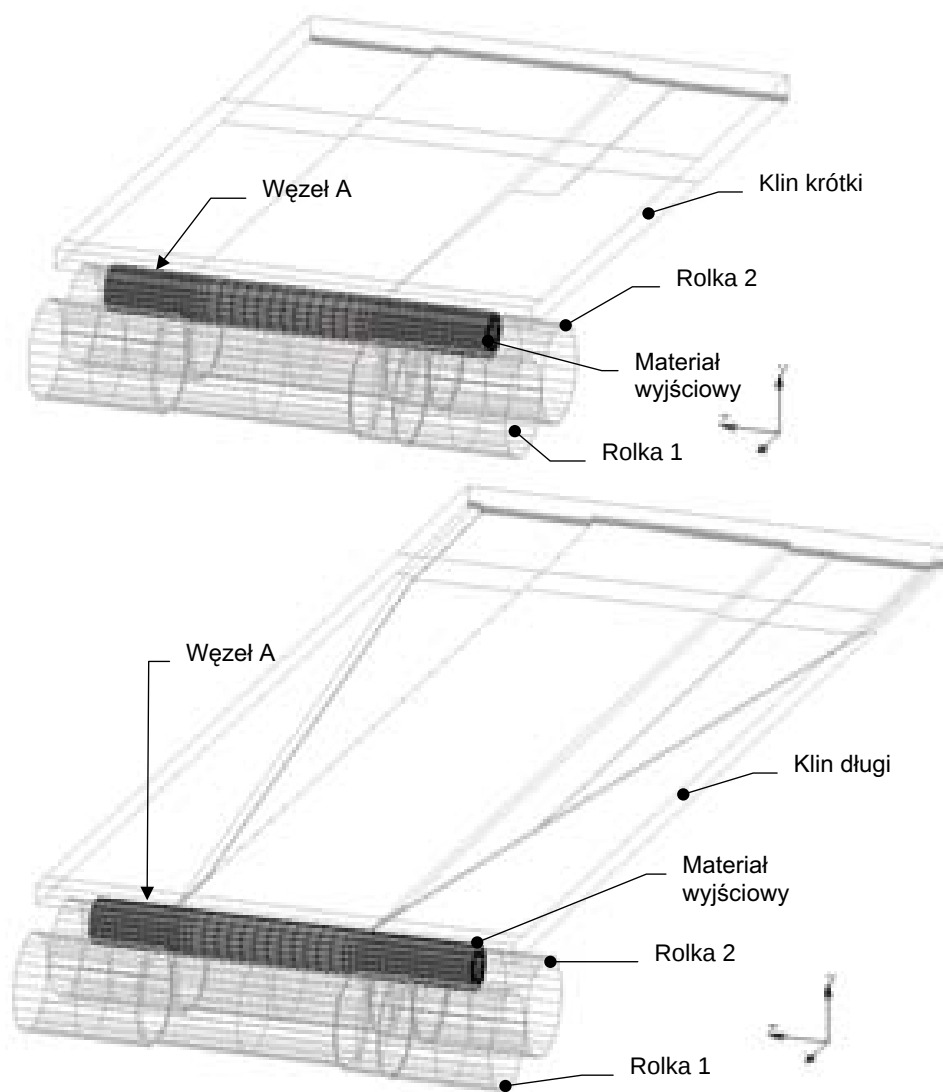
Rys. 6.35. Schemat procesu WKR walca drążonego, z klinem typowym



Rys. 6.36. Schemat procesu WKR odkuwki wałka drążonego, ze skróconym narzędziem klinowym

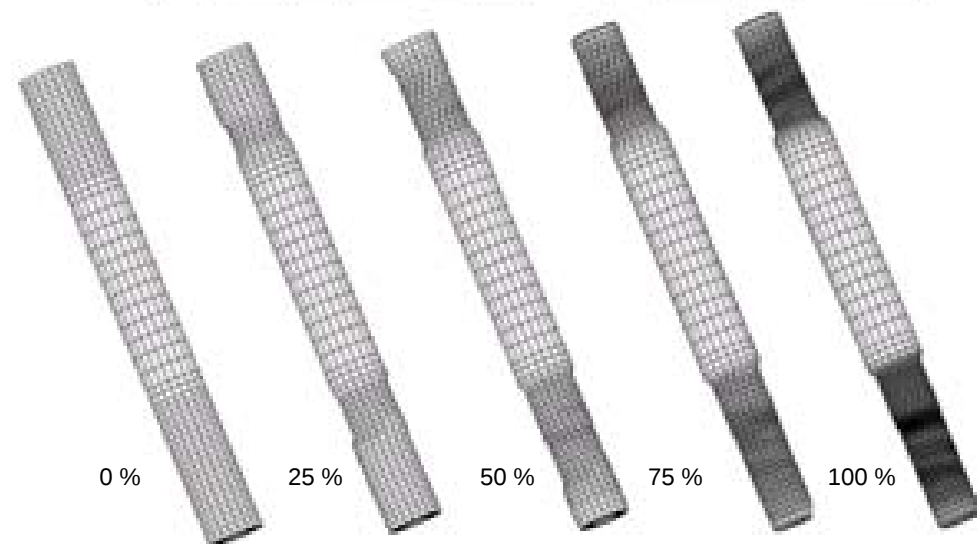
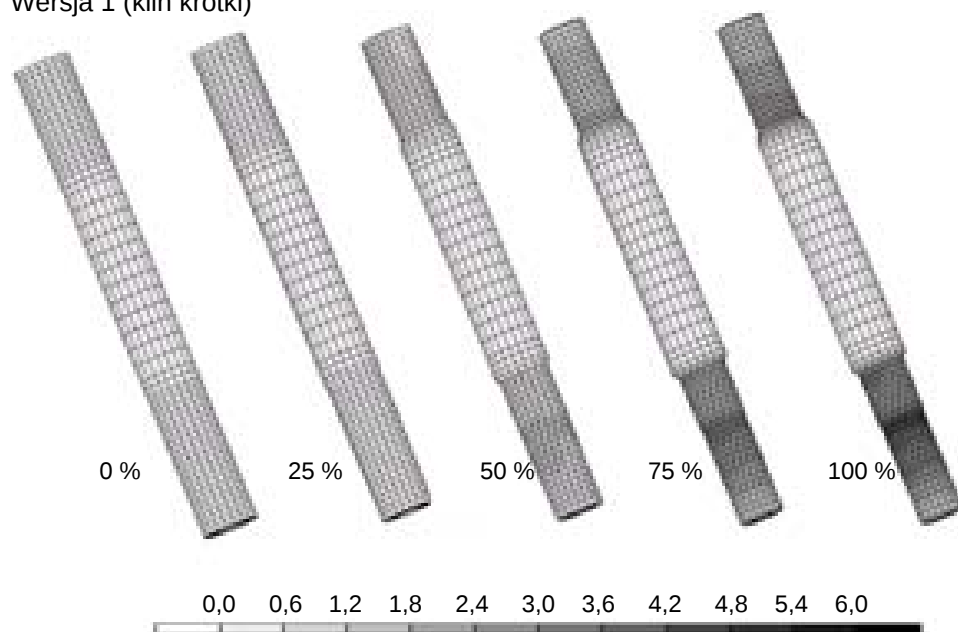
ratury 1100°C. Model materiałowy dla tej stali przyjęto z biblioteki programu MSC.SuperForm. Założono również, że narzędzia klinowe przemieszczają się z prędkością 0,3 m/s, podczas gdy rolki obracane są z jednakową prędkością kątową wynoszącą 6 rad/s. Temperatura wszystkich

narzędzi w fazie kształtowania jest stała i wynosi 150°C . Zestawienie pozostałych parametrów przyjętych w obliczeniach obejmuje: współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziami – $10\text{ kW/m}^2\text{K}$, współczynnik wymiany ciepła między materiałem a otoczeniem – $0,3\text{ kW/m}^2\text{K}$, temperaturę otoczenia – 30°C .



Rys. 6.37. Opracowane na potrzeby obliczeń modele MES procesu WKR odkuwki wałka drążonego

Wersja 1 (klin krótki)



Wersja 2 (klin długi)

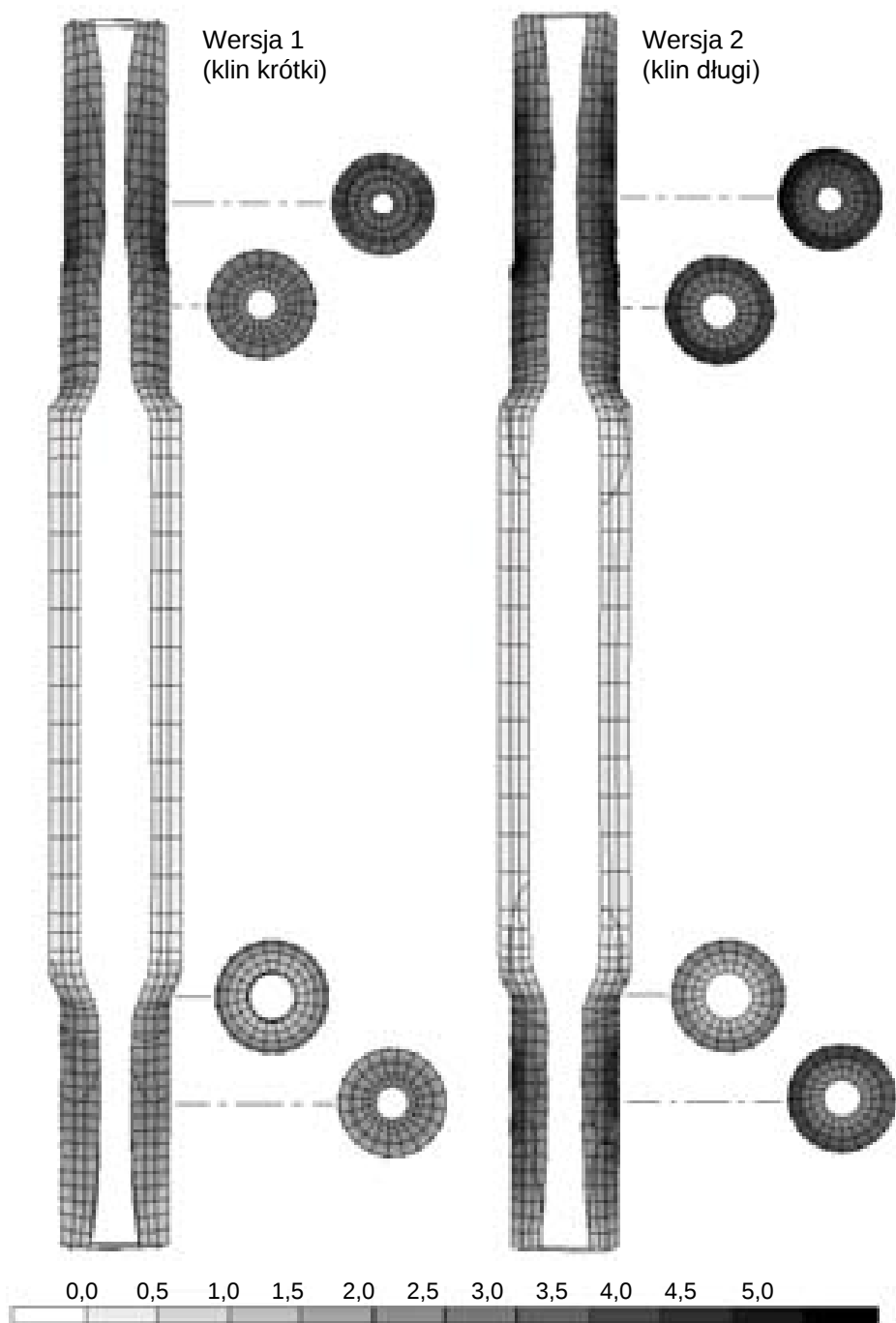
Rys. 6.38. Zmiana kształtu i rozkład intensywności odkształcenia w wałku drążonym kształtowanym w procesie WKR klinem krótkim oraz klinem długim

Analizując procesy WKR wałka drążonego przyjmowano maksymalną wartość czynnika tarcia na powierzchni kontaktu materiał-narzędzie $m=1,0$, podobnie jak w pozostałych rozważanych wcześniej przypadkach

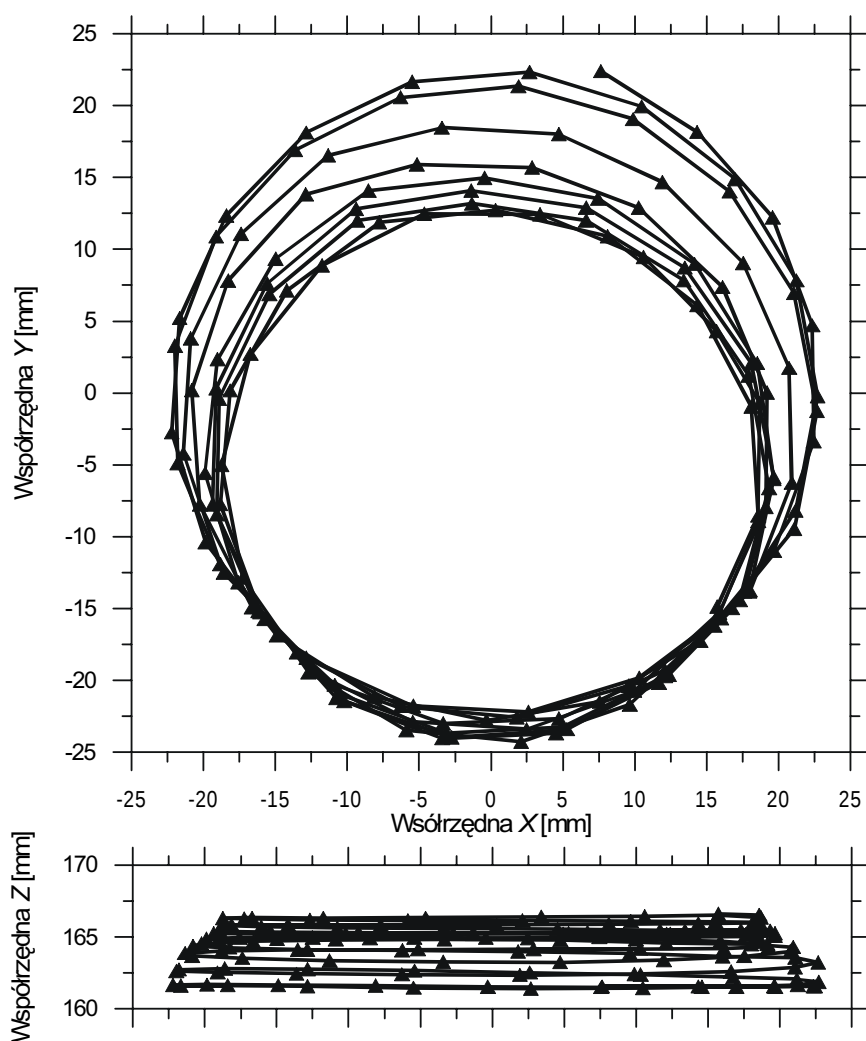
walcowania. Ponadto ze względu na stosunkowo małą redukcję średnic w obliczeniach nie stosowano przebudowy siatki elementów skończonych. Umożliwiło to prześledzenie historii odkształcenia w poszczególnych węzłach odkuwki.

Na rys. 6.38 pokazano jak zmienia się kształt odkuwki wałka drażonego w czasie walcowania w obydwu rozważanych przypadkach procesu WKR, przy zaawansowaniu procesu walcowania podanym na rysunku. Z rysunku tego wynika, że oba przypadki walcowania prowadzą do uzyskania wyrobu o prawidłowym (zakładanym) kształcie. Natomiast analiza siatek elementów (nie przebudowywanych podczas obliczeń) w ukształtowanych wałkach wskazuje na silne obwodowe (styczne) płynięcie w walcowanych skrajnych stopniach wałka. Świadczy o tym skrócenie linii wzdłużnych siatek, które przyjmują kształt śrubowy. Większe skrócenie linii obserwowane w przypadku walcowania klinem dłuższym dowodzi zwiększonego płynięcia obwodowego metalu, będącego źródłem odkształceń zbędnych, w porównaniu do procesu realizowanego za pomocą klina krótszego.

Korzystając z rys. 6.38 można zlokalizować miejsce występowania odkształceń maksymalnych. W obydwu przypadkach walcowania odkształcenia maksymalne występują w okolicy zestopniowania dłuższego czopa wału. Bardziej dokładne informacje na temat rozkładu odkształceń można uzyskać z analizy rys. 6.39, na którym przedstawiono zmiany odkształcenia w przekrojach wzdłużnych (poosiowych) oraz poprzecznych. Wynika z niej, iż większe odkształcenia występują w odkuwce otrzymanej w procesie walcowania klinem dłuższym. Ciekawy jest również charakter odnotowanego rozkładu. Otóż, zaobserwowane odkształcenia utrzymują zbliżone wartości na całej grubości ścianki. Zatem można przyjąć, że podczas WKR wyrobów drażonych zanika powierzchniowe płynięcie metalu, tak charakterystyczne dla procesów walcowania poprzecznego wyrobów pełnych, które jest przyczyną uzyskiwanego warstwowego (pierścieniowego) rozkładu odkształceń. Analizując kształt przekrojów poprzecznych odwalcowanych stopni wałków (rys. 6.39) nie stwierdza się jakichkolwiek nieprawidłowości w zarysie opisującym zarówno powierzchnię wewnętrzną jak i zewnętrzną. Szybkie usuwanie owalizacji przekroju poprzecznego zawdzięcza się korzystnemu oddziaływaniu rolek, które skutecznie kalibrują powierzchnię zewnętrzną wałka. Świadczą o tym trajek-



Rys. 6.39. Obliczone rozkłady intensywności odkształcenia wałka drążonego, kształtowanego w procesie WKR z klinem krótkim i klinem długim

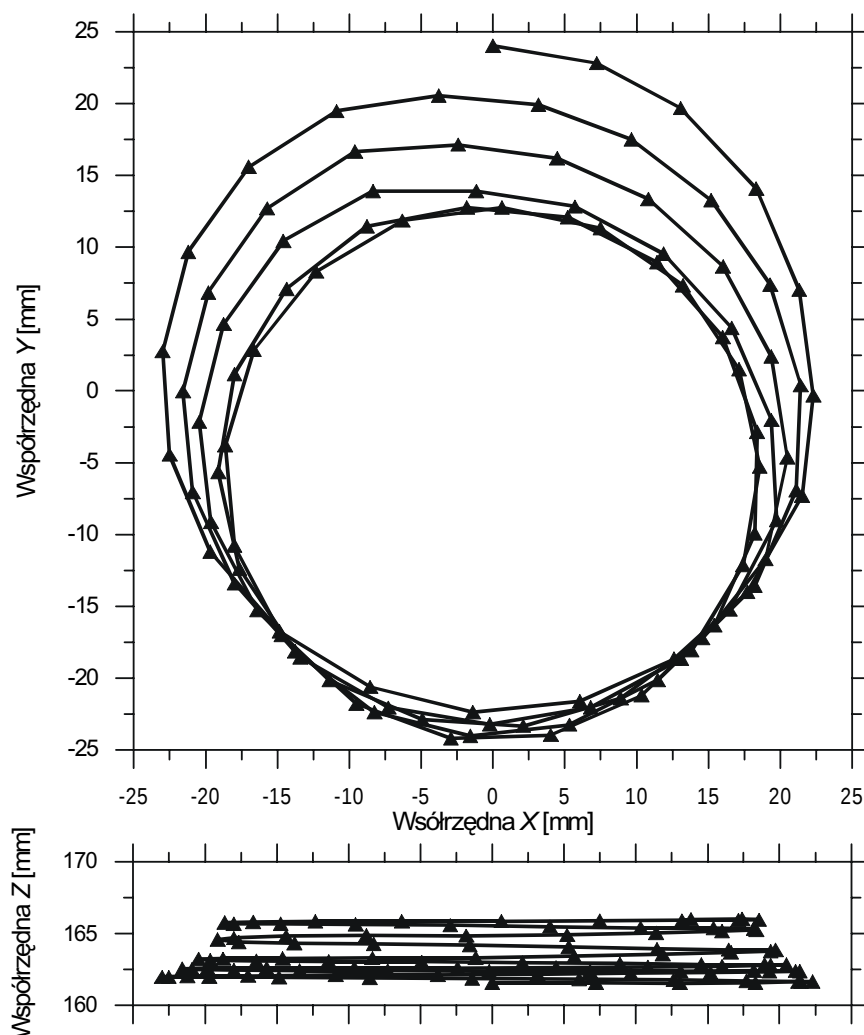


Rys. 6.40. Zmiany położenia węzła A (patrz rys. 6.37) w procesie WKR klinem długim

torie (pokazane na rys. 6.40 i 6.41) przedstawiające zmianę położenia wytwarzanego węzła A, zajmującego początkowo położenie określone rysunkiem 6.37. Z danych zamieszczonych na wymienionych rysunkach wynika, iż podczas jednego obrotu wałka jego zarys zewnętrzny jest dwukrotnie korygowany oddziaływaniem sił pochodzących od rolek 1 i 2. ponadto, w trakcie kształtowania węzeł A przemieszczał się w kierunku osiowym, co dowodzi występowania w obu procesach WKR odkuwek dążonych nie-

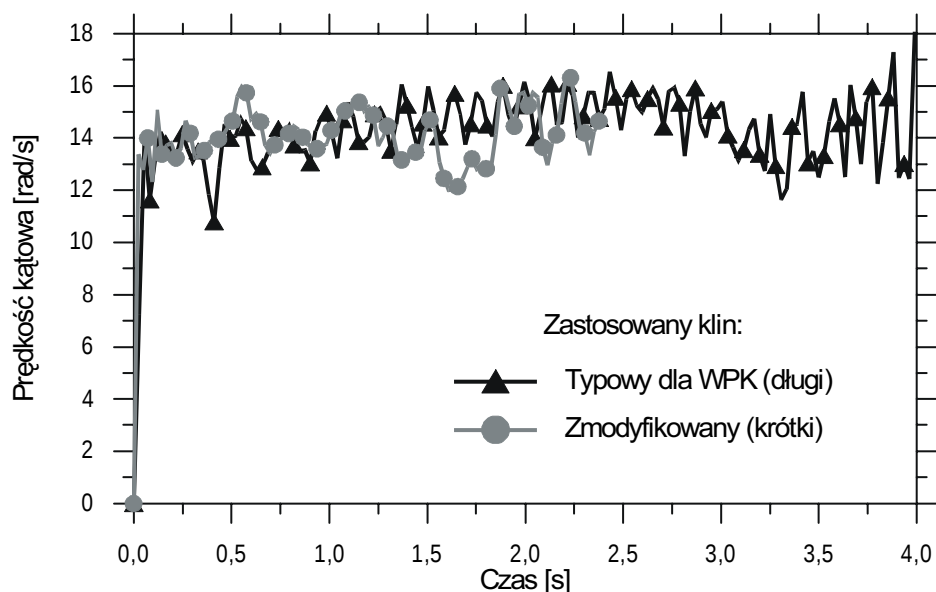
wielkiego płynięcia metalu w kierunku wzdłużnym. Jest ono nieznacznie większe w przypadku stosowania klina tradycyjnego (długiego), gdzie węzeł przemieścił się poosiowo o $\Delta z = 5,04$ mm, w porównaniu do wartości $\Delta z = 4,43$ mm odnotowanej dla WKR klinem krótkim.

W efekcie szybkiego nadawania kształtu kołowego walcowanym stopniom wałka odkuwka obraca się pewnie w obydwu wariantach procesu WKR. Świadczą o tym obliczone rozkłady prędkości kątowej, pre-



Rys. 6.41. Zmiany położenia węzła A (patrz rys. 6.37) w procesie WKR klinem krótkim

zentowane na rys. 6.42. Należy przy tym podkreślić fakt, iż odnotowane w obu przypadkach walcowania prędkości kątowe wałka są do siebie bardzo zbliżone (oscylują wokół prędkości $\omega=14,2$ rad/s). Zatem zbliżone są również opory stawiane ruchowi obrotowemu odkuwki, z czego wynika, że zastosowanie klina krótkiego nie zwiększa skłonności do zakłócenia stabilności WKR w efekcie wystąpienia niekontrolowanego poślizgu.

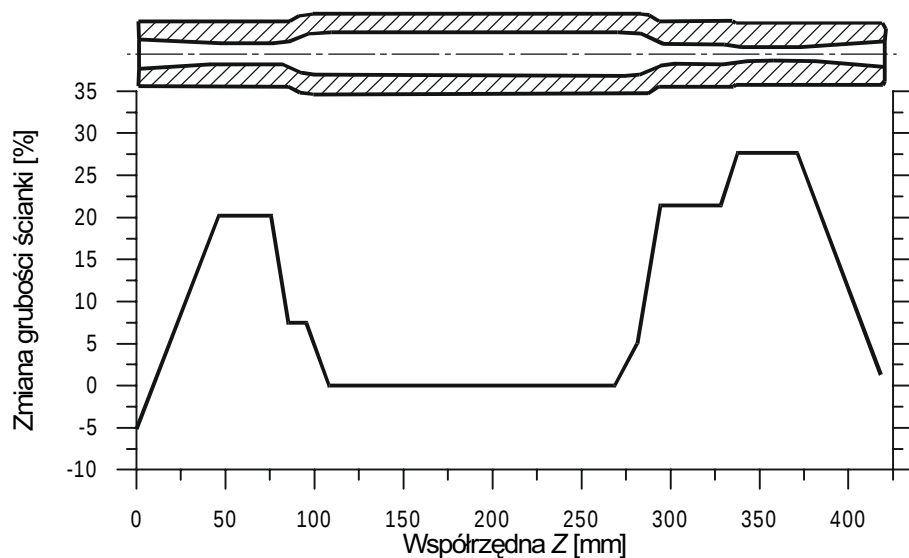


Rys. 6.42. Obliczone rozkłady prędkości kątowej wałka drążonego kształtowanego w procesie WKR z klinem długim i klinem krótkim

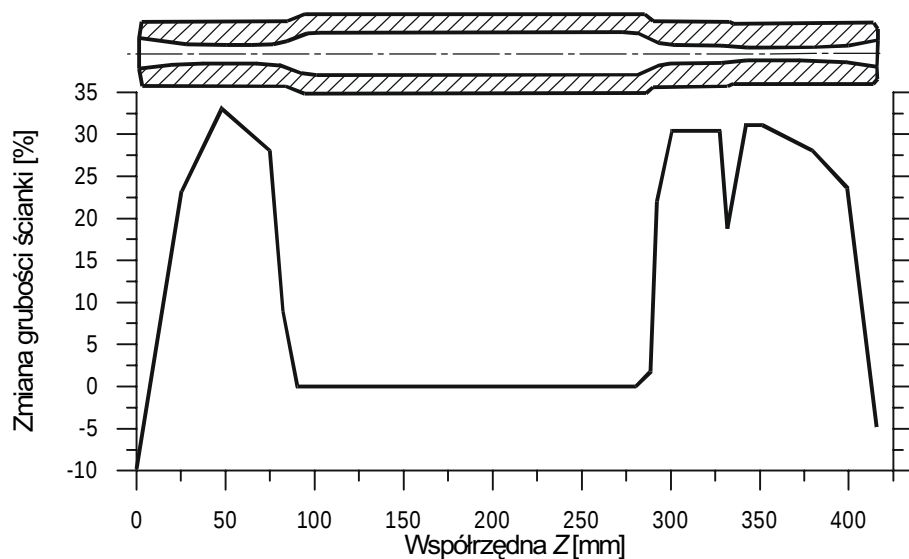
Ważnym zagadnieniem w przypadku wytwarzania wałków drążonych jest określenie wpływu zastosowanej technologii na uzyskiwaną grubość ścianki. Na rysunkach 6.43 i 6.44 przedstawiono obliczone rozkłady zmian grubości ścianek Δg w wałkach otrzymanych w obu rozważanych wariantach procesu WKR. Do obliczania wartości Δg stosowano następującą zależność:

$$\Delta g = \frac{g - g_0}{g_0} \cdot 100\%, \quad (6.1)$$

w której przez g i g_0 oznaczono grubość ścianki odpowiednio przed i po walcowaniu.



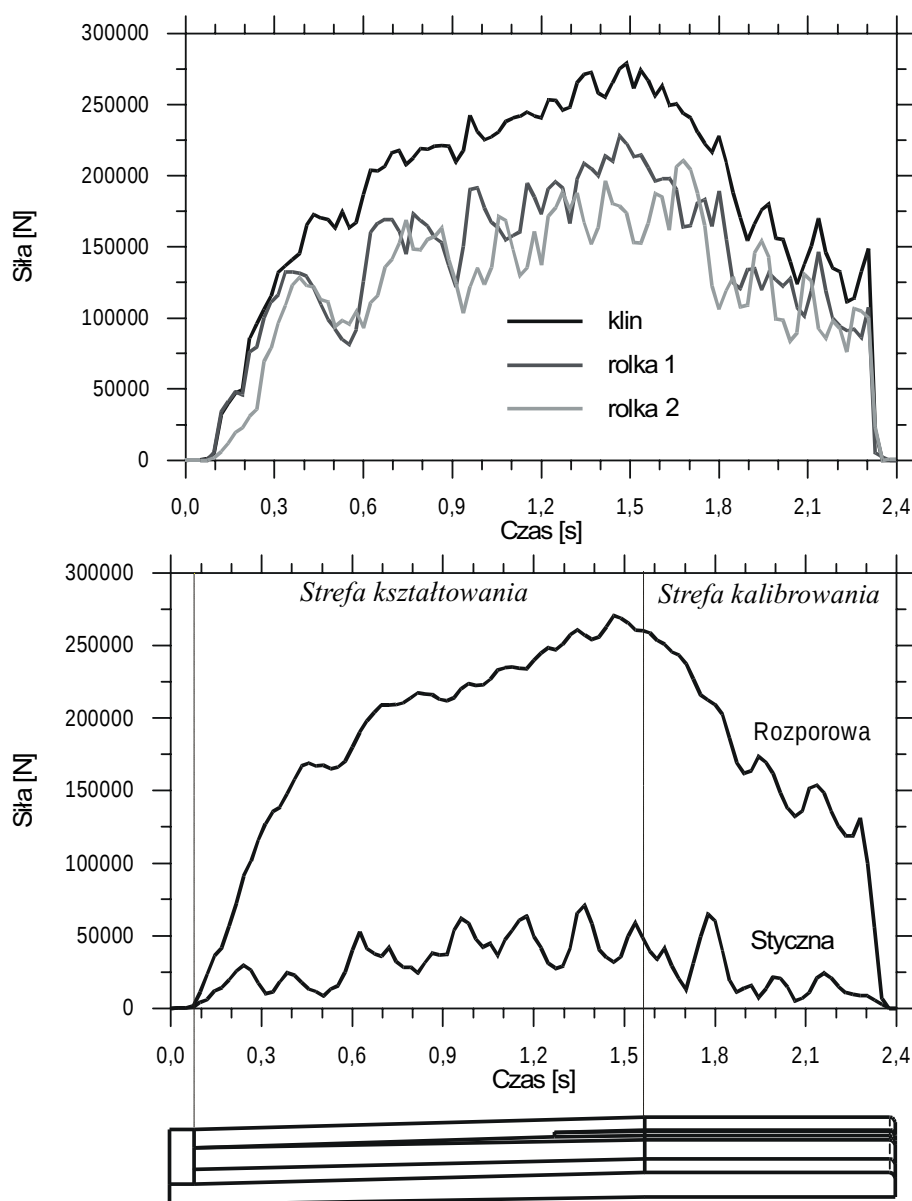
Rys. 6.43. Obliczone zmiany grubości ścianki Δg wzdłuż długości wałka drążonego, kształtowanej metodą WKR z klinem tradycyjnym (długim)



Rys. 6.44. Obliczone zmiany grubości ścianki Δg wzdłuż długości wałka drążonego, kształtowanej metodą WKR z klinem zmodernizowanym (krótkim)

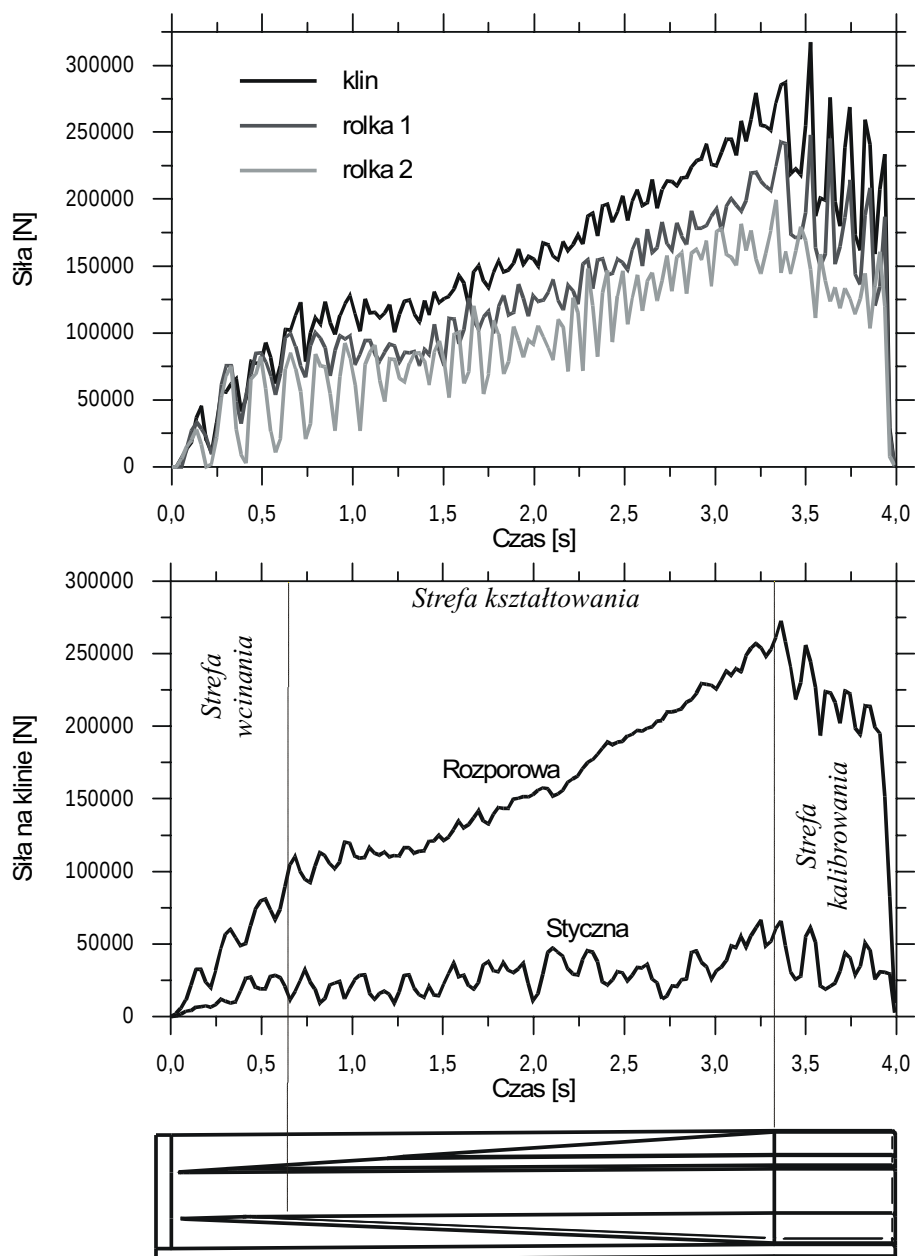
Na podstawie rozkładów Δg (rys. 6.43 i 6.44) stwierdza się, że w obu walcach w efekcie walcowania wystąpiło pogrubienie ścianek w ukształtowanych czopach. Przy czym, pogrubienie to było większe (średnio o 6,88%) w przypadku zastosowania wariantu walcowania wykorzystującego klin krótki. Niewielkie (lokalne) pocienienia ścianek zaobserwowano tylko w pobliżu powierzchni czołowych odkuwek. Jednakże ze względu na odnotowany efekt wydłużenia walców, w ramach obróbki skrawaniem należy dokonać skrócenia długości czopów, usuwając tym samym całkowicie pocienienie ścianek. Podsumowując, zastosowanie technologii WKR do kształtowania analizowanego walcu drażonego prowadzi do korzystnego (pod względem wytrzymałościowym) pogrubienia ścianek w stopniach walcowanych.

Pełne porównanie technologii WKR bazujących na obydwu zaproponowanych konstrukcjach klinów wymaga również przeanalizowania parametrów siłowo-energetycznych. Na rys. 6.45 i 6.46 pokazano rozkłady sił oddziaływujących na poszczególne narzędzia, w procesach WKR realizowanych odpowiednio za pomocą klina krótkiego i długiego. Z porównania przebiegów wynika, że maksymalne wartości sił oddziaływujące na poszczególne narzędzia, w obu wariantach walcowania, są do siebie zbliżone. Podobnie jak w poprzednio analizowanych przypadkach walcowania największe siły występują na klinie, a najmniejsze na rolce 2. Jednakże charakter rozkładów sił, odnotowany w porównywanych procesach, jest odmienny. Mianowicie, podczas walcowania klinem krótkim siły zwiększają się bardzo szybko przyjmując w drugiej połowie fazy kształtowania wartości zbliżone do maksymalnych, osiąganych w momencie przejścia do fazy kalibrowania. Natomiast w przypadku zastosowania klina długiego siły zwiększają się równomiernie na całej długości stref wcinania i kształtowania, aż do osiągnięcia wartości maksymalnej, co ma miejsce w na początku fazy kalibrowania. Różnice w przebiegach sił wynikają głównie ze sposobu oddziaływania klina na materiał w porównywanych procesach WKR. W przypadku klina krótkiego kształtowanie odbywa się równocześnie na całej długości czopów. Natomiast wówczas, gdy stosuje się klin długi redukcja średnicy zewnętrznej czopów realizowana jest postępująco, w kierunku od środka ku powierzchniom czołowym walcu.



Rys. 6.45. Rozkłady sił działających w procesie WKR wałka drążonego, kształtowanego klinem krótkim

Na podstawie wykonanej analizy numerycznej stwierdzono, że istnieje możliwość kształtowania na gotowo, metodą WKR wałka drążonego – pokazanego na rys. 6.34. Walcowanie to można przeprowadzić stosując dwa rodzaje narzędzi płaskich. Pierwsze z nich (nazwane klinem dłu-



Rys. 6.46. Rozkłady sił działających w procesie WKR wálka drążonego, kształtowanego klinem długim

gim) posiada powierzchnie kształtujące rozszerzające się stopniowo na boki, w sposób charakterystyczny dla procesów walcowania poprzeczno-

klinowego. Natomiast w narzędziu drugim (nazwanym klinem krótkim) powierzchnie kształtujące uzyskano w efekcie pionowego przesunięcia ich zarysu. W obu rozważanych przypadkach WKR otrzymano poprawny (zakładany) kształt wałka. Porównanie ważniejszych parametrów rozważanych przypadków walcowania (przedstawione w tab. 6.1) w sposób jednoznaczny wykazuje, że bardziej korzystnym do praktycznego stosowania jest proces, w którym wykorzystuje się klin krótki. Ten bowiem przypadek kształtowania pozwala uzyskać wałek o grubszych ściankach (lepszych właściwościach wytrzymałościowych), przy mniejszej energochłonności i większej wydajności procesu.

Tablica 6.1

Zestawienie ważniejszych parametrów, wyznaczonych dla analizowanych przypadków WKR wałka drążonego

Parametr	WKR klinem krótkim	WKR klinem długim
Maksymalna wartość siły F [N]:		
➤ Klin	278954	317169
➤ Rolka 1	228067	247797
➤ Rolka 2	210588	199320
Średnia zmiana grubości ścianki [%]	22,26	15,38
Praca wykonana przez klin [J]	20491,9	33302,4
Maksymalne odkształcenie	5,05	6,42
Zakres temperatur w odkuwce, po procesie kształtowania [°C]	934,0 ÷ 1120,0	893,5 ÷ 1095,1
Szacowana wydajność [szt./godz.]	750	450

7. Zakończenie

W książce przedstawiono aspekty teoretyczne i technologiczne procesów walcowania poprzeczno – klinowego (WPK). Na podstawie analizy literatury specjalistycznej scharakteryzowano rozwój poszczególnych metod WPK oraz opisano maszyny stosowane w tej technologii wytwarzania. Wykorzystując metodę elementów skończonych (MES) porównano procesy WPK realizowane w układach: jednego walca, dwóch walców, trzech walców, klinów płaskich, dwóch dysków, klinów wklęsłych, oraz walca i segmentu wklęsłego. Stwierdzono, że główną przyczyną ograniczeń w stosowaniu technologii WPK w warunkach przemysłowych są trudności związane z projektowaniem i wykonawstwem narzędzi klinowych powodujące, iż technologia ta staje się rentowna dopiero w warunkach serii dużych.

W celu obniżenia kosztów wdrożeniowych zaproponowano nową odmianę WPK, w której wykorzystuje się tylko jeden klin płaski oraz dwie napędzane rolki podtrzymujące – kierujące. Tę nową technologię kształtowania nazwano walcowaniem klinowo – rolkowym (WKR). Za podstawowe zalety WKR uznano: mniejszą skłonność do tworzenia pęknięć wewnętrznych w odkuwce, niższe koszty wdrożeniowe, ułatwione usuwanie zgorzeli oraz wzrost wydajności. W zależności od kształtu klina oraz rolek (gładkich lub profilowych) wyróżniono sześć schematów WKR. Podano również zależności (wynikające z geometrii stosowanych narzędzi), których spełnienie jest konieczne w prawidłowo zaprojektowanym procesie WKR. Wstępne porównanie opracowanych schematów WKR (dokonane metodą elementów skończonych) wykazało, że w przypadku stosowania rolek gładkich ma miejsce niepożądane wyginanie (zniekształcenie) odkuwek.

Badania doświadczalne procesów WKR realizowano w specjalnie do tego celu zaprojektowanej i wykonanej walcarni laboratoryjnej LUW-2. Podczas prób eksperymentalnych zastosowano kilka klinów oraz zestawów rolek, których odpowiednie zestawianie umożliwiało przeprowadzenie walcowania wg każdego z sześciu schematów WKR. W badaniach stosowano zarówno materiały modelowe (ołów, aluminium) jak również stal w gatunku 45. Korzystając z metod doświadczalnych oraz obliczeń optymalizacyjnych wyznaczono modele materiałowe oraz wartości czynnika tarcia dla zastosowanych w badaniach materiałów. Próby WKR prowadzono w warunkach obróbki plastycznej na zimno i na gorąco, z jednoczesnym pomiarem podstawowych parametrów kinematycznych i siłowych. W efekcie badań laboratoryjnych potwierdzono brak możliwości walcowania na gorąco wyrobów ze znaczącą zmianą kształtu, wówczas, gdy stosuje się rolki gładkie. Ta odmiana WKR może być jednakże z powodzeniem wykorzystana do walcowania na zimno, rowków w kształcie litery V na obwodzie okrągłych prętów. Może być to podstawą opracowania nowej metody cięcia prętów. Wykazano również, że stosując rolki profilowe można kształtować metodą WKR na gorąco osiowo – symetryczne wyroby o złożonych kształtach z dokładnością porównywalną do uzyskiwanej w typowych, dwunarzędziowych metodach WPK. Stwierdzono także szczególną przydatność WKR w kształtowaniu wyrobów drażonych.

Modelowanie procesu WKR przy użyciu MES realizowane w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia, pozwala m.in. na wyznaczenie rozkładów odkształceń, naprężeń, prędkości odkształcenia oraz temperatury – przy pełnym uwzględnieniu specyfiki modelowanego procesu. Stosowanie MES w symulacji procesu WKR jest utrudnione głównie przez długi czas obliczeń oraz trudności związane z przebudową siatki. Jednakże ze względu na łatwość modyfikacji przyjętego modelu MES oraz możliwość wielokrotnego powtarzania obliczeń uznaje się MES za najlepszą metodę poznawczą w analizie nowych, złożonych procesów kształtowania plastycznego, do których niewątpliwie zalicza się WKR.

W efekcie wykonanych prac badawczych ustalono, że głównym czynnikiem ograniczającym stabilność WKR jest niekontrolowany poślizg, doprowadzający do zdeformowania kształtu wyrobu. Ponadto, w przy-

padku stosowania znacznych gniotów oraz przyjęcia dużych kątów rozwarcia klina β może mieć miejsce zniekształcenie (przewężenie) kształtowanego stopnia wyrobu. Natomiast, w badanym zakresie parametrów kształtowania, nie stwierdzono w odwalcowanych próbkach pęknięć wewnętrznych.

Analiza wartości sił (zmierzonych i obliczanych) w procesach WKR wykazała, że największe siły występują na klinie, zaś najmniejsze na rolce (od strony wejścia klina). Stwierdzono również, że stosowanie schematu WKR, w którym w jednym przejściu klina kształtuje się jednocześnie kilka odkuwek nie zwiększa w sposób istotny obciążenia rolek. Zatem nie ma konieczności wzmacniania ich konstrukcji.

W książce poddano również szczegółowej analizie procesy WKR pięciu wyrobów: przedkuwek korpusu, prowadnicy i widełek oraz sworznia kulistego i wałka drażonego. Celem analizy było określenie możliwości technologicznych WKR. Dla wszystkich przytaczanych przypadków kształtowania podano rozwiązania konstrukcyjne narzędzi (klina i rolek) oraz przedstawiono rezultaty obliczeń numerycznych, weryfikujących poprawność przyjętych rozwiązań. Wykazano, że stosując WKR można z powodzeniem kształtować (przy stopniu gniotu $\delta < 2$) wyroby posiadające powierzchnie cylindryczne, sferyczne i stożkowe.

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych sformułowano następujące ważniejsze wytyczne stosowania tego procesu technologicznego:

- Metodą walcowania klinowo-rolkowego (WKR) można kształtować osiowo-symetryczne wyroby (pełne i drażone), z dokładnością porównywalną do uzyskiwanej w stosowanych przemysłowo dwunarzędziowych metodach walcowania poprzeczno - klinowego (WPK);
- Ze względu na geometrię klina oraz rolek podtrzymujących można wyróżnić sześć schematów walcowania klinowo-rolkowego. Przy czym, wyroby o najmniejszych błędach kształtu uzyskuje się stosując w procesie WKR rolki profilowe oraz klin gwarantujący styk z materiałem na całej jego długości;
- Odkształcenia w wyrobach kształtowanych metodą WKR mają charakterystyczny dla procesów walcowania poprzecznego rozkład warstwowy (pierścieniowy);

- ❑ Stosowanie mniejszych kątów kształtujących klina α poprawia stabilność walcowania oraz zmniejsza prawdopodobieństwo wystąpienia pęknięć wewnętrznych;
- ❑ Stosowanie mniejszych kątów rozwarcia klina β oraz większych gniotów bezwzględnych Δr powoduje wzrost odkształceń w odkuwkach oraz zwiększa energochłonność procesu WKR;
- ❑ W praktyce zaleca się stosować w przypadku kształtowania przedkuwek maksymalne kąty rozwarcia klina (np. $\beta=9^\circ$), przy których proces WKR przebiega w sposób stabilny. Takie rozwiązanie pozwala bowiem na zmniejszenie rozmiarów klina, skraca czas kształtowania oraz obniża energochłonność procesu. Natomiast w przypadku kształtowania na gotowo wyrobów, pełnych i drążonych, należy przyjmować mniejsze kąty rozwarcia klina (np. $\beta=5^\circ$), których stosowanie powoduje zwiększenie dokładności wykonania wyrobów;
- ❑ Stabilność procesu WKR może być zakłócona przez niekontrolowany poślizg lub przez zniekształcenie (przewężenie) walcowanego stopnia wyrobu (w przypadku stosowania dużych stopni gniotu δ);
- ❑ Dla zmniejszenia niekontrolowanego poślizgu należy stosować narzędzia z mniejszymi kątami kształtującymi α oraz nacinać (ryflować) powierzchnie boczne klinów;
- ❑ Modelowanie procesu WKR, oparte o MES w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia oraz przy pełnym uwzględnieniu zjawisk termicznych, umożliwia weryfikację parametrów technologiczno – konstrukcyjnych przyjmowanych podczas projektowania technologii wytwarzania bazującej na WKR.

Opisane rozważania teoretyczne oraz rezultaty przeprowadzonych badań eksperymentalnych stanowią pierwsze opracowanie, które traktuje zagadnienia kompleksowo obejmując istotne dla technologii walcowania klinowo-rolkowego przykłady wyrobów wykonywanych z zastosowaniem procesów WKR. Przedstawione przykłady wskazują na nowe możliwości efektywnego kształtowania wyrobów technologią walcowania klinowo-rolkowego, przy zastosowaniu stosunkowo prostej konstrukcji urządzeń i narzędzi.

Literatura

- [1] Altan T., Oh S.I., Gegel H. Metal Forming: Fundamentals and Applications. *Metals Park: Wyd. American Society for Metals*, 1983
- [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., Guzjavičius L. V, Makušok E. M., Ščukin V. Ja. Vybor geometričeskich parametrov klinovogo instrumenta. W: *Abrazivnaja obrabotka i obrabotka metallov rezaniem i davlenem*. Minsk: Nauka i Technika 1975 s. 73-76
- [5] Andreev G. V., Klušín V. A., Makušok E. M., Segal V. M., Ščukin V. Ja. *Poperečno – klinovaja prokatka*. Minsk: Nauka i Technika 1974
- [6] Andreev G. V., Makušok E. M., Segal V. M., Ščukin V. Ja. Poperečno – klinovaja prokatka. *Vestnik Mašinstroenija* 1974 T. 54 nr 8 s. 74-77
- [7] 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
- [8] Astrop A. W. High – volume production of stub shafts by transverse roll forging. *Machinery and Production Engineering* 14 July 1971 s. 46-47
- [9] Astrop A. W. Redman demonstrate wedge-roll hot forming process. *Machinery and Production Engineering* 19 February 1969 s. 291-294
- [10] 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
- [11] Bachman K., Brenn P. Fertigungsleine für die herstellung von schakelbugeln. *Umformtechnik* 1981 nr 6 s. 30-33
- [12] Baines K. Lead as a model material to simulate mandrel rolling of hot steel tube. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 118 s. 422-428

- [13] Bakashi-Jooybai M. A theoretical and experimental study of friction in metal forming by the use forward extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 125-126 s. 369-374
- [14] Balin A. F. *Poperečno – vintovaja prokatka kuzněčnych žagotovok*. Moskva 1959
- [15] Bartnicki J. *Badania teoretyczno-doświadczalne procesu walcowania poprzeczno-klinowego wyrobów drążonych*. Praca doktorska. Politechnika Lubelska, Lublin 2005 (maszyn.)
- [16] Bartnicki J. Owalizacja wałków drążonych w procesach walcowania poprzeczno – klinowego, *Eksploatacja i Niezawodność* 2004 nr 2 (22) s. 5-8
- [17] 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
- [18] 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
- [19] 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) Suppl. Metal Forming, s. 103-107
- [20] Bartnicki J., Pater Z.: *Walcowanie klinowo-rolkowe odkuwek drążonych*. Wyd. Politechniki Lubelskiej, Lublin 2005
- [21] Bay N., Wibom O., Nelsen J. A. A new friction and lubrication test for cold forging. *Annals of the CIRP* 1995 vol. 4 4/1 s. 217-221
- [22] 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
- [23] Borislavskij L. B., Romanenko P. V., Bol’shak N. I., Kotrečko A. A. Novaja tehnologija izgotovlenija coeditel’nych osej tjagovoj cepi skrebkogo transportera. *Technologija i organizacija proizvodstva* 1976 nr 9 s. 34-35
- [24] Canta T., Frunza D., Sabadus D., Tintelecan C. Some aspects of energy distribution in rotary forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 1988 vol. 80-81 s. 195-198
- [25] Celikov A. I. Elementy teorii poperečnoj prokatki i chłodnaja prokatka na trechvalkovych stanach. *Vestnik Mašinostroenija* 1961 nr 7 s. 49-54
- [26] Celikov A. I. *Poperečno – klinovaja prokatka v mašinostreni*. Moskva: Mašinostroenie 1982
- [27] Chitkara N. R., Aleem A. Axi-symmetric tube extrusion/piercing using die-mandrel combinations: same experiments and a generalized upper

- bound analysis. *International Journal of Mechanical Sciences* 2001 vol. 43 s. 1685-1709
- [28] 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
- [29] Cockroft M. G., Latham D. J. A simple criterion of fracture for ductile metals. *Nat. Eng. Lab., Report no 240* Glasgow 1966
- [30] Cropping of steel bar – its mechanism and practice. W: *I.C.G.G. International Cold Forging Group 1967-1992*. ICFG Paryż 1992, s. 19-32
- [31] Da Silva M. L. N., Regone W., Button S. T.: Microstructure and mechanical properties of microalloyed steel forgings manufactured from cross – wedge – rolled performs. *Scripta Materialia* 2006 vol. 54 s. 213-217
- [32] 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
- [33] Detrich J. and Muller H. Erprobung einer weiteren Variante des Querwalzens mit Keilformungen Werkzeugen. *Fertigungstechnik und Betrieb* 1977 no 9 s. 547-549
- [34] Developments in rotary metalworking. *Machinery and Production Engineering* 2 February 1983 s. 34-35
- [35] Ding P., Ju D., Inoue T., Vives E. Numerical Simulation of Forging and Subsequent Heat Treatment of a Rod by a Finite Volume Method. *ACTA Metallurgica Sinica (English Letters)* 2000 vol. 13 nr 1 s. 270-280
- [36] Dobrucki W., Odrzywołek E. Analiza metod wyznaczania współczynnika tarcia między narzędziem i metalem w stanie płynięcia plastycznego, opartych na procesie spęczania. *Obróbka Plastyczna* 1979 t. XVIII z. 4 s. 189-197
- [37] Dohmann F., Hartl Ch. Tube hydroforming – research and practical application, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 174-186
- [38] 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
- [39] 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

- [40] 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
- [41] Dorożej V. I., Margolin B. M., Seljukov V. N. Izgotovlenije zagotovok šarovyvh pal'cev rulevych tjag metodom poperečno – klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1975 nr 1 s. 36-38
- [42] 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
- [43] Duan X., Sheppard T. Simulation of substructural strengthening in hot flat rolling. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, Vol. 125-126, s. 179-187
- [44] Eberlein L. and Muller H. Ergebnisse und Ziele der Wissenschafts-Kooperation beimwalzen. *Umformtechnik* 1988 vol. 22 (3), s. 106-111
- [45] Erkenzweig G. Walzbacken zum Walzen von Rotationskapern. *Deutsches Patent* 78382 V (1893)
- [46] Falshless forging of long-shaped components. *Metal Forming* 1968 vol. 35 s. 50-51, 57
- [47] 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
- [48] Furu T., Orsund R., Nes E. Substructure evolution during different hot deformation processes of commercial non-heat treatable aluminium alloys. *Materials Science and Engineering A* 1996 vol. 214 s. 122-132
- [49] Gavrus A., Marsoni E., Chenot J. L. An inverse analysis using a finite element model for identification of rheological parameters. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 60 s. 447-454
- [50] Gierzyńska M. *Tarcie zużycie i smarowanie w obróbce plastycznej metali*. Warszawa: WNT 1983
- [51] 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
- [52] Gontarz A. Badania warunków tarcia w zależności od temperatury i prędkości odkształcenia dla pary trącej stal St4S-stal narzędziowa. *Folia Societatis Scientiarum Lublinensis* 2001 vol. 10 s. 57-65
- [53] Gontarz A. *Efektywne procesy kształtowania w trójsuwakowej prasie kuzniczej*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2005

- [54] Gontarz A., Łukasik K., Pater Z., Weroński W. *Technologia kształtowania i modelowanie nowego procesu wytwarzania wkrętów szynowych*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2003
- [55] Gontarz A., Pater Z., Koczurkiewicz B. Krzywe płynięcia stali 19MnCr5G. *Folia Societatis Scientiarum Lublinensis* 2001 vol. 10 s. 80-88
- [56] Greifzu G., Müller K. Eine Möglichkeit zur Erweiterung des Anwendungs-bereiches des Keilquerwalzens. *Umformtechnik* 1986 nr 1 s. 34-42
- [57] Gronostajski Z. *Modele konstytutywne opisujące zachowanie się wybranych stopów miedzi w zakresie dużych odkształceń plastycznych*. Wrocław: Wyd. Politechniki Wrocławskiej 2000
- [58] Gun G. Ja. Mathematical Modeling of Metal Forming Processes. *Moscow: Metallurgia*, 1983
- [59] Hencel U. Zarizeni pro pricne valcovani. *Poris vynalezu k avtorskemu osvedcevi* N 154895. - Zverejneno 17.09.1973
- [60] Hladky V. Pricne klinove valcovani ve strojirenske vyrobe. *Strojirenska Vyroba* Brezen 1971 s. 171-179
- [61] Hodbell A. C., Thomas A. Approaches to cheaper forgings. *Metal Forming* 1975 no 1 s. 17-25
- [62] Holub J. *Czechoslovakia Patent* 1961 nr 100161
- [63] Holub J. *Pricne klinove valcovani*. Praha: SNTL 1972
- [64] Holub J. Transverse hot rolling. *Machinery* 16 January 1963 s. 129-133
- [65] Hot roll forging nets quality rewards. *Machinery* 1987 vol. 45 nr 3719 s. 39
- [66] Hu Z. H. The working conditions and stretching angle of cross wedge rolling process. *Forging and Stamping Technol.* 1980 nr 5 s. 10-15
- [67] 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
- [68] 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
- [69] Kaul W. and Mockel L. Shaft forging, the East Germany way, *Metalworking Prod.* 1969 vol. 19 s.49-50
- [70] Kazanecki J. *Wytwarzanie rur bez szwu*. Kraków: Wyd. AGH 2003
- [71] Kettner P., Schmieder F.: Manufacturing of hollow transmission shafts via bulk – metal forging, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 113-118

- [72] Kim Y. J., Chitkara N. R. Determination of preform shape to improve dimensional accuracy of the forged crown gear form in closed-die forging process. *International Journal of Mechanical Sciences* 2001 vol. 47 s. 853-870
- [73] Klušin V. A. i in. 'Točnost' poperečno – klinovoj prokatki. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1977 nr 3 s. 22-28
- [74] Klušin V. A., Makušok E. M., Ščukin V. Ja. *Sovershenstvovanie poperečno – klinovoj prokatki*. Minsk: Nauka i Technika 1980
- [75] Kong L. X., Hodgson P. D. Constitutive modeling of extrusion of lead with cyclic torsion. *Materials Science and Engineering A* 2000 vol. 276 s. 32-38
- [76] Kowalczyk L. *Modelowanie fizykalne procesów obróbki plastycznej*. Radom: Wyd. Instytutu Technologii i Eksploatacji 1995
- [77] Lange K. Modern metal forming technology for industrial production, *Journal of Material Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 2-13
- [78] Lebek A. Rolmaschine zur Herstellung von Rotationssymmetrischen Korpern. *Deutsches Patent* 10089 V (1879)
- [79] Lee H. I., Hwang B. C., Bae W. B. A UBET analysis of non-axisymmetric forward and backward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 113 s. 103-108
- [80] Li D. S. i in. The instruction of H680 two-roll cross wedge rolling machine. *NORFINCO-MFTI Technical Report* 1988 no. 88-07
- [81] Li D. S. i in. The manual of H800 two-roll cross wedge rolling machine. *NORFINCO-MFTI Technical Report* 1988 no. 88-12
- [82] 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
- [83] 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
- [84] Lisowski J. *Walcowanie kuznicze*. Warszawa: WNT 1979
- [85] 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
- [86] 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
- [87] 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
- [88] Łuksza J. *Elementy ciągarkstwa*. Kraków: Wyd. AGH 2001
- [89] Magda J. Poprzeczne walcowanie klinowe. *Obróbka Plastyczna* 1981 z. 4 s. 179-189
- [90] Majerus J. N., Jen K. P., Gong H. Quantitative data for precision closed-die forging: internal deformations and computer simulations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 1997 vol. 37 s. 523-554
- [91] Mansurov I. Z., Podrabinnik I. M. *Specialnye kuzniečno-presovye mašiny. Spravočnik*. Moskva: Mašinostroenie 1990
- [92] 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
- [93] Massivumformung durch Querwalzen, *VDI-Nachrichten* 1969 vol. 17, s. 37
- [94] MCR-1000 type cross wedge rolling machine. *Mitsubishi Juko Gibo* 1975 no 4 s. 120
- [95] 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
- [96] Mohamed J. H., Blazynski T. Z. *Lead as a model material in the investigation of shear-type metal flows*. *Journal of Mechanical Working Technology* 1987 vol. 15 s. 309-317
- [97] Motomura M. *Japanese Patent* 1955 no. 215224
- [98] Muster A. *Tarcie i smarowanie w technologiach plastycznego kształtowania metali*. Warszawa: Wyd. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej 1997
- [99] 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- 26 s. 856-862
- [100] Nikolskij L. N. i in. Avtomatičeskij stan choločnoj prokatki. *Mechanizacija i Avtomatizacija Proizvodstva* 1970 nr 8 s. 10-12
- [101] Nikolskij L. N., Udovin N. T., Rachmanov W. I. Walkovo segmentnye walcy dla popieriečno-klinovoj valcovki. *Kuzniečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1976 no 4 s. 28-31
- [102] Osiński Z., Wróbel J. *Teoria konstrukcji maszyn*. Warszawa: Wyd. PWN 1982

- [103] Pater Z. Analiza możliwości technologicznych walcowania klinowo - rolkowego. *Mat. 11 Konferencji Informatyka w Technologii Metali*, Zakopane 11-14 stycznia 2004 s. 51-58
- [104] Pater Z. Analiza teoretyczna walcowania klinowo-rolkowego odkuwki typu sworzeń kulisty. W: *Badania teoretyczno-technologiczne procesów plastycznego kształtowania metali. Monografia 2004*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2004, s. 43-65
- [105] Pater Z. Finite element analysis of cross wedge rolling. *The Arabian Journal for Science and Engineering* 2005 vol. 30 no 1C s. 27-37
- [106] Pater Z. Nowa technologia kształtowania metali: Walcowanie klinowo - rolkowe. *Rudy i Metale Nieżelazne* 2003 nr 10-11 s. 483-485
- [107] Pater Z. Ołów jako materiał modelowy do symulacji procesów obróbki plastycznej na gorąco. *Obróbka Plastyczna Metali* 2003 nr 4 s. 41-48
- [108] Pater Z. Stress state in cross wedge rolling process. *Archives of Metallurgy* 2003 vol. 48 Issue 1 s. 21-35
- [109] Pater Z. *Studium teoretyczno – eksperymentalne procesu walcowania poprzecznie – klinowego*. Praca doktorska. Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny 1994 (maszyn.)
- [110] Pater Z. Symulacja procesu walcowania poprzeczno-klinowego metodą objętości skończonej. *Mat. FIMM 2001*, Warszawa 17-18.05.2001 s. 137-143
- [111] Pater Z. Symulacja procesu walcowania poprzeczno-klinowego metodą objętości skończonej. *Przegląd Mechaniczny* 2003 Nr 7-8 s. 31-35
- [112] Pater Z. Three dimensional simulation of flat-die thread rolling. W: *Proc. of the Int. Conference on Advanced Materials and Processing Technologies (AMPT'01)*, Madrit (Spain) September 18-21 2001 s. 867-873
- [113] Pater Z. Walcowanie klinowo-rolkowe na rolkach profilowych. *Mat. V Międzynarodowej Sesji Naukowej „Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej”*, Częstochowa maj 2004 s. 215-218
- [114] Pater Z. *Walcowanie poprzeczno-klinowe odkuwek osiowo-symetrycznych*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2001
- [115] Pater Z., Bartnicki J. Primenenie metoda konečnych elementov dlja modelirovanija processov poperečno-klinovoj prokatki. *Materiały międzynarodarodnoj naučno-techničeskoj konferencii „Narazemnye Coedinenija Perspektivnych Materialov: Teorija i Praktika”* Minsk 14-17.06.2005 s. 234-239
- [116] Pater Z., Bartnicki J. Prokatka detali tipa šarovoj palec pri pomošči od-nogo deformirujuščego klina. *Materiały międzynarodarodnoj naučno-techničeskoj*

- konferencii „Progressivnye Technologii Obrabotki Materialov Davleniem”* Minsk 18-22 maja 2004 s. 72-76
- [117] Pater Z., Bartnicki J., Gontarz A., Weroński W.: Numerical Modeling of Cross – Wedge Rolling of Hollowed Shafts. *Proceedings of the 8 International Conference on Numerical Method in Industrial Forming Processes - Numiform 2004*, Ohio, 13-17.06.2004, s. 672-678
- [118] 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
- [119] 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
- [120] Pater Z., Gontarz A., Łukasik K., Weroński W.: *Modelirovanie processov poperečno-klinovij prokatki*. Kiev: Wyd. NUPT 2003
- [121] Pater Z., Gontarz A., Weroński W. Sposób walcowania poprzecznego. *Zgłoszenie patentowe P366499* z dnia 2004.03.22
- [122] Pater Z., Gontarz A., Weroński W.: *OBRÓBKA PLASTYCZNA. Obliczenia sił kształtowania*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 2002
- [123] Pater Z., Gontarz A., Weroński W.: *Wybrane zagadnienia z teorii i technologii walcowania poprzeczno-klinowego*, Wyd. LTN, Lublin 2001
- [124] Pater Z., Weroński W. *Podstawy procesu walcowania poprzeczno – klinowego*. Lublin: Wyd. Politechniki Lubelskiej 1996
- [125] Pater Z., Weroński W. Use of slipe-line fields method in determining forging loads in process of flashless forging of axially symmetric pieces. *Scandinavian Journal of Metallurgy* 1998 vol. 27 s. 191-195
- [126] Pater Z. Modelowanie numeryczne przemysłowych procesów walcowania poprzeczno-klinowego. Mat. Konf. FiMM 2003, Warszawa 16 - 17.10.2003, *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika* z. 201 s. 97-102
- [127] Pełczyński T. W., Pełczyński T. A. *Teoria procesów obróbki plastycznej. Część I. Mechanika procesów obróbki plastycznej*. Warszawa: Wyd. Politechniki Warszawskiej 1982
- [128] Piel A. *Zastosowanie numerycznej symulacji do analizy i projektowania technologii kucia w kowarkach*. Gliwice: Wyd. Politechniki Śląskiej 1996 Zeszyt Naukowy nr 1346
- [129] Polański Z. *Metodyka badań doświadczalnych*. Kraków: Wyd. Politechniki Krakowskiej 1981

- [130] Report of Japan Physics and Chemistry Institute 1955 s. 7-10
- [131] Rogers S. E. The impact of drop forging research. *Metal Forming* December 1970 s. 356-361, 367
- [132] Sadko V. I., Pater Z. Nowa technologia produkcji noży kombajnów górniczych. *Maszyzny Górnicze* 2003 Nr 2 s. 52-54
- [133] Saprykin I. A. Proizvodstvo stupenčatych zagotovok valob metodami ob’emnogo plastičeskogo formoobrazovanija. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1983 nr 9 s. 11-12
- [134] Schey J. A. *Tribology in Metal Forming*. ASFM, Metal Park, Ohio 1984
- [135] Ščukin V. Ja. *Osnovy poperečno – klinovoj prokatki*. Minsk: Nauka i Technika 1986
- [136] Shirai S. *Japanese Patent* 1960 no. 272130
- [137] Šibakov V. G., Semendij V. I. Poperečno – klinovaja prokatka avtomobil’nych detalej. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1986 nr 11 s. 11-13
- [138] Siegert K., Kammerer M., Keppler-Ott Th., Ringhand D. Recent developments on high precision forging of aluminium and steel. *Journal of Materials Processing Technology* 1997 vol. 71 s. 91-99
- [139] Simonds G.: Maschine zur Herstellung von Wagenaschen Werkstucken für Gewenrlanfe und anderen unregelmabig Geformen Schmiedestucken. *Deutsches Patent* 36494 Y (1885)
- [140] Slagter W. J., Florie C. J. L., Venis A. C. J. Advances in 3-D Forging Process Modeling. *Proc. of 15th National Conference on Manufacturing Research*, Bath September 1999 s. 73-78
- [141] Smirnov V. S., Lunev V. A. Naprjažennoe sostojanie tela pri poperečnoj prokatke. *Izv. VUZ Černaja Metallurgija* 1965 nr 3 s. 94-100
- [142] Smithells C. J. *Metals Reference Book*. London: Wyd. Butterworths 1975
- [143] Sołkowski T. *Teoretyczne metody wyznaczania kształtu narzędzi do obróbki plastycznej metali*. Monografia 100. Kraków: Wyd. Politechniki Krakowskiej 1990
- [144] *Specifications of H600 and H630 two-roll cross wedge rolling machines*. Beijing: Metallurgical Machinery Factory. China 1985
- [145] Sugiyama H. The central cavity of transversely hot rolled shaft. *Annals of the CIRP* 1973 vol. 22/1 s. 93-94
- [146] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1962 nr 14972.
- [147] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1973 nr 387773
- [148] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1973 nr 388820
- [149] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1974 nr 441082

- [150] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1975 nr 460925
- [151] *Świadectwo autorskie* ZSRR 1975 nr 478661
- [152] Świątkowski K. Sposoby oceny wielkości tarcia na powierzchniach kontaktu niemetalicznego materiału modelowego i narzędzia. *Obróbka Plastyczna Metali* 2000 nr 1 s. 21-30
- [153] Tan X., Zhang W., Bay N. A new friction test using simple upsetting and flow analysis. *Proceedings of the 6-th ICTP*, Nuremberg 1999 s. 365-370
- [154] 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
- [155] The instruction of XHZ-30 vertical two-roll cross wedge rolling machine. *Technical Report*. The Institute of Tool Industry of Sanghai. China 1981
- [156] The utilization of two-roll cross wedge rolling process for spanner perform. *Technical Report*. The Institute of Tool Industry of Shanghai. China 1981
- [157] 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
- [158] 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
- [159] Transverse forging. The Erfurt UWQ 80 machine. *Metal Forming* February 1970 s. 51-52
- [160] Transverse rolling proves its uses in components field. *The Engineer* 5 November 1970 s. 55-58
- [161] Tsukamoto H. i in. Cross roll method for the production of axisymmetrical stepped shaft. W: *Proceedings of 2nd International Conference on Rotary Metalworking Processes* October 6th–8th 1982, Stratford upon Avon UK s. 936-941
- [162] Vaughan C. Transverse rolling for the production of finished and semi – finished components. *Iron and Steel* June 1969 s. 16
- [163] Veremevič Ju. N. i in.: Dvuvalkovyje avtomatičeskie stany poperečno - klinovoj prokatki. *Kuźnečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 1 s. 31-33
- [164] Veremevič Ju. N. i in.: Konstrukcija avtomatyczeskovo poperečno-klinovogo stana. *Kuźnečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1976 nr 9 s. 29-31

- [165] Veremeevič 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
- [166] Veremeevič Ju. N., Gorovoj R.S., Bondarev I. A., Šmelev Ju. E. Prime-nenie poperečno – klinovoj prokatki dlja profilirovanija zagotovok pered gorjačej šampovkoj. *Kuznečno – Štampovočnoe Proizvodstvo* 1983 nr 10 s. 23-25
- [167] 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
- [168] Wang M. T., Li X. T., Du F. S., Zheng Y. Z.: A coupled thermal -me-chanical 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
- [169] Wang M. T., Li X. T., Du F. S., Zheng Y. Z.: Hot deformation of aus-tenite 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
- [170] 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
- [171] Wasiunyk P. *Kucie matrycowe*. Warszawa: Wyd. WNT 1987
- [172] Wasiunyk P. *Teoria procesów kucia i prasowania*. Warszawa: WNT 1991
- [173] Weroński W., Gontarz A. Three-dimensional analysis of forming proc-ess of tap bolt head. W: *Proc. of the Int. Conference on Advanced Materials and Processing Technologies (AMPT'01)*, Madrit (Spain) September 18-21 2001 s. 923-930
- [174] Weroński W., Gontarz A., Pater Z. Forecasting of possible cross – wedge rolling of the AlCu2SiMn alloy. *Proceedings of 2nd International Con-ference on Industrial Tools* 18th–22nd April 1999, Rogaška Slatina – Maribor (Slovenia) vol. 2 s. 516-520
- [175] Weroński W., Pater Z. Walcowanie poprzeczno – klinowe. *Przegląd Mechaniczny* 1993 z. 2 s. 9-10, 19-21
- [176] Weroński W., Schabowska K. *Przeróbka plastyczna metali. cz. 2*. War-szawa: WSP 1989
- [177] Wong S. F., Hodgson P. D., Chong C. J., Thomson P.F. Physical modelling with application to metal working, especially to hot rolling. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 62 s. 260-274

- [178] Yang C., Hu Z., Zhang K., Du H. Study on axial deformation of work-piece in cross wedge rolling. *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 2004 vol. 40 no 9 s. 80-83
- [179] 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
- [180] Yang-Tai L., Jang-Ping W. An investigation into the constant friction factor with the upper – bound flow function elemental technique. *Journal of Materials Processing Technology* 1992 vol. 36 s. 57-68
- [181] Yano M., Takahashi M. Forming of axially symmetrical shaft with complexed steps by cross rolling method. *Mitsubishi Juko Gibo* 1971 no. 5 s. 56-62
- [182] You-Jen H., Chwang-Tzong H., Fengyin W. Measurement of friction and the flow stress of steels at room and elevated temperatures by ring compression tests. *Journal of Materials Processing Technology* 1993 vol. 37 s. 319-335
- [183] Zintel K. Mechanizacja kucia matrycowego w Czechosłowacji. *Obróbka Plastyczna* 1979 z. 4 s. 209

