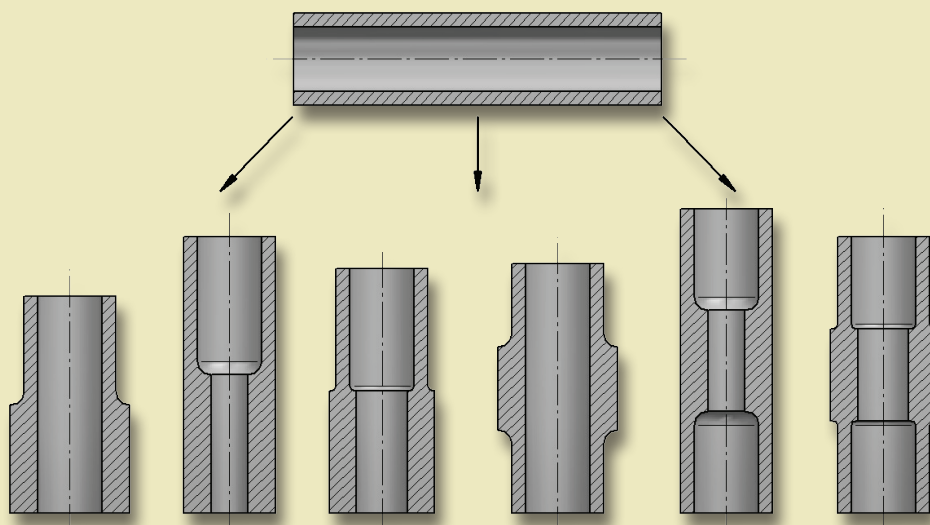




Grzegorz Winiarski
Andrzej Gontarz

Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drażzonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją



Kształtowanie kołnierzy w wyrobach
drażonych metodą wyciskania
z ruchomą tuleją

Monografie – Politechnika Lubelska



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

Grzegorz Winiarski
Andrzej Gontarz

Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drażonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzent:
dr hab. inż. Arkadiusz Tofil

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-276-5

Wydawca: Politechnika Lubelska
ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin
Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej
Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej
ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin
tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl
www.biblioteka.pollub.pl
Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak
www.agencjatom.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl
Nakład: 50 egz.

SPIS TREŚCI

Streszczenie.....	7
Abstract.....	9
1. Wprowadzenie	11
2. Analiza stanu zagadnienia	13
2.1. Zastosowanie wyrobów drążonych z kołnierzem.....	13
2.2. Metody kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych	15
2.2.1. Technologie odlewnicze	16
2.2.2. Obróbka skrawaniem.....	17
2.2.3. Łączenie kołnierzy z częścią trzonową wału.....	18
2.2.4. Kształtowanie kołnierzy metodami obróbki plastycznej	20
2.2.4.1. Kucie z wyciskaniem promieniowym	21
2.2.4.2. Spęczanie.....	23
2.2.4.3. Kształtowanie przez wywijanie.....	25
2.2.4.4. Kształtowanie przez rozpychanie.....	27
2.2.4.5. Prasowanie obwiedniowe	34
2.2.4.6. Kucie na kuźniarkach	36
2.2.4.7. Wyciskanie	38
2.2.4.8. Kucie na kowarkach	39
2.3. Charakterystyka stopów aluminium	42
2.4. Podsumowanie stanu zagadnienia	45
3. Nowa koncepcja kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych.....	47
3.1. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego na końcu wyrobu drążonego	48
3.2. Wyciskanie kołnierza wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego ...	49
3.3. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego	50

3.4. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego w środkowej części wyrobu drażonego	51
3.5. Wyciskanie kołnierza wewnętrznego w środkowej części wyrobu drażonego	52
3.6. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego w środkowej części wyrobu drażonego	52
3.7. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego na końcu wsadu rurowego o dowolnej długości.....	53
4. Charakterystyka analizowanej metody wyciskania kołnierzy	55
5. Badania na potrzeby symulacji numerycznych.....	63
5.1. Wyznaczanie współczynnika sprężystości sprężyn.....	64
5.2. Wyznaczanie krzywej płynięcia stopu aluminium EN AW-6060	73
5.3. Badanie warunków tarcia	77
6. Analiza parametrów procesu wyciskania z ruchomą tuleją.....	85
6.1. Wyciskanie promieniowe	85
6.2. Wyciskanie z ruchomą tuleją.....	105
6.2.1. Modelowanie numeryczne.....	105
6.2.2. Weryfikacja doświadczalna	122
6.3. Podsumowanie.....	131
7. Przykłady wyrobów wykonanych nową metodą wyciskania	133
7.1. Odkuwka z kołnierzem dwustopniowym	133
7.2. Odkuwka z kołnierzem sześciokątnym	136
8. Porównanie wyciskania z ruchomą tuleją z wybranymi technologiami.....	139
9. Podsumowanie i wnioski.....	145
Literatura	149

STRESZCZENIE

W pracy przedstawiono wyniki badań teoretyczno-doświadczalnych związanych z nowym procesem kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją. Dokonano analizy stanu zagadnienia w oparciu o literaturę specjalistyczną. Przedstawiono najistotniejsze techniki wytwarzania wyrobów drążonych z kołnierzami, do których zaliczono: obróbkę skrawaniem, odlewnictwo oraz obróbkę plastyczną. Wśród metod plastycznego kształtowania wyróżniono różne technologie wskazując zakres ich stosowania oraz ograniczenia. Na podstawie analizy stanu zagadnienia opracowano nową metodę wyciskania kołnierzy bezpośrednio z wsadów rurowych. W celu wykazania skuteczności zaproponowanej metody wykorzystano badania teoretyczne oraz doświadczalne. Wielowariantowe obliczenia numeryczne wykonano w programie Deform-2D/3D, bazującym na metodzie elementów skończonych. Na podstawie uzyskanych wyników określono wpływ podstawowych parametrów technologicznych (do których zaliczono: średnicę kołnierza, promień zaokrąglenia tulei ruchomej oraz siłę docisku tulei ruchomej) na przebieg procesu. Ponadto wyznaczono parametry siłowe procesu, rozkłady intensywności odkształceń oraz naprężeń. Weryfikację doświadczalną procesu przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych. Wykorzystano w tym celu specjalistyczny przyrząd oraz maszynę wytrzymałościową. Dzięki modułowej konstrukcji przyrządu umożliwiającej stosowanie różnych zestawów narzędziowych zrealizowano badania dla różnych parametrów technologicznych procesu. W badaniach wykorzystano rury handlowe wykonane ze stopu aluminium EN AW-6060, z których wykonywano próbki do badań. Na podstawie przeprowadzonych badań teoretyczno-doświadczalnych określono parametry zapewniające prawidłowy przebieg procesu oraz zdefiniowano jego ograniczenia, do których zaliczono: wyboczenie ścianki wsadu, niewypełnienie wykroju, zakucia i fałdowanie kołnierza. Wyznaczone wytyczne posłużyły do zaprojektowania przykładowych wyrobów z kołnierzem dwustopniowym oraz sześciokątnym. W końcowej części pracy przedstawiono analizę porównawczą procesu wyciskania z ruchomą tuleją z wybranymi technologiami plastycznego kształtowania wyrobów drążonych z kołnierzami. Zrealizowane prace stały się podstawą do sformułowania wniosków, które przedstawiono w ostatnim rozdziale pracy.

ABSTRACT

This monograph reports the numerical and experimental results of research on a new extrusion method for forming flanges in hollow parts using a moving sleeve. First, a survey of the state of the art in the production of hollow parts is given. The most popular techniques for producing hollow parts are described, including machining, casting and metal forming. Among metal forming processes, different techniques are distinguished, and their applications and limitations are described. The state of the art survey serves as a basis for designing an original extrusion method for forming flanges directly from a hollow billet. In order to verify effectiveness of the new method, numerical simulations and experimental tests are conducted. The numerical simulations are performed using the finite element method-based software, Deform-2D/3D. Next, based on the numerical results, the effect of basic operational parameters such as flange diameter, sleeve radius and pressure force exerted by the moving sleeve on the extrusion process are determined. In addition to this, the force parameters, effective strains and stresses occurring during the process are measured. After that, the designed process is verified under laboratory conditions using a specially designed device and a testing machine. Due to its modular design, the device enables the use of different tool sets, therefore various operational parameters of the process can be investigated. The experiments are performed on specimens of commercial tubes made of aluminum alloy EN AW-6060. The numerical results and experimental findings are then used to determine parameters ensuring process stability. Moreover, failure modes which may occur during the process are determined, including workpiece wall buckling, underfill, overlap and collar folding. Next, the results are used to design parts with two-step and hexagonal flanges. In the final part of the book a comparative analysis is made between the new extrusion process by the moving sleeve and a selection of metal forming techniques for producing hollow parts with flanges. The last chapter of the monograph presents conclusions drawn from the numerical and experimental results.

1. WPROWADZENIE

Wyroby drążone są bardzo często stosowane w budowie maszyn. Znajdują zastosowanie m. in. w przemyśle maszynowym, lotniczym, motoryzacyjnym, jako wały przekładni zębatych i silników elektrycznych, wały przeniesienia napędu, elementy złączne itp. Szerokie spektrum zastosowań wyrobów drążonych wynika z ich korzystniejszych własności (w określonych przypadkach) w stosunku do odpowiedników pełnych. Szczególnie korzystne jest zastępowanie elementów pełnych zamiennikami drążonymi w częściach, które przenoszą moment skręcający. Wówczas przy takiej samej wytrzymałości mechanicznej części możliwa jest znaczna redukcja jej masy.

Stosowanie elementów drążonych związane jest z doбором odpowiedniej technologii ich wytwarzania zależnej od wielu czynników: m.in. od wielkości serii, wymaganej jakości produktu oraz czasu i kosztów jego wytwarzania. W przypadku produkcji wielkoseryjnej szczególnie korzystne jest stosowanie technik wytwarzania zaliczanych do obróbki plastycznej. Dzięki temu uzyskuje się bardzo dobrą jakość wyrobu przy niewielkim jednostkowym czasie produkcji oraz wysokim uzysku materiału.

Stosowanie metod obróbki plastycznej do wytwarzania elementów drążonych związane jest z występowaniem zjawisk ograniczających, towarzyszących każdej technologii. Kształtowanie wyrobów drążonych z półfabrykatów rurowych w przypadku obróbki na gorąco związane jest z szybkim spadkiem temperatury materiału odkształcanego z uwagi na cienkie ścinki wsadu. Ponadto niezależnie od warunków termicznych procesu występują inne niepożądane zjawiska, które ograniczają zakres stosowania poszczególnych technologii.

W związku z powyższym za uzasadnione uznano opracowanie nowej metody plastycznego kształtowania na zimno wyrobów drążonych. Metoda polega na wyciskaniu z ruchomą tuleją, którą zastosowano w celu wyeliminowania typowych zjawisk ograniczających (wyboczenia ścianki wsadu prowadzącego do powstania zakuć, utraty spójności materiału, małej wysokości kołnierza) towarzyszących kształtowaniu odkuwek z półfabrykatów rurowych. W opracowaniu przedstawiono wyniki badań teoretyczno-doświadczalnych analizowanej metody, oraz dokonano porównania proponowanej technologii z wybranymi i dotychczas stosownymi technologiami kształtowania wyrobów drążonych.

Autorzy chcieliby złożyć podziękowania wszystkim tym, którzy przyczynili się do powstania prezentowanego opracowania, w szczególności pracownikom Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej – jednostki organizacyjnej Wydziału Mechanicznego Politechniki Lubelskiej, którzy czynnie uczestniczyli w badaniach i wspierali autorów swoim bogatym doświadczeniem. Osobne podziękowania kierowane są do recenzenta monografii, Pana dr hab. inż. Arkadiusza Tofila, którego cenne uwagi i spostrzeżenia wpłynęły na ostateczną postać opracowania.

Autorzy

umieszcza się śruby łączące. Poza tym kołnierz może służyć w celu uszczelnienia łączonych elementów, np. w hydraulice czy rurociągach może spełniać funkcje koła zębatego, łańcuchowego lub pasowego i służyć w celu przeniesienia napędu z wału czynnego na wał bierny.

Szczególnie korzystne jest stosowanie wyrobów drążonych na wały przeniesienia napędu przenoszące tylko moment obrotowy, bądź zastępowanie wałów pełnych wałami drążonymi. Porównując wały pełne z wałami drążonymi można wyznaczyć wymiary wału drążonego o równoważnej wytrzymałości jak wału pełnego lecz o mniejszej masie. Zakładając, że wał drążony ma mieć nie mniejszą wytrzymałość na skręcanie od wału pełnego tzn. porównując naprężenia styczne i kąt skręcenia obu wałów wywołane takim samym momentem skręcającym i przy takiej samej długości wałów oraz przyjmując, że:

$$k = \frac{S_r}{S_p}, \quad (2.1)$$

$$\tau_p = \tau_r, \quad (2.2)$$

$$\varphi_p = \varphi_r, \quad (2.3)$$

gdzie:

k – stosunek pola przekroju poprzecznego wału drążonego (S_r) do pola przekroju poprzecznego wału pełnego (S_p),

τ_p/τ_r – wartość naprężeń stycznych dla wału pełnego/drążonego,

φ_p/φ_r – wartość kąta skręcenia dla wału pełnego/drążonego,

otrzymuje się graniczne wartości średnic zewnętrznej i wewnętrznej wału drążonego w funkcji średnicy wału pełnego i stosunku przekrojów poprzecznych wałów drążonego i pełnego, spełniające powyższe warunki. Średnice te wynoszą odpowiednio:

$$d_z = d \cdot \underbrace{\frac{1 + \sqrt{1 + 8k^3}}{4k}}_{m_z} = d \cdot m_z, \quad (2.4)$$

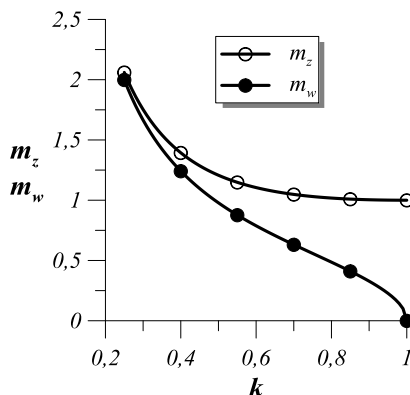
$$d_w = d \cdot \underbrace{\frac{1}{4k} \cdot \sqrt{2 + 2 \cdot \sqrt{1 + 8k^3} - 8k^3}}_{m_w} = d \cdot m_w, \quad (2.5)$$

gdzie:

d_z/d_w – średnica zewnętrzna/wewnętrzna wału drążonego,

d – średnica wału pełnego,

m_z/m_w – współczynnik przeliczeniowy średnicy wału pełnego na średnicę zewnętrzną/wewnętrzną wału drążonego.



Rys. 2.2. Wykres wartości współczynników przeliczeniowych m_z i m_w średnicy wału pełnego na średnicę zewnętrzną/wewnętrzną wału drążonego w funkcji stosunku k pola przekroju poprzecznego wału drążonego do pola przekroju poprzecznego wału pełnego

Przebieg zmienności wartości współczynników przeliczeniowych średnicy wału pełnego na średnicę zewnętrzną/wewnętrzną wału drążonego (m_z i m_w) w funkcji stosunku pola przekroju poprzecznego wału drążonego do pola przekroju poprzecznego wału pełnego (k) przedstawiony został na rys. 2.2. Przykładowo dla $k=0,5$ współczynniki $m_z=1,20$, a $m_w=0,97$. Oznacza to, że wał drążony o połowę lżejszy od wału pełnego ma taką samą wytrzymałość na skręcanie jak wał pełny przy średnicach zewnętrznej większej tylko o 20% i wewnętrznej mniejszej o 3% od średnicy wału pełnego. Dzięki niewiele większym wymiarom wału drążonego od wału pełnego możliwe jest znaczne zredukowanie masy wału co tłumaczy liczne zastosowania wyrobów drążonych z kołnierzami jako wały przeniesienia napędu.

2.2. Metody kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych

Metody wytwarzania kołnierzy w wyrobach drążonych można podzielić na dwie grupy. Pierwszą grupę stanowią metody pozwalające uzyskać kołnierze monolityczne, tj. takie, które zostały wykonane z jednolitego kawałka materiału stanowiącego integralną część z częścią trzonową wału drążonego. Do drugiej grupy zalicza się metody pozwalające uzyskać kołnierze łączone z częścią

trzonową wału. Wówczas kołnierz i część trzonowa wału wykonywane są oddzielnie i na odpowiednim etapie produkcji zostają połączone. Kołnierze monolityczne możliwe są do uzyskania dzięki zastosowaniu obróbki plastycznej, odlewnictwa oraz obróbki skrawaniem, natomiast kołnierze łączone wytwarzane są dzięki zastosowaniu różnego rodzaju technik łączenia materiałów zarówno nierozłącznych (np. spawania) jak i rozłącznych (np. skręcania).

W poniższym przeglądzie metod wytwarzania kołnierzy w wyrobach drążonych pokrótce przedstawione zostały poszczególne technologie wytwarzania kołnierzy. Opisano zarówno metody kształtowania monolitycznych kołnierzy, jak również metody produkcji kołnierzy łączonych. W ramach przeglądu technologii wytwarzania kołnierzy monolitycznych przedstawione zostały metody zaliczane do: odlewnictwa, obróbki skrawaniem oraz obróbki plastycznej, natomiast techniki łączenia kołnierzy z częścią trzonową wału podzielono na dwie grupy (połączenia rozłączne i nierozłączne) i scharakteryzowano wybrane metody zaliczane do poszczególnych grup.

Z uwagi na fakt, że niniejsza praca dotyczy kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją, a metoda ta należy do technologii obróbki plastycznej, w przedstawionym przeglądzie metod wytwarzania kołnierzy technologie plastycznego kształtowania zostały przedstawione obszerniej od pozostałych metod.

2.2.1. Technologie odlewnicze

Odlewnictwo jest techniką wytwarzania wyrobów metalowych polegającą na nadaniu im kształtów, wymiarów i struktury za pomocą doprowadzenia metalu do stanu ciekłego i wypełnienia nim odpowiednio przygotowanej formy odlewniczej. Proces wykonywania odlewu składa się z pięciu zasadniczych etapów: wykonania modeli i rdzennic, przygotowania mas formierskich i rdzeniowych, wykonania formy odlewniczej i rdzeni, przygotowania ciekłego metalu i zalania nim formy odlewniczej, usuwania odlewu z formy odlewniczej (w tym usuwanie rdzeni z odlewu, oddzielenie układu wlewowego, oczyszczenie i wykończenie odlewu) [13, 28, 51, 79].

Zastosowanie odlewów daje duże korzyści w porównaniu z innymi sposobami kształtowania przedmiotów. Wykonanie części przez odlewanie jest przeważnie mniej kosztowne niż innymi metodami. Za pomocą odlewania można wykonać części o bardzo skomplikowanych kształtach, niemożliwych do wykonania innymi sposobami. Części lane mogą być wykonywane również z takich stopów, które nie dają się obrabiać np. plastycznie, a odznaczają się korzystnymi własnościami i/lub niską ceną.

Odlewy z różnych stopów metali, w tym głównie z żeliw są powszechnie stosowane w budowie większości maszyn i różnego rodzaju urządzeń. Stanowią średnio ponad 50% ich masy, przy czym np. w obrabiarkach ich udział to nawet

90% całkowitej masy maszyny. W innych gałęziach przemysłu stosuje się również wiele odlewów. Stanowią one m.in. części urządzeń kanalizacyjnych np. grubościennne rury z kołnierzami, zawory kołnierzowe, zwężki kołnierzowe, trójniki kołnierzowe, kolana kołnierzowe itp. Znaczna część odlewów wykorzystywana jest przez przemysł hutniczy na wymianę zużywającego się wyposażenia hutniczego takiego jak: dysze wielkich pieców, kokile maszyn rozlewniczych, kadzie żużłowe itp.

W zależności od przeznaczenia odlewy można podzielić na maszynowe, i handlowe. Odlewy maszynowe to takie, które po obróbce mechanicznej stają się częściami maszyn, natomiast odlewy handlowe to takie, które bez obróbki lub z obróbką bardzo nieznaczną stanowią gotowe przedmioty używane w gospodarstwie domowym, budownictwie, rolnictwie itd.

2.2.2. Obróbka skrawaniem

Obróbka skrawaniem ma istotne znaczenie wśród technologii wytwarzania. Jej celem jest nadanie przedmiotom obrabianym określonych kształtów i wymiarów o żądanej dokładności oraz uzyskanie odpowiedniej jakości powierzchni obrobionej. Z uwagi na jej uniwersalność, możliwe do uzyskania wysokie dokładności wymiarowo-kształtowe wyrobu oraz ze względu na wysoką jakość powierzchni trudną do uzyskania innymi technikami wytwarzania, obróbka skrawaniem jest bardzo często stosowana w przemyśle.

Obróbkę skrawaniem można podzielić na dwie zasadnicze grupy: obróbkę wiórową oraz obróbkę ścierną. Obróbka wiórowa prowadzona jest narzędziami o określonej liczbie i geometrii ostrzy skrawających, a naddatek na obróbkę usuwany jest w postaci wiórów widocznych okiem nieuzbrojonym. Obróbka ścierna realizowana jest przy pomocy licznych i drobnych ostrzy, których liczba i kształty nie są ściśle określone, a naddatek na obróbkę usuwany jest w postaci drobnych wiórów, zazwyczaj niedostrzegalnych okiem nieuzbrojonym oraz w postaci drobin wyrwanych siłami tarcia z przedmiotu obrabianego [44].

Procesy obróbki skrawaniem mogą mieć różny udział w procesie wytwarzania wyrobów. W zależności od technologii wykonania części obróbka skrawaniem może być stosowana do wytwarzania części bezpośrednio z półfabrykatów hutniczych (prętów, rur itp.), bądź do wykańczającej obróbki np. odlewów czy odkuwek.

W związku z powyższym stosowanie obróbki skrawaniem do wytwarzania wyrobów drążonych z kołnierzami może odbywać się w różnym zakresie. Produkcja wyrobów drążonych z kołnierzami bezpośrednio z półfabrykatów hutniczych metodami tylko obróbki ubytkowej jest mało opłacalna ze względu na duże straty materiału, które są tym większe im większa jest średnica kołnierza i długość wału, a mniejsza średnica części trzonowej. Stosowanie obróbki ubytkowej jest bardziej uzasadnione i opłacalne do obróbki wykańczającej

wstępnie ukształtowanych wyrobów drążonych z kołnierzami (odlewów, odkuwek). Wówczas usuwana jest jedynie niewielka objętość materiału, której zdjęcie zapewnia uzyskanie żądanej dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu.

W zależności od kształtu wyrobu drążonego z kołnierzem oraz jego przeznaczenia, stosuje się różne sposoby obróbki skrawaniem. Niemniej jednak najczęściej wykorzystywane są metody obróbki wiórowej w tym: toczenie, frezowanie, wiercenie, przeciąganie itp. W uzasadnionych przypadkach, w których wymagane jest uzyskanie zarówno wysokiej dokładności wymiarowej jak i wysokiej jakości powierzchni stosuje się dodatkowo obróbkę ścierną m.in. szlifowanie, docieranie, polerowanie itp. [26, 74, 75].

2.2.3. Łączenie kołnierzy z częścią trzonową wału

W budowie maszyn wyróżnia się dwie grupy połączeń: połączenia rozłączne i połączenia nierozłączne. Połączenia rozłączne to takie, które zachowują zdolność przenoszenia obciążeń po powtórnych czy też wielokrotnym montażu, natomiast połączenia nierozłączne to takie, które nie pozwalają na demontaż łączonych części bez zniszczenia elementów łączących. Najczęściej stosowane połączenia rozłączne wykorzystywane do łączenia kołnierzy z wałami to połączenia wciskowe, gwintowe i kształtowe (wpustowe, wielowypustowe, kołkowe itp.). Wśród połączeń nierozłącznych wyróżnić można połączenia spawane, które są najczęściej wykorzystywane oraz połączenia zgrzewane, lutowane, nitowe i klejone – stosowane rzadziej [11, 29, 37]. Odminną techniką stosowaną do łączenia kołnierzy z cienkościennymi rurami jest łączenie poprzez odpowiednie kształtowanie końca rury – bazujące na odkształceniu plastycznym ścianki rury [3÷6, 18, 73].

Połączenia wciskowe przenoszą obciążenia dzięki występującym na powierzchni połączenia siłom tarcia, uzyskiwanym wskutek zacisku jednego elementu na drugim w wyniku sprężystych odkształceń wywołanych różnicą wymiarów. Kluczowym parametrem określającym nośność połączenia jest zatem wcisk, czyli ujemna różnica średnic wewnętrznej i zewnętrznej łączonych elementów. Montaż połączeń wciskowych odbywa się poprzez wtłoczenie jednego elementu w drugi, bądź poprzez podgrzanie/schłodzenie elementów łączonych, dzięki czemu można je połączyć bez wtłaczania tak jak w przypadku pasowania luźnego. Wówczas łączone elementy po powrocie do temperatury otoczenia w wyniku rozszerzalności cieplnej, samoczynnie się zaciskają. Trzeci sposób łączenia polega na kombinacji dwóch wyżej wymienionych metod.

Połączenia gwintowe charakteryzują się tym, że wykorzystują zarówno siły spójności materiałów elementów łączonych jak i siły tarcia występujące na powierzchniach przylegania elementów połączenia. Występowanie sił tarcia w połączeniu gwintowym powoduje, że dzięki odpowiednio dobranemu kątowi

nachylenia gwintu uzyskuje się spoczynkowe lub ruchowe połączenie śruby z nakrętką. Zazwyczaj do łączenia kołnierzy z wałami wykorzystuje się połączenia spoczynkowe, które dzięki samohamowności gwintu zabezpieczają połączenie przed samoczynnym rozłączeniem.

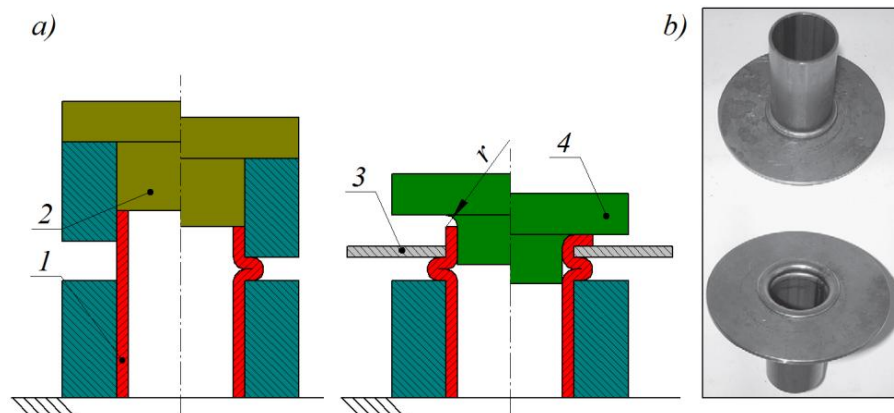
W połączeniach kształtowych obciążenie przenoszone jest dzięki występowaniu powierzchniowych i wewnętrznych sił spójności materiału elementów łączonych i/lub łączników. Typ połączenia kształtowego dobiera się w zależności od wielkości i rodzaju obciążenia jakie ma przenieść. Sposoby przejmowania obciążeń, bądź mechanizmy zniszczenia elementów można sprowadzić do prostych stanów wyężenia materiału. Dzięki temu dobór odpowiedniego typu połączenia jest stosunkowo łatwy. Ponadto znormalizowane wymiary połączeń kształtowych ustawiają ich nośność w odpowiedniej hierarchii.

Spawanie umożliwia wykonanie elementów o skomplikowanych kształtach składających się z prostych elementów np. blach, rur itp. Istotną zaletą spawania jest możliwość łączenia części wykonanych różnymi technologiami np.: odlewów, odkuwek, wytłoczek itp. Spawanie polega na łączeniu części metalowych poprzez doprowadzenie ich brzegów do temperatury topnienia, przy jednoczesnym doprowadzeniu między łączone brzegi dodatkowego materiału w postaci np. pręta. Materiał dodatkowy powinien mieć te same lub zbliżone właściwości do materiału łączonych elementów. Spawanie może odbywać się również bez wprowadzania materiału dodatkowego do spoiny. Wówczas łączenie odbywa się poprzez stopienie tylko łączonych brzegów. Wadą połączeń spawanych są m.in. naprężenia własne pozostające w spoinie, karb strukturalny, problemy związane z korozją, które obniżają nośność złącza.

Kolejny sposób łączenia kołnierza z trzonem rurowym przedstawiono na rys. 2.3. Można go stosować dla rur cienkościennych, a istotą połączenia jest odkształcenie plastyczne ich ścianek. W pierwszej fazie procesu spęcza się koniec rury 1 stemplem 2 tak aby doszło do wyboczenia ścianki rury i powstania stopnia na jej zewnętrznej powierzchni. Następnie na rurę nakłada się kołnierz 3 i ponownie spęcza się ją stemplem 4, posiadającym zaokrąglenie o promieniu r . Drugie spęczanie powoduje wywiniecie końca rury i unieruchomienie kołnierza [3].

Przedstawiony proces łączenia w stosunku do konwencjonalnych metod np. spawania posiada takie zalety jak [3]:

- jest przyjazny dla środowiska,
- charakteryzuje się mniejszą energochłonnością,
- brak stref wpływu ciepła,
- możliwość łączenia elementów wykonanych z różnych materiałów,
- uruchomienie procesu nie wymaga dużych nakładów finansowych.



Rys. 2.3. Procesu łączenia kołnierza z cienkościenną rurą: a) schemat procesu, b) przykładowe wyroby; 1 – rura, 2 – stempel do I spęcznia, 3 – kołnierz, 4 – stempel do II spęcznia [3]

2.2.4. Kształtowanie kołnierzy metodami obróbki plastycznej

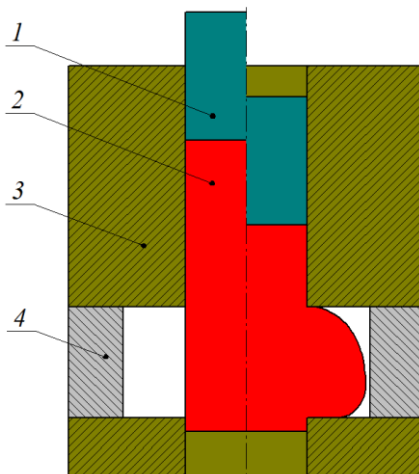
Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drążonych metodami obróbki plastycznej odbywa się dzięki zastosowaniu różnych technologii. Technologie te znacząco różnią się między sobą sposobem realizacji procesu, konstrukcją i kinematyką ruchu narzędzi, kształtem półfabrykatów i możliwych do uzyskania kołnierzy. Do technologii umożliwiających plastyczne kształtowanie kołnierzy w wyrobach drążonych można zaliczyć:

- kucie z wyciskaniem promieniowym,
- wyciskanie,
- kucie na kowarkach,
- kucie na kuźniarkach,
- spęczanie,
- kształtowanie przez rozpychanie,
- kształtowanie przez wywijanie,
- prasowanie obwiedniowe.

Kształtowanie przez rozpychanie i wywijanie są technologiami stricte związanymi z wytwarzaniem kołnierzy w wyrobach drążonych, natomiast pozostałe technologie mogą być wykorzystane do produkcji innych typów odkuwek i są bardziej uniwersalne. W związku z tym każda z wymienionych metod przedstawiona zostanie w kontekście wytwarzania kołnierzy w wyrobach drążonych.

2.2.4.1. Kucie z wyciskaniem promieniowym

Kucie z wyciskaniem promieniowym jest metodą plastycznego kształtowania wyrobów umożliwiającą wytwarzanie odkuwek z poprzecznymi wystęgami np. kołnierzami. Schemat procesu kucia z wyciskaniem promieniowym przedstawiony został na rys. 2.4. Osiowe przemieszczanie stempla 1 powoduje, że półfabrykat 2 znajdujący się w pojemniku 3 zostaje spęcznany. Pod wpływem spęczniania materiał znajdujący się w matrycy 4 płynie w kierunku osiowym i promieniowym wypełniając wykrój matrycy. W zależności od kształtu wykroju możliwe są do uzyskania np. kołnierze walcowe, wielowypusty, krzyżaki itp. Proces ten jest przedmiotem wielu badań mających charakter zarówno przeglądowy jak i badawczo-naukowy [2, 8÷10, 12, 15, 17, 30, 32, 34, 36, 40, 43, 55÷58].



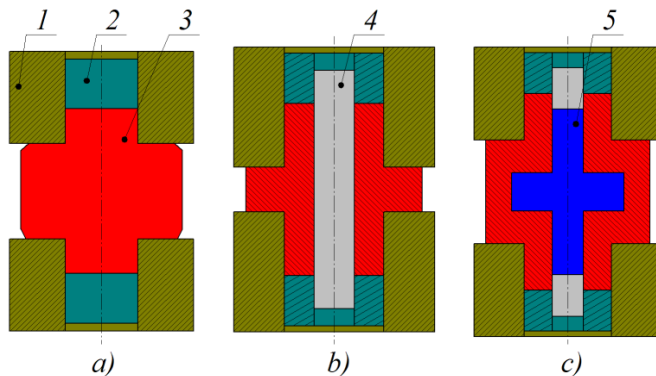
Rys. 2.4. Schemat procesu kucia z wyciskaniem promieniowym: 1 – stempel, 2 – wsad, 3 – pojemnik, 4 – matryca [10]

Wyróżnia się trzy zasadnicze odmiany tej metody. Pierwsza odmiana służy do kształtowania wyrobów pełnych (rys. 2.5a), natomiast dwie pozostałe do wyrobów drążonych, przy czym w jednym przypadku wprowadza się do procesu dodatkowe narzędzie jakim jest trzpień (rys. 2.5b) a w drugim medium (ciecz lub element elastyczny np. guma), dzięki któremu wytwarzane jest ciśnienie we wnętrzu wsadu drążonego (rys. 2.5c).

Najpopularniejszą odmianą metody jest kucie z wyciskaniem promieniowym wyrobów pełnych. W porównaniu z kuciem matrycowym w matrycach zamkniętych lub otwartych, sposób ten ma zalety takie jak łatwość wykonania narzędzi, stabilność wsadu podczas kształtowania, brak dodatkowych operacji np. okrawania wypływki itp.

Zastosowanie trzpienia w kuciu z wyciskaniem promieniowym wyrobów drążonych zapobiega płynięciu materiału w kierunku własnej osi symetrii, dzięki czemu uzyskuje się stały wymiar średnicy wewnętrznej wału. Istnieją jednak odmiany procesu, w których stempel wprowadzany jest tylko na określoną długość wsadu. Poprzez to materiał ma możliwość promieniowego płynięcia w kierunku osi symetrii, dzięki czemu uzyskuje się kołnierz wewnątrz i na zewnątrz kształtowanej rury.

Realizacja procesu z wprowadzonym do otworu kształtowanej rury medium pozwala uzyskać kołnierz o większych średnicach. Rolą owego medium jest wytworzenie ciśnienia działającego na wewnętrzną powierzchnię wyrobu drążonego. Dzięki temu, kształtowanie kołnierza wspomagane jest dodatkową siłą, która zapobiega powstaniu zakuć, wyboczeniu oraz przyczynia się do zachowania grubości ścianki w obszarze kołnierza zbliżonej do grubości ścianki nieodkształconego fragmentu rury.

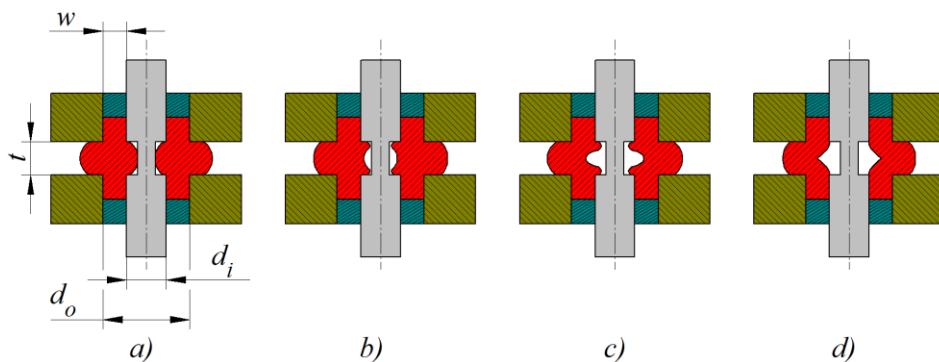


Rys. 2.5. Trzy typowe schematy procesu kucia z wyciskaniem promieniowym: a) kształtowanie wyrobów pełnych, b) kształtowanie wyrobów drążonych z zastosowaniem trzpienia, c) kształtowanie wyrobów drążonych z zastosowaniem medium; 1 – pojemnik, 2 – stempel, 3 – odkuwka, 4 – trzpień, 5 – medium [10]

Kluczowymi parametrami w tej metodzie są: średnica kołnierza oraz jego wysokość odniesione do wymiarów wsadu. Nieprawidłowe określenie tych parametrów może prowadzić do powstania wad wyrobu np. wyboczenia ścianki półfabrykatu. Wyboczenie prowadzi do powstania zakuć, na które wpływają również inne parametry procesu takie jak: prędkość stempla, warunki tarcia itp.

Na podstawie badań dotyczących wyciskania promieniowego wyrobów drążonych [8] zostały określone cztery podstawowe schematy odkształcenia materiału. Przeprowadzone analizy wykazały, że dla małych wartości stosunku grubości kołnierza do grubości ścianki wsadu (t/w) materiał płynie zarówno do wewnątrz jak i na zewnątrz, zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.6a i b. Dla większych wartości stosunku (t/w) dominuje płynięcie materiału na

zewnątrz, powodujące powstanie zakuć wewnątrz otworu przedstawionych na rys. 2.6c i d. W związku z tym otrzymanie wyrobu bez wad możliwe jest przy płynięciu materiału zgodnym z rys. 2.6a. W przypadku płynięcia materiału zgodnego z rys. 2.6b na powierzchni otworu powstaje niewielkie zakucie, które może zostać usunięte poprzez obróbkę ubytkową. Zakucia powstające przy płynięciu materiału zgodnym z rys. 2.6c i d są na tyle głębokie, że ich usunięcie wiązałoby się z powiększeniem średnicy otworu uzyskanej odkuwki. Ponadto na podstawie badań stwierdzono, że na charakter płynięcia materiału większy wpływ ma zmiana grubości kołnierza (t) niż zmiana stosunku średnicy wewnętrznej do średnicy zewnętrznej (d_i/d_o) wsadu.



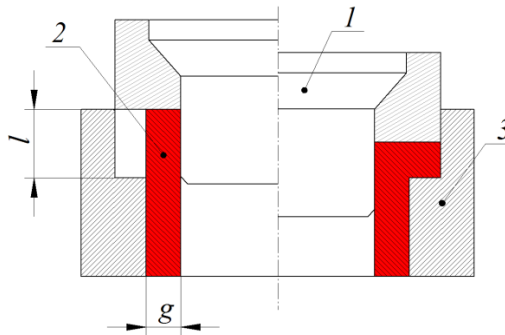
Rys. 2.6. Cztery podstawowe schematy odkształcenia materiału występujące podczas wyciskania promieniowego wyrobów drążonych [8]

2.2.4.2. Spęczanie

Schemat procesu spęczania kołnierza w wyrobach drążonych przedstawiony został na rys. 2.7 [81]. Realizowany jest z wykorzystaniem narzędzi tworzących wykroj zamknięty. W trakcie procesu materiał półfabrykatu 2 swobodnie wystający z matrycy 3 ulega znaczącym odkształceniom, natomiast pozostała część wsadu, pozostająca w matrycy, odkształca się nieznacznie. W wyniku przemieszczania się stempla 1 w kierunku osiowym następuje spęczanie rury powodujące równoczesne promieniowe płynięcie materiału. W miarę wzrostu nacisku stempla materiał wypełnia przestrzeń pomiędzy narzędziami powodując kształtowanie kołnierza.

Istotnym czynnikiem wpływającym na poprawny przebieg procesu jest stosunek wysokości swobodnie wystającego końca rury l do grubości ścianki półfabrykatu g . Nieodpowiednio dobrana wartość wysunięcia półfabrykatu z matrycy prowadzi do powstania zakuć w obszarze kołnierza. Ponadto na prawidłowy przebieg procesu wpływają również warunki tarcia pomiędzy narzędziami a wsadem. Wyniki badań dotyczące procesu spęczania kołnierza wykazują, że większa wartość czynnika tarcia zmniejsza udział promieniowego

plynięcia materiału poprzez co zwiększa się możliwość powstania zakuć wewnątrz odkształcanej rury [81]. Zmniejszone wartości czynnika tarcia powodują wzrost udziału promieniowego pływnięcia materiału, co może prowadzić do powstania wad na zewnętrznej części półfabrykatu. W związku z powyższym dla każdej wartości swobodnie wystającego końca rury możliwe są do określenia graniczne wartości czynników tarcia (maksymalna i minimalna wartość). Jeśli wartość czynnika tarcia mieści się w wyznaczonym zakresie możliwe jest kształtowanie kołnierza bez wad. Dla półfabrykatów o takiej samej średnicy i grubości ścianki zakres granicznych czynników tarcia zmniejsza się wraz ze zmniejszaniem szerokości kołnierza, natomiast ze wzrostem grubości ścianki rury zwiększa się zakres granicznych czynników tarcia.



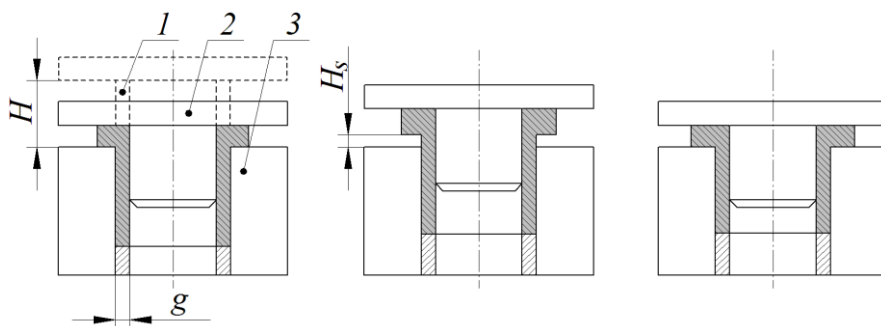
Rys. 2.7. Schemat procesu spęczania kołnierza: 1 – stempel, 2 – wsad, 3 – matryca [81]

Wytwarzanie kołnierzy może odbywać się również poprzez spękanie sekwencyjne w wykroju półswobodnym [25], według schematu przedstawionego na rys. 2.8. W pierwszym kroku przy pomocy stempla 2 spęczany jest odcinek rury 1 o długości H , wystający z matrycy dolnej 3. Wartość początkowego wysunięcia półfabrykatu H jest ograniczona przez możliwość wyboczenia ścianki półfabrykatu. Bezpieczna względna wartość początkowego wysunięcia wsadu H/g nie powinna przekraczać 3 [25].

Po zakończeniu pierwszego spęczania wsad wysuwany jest z matrycy dolnej o wartość H_s , po czym następuje ponowne spękanie. Każde następne cykle kształtowania kołnierza przebiegają analogicznie, przy czym w każdym cyklu zwiększana jest średnica kołnierza. Wysunięcie H_s wsadu z matrycy dolnej ograniczone jest możliwością powstania wad w obszarze kołnierza. Wartość H_s rośnie wraz ze wzrostem grubości ścianki półfabrykatu. W tabeli 2.1 przedstawiono przykładowe wartości parametrów technologicznych dla procesu sekwencyjnego spęczania kołnierza.

Tabela 2.1. Parametry technologiczne dla procesu sekwencyjnego spęczania kołnierza [25]

<i>Średnica wewnętrzna wsadu</i>	58 mm
<i>Grubość ścianki wsadu</i>	6 mm
<i>Grubość kołnierza</i>	10 mm
<i>Średnica kołnierza</i>	105,2 mm
<i>Początkowe wysunięcie wsadu H</i>	14 mm
<i>Przesunięcie stempla podczas pierwszego spęczania</i>	4 mm
<i>Wysunięcie H_s wsadu pomiędzy drugim a dziewiątym spęczaniem</i>	3 mm
<i>Przesunięcie stempla pomiędzy drugim a dziewiątym spęczaniem</i>	3 mm
<i>Wysunięcie H_s wsadu dla dziesiątego i jedenastego spęczania</i>	2 mm

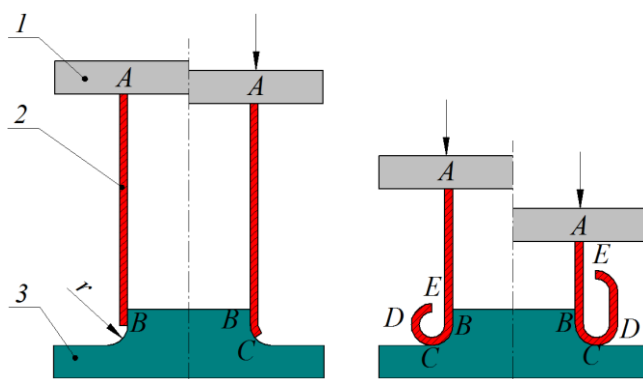

Rys. 2.8. Schemat sekwencyjnego spęczania kołnierza: 1 – wsad, 2 – stempel, 3 – matryca [25]

2.2.4.3. Kształtowanie przez wywijanie

Wywijanie jest procesem obróbki plastycznej umożliwiającym uzyskanie wyrobów drążonych posiadających podwójną ściankę, niemożliwych bądź trudnych do wykonania innymi technologiami. Wykonane w procesie wyroby mogą być produktem finalnym bądź półfabrykatem przeznaczonym do dalszej obróbki. Proces polega na wywinieciu jednego z końców półfabrykatu, którym jest odcinek rury. Technologia umożliwia wykonanie zarówno kołnierzy zewnętrznych [31, 35, 42, 72, 76÷78, 97, 99] jak i wewnętrznych [62]. Proces wywijania poza kształtowaniem wyrobów drążonych posiadających kołnierze może być wykorzystany również w innym celu. Przykładem może być jego adaptacja do produkcji elementów drążonych pełniących rolę absorberów energii [35, 98]. Absorpcja energii w procesie wywijania jest efektywna ponieważ podczas wywijania siła niemalże w całym zakresie procesu (z wyjątkiem początkowej, krótkiej jego fazy) jest stała, a przesunięcie w zakresie którego występuje ta siła jest stosunkowo duże.

Procesy wywijania można podzielić na dwie zasadnicze grupy: wywijanie przy pomocy matrycy oraz wywijanie swobodne. Procesy te przedstawiono poniżej na przykładzie wykonania zewnętrznego kołnierza.

Wywijanie zewnętrznego kołnierza przy pomocy matrycy [61, 63] realizowane jest zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.9.

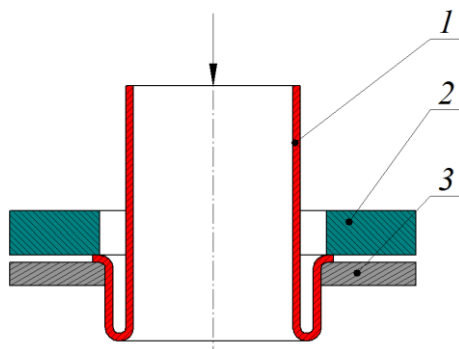


Rys. 2.9. Schemat procesu wywijania zewnętrznego kołnierza z wykorzystaniem matrycy; AB– strefa nieodkształcona, BD– strefa odkształcana plastycznie, DE– strefa odkształcona plastycznie, 1 – stempel, 2 – wsad, 3 – matryca [63]

Proces polega na ściskaniu stemplem 1 odcinka rury 2 umieszczonego na matrycy 3 posiadającej zaokrąglenie o promieniu r . Plastyczne kształtowanie wsadu jest efektem trzech różnych mechanizmów: gięcia, rozciągania oraz tarcia. Gięcie występuje w strefie B (rys. 2.9), w której wsad wchodzi w kontakt z matrycą, natomiast prostowanie ma miejsce w strefie D. Rozciąganie obwodowe ma miejsce w strefie BD, w której odkształcana rura jest wywijana wokół zaokrąglonego naroża matrycy. Tarcie ma największy udział w strefie BC, w której wsad ma największą powierzchnię kontaktu z matrycą. Proces wywijania kołnierza można podzielić na trzy etapy: etap ściskania osiowego, etap przejściowego/nieustalonego wywijania oraz etap ustalonego wywijania. Pierwszy etap trwa do momentu, gdy koniec rury zacznie wywijać się wokół naroża matrycy. W tym etapie wartość siły przyłożonej do stempla rośnie gwałtownie. Drugi etap trwa do momentu, w którym wywinięcie osiągnie kąt 270° . W tym etapie wartość siły kształtującej wzrasta nieznacznie w stosunku do siły występującej w pierwszym etapie. W trzecim etapie, kiedy proces wchodzi w fazę ustaloną, wartość siły kształtowania pozostaje na stałym poziomie. Badania procesu wywijania zewnętrznego kołnierza wykazują, że niska wartość stosunku promienia zaokrąglenia matrycy do wewnętrznego promienia wsadu (do ok. 0,2) powoduje wyboczenie ścianki półfabrykatu, natomiast wysokie wartości tego stosunku (powyżej ok. 0,4) powodują powstanie pęknięć

promieniowych w początkowej fazie procesu wywijania. Na przebieg procesu znaczący wpływ mają również warunki tarcia, od których w dużej mierze zależy, czy w procesie zostanie uzyskany wyrób z wadami czy bez wad.

Swobodne wywijanie zewnętrznego kołnierza różni się od wywijania z wykorzystaniem matrycy pod względem sposobu realizacji procesu. Schemat procesu swobodnego wywijania zewnętrznego kołnierza [59] przedstawiony został na rys. 2.10. Odształcaną rurę 1 zaciska się pomiędzy dociskaczem 2 a matrycą 3. W początkowym stadium procesu występuje faza nieustalona, podczas której następuje gwałtowny przyrost siły kształtującej wyrób, po czym wartość tej siły osiąga stały poziom co oznacza, że proces osiągnął fazę ustaloną/stabilną. Charakterystyka siłowa procesu swobodnego wywijania ma podobny przebieg do przebiegu siły podczas wywijania z wykorzystaniem matrycy (początkowy gwałtowny wzrost i osiągnięcie stałej wartości). Wywijanie swobodne eliminuje konieczność stosowania matrycy, która powoduje wywiniecie kołnierza. W analizowanym przypadku w strefie, w której dochodzi do największych odkształceń materiał nie ma kontaktu z narzędziami. Dzięki temu podczas swobodnego wywijania kołnierza siły tarcia mają niewielki wpływ na przebieg procesu.



Rys. 2.10. Schemat procesu swobodnego wywijania zewnętrznego kołnierza; 1 – odkształcana rura, 2 – dociskacz, 3 – matryca [59]

2.2.4.4. Kształtowanie przez rozpychanie

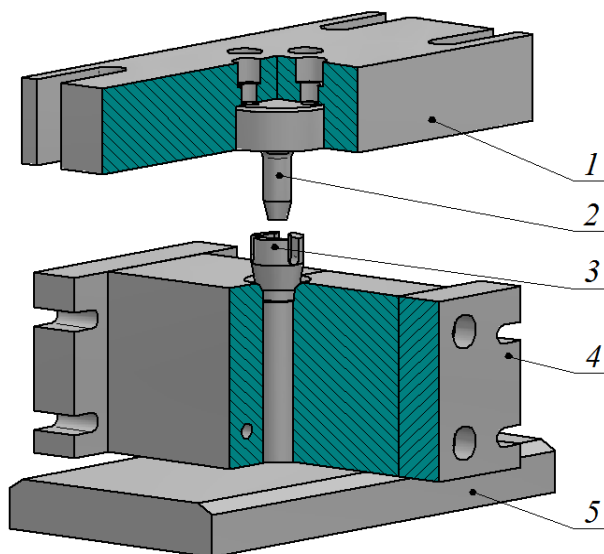
Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drażonych możliwe jest poprzez rozpychanie końca półfabrykatu sztywnymi narzędziami. W zależności od kształtu narzędzi oraz półfabrykatu możliwe są do uzyskania różne kształty kołnierzy. Technologia wytwarzania kołnierzy przez rozpychanie umożliwia uzyskanie kołnierzy o przekroju np. kołowym lub kwadratowym bezpośrednio z wsadu rurowego oraz kołnierzy np. w kształcie rozety z wstępnie ukształtowanej przedkuwki.

Kołnierze w kształcie rozety uzyskuje się poprzez rozpychanie końca półfabrykatu, którego kształt przedstawiony został na rys. 2.11. W zależności od liczby wycięć (szczegół a na rys. 2.11) wykonanych we wsadzie możliwe są do uzyskania kołnierze w kształcie rozety czteroramiennej, trójramiennej i dwuramiennej [19, 20, 46, 47, 49, 50, 86]. Wycięcia wykonywane są w celu zmniejszenia ryzyka promieniowego pęknięcia kołnierza spowodowanego obwodowymi naprężeniami rozciągającymi.



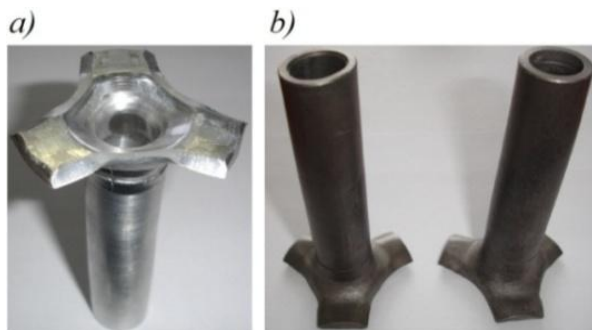
Rys. 2.11. Półfabrykat wykorzystywany podczas kształtowania kołnierza w kształcie rozety trójkątnej

Schemat narzędzi wykorzystywanych do kształtowania kołnierzy w kształcie rozety przedstawiony został na rys. 2.12. Narzędzia składają się z matrycy dzielonej 4, w której umieszcza się półfabrykat 3, stempla 2 zamocowanego w płycie górnej 1 oraz płyty dolnej 5. Proces kształtowania kołnierza odbywa się na trójsuwakowej prasie kuźniczej. Prasa posiada trzy niezależnie działające suwaki (górny oraz dwa boczne) przemieszczające się w jednej płaszczyźnie. Do górnego suwaka prasy przymocowana jest płyta górna przyrządu, natomiast do bocznych suwaków przykręcone są połówki matrycy dzielonej. Proces rozpychania kołnierza rozpoczyna się od zaciśnięcia półfabrykatu w matrycy. Następnie w ruch wprawiany jest górny suwak prasy, który poprzez stempel powoduje rozpychanie kołnierza. Suwak górny przemieszcza się do momentu, w którym stempel osiągnie odległość od matrycy równą grubości kołnierza. Oznacza to, że poza rozpychaniem kołnierza stempel w końcowej fazie ruchu może spęczać materiał kołnierza na zadaną grubość. Po zakończeniu fazy kształtowania kołnierza wycofuje się stempel z odkuwki i rozsuwa matrycę dzielone umożliwiając tym samym usunięcie wyrobu z narzędzi.



Rys. 2.12. Model narzędzi do kształtowania kołnierza w kształcie rozety trójramiennej: 1 – płyta górna, 2 – stempel, 3 – półfabrykat, 4 – matryca dzielona, 5 – płyta dolna [86]

Przykładowe kołnierze w kształcie rozety trójramiennej wykonane ze stopu aluminium 2618 oraz stopu tytanu Ti6Al4V przedstawiono na rys. 2.13. Kołnierze przed rozpoczęciem procesu zostały nagrzane do temperatury 450 i 980 °C odpowiednio dla stopu aluminium i stopu tytanu.



Rys. 2.13. Kołnierze w kształcie rozety trójramiennej wykonane z: a) stopu aluminium 2618, b) stopu tytanu Ti6Al4V [19, 86]

Powyższa metoda kształtowania kołnierzy dedykowana jest do wytwarzania monolitycznych wałów drążonych posiadających na swoich końcach kołnierze w kształcie rozety. Przykładem takich wałów są wały przeniesienia napędu

stosowane w budowie śmigłowców (rys. 2.14). Części te wykonywane są metodami obróbki ubytkowej z półfabrykatów w postaci prętów. Taka technologia wykonania generuje straty materiału sięgające 90%. Głównymi zaletami technologii kształtowania wału przez rozpychanie w stosunku do wykonania go w całości metodami obróbki ubytkowej jest zmniejszenie strat materiału, które wynikają jedynie z naddatków przewidzianych na wykańczającą obróbkę ubytkową oraz lepsze własności wytrzymałościowe ze względu na ciągłość włókien w wyrobie.



Rys. 2.14. Wał drążony z kołnierzami w kształcie rozety trójkątnej, a) model CAD, b) widok rzeczywisty [86]

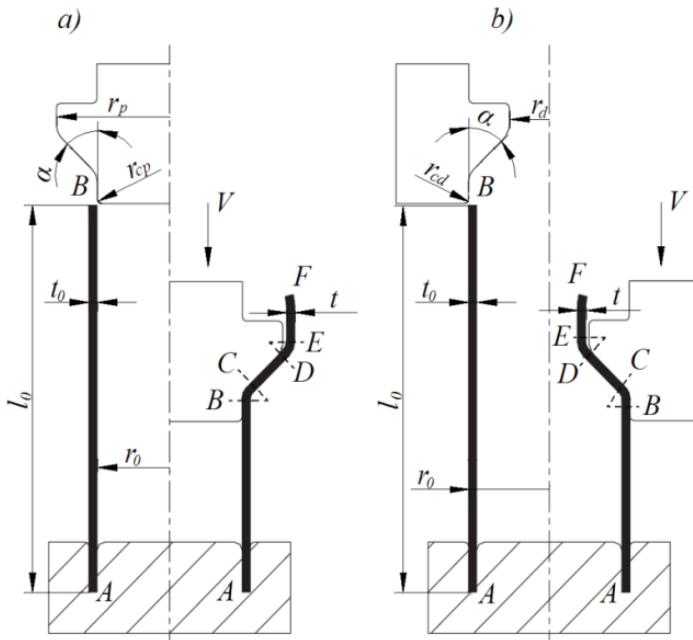
Inna metoda kształtowania kołnierzy na końcu wału drążonego polega na zwiększaniu lub zmniejszaniu średnicy końca półfabrykatu [1, 7]. W zależności od konstrukcji stempla możliwe są do uzyskania kołnierze o średnicy większej lub mniejszej od wyjściowej średnicy półfabrykatu. Schemat tego procesu przedstawiony został na rys. 2.15.

W analizowanym procesie odkształcenie półfabrykatu jest efektem trzech różnych mechanizmów: gięcia/prostowania, rozciągania/ściskania i tarcia. Gięcie występuje w obszarze *B* (rys. 2.15), w którym półfabrykat wchodzi w kontakt ze stemplem, natomiast prostowanie występuje w strefie *D*, gdzie półfabrykat traci kontakt ze stemplem. Rozciąganie/ściskanie występuje w obszarze *C-D*, w którym dochodzi do zwiększenia bądź zmniejszenia średnicy półfabrykatu, natomiast tarcie ma największy udział w strefie *B-D*, w której występuje największa powierzchnia kontaktu materiału z narzędziami. Strefa *E-F* jest strefą, w której półfabrykat traci kontakt ze stemplem poprzez co odkształcenia w tej strefie nie narastają w miarę jego przemieszczania.

W procesie kształtowania kołnierza o średnicy zarówno większej jak i mniejszej od średnicy półfabrykatu występują ograniczenia uniemożliwiające uzyskanie poprawnego wyrobu.

W przypadku wytwarzania kołnierzy o średnicy większej od średnicy półfabrykatu głównymi zjawiskami ograniczającymi są wyboczenie ścianki i pęknięcie półfabrykatu. Do wyboczenia ścianki dochodzi wówczas, gdy wysokość kołnierza jest mała a stosunek r_p/r_0 jest duży (duża wartość kąta α ; rys. 2.15, 2.16). W przypadku większych długości kołnierzy (mała wartość kąta α) kształtowanie kołnierza ograniczone jest możliwością utraty spójności materiału spowodowanej rozciągającymi naprężeniami obwodowymi występującymi w strefie kołnierza (rys. 2.16).

W procesie zmniejszania średnicy półfabrykatu niekorzystnymi zjawiskami są możliwość wyboczenia oraz pofałdowania materiału. Przy małych wartościach stosunku r_d/r_0 i małych długościach kołnierzy może dojść do wyboczenia ścianki półfabrykatu. Zwiększanie długości kołnierzy może prowadzić do zwiększania grubości ścianki w obszarze kołnierza. Zwiększenie grubości ścianki spowodowane jest obwodowymi naprężeniami ściskającymi, które poza zmianą grubości mogą prowadzić do fałdowania kołnierza.



Rys. 2.15. Schemat procesu kształtowania kołnierza przez rozpychanie o średnicy: a) większej od średnicy półfabrykatu, b) mniejszej od średnicy półfabrykatu [1]

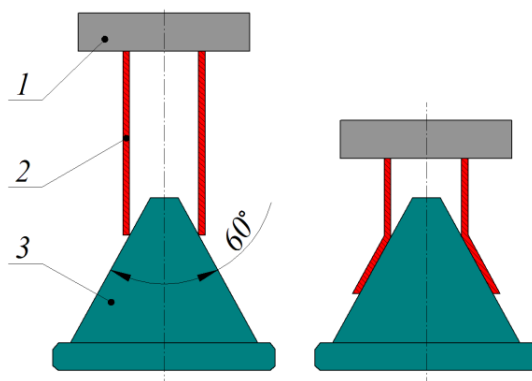
	$r_p/r_0=1,25$	$r_p/r_0=1,39$	$r_p/r_0=1,53$	$r_p/r_0=1,67$
$\alpha=15^\circ$				
$\alpha=30^\circ$				
$\alpha=45^\circ$				

Rys. 2.16. Wyniki badań procesu kształtowania przez rozpychanie kołnierzy w wyrobach drążonych (zakreślone obszary oznaczają możliwość powstania wyboczenia ścianki) [1]

Obok technologii umożliwiającej wykonanie walcowego kołnierza istnieje metoda pozwalająca uzyskać kołnierze o przekroju kwadratowym (rys. 2.17). Możliwe jest to poprzez kształtowanie półfabrykatu rurowego w dwóch etapach [80]. W pierwszym etapie płaski stempel 1 ściska odcinek rury 2 umieszczony w stożkowej matrycy 3 o kącie wierzchołkowym 60° (rys. 2.18). Uzyskuje się dzięki temu rurę ze stożkowym, zewnętrznym kołnierzem. W trakcie pierwszego etapu wszystkie powierzchnie narzędzi mające kontakt z odkształcaną rurą są smarowane.

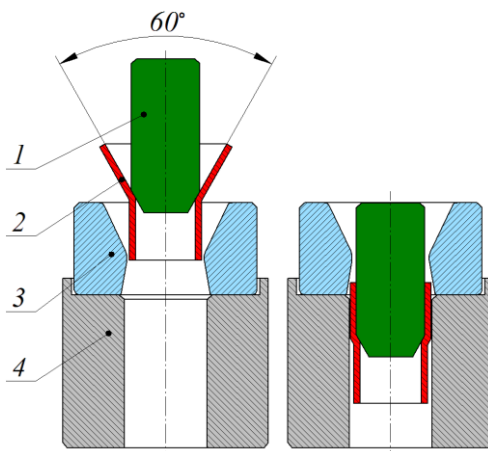


Rys. 2.17. Kołnierz o przekroju kwadratowym [80]



Rys. 2.18. Pierwszy etap kształtowania kołnierza o przekroju kwadratowym; 1 – stempel, 2 – wsad, 3 – stożkowa matryca [80]

W drugim etapie kształtowania kołnierza przygotówkę 2 uzyskaną w pierwszym etapie przepycha się kwadratowym stemplem 1 przez matrycę 3 umieszczoną na podstawie 4 (rys. 2.19). Koniec stempla, mający kontakt z odkształcanym materiałem, posiada stożkowe zakończenie o kącie wierzchołkowym 60° . Przestrzeń pomiędzy stemplem a matrycą jest o 15% mniejsza od grubości ścianki rury, dzięki czemu następuje prostowanie ścianek kołnierza poprzez jego pocienienie. Aby uniknąć poślizgu pomiędzy stemplem a wsadem, podczas drugiego etapu nie smaruje się powierzchni stempla kontaktującej się z materiałem, podczas gdy pozostałe powierzchnie są smarowane w celu zmniejszenia udziału sił tarcia w procesie.



Rys. 2.19. Drugi etap kształtowania kołnierza o przekroju kwadratowym: 1 – stempel, 2 – przedkuwka, 3 – matryca, 4 – podstawa matrycy [80]

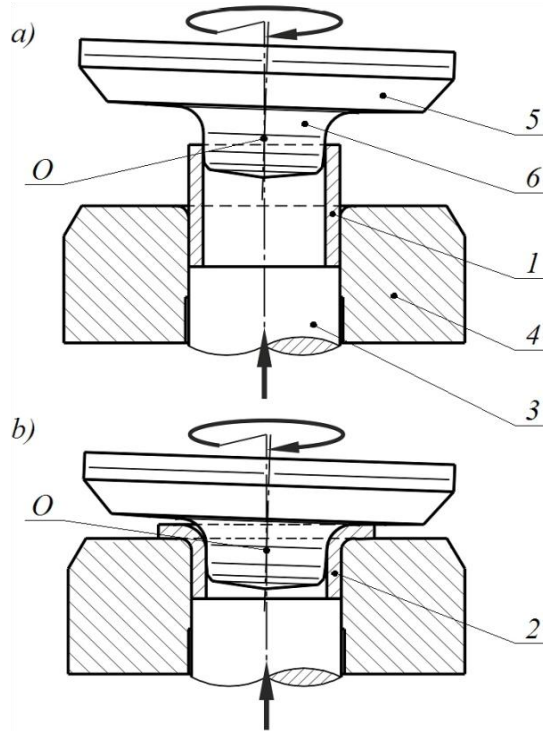
2.2.4.5. Prasowanie obwiedniowe

Prasowanie obwiedniowe jest jedną z przyrostowych metod obróbki plastycznej wyrobów metalowych. Cechą charakterystyczną procesu jest to, że chwilowa powierzchnia styku narzędzi z kształtowanym materiałem jest znacznie mniejsza niż w przypadku procesów konwencjonalnych, takich jak kucie, wyciskanie lub spęczanie. Celem zastosowania takiego rozwiązania jest wywołanie miejscowego nacisku na kształtowany materiał, co pozwala obniżyć wymaganą siłę kształtowania co najmniej dziesięciokrotnie. Niestety, niekorzystnym tego następstwem jest wywołanie w materiale złożonego i niejednorodnego schematu naprężeń i odkształceń. Ważną cechą technologii prasowania obwiedniowego jest to, że proces kształtowania odkuwek jest realizowany zazwyczaj w warunkach obróbki na zimno lub (rzadziej) na ciepło. Zatem, najczęściej obserwowanymi ograniczeniami są wady kształtu wyrobu oraz przedwczesne pęknięcia materiału [67, 71].

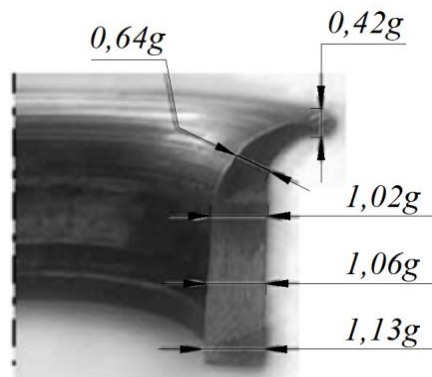
Warunki jakie występują w prasowaniu obwiedniowym zapewniają uplastycznienie materiału kształtowanego w temperaturze obróbki na zimno i jednocześnie zapewniają jego plastyczne płynięcie przy znaczącym obniżeniu wymaganej siły kształtowania w porównaniu do tradycyjnego spęczania na zimno. Odkuwka może być kształtowana w jednej operacji lub kilku operacjach przy zmniejszonej energochłonności procesu, a jej końcowa wysokość (grubość) może być zdecydowanie mniejsza w porównaniu z jej pozostałymi wymiarami (np. średnicą przekroju poprzecznego). Powoduje to, że technologia ta znalazła zastosowanie do produkcji wyrobów typu tarcze, koła zębate stożkowe [65] lub innych części maszyn posiadających elementy cienkościenne, np. kołnierze w wyrobach pełnych [64, 70] lub drążonych [41, 66, 68, 69].

Przykładowy proces kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych metodą prasowania obwiedniowego realizowany jest zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.20. Półfabrykat 1 w początkowej fazie procesu umieszczony jest w narzędziach w ten sposób, że jego dolna powierzchnia spoczywa na wyrzutniku 3, fragment powierzchni bocznej jest ograniczony matrycą 4, natomiast pozostała część wsadu wystająca spoza matrycy ma kontakt z trzpieniem 6 matrycy górnej 5. W trakcie procesu matryca górna wykonuje ruch obwiedniowy względem punktu O, który jest środkiem ruchu kulistego. Wyrzutnik przemieszcza się w kierunku matrycy górnej powodując wysuwanie wsadu z matrycy dolnej, co warunkuje kształtowanie kołnierza.

Wynikiem realizacji procesu zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.20 jest odkuwka z kołnierzem przedstawiona na rys. 2.21. Kołnierz wykonany został ze stopu aluminium AlMgSi z półfabrykatu o wymiarach: $\varnothing 48,5 \text{ mm} \times \varnothing 39,1 \text{ mm} \times 28 \text{ mm}$. Przedstawiony na rys. 2.21 rozkład grubości ścianki wskazuje, że w miarę oddalania się od osi wsadu grubość kołnierza maleje, co jest ograniczeniem kształtowania kołnierza metodą prasowania obwiedniowego.



Rys. 2.20. Schemat procesu kształtowania kołnierza w wyrobach drążonych metodą prasowania obwiedniowego: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – wsad, 2 – odkuwka, 3 – wyrzutnik, 4 – matryca dolna, 5 – matryca górna, 6 – trzpień matrycy [66]

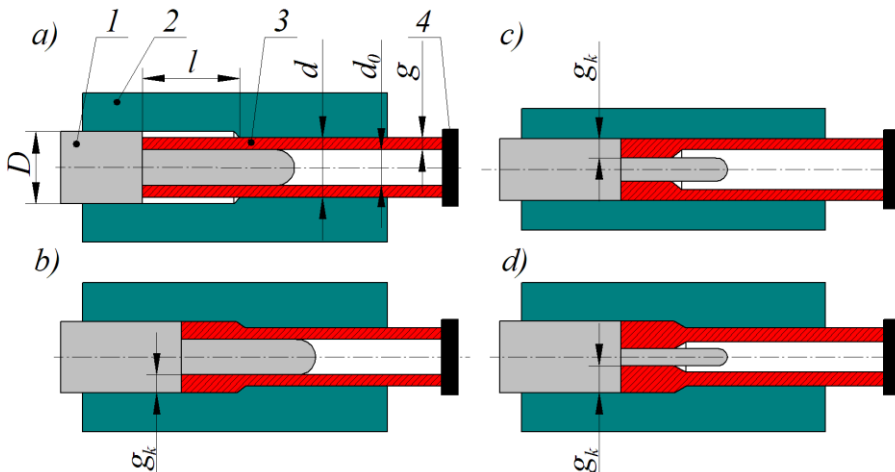


Rys. 2.21. Kołnierz uzyskany w procesie prasowania obwiedniowego; g – grubość ścianki półfabrykatu [66]

2.2.4.6. Kucie na kuźniarkach

Kucie na kuźniarkach umożliwia wykonanie odkuwek o różnych kształtach. Odkuwki te można podzielić na dziewięć grup. Do pierwszej grupy zalicza się odkuwki ze zgrubieniami na końcach w środku lub z otworami prostokątnymi do osi. Odkuwki należące do tej grupy nie mają otworów osiowych ani częściowych wgłębień. Do drugiej grupy zalicza się odkuwki mające na jednym lub na dwóch końcach rozwidlenie i trzon niepodlegający przekuciu. Do trzeciej grupy zalicza się odkuwki, które oprócz spęczania wymagają np. gięcia, walcowania itp. W grupie czwartej znajdują się odkuwki pierścieniowe, w piątej odkuwki tulei z otworami przelotowymi jedno- lub kilkustopniowymi z gładkimi zewnętrznymi ściankami. Do szóstej grupy zaliczane są odkuwki o złożonych kształtach geometrycznych z dowolną liczbą kołnierzy na obwodzie. W grupie siódmej znajdują się odkuwki mające na jednym lub na dwóch końcach zgrubienia w wydrążonym wewnątrz otworze. Grupę ósmą stanowią odkuwki wykonywane z rur, natomiast do dziewiątej grupy zalicza się odkuwki o złożonym procesie wykonania np. kute na młocie i kuźniarce [82, 84].

Kucie na kuźniarce odkuwek z półfabrykatów w postaci rur prowadzi się zazwyczaj w celu wykonania kołnierza. Mogą to być kołnierze zewnętrzne (rys. 2.22b), wewnętrzne (rys. 2.22c) lub zewnętrzne i wewnętrzne (rys. 2.22d). Podczas spęczania rur na kuźniarce powinno wykorzystywać się tylny zderzak zabezpieczający przed osiowym przemieszczaniem rury, którą trudno skutecznie zacisnąć w matrycy z uwagi na możliwość jej zniekształcenia.



Rys. 2.22. Typowe przykłady spęczania końców rur na kuźniarce: a) początek procesu spęczania, b) kołnierz zewnętrzny, c) kołnierz wewnętrzny, d) kołnierz zewnętrzny i wewnętrzny; 1 – stempel, 2 – matryca, 3 – wsad, 4 – zderzak [84]

Procesy spęczania rur na kuźniarce odbywają się według określonych wytycznych. Do najważniejszych można zaliczyć zasady opracowane przez A. N. Dunajewa oraz A. B. Riebelskiego [84].

Według A. N. Dunajewa koniec rury można spęczyć na średnicę (oznaczenia zgodne z rys. 2.22):

$$D = (2 \div 2,5)d, \quad (2.6)$$

wówczas gdy:

$$l = (0,5 \div 1)(d - d_0). \quad (2.7)$$

Dla warunków:

$$l \leq 0,75d \quad i \quad D \leq \sqrt{d^2 + 0,75d_0^2} \quad (2.8)$$

spęczanie należy prowadzić w dwóch przejściach, przy czym w pierwszym przejściu zwiększa się grubość ścianki kosztem zmniejszenia początkowej średnicy wewnętrznej rury (nie więcej jak dwa razy), w drugim – rozciąca się spęczaną część rury na wymiary zgodne z rysunkiem odkuwki. W przypadku gdy:

$$l \geq 0,75d \quad i \quad D \leq \sqrt{d^2 + 0,75d_0^2} \quad (2.9)$$

spęczanie końca rury należy przeprowadzić w trzech przejściach z dwoma nagrzewami wsadu.

Stosując wytyczne A. B. Riebelskiego w jednym zabiegu można spęczyć ściankę rury na dowolną grubość g_k tylko wtedy, gdy stosunek $l/g < 3$ (oznaczenia zgodne z rys. 2.22).

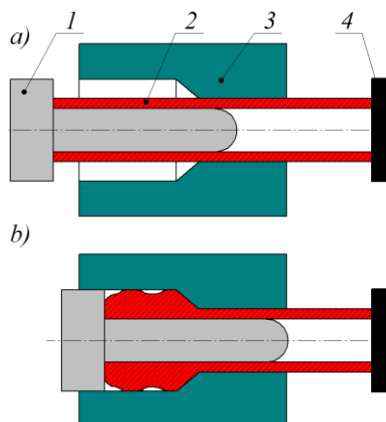
Przy stosunku $3 \leq l/g \leq 5$ ściankę rury można spęczyć na grubość:

$$g_k = (1,3 \div 1,5)g. \quad (2.10)$$

Jeżeli $l/g > 5$ to grubość spęczania może wynosić:

$$g_k = 1,3g. \quad (2.11)$$

Przy nieodpowiednio dobranych wartościach grubości spęczenia ścianki rury i długości spęczania dochodzi do powstania wad w obszarze kołnierza np. zakuć, podłamów itp. (rys. 2.23).



Rys. 2.23. Typowa wada odkuwki występująca w procesie spęczania rury na kuźniarce:
a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – wsad, 3 – matryca, 4 – zderzak [84]

2.2.4.7. Wyciskanie

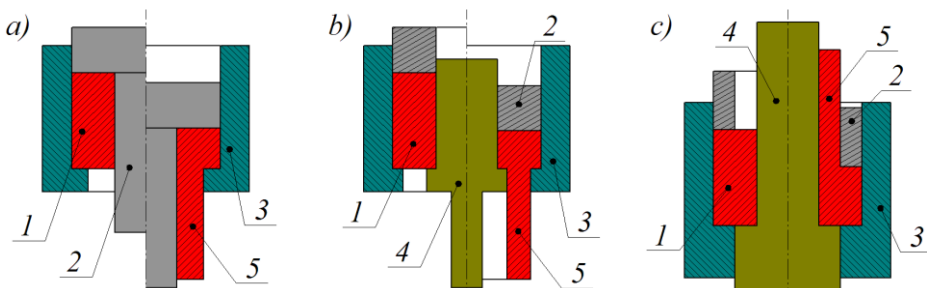
Wyciskanie jest procesem, który polega na tym, że metal zamknięty w pojemniku pod wpływem nacisku narzędzia wyciskany jest przez otwór matrycy i otrzymuje kształt wyrobu poprzecznego odpowiadający kształtowi otworu matrycy. Proces wyciskania może być stosowany do produkcji odkuwek o różnych kształtach: cylindrycznych, stożkowych, pełnych, drążonych, z występami lub bez. Proces wyciskania posiada wiele zalet, wśród których można wymienić:

- występowanie podczas wyciskania trójosiowego stanu naprężeń, powodującego zwiększenie plastyczności materiału,
- brak strat materiału w postaci wypływki i nadmiernych naddatków na obróbkę skrawaniem,
- dużą dokładność wykonania odkuwek.

Do ujemnych cech procesu wyciskania zalicza się stosunkowo duże naciski jednostkowe powodujące szybkie zużywanie się narzędzi. Dopuszczalne obciążenie narzędzi ogranicza więc wartości odkształceń możliwych do zastosowania w jednej operacji wyciskania [16, 38, 45, 48, 60, 85].

Przy wyciskaniu współbieżnym rury z kołnierzem (rys. 2.24a i b) materiał 1 wypychany jest stemplem 2 z recypienta 3 przez otwór znajdujący się w jego dolnej części. Dodatkowo w procesie może być stosowany trzpień kalibrujący 4. Kierunek i zwrot wypływania materiału jest zgodny z kierunkiem i zwrotem ruchu stempla. W tej metodzie wyciskania materiał przemieszcza się względem ścianek nieruchomego recypienta, powodując występowanie na powierzchni styku sił tarcia, które przeciwdziałają ruchowi metalu i zwiększają siłę wyciskania.

Przy wyciskaniu przeciwbieżnym (rys. 2.24c) materiał 1 wypychany jest z recypienta 3 prze otwór w stemple 2. W procesie wyciskania przeciwbieżnego wyrobów drażonych do otworu wprowadza się trzpień 4 zapobiegający płynięciu materiału w kierunku osi symetrii.



Rys. 2.24. Schematy procesu wciskania odkuwek: a) współbieżne wyciskanie odkuwki z kołnierzem zewnętrznym, b) współbieżne wyciskanie odkuwki z kołnierzem zewnętrznym i wewnętrznym, c) przeciwbieżne wyciskanie odkuwki z kołnierzem zewnętrznym; 1 – wsad, 2 – stempel, 3 – recypient, 4 – trzpień, 5 – odkuwka

Podczas wyciskania przeciwbieżnego materiał płynie w kierunku przeciwnym do ruchu stempla. Ponadto materiał nie przemieszcza się względem ścian recypienta i tym samym nie występują na bocznych płaszczyznach styku siły tarcia. Dlatego siły kształtowania przy wyciskaniu przeciwbieżnym są znacznie mniejsze niż przy wyciskaniu współbieżnym.

Proces wyciskania można podzielić na trzy etapy. Pierwszy kończy się po wypełnieniu recypienta materiałem wsadowym i wyciśnięciu części metalu do otworu matrycy. Drugi etap (główny) rozpoczyna się z chwilą wypłynięcia materiału na zewnątrz matrycy. W tym etapie metal odkształca się plastycznie tylko w obszarze objętym strefą odkształcenia, a pozostała objętość metalu odkształca się sprężysto. Trzeci etap (końcowy) rozpoczyna się z chwilą zetknięcia się stempla ze strefą odkształcenia.

2.2.4.8. Kucie na kowarkach

Kucie na kowarkach jest procesem obróbki plastycznej, w którym wyrób kształtuje się z wlewków, kęsów, prętów, drutów, rur, tulei lub odkuwek, przez zgniatanie uderzeniami następującymi po sobie z dużą częstotliwością. Celem procesu jest zmniejszenie średnicy zewnętrznej wyrobu, nadanie jego przekrojowi poprzecznemu odpowiedniego kształtu, ukształtowanie wewnętrzne profilu w przypadku rur, tulei i elementów wydrążonych lub łączenie elementów [33]. Kucie na kowarkach może być realizowane na zimno lub na gorąco, w zależności od rodzaju obrabianego materiału, stopnia odkształcenia i przeznaczenia wyrobu.

Proces kucia na kowarkach, ze względu na kinematykę ruchu narzędzi może być realizowany na dwa zasadnicze sposoby. Pierwszy sposób polega na zgniataniu obrabianego materiału za pomocą promieniowych uderzeń młotków o stałym skoku, przy czym kształt powierzchni roboczych kowadeł odwzorowuje zasadniczy kształt odkuwki wzdłuż jej osi. Kształt i dokładność odkuwki w tym przypadku zależą od wymiarów wykrojów kowadełek w stanie zamkniętym. Drugi sposób nazywa się zgniataniem profilowym, gdyż żądany kształt odkuwki w kierunku wzdłużnym uzyskuje się w wyniku skojarzenia promieniowych ruchów młotków, przy zmiennym ich skoku, z posuwowo-obrotowym lub tylko posuwowym ruchem obrabianego materiału. Kształt ostateczny odkuwki uzyskuje się sterując odpowiednio krzywkami lub w przypadku sterowania numerycznego, stosując odpowiedni program [33, 83].

W procesie kucia na kowarkach mogą być wykonywane odkuwki części maszyn, wyroby hutnicze lub specjalne, pełne lub drążone. Najczęściej kowarki wykorzystywane są do kucia odkuwek części maszyn pełnych lub drążonych. Odkuwki pełne i drążone mogą zostać podzielone na poszczególne odmiany, rodzaje i typy.

W tabeli 2.2 przedstawiono klasyfikację odkuwek drążonych części maszyn. Odkuwki te podzielono na dwa rodzaje, przy czym do I rodzaju zaliczono odkuwki wykonywane metodą zgniatania promieniowego, ze stałym stopniem odkształcenia, natomiast do II rodzaju zaliczono odkuwki wykonywane metodą zgniatania promieniowo-posuwowego, ze zmiennym stopniem odkształcenia. Rodzaje odkuwek podzielono na sześć odmian, w zależności od charakteru zmienności kształtów w kierunku osiowym. Odmiana 1 obejmuje odkuwki kute swobodnie o jednostronnie zmiennych średnicach. Odmiana 2 obejmuje odkuwki swobodnie kute lecz o dwustronnie zmiennych średnicach. Odmiana 3 obejmuje odkuwki o średnicach zmieniających się od środka w kierunku końców. Odmiana 4 ma cechy odmiany 2 i 3. Dalsze dwie odmiany obejmują odkuwki drążone, kute na trzpieniu [83].

Tabela 2.2. Klasyfikacja odkuwek drążonych części maszyn [83]

Odmiana	I rodzaj		II rodzaj	
Typ	Rysunek odkuwki	Materiał wyjściowy	Rysunek odkuwki	Materiał wyjściowy
1	a	<i>rura</i>		<i>rura</i>
	b			
	c			
	d			
2	a	<i>rura</i>		<i>rura</i>
	b			
	c			
	d			
3	a			<i>rura</i>
	b			
4	a			<i>rura</i>
	b			
5	a	<i>rura</i>		<i>rura</i>
	b			
	c			
6	a			
	b			

2.3. Charakterystyka stopów aluminium

W związku tym, że w badaniach doświadczalnych dotyczących nowego procesu wyciskania z ruchomą tuleją wykorzystano stop aluminium, pokrótce przedstawiono charakterystykę tej grupy materiałów konstrukcyjnych.

Aluminium należy do metali o bardzo dużym znaczeniu technicznym. Występuje w przyrodzie w bardzo wielu minerałach i jest trzecim (po tlenie i krzemie) pierwiastkiem pod względem udziału w skorupie ziemskiej. Jest natomiast drugim po żelazie metalem pod względem zastosowań technicznych [14]. Własności wytrzymałościowe aluminium są stosunkowo niskie, niemniej jednak dodanie do niego innych pierwiastków powoduje, że uzyskuje się stopy, które odznaczają się małym ciężarem właściwym, wysoką wytrzymałością właściwą, która jest większa niż dla stali i dobrymi własnościami plastycznymi. Zaletą stopów aluminium jest to, że nie wykazują zjawiska kruchości w niskich temperaturach w przeciwieństwie do niektórych gatunków stali. Dzięki swoim właściwościom aluminium i jego stopy znajdują szerokie zastosowanie w budownictwie, motoryzacji, lotnictwie, kolejnictwie, energetyce i wielu innych gałęziach gospodarki.

Stopy aluminium ze względu na przeznaczenie można podzielić na dwie grupy:

- stopy odlewnicze,
- stopy do przeróbki plastycznej.

Aluminium i stopy aluminium do przeróbki plastycznej, zgodnie z normą PN-EN 573-1:2006 (*Aluminium i stopy aluminium- Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie. Część 1: System oznaczeń numerycznych*) można podzielić w zależności od głównych składników stopowych na grupy:

- seria 1000: aluminium 99,00 % i więcej,
- seria 2000: stopy aluminium z miedzią (Al-Cu),
- seria 3000: stopy aluminium z manganem (Al-Mn),
- seria 4000: stopy aluminium z krzemem (Al-Si),
- seria 5000: stopy aluminium z magnezem (Al-Mg),
- seria 6000: stopy aluminium z magnezem i krzemem (Al-Mg-Si),
- seria 7000: stopy aluminium z cynkiem (Al-Zn),
- seria 8000: stopy aluminium o różnych składach chemicznych.

Poniżej podano charakterystykę poszczególnych serii stopów aluminium [14, 21, 54].

Stopy aluminium z miedzią (seria 2000) najczęściej w swoim składzie zawierają również magnez, a także niewielki dodatek manganu lub żelaza i krzemu. Posiadają one nazwę duraluminium lub też zwane są duralami

miedziowymi. Zwiększenie zawartości miedzi powoduje podwyższenie własności wytrzymałościowych i zmniejszenie własności plastycznych. Zawartość magnezu w ilości ponad 0,5-0,7 % pogarsza plastyczność durali na gorąco, dlatego w zależności od przeznaczenia zazwyczaj zawierają one około 0,5 % magnezu, a durale o zwiększonej wytrzymałości 1,2÷1,8 % tego pierwiastka. Mangan natomiast poprawia własności antykorozyjne durali, ale ze względu na ujemny wpływ na plastyczność jego zawartość ogranicza się do 1%.

Stopy aluminium z manganem (seria 3000) zawierają zwykle do 1,5% tego pierwiastka. Doskonale nadają się do przeróbki plastycznej na zimno i na gorąco, gdyż nie ustępują pod względem plastyczności aluminium hutniczemu. Stopy tej serii stosuje się na wyroby o dobrej odporności na korozję, wymagające podatności do przeróbki plastycznej i nieco wyższych własności wytrzymałościowych niż wyroby z aluminium. Największe zastosowanie znajdują do produkcji naczyń i sprzętu kuchennego, puszek, pudełek i wyrobów ozdobnych.

Stopy aluminium z krzemem (seria 4000) zawierają zazwyczaj inne pierwiastki, takie jak magnez, miedź, mangan. Krzem podnosi własności wytrzymałościowe, ale nieznacznie zmniejsza własności plastyczne. Stopy te wykorzystywane są do kucia matrycowego odkuwek o złożonych kształtach, które są stosowane na średnio obciążone części maszyn, pojazdów mechanicznych, konstrukcji lotniczych i budowlanych.

Stopy aluminium z magnezem (seria 5000) charakteryzują się bardzo dobrą odpornością na korozję, zwłaszcza w atmosferze morskiej, przy dość dobrych własnościach wytrzymałościowych. Poza tym stopy te mają dobre własności spawalnicze i nadają się do skrawania, polerowania oraz do przeróbki plastycznej, jeżeli zawartość magnezu nie przekracza 5%. Dlatego stopy te są stosowane przede wszystkim w budownictwie okrętowym i morskim, przemyśle chemicznym, spożywczym i w architekturze. Magnez wpływa jednak niekorzystnie na własności plastyczne, zawęża również znacznie przedział temperaturowy dobrej plastyczności, poprawia natomiast własności wytrzymałościowe w stopach aluminium.

Stopy aluminium z magnezem i krzemem (seria 6000) zawierają do 1,2 % magnezu i do 1,4 % krzemu. Odznaczają się dobrymi własnościami plastycznymi, zwłaszcza w stanie wyżarzonym. Można poddawać je procesom obróbki plastycznej na zimno. Stosowane są jako części konstrukcyjne pojazdów szynowych, okrętów, do produkcji części maszyn, sprzętu pożarniczego i sportowego, w mechanice precyzyjnej, a także jako materiały na osprzęt elektrotechniczny i elementy dekoracyjne w architekturze wnętrz.

Stopy aluminium z cynkiem (seria 7000) zawierające również magnez i miedź posiadają najwyższe własności wytrzymałościowe ze wszystkich stopów aluminium. Mimo, że charakteryzują się małą plastycznością stosowane są do

kucia odkuwek na gorąco. Stopy te mają małą odporność na korozję naprężeniową, jednak można ją poprawić przez odpowiedni dobór składników stopowych i warunków obróbki cieplnej.

Tabela 2.3. Podstawowe dane stopu EN AW-6060 [52, 53]

Stop aluminium EN AW-6060								
Skład chemiczny								
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0,3-0,6	0,1-0,3	0,1	0,1	0,35-0,6	0,05	0,15	0,1	reszta
Własności mechaniczne - rury wyciskane								
stan	grubość ścianki [mm]	R _m [MPa]	R _{p02} [MPa]	A _{min} [%]	A _{50 mm} [%]	HBW		
		min.	min.					
T4	≤ 15	120	60	16	14	50		
T5		160	120	8	6	60		
T6		190	150	8	6	70		
T64		180	120	12	10	60		
T66		215	150	8	6	75		
Typowe zastosowania								
– w produkcji prętów i profili aluminiowych, wysoka podatność do tłoczenia pozwala uzyskiwać profile o skomplikowanych kształtach, – w produkcji elementów architektonicznych: profile okienne, profile drzwi, elementy ścian, drabiny, ogrodzenia, balustrady, – średnio obciążone konstrukcje budowlane i pojazdów mechanicznych.								
T4 – przesycony i naturalnie starzony, T5 – schłodzony z podwyższonej temperatury procesu kształtowania, a następnie sztucznie starzony, T6 – przesycony i sztucznie starzony, T64 – przesycony i sztucznie starzony w temperaturze jak dla stanu podstarzonego, w celu zwiększenia odkształcalności, T66 – przesycony i sztucznie starzony – poziom własności mechanicznych wyższy niż w stanie T6, osiągnięty przez specjalną kontrolę procesu								

Stopy aluminium mogą być poddawane procesom obróbki plastycznej na zimno lub na gorąco. Niemniej jednak zauważyć można, że zarówno ośrodki naukowe jak i przemysł dążą do zwiększenia zastosowań obróbki plastycznej na zimno. Spowodowane jest to tym, że dzięki obróbce plastycznej na zimno możliwe są do uzyskania wyroby charakteryzujące się wysokimi własnościami wytrzymałościowymi, niską chropowatością powierzchni, dużą dokładnością wymiarowo-kształtową oraz wysoką trwałością. Dodatkowo eliminuje się proces nagrzewania materiału, który wymaga stosownego zaplecza sprzętowego. Ponadto dzięki obróbce plastycznej na zimno możliwe są do uzyskania wyroby gotowe, nie wymagające dalszej obróbki, co zwiększa uzysk materiału, przyspiesza produkcję i zmniejsza jej koszty.

Mając na uwadze powyższe aspekty jako materiał, na którym prowadzone będą badania doświadczalne związane z realizacją niniejszej pracy, wytypowano powszechnie dostępny stop aluminium EN AW-6060, który może być obrabiany plastycznie na zimno. Podstawowe informacje dotyczące wytypowanego stopu oraz wyciskanych z niego rur, które wykorzystano w badaniach przedstawiono w tabeli 2.3.

2.4. Podsumowanie stanu zagadnienia

Przedstawiona analiza stanu zagadnienia obejmuje przegląd zastosowań oraz metod wytwarzania wyrobów drażonych z kołnierzami. Wyroby tego typu wykorzystywane są w wielu gałęziach przemysłu jako wały przeniesienia napędu, elementy złączne, tuleje z kołnierzem, na którym wykonane jest np. uzębienie, itp. Różnorodność zastosowań i wymagań stawianych tym wyrobom wymaga stosowania zróżnicowanych metod ich produkcji. Należy podkreślić, że w zależności od technologii wykonania uzyskuje się różne właściwości wyrobu. W związku z tym dobór odpowiedniej technologii w dużym stopniu zależy od warunków stawianych gotowej części. Przedstawione metody wytwarzania kołnierzy podzielono na dwie główne grupy pozwalające uzyskać: kołnierze monolityczne i składane. Do każdej z grup przypisano odpowiednie technologie bądź grupy technologii i pokrótce opisano każdą z nich. Z uwagi na tematykę pracy metody plastycznego kształtowania kołnierzy przedstawione zostały obszerniej od pozostałych technologii, które przedstawiono dość ogólnie, sygnalizując jedynie, że mają one swój określony i uzasadniony udział wśród technologii wytwarzania kołnierzy w wyrobach drażonych.

Na podstawie przeglądu metod kształtowania kołnierzy w wyrobach drażonych można zauważyć, że każda z przedstawionych technologii pozwala uzyskać określony kołnierz. Jednakże w zależności od wybranej metody możliwe są do uzyskania kołnierze o różnych kształtach i wymiarach. W związku z tym można stwierdzić, że nie ma metody uniwersalnej umożliwiającej wykonanie różnych typów kołnierzy: np. w kształcie rozety, walcowego i kwadratowego. Ponadto przedstawione technologie posiadają swoje ograniczenia. Niekorzystne zjawiska występujące podczas plastycznego kształtowania kołnierzy mają wpływ na możliwą do wykonania maksymalną średnicę i wysokość kołnierza. Wynikają one głównie z dwóch zjawisk towarzyszących kształtowaniu kołnierza. Pierwsze z nich to możliwość pęknięcia promieniowego materiału w strefie kołnierza, które spowodowane jest rozciągającymi naprężeniami obwodowymi, natomiast drugie to możliwość wyboczenia ścianki półfabrykatu, wynikające ze zbyt dużej długości półfabrykatu w strefie kształtowania kołnierza. Możliwość utraty spójności materiału limituje maksymalną średnicę kołnierza oraz wpływa na jego grubość

(w miarę oddalania się od osi wyrobu grubość kołnierza maleje) natomiast utrata stateczności półfabrykatu implikuje maksymalną wysokość kołnierza. Zatem metody umożliwiające kształtowanie kołnierzy o dużych średnicach pozwalają uzyskać stosunkowo niskie kołnierze natomiast technologie umożliwiające kształtowanie kołnierzy o małych średnicach umożliwiają wykonanie wysokich kołnierzy. Dużą trudność technologiczną sprawia wykonanie kołnierza o dużej średnicy i dużej wysokości, ponieważ konieczne jest odkształcenie znacznej objętości materiału lub inaczej, dużej długości półfabrykatu, co jest związane zarówno z możliwością utraty spójności jak i utraty stateczności materiału.

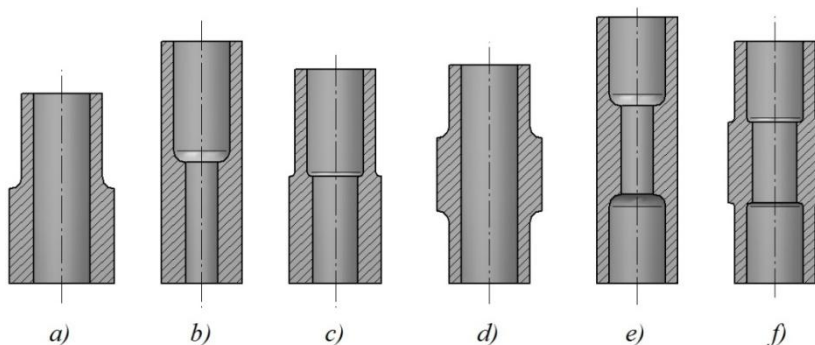
Analiza literatury wykazała również, że w odniesieniu do poszczególnych technologii kształtowania, niewiele jest szczegółowych informacji na temat warunków granicznych procesu. Niemniej jednak można wnioskować, że spośród wymienionych w przeglądzie literatury technologii, największe pod względem objętości kołnierze możliwe są do wykonania przy zastosowaniu wyciskania, kucia na kuźniarce i spęczania.

W związku z powyższym za celowe uznano opracowanie nowej metody wytwarzania kołnierzy w wyrobach drążonych, której możliwości technologiczne zapewnią uzyskanie kołnierza o jak największej objętości. W tym celu podjęte zostały badania związane z procesem wyciskania z ruchomą tuleją, której celem jest przeciwdziałanie zjawisku wyboczenia ścianki wsadu i utraty spójności materiału, co umożliwia kształtowanie kołnierzy o stosunkowo dużych objętościach.

3. NOWA KONCEPCJA KSZTAŁTOWANIA KOŁNIERZY W WYROBACH DRAŻONYCH

Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drażonych nową metodą polegającą na wyciskaniu z zastosowaniem ruchomej tulei umożliwia wykonanie różnych typów odkuwek. W związku z tym odkuwki te zostały podzielone na sześć grup. Pierwszą grupę stanowią odkuwki zakończone zewnętrznym kołnierzem (rys. 3.1a), drugą grupę stanowią odkuwki zakończone wewnętrznym kołnierzem (rys. 3.1b), natomiast do trzeciej grupy zaliczono odkuwki zakończone wewnętrznym i zewnętrznym kołnierzem (rys. 3.1c). Do pozostałych grup tzn. czwartej, piątej i szóstej zaliczono odkuwki posiadające kołnierze zewnętrzne, wewnętrzne oraz zewnętrzne i wewnętrzne umiejscowione w środkowej części odkuwki (rys. 3.1d, e, f).

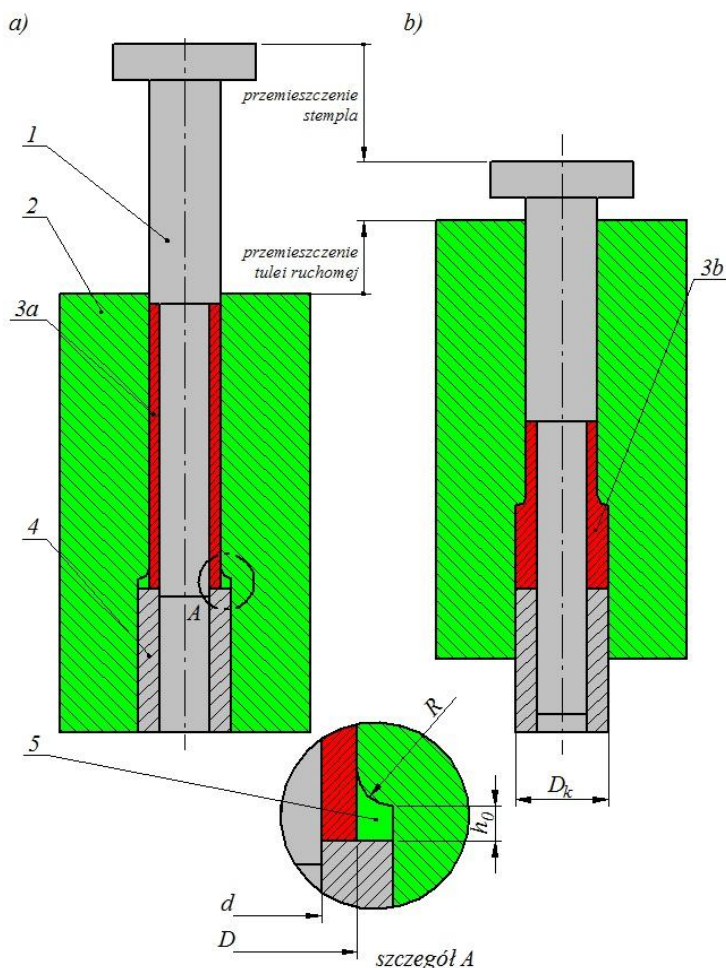
Sposoby wykonania poszczególnych typów odkuwek różnią się pod względem konstrukcji przyrządów, aczkolwiek w każdym przypadku znajduje się element wspólny jakim jest ruchoma tuleja. W celu przedstawienia technologii wykonania poszczególnych typów odkuwek pokrótce zostaną scharakteryzowane wszystkie odmiany procesu wyciskania z ruchomą tuleją. Konceptje te decyzją Urzędu Patentowego Rzeczypospolitej Polskiej uzyskały ochronę patentową [88÷93].



Rys. 3.1. Wyroby drażone możliwe do wykonania metodą wyciskania z ruchomą tuleją z kołnierzem: a) zewnętrznym na końcu wyrobu, b) wewnętrznym na końcu wyrobu, c) wewnętrznym i zewnętrznym na końcu wyrobu, d) zewnętrznym w środkowej części wyrobu, e) wewnętrznym w środkowej części wyrobu, f) wewnętrznym i zewnętrznym w środkowej części wyrobu.

3.1. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego na końcu wyrobu drążonego

Schemat procesu wyciskania zewnętrznego kołnierza na końcu wyrobu drążonego przedstawiony został na rys. 3.2. Wsad 3a w postaci odcinka rury o średnicach wewnętrznej d oraz zewnętrznej D umieszcza się wewnątrz tulei ruchomej 2, wewnątrz której znajduje się również tuleja nieruchoma 4. Wsad opiera się o tuleję nieruchomą, dzięki czemu w wyniku nacisku stempla 1 dochodzi do kształtowania odkuwki 3b z kołnierzem o średnicy D_k .

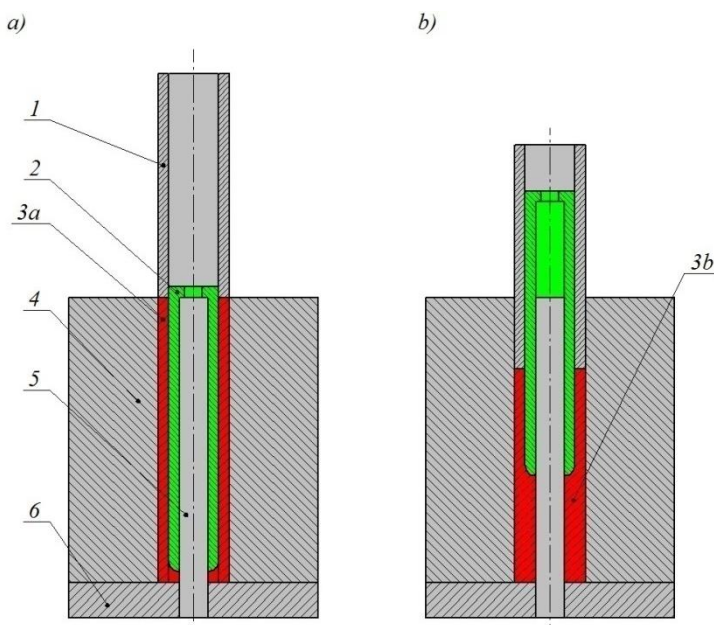


Rys. 3.2. Schemat procesu wyciskania zewnętrznego kołnierza na końcu wyrobu drążonego:
a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – tuleja ruchoma, 3a – wsad,
3b – odkuwka, 4 – tuleja nieruchoma, 5 – wykrój zamknięty

W początkowej fazie procesu pomiędzy tuleją ruchomą i tuleją nieruchomą występuje szczelina o wysokości h_0 (rys. 3.2, szczegół A). Dzięki temu tworzy się wykrój zamknięty 5 utworzony pomiędzy stemplem, tuleją ruchomą i tuleją nieruchomą. Wprawienie stempla w ruch powoduje, że materiał wsadu zaczyna wypełniać ów wykrój zamknięty. Aby ułatwić płynięcie materiału i wypełnienie wykroju tuleja ruchoma posiada zaokrąglenie o promieniu R . W momencie całkowitego wypełnienia wykroju, wskutek oddziaływania odkształcanego materiału lub napędu maszyny w ruch zostaje wprawiona tuleja ruchoma (przeciwbieżnie do ruchu stempla). Dzięki temu zwiększa się objętość wykroju, co umożliwia zwiększanie wysokości kształtowanego kołnierza. Zastosowanie tulei ruchomej przeciwdziała zjawisku wyboczenia półfabrykatu, dzięki czemu w jednej operacji możliwe są do wykonania kołnierze o stosunkowo dużych wysokościach.

3.2. Wyciskanie kołnierza wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego

Schemat procesu wyciskania kołnierza wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego został przedstawiony na rys. 3.3.

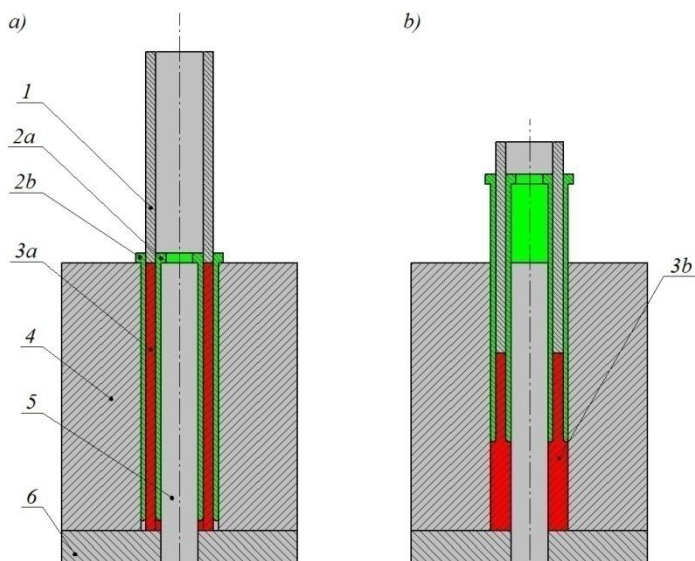


Rys. 3.3. Schemat procesu wyciskania wewnętrznego kołnierza na końcu wyrobu drążonego:
a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – tuleja ruchoma, 3a – wsad,
3b – odkrywka, 4 – pojemnik, 5 – trzpień, 6 – podstawa

Proces wyciskania kołnierza wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego koncepcyjnie jest podobny do procesu wyciskania kołnierza zewnętrznego. Różnice widoczne są jednak w konstrukcji przyrządu. W przypadku wyciskania kołnierza wewnętrznego tuleja ruchoma wprowadzana jest do otworu wsadu. Wewnątrz tulei ruchomej znajduje się trzpień, który ogranicza promieniowe płynięcie materiału wsadu w kierunku własnej osi symetrii. Ponadto w procesie wykorzystywany jest stempel drążony. Przebieg procesu jest podobny jak w przypadku wyciskania kołnierza zewnętrznego – po wypełnieniu wykroju zamkniętego odkształcanym materiałem w ruch zostaje wprowadzona tuleja ruchoma. Dzięki temu objętość wykroju powiększa się umożliwiając kształtowanie coraz wyższego kołnierza wewnętrznego.

3.3. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego

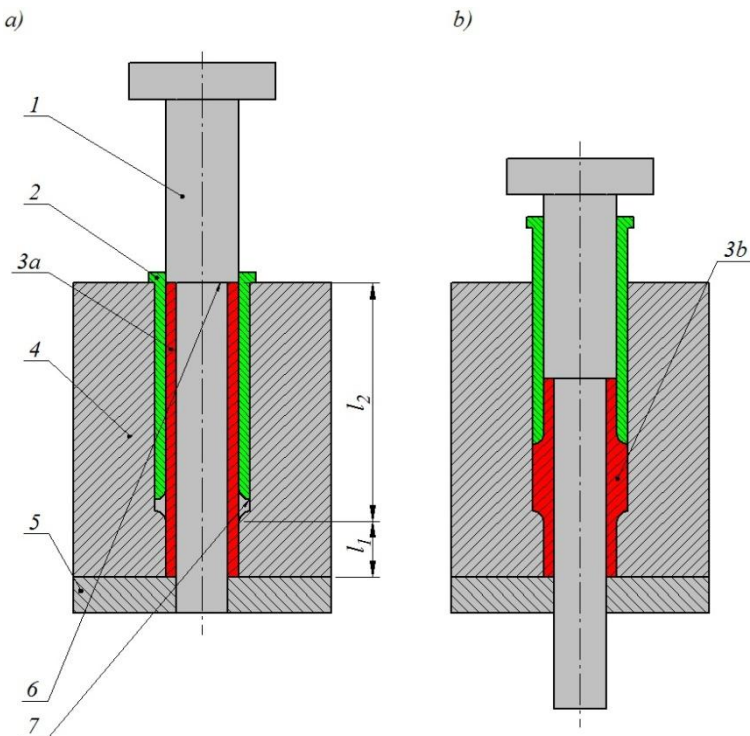
Proces wyciskania kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego przedstawiony na rys. 3.4 jest połączeniem procesów wyciskania kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego. W procesie wykorzystywane są dwie tuleje ruchome: wewnętrzna i zewnętrzna. Dzięki temu możliwe jest wykonanie dwóch kołnierzy o wysokościach równych lub różnych. Wysokości kołnierzy zależą od wartości wysunięcia tulei ruchomych.



Rys. 3.4. Schemat procesu wyciskania kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego na końcu wyrobu drążonego: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2a – wewnętrzna tuleja ruchoma, 2b – zewnętrzna tuleja ruchoma, 3a – wsad, 3b – odkuwka, 4 – pojemnik, 5 – trzpień, 6 – podstawa

3.4. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego w środkowej części wyrobu drążonego

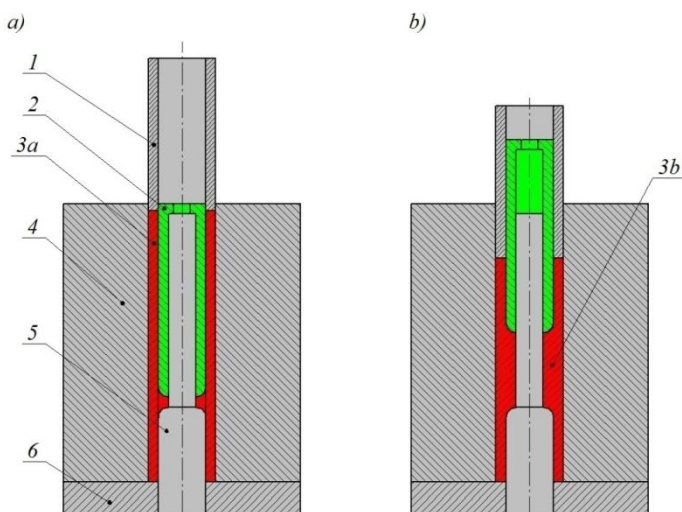
Proces wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia wykonanie zewnętrznego kołnierza w środkowej części wyrobu drążonego. Zgodnie z koncepcją procesu przedstawioną na rys. 3.5 fragment wsadu o długości l_1 umieszczony jest w pojemniku w ten sposób, że podczas wyciskania kołnierza nie ulega on odkształceniu. Dzięki temu tylko środkowa część wsadu odkształca się i przyjmuje kształt kołnierza. Należy zwrócić uwagę, że przedstawioną metodą możliwe jest wykonanie kołnierza zewnętrznego zarówno w środkowej części odkuwki jak również na jej końcu. W celu wykonania kołnierza na końcu odkuwki należy prowadzić proces do momentu, w którym czołowa powierzchnia 6 stempla oraz czołowa powierzchnia 7 tulei ruchomej będą współpłaszczyznowe. Wówczas cały fragment wsadu o długości l_2 zostanie odkształcony i posłuży do wykonania kołnierza.



Rys. 3.5. Schemat procesu wyciskania zewnętrznego kołnierza w środkowej części wyrobu drążonego: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – tuleja ruchoma, 3a – wsad, 3b – odkuwka, 4 – pojemnik, 5 – podstawa, 6 – czołowa powierzchnia stempla, 7 – czołowa powierzchnia tulei ruchomej

3.5. Wyciskanie kołnierza wewnętrznego w środkowej części wyrobu drążonego

Wyciskanie kołnierza wewnętrznego w środkowej części wyrobu drążonego realizowane jest zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 3.6. W procesie wykorzystywany jest trzpień, który posiada dwa stopnie o średnicach odpowiadających wewnętrznej średnicy wsadu oraz wewnętrznej średnicy kołnierza. Na trzpień nałożona jest tuleja ruchoma, która jak w każdej odmianie procesu przemieszcza się przeciwnie do ruchu stempla. Podobnie jak w przypadku kołnierza zewnętrznego, przedstawiona metoda umożliwia wykonanie kołnierza wewnętrznego zarówno w środkowej części jak i na końcu wyrobu drążonego.

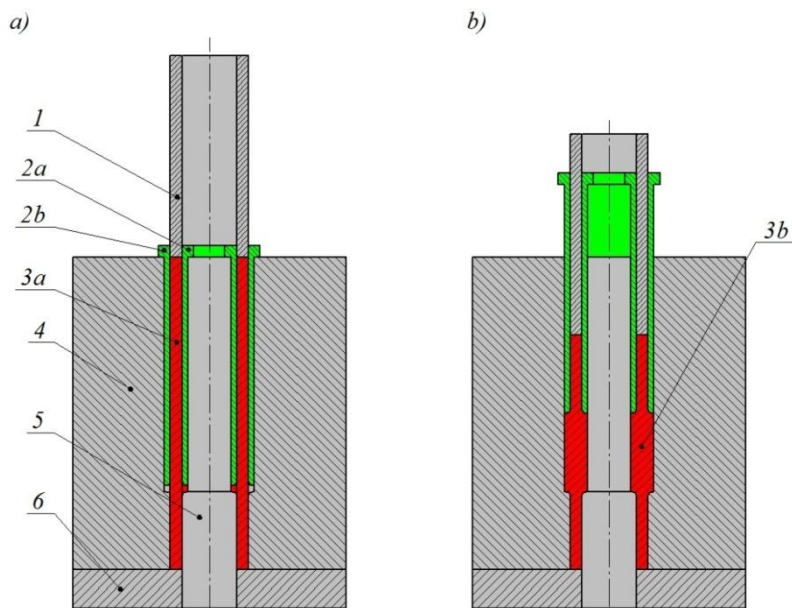


Rys. 3.6. Schemat procesu wyciskania wewnętrznego kołnierza w środkowej części wyrobu drążonego: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – tuleja ruchoma, 3a – wsad, 3b – odkawka, 4 – pojemnik, 5 – trzpień, 6 – podstawa

3.6. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego i wewnętrznego w środkowej części wyrobu drążonego

Połączeniem dwóch odmian procesu wyciskania z ruchomą tuleją służących do wyciskania zewnętrznego oraz wewnętrznego kołnierza w środkowej części wyrobu drążonego jest technologia umożliwiająca jednoczesne wyciskanie dwóch kołnierzy: zewnętrznego i wewnętrznego. W procesie stosowane są dwie tuleje ruchome oraz dwustopniowy trzpień (rys. 3.7). Metoda umożliwia wykonanie kołnierzy o równych lub różnych wysokościach znajdujących się zarówno w środkowej części wyrobu drążonego jak i na jego końcu.

3.7. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego na końcu wsadu rurowego o dowolnej długości

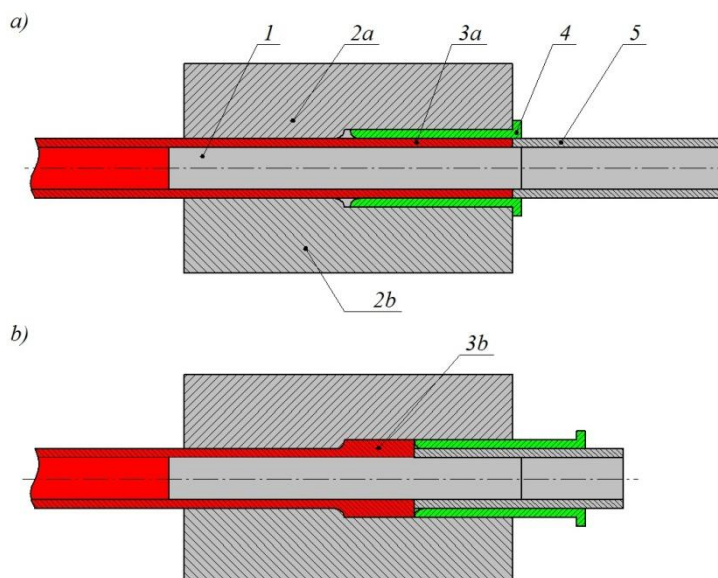


Rys. 3.7. Schemat procesu wyciskania zewnętrznego i wewnętrznego kołnierza w środkowej części wyrobu drążonego: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2a – wewnętrzna tuleja ruchoma, 2b – zewnętrzna tuleja ruchoma, 3a – wsad, 3b – odkuwka, 4 – pojemnik, 5 – trzpień, 6 – podstawa

3.7. Wyciskanie kołnierza zewnętrznego na końcu wsadu rurowego o dowolnej długości

Kołnierze zewnętrzne bardzo często wykonuje się w rurach o dużej długości. Wówczas niektóre metody plastycznego kształtowania kołnierzy okazują się nieefektywne np. wyciskanie współbieżne czy przeciwbieżne.

Przedstawione w poprzednich rozdziałach odmiany metody wyciskania z ruchomą tuleją dotyczą kształtowania kołnierzy z wsadów o małej długości tzn. kilkukrotnie większej od średnicy wsadu. Niemniej jednak istnieje możliwość implementacji procesu wyciskania z ruchomą tuleją do wytwarzania zewnętrznych kołnierzy na końcach rur o dowolnej długości. Schemat takiego procesu został przedstawiony na rys. 3.8. Do wnętrza rury 3a wprowadza się trzpień 1 po czym koniec rury zaciska się na trzpieniu za pomocą matryc dzielonych 2a i 2b. Na rurze umieszcza się tuleję ruchomą 4 oraz wprowadza się stempel 5. Dalsza realizacja procesu przebiega analogicznie do procesów wyciskania z ruchomą tuleją opisanych w poprzednich rozdziałach. Po zakończeniu procesu kształtowania kołnierza rozsuwa się matryce dzielone i usuwa trzpień z rury.



Rys. 3.8. Schemat procesu wyciskania zewnętrznego kołnierza na końcu wsadu rurowego o dowolnej długości: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – trzpień, 2a/2b – połówki matrycy dzielonej, 3a – wsad (rura o dowolnej długości), 3b – odkuwka, 4 – tuleja ruchoma, 5 – stempel

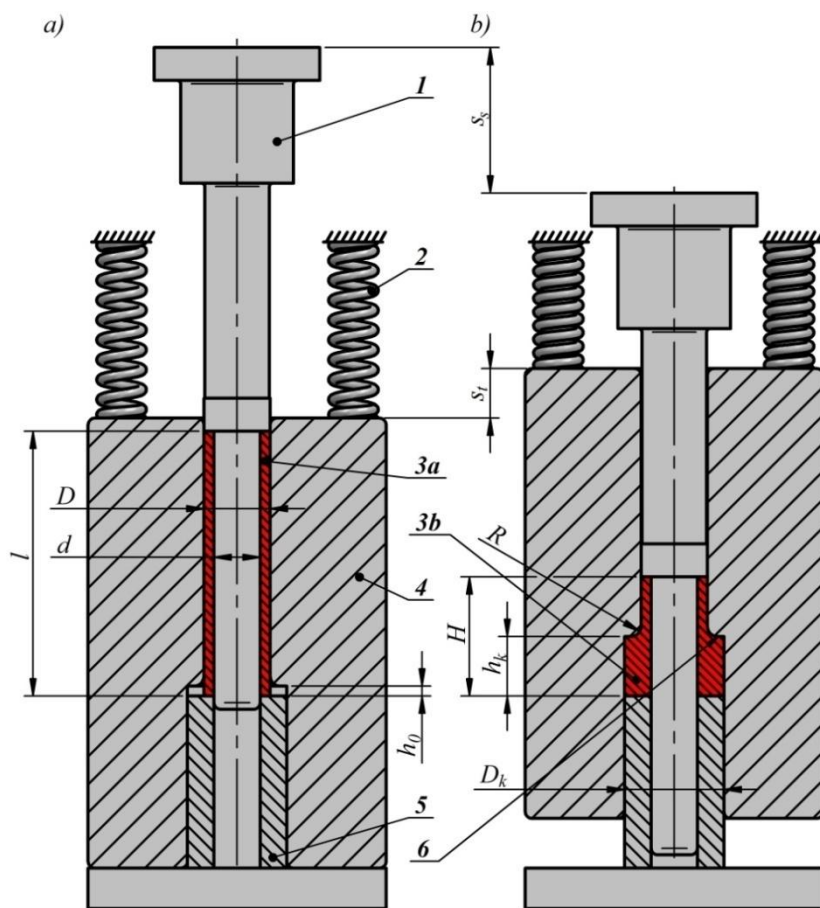
4. CHARAKTERYSTYKA ANALIZOWANEJ METODY WYCISKANIA KOŁNIERZY

Spośród przedstawionych w rozdziale 3 koncepcji dotyczących kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją do dalszej, szczegółowej analizy wytypowano metodę umożliwiającą wyciskanie kołnierzy zewnętrznych na końcu wyrobu drążonego. Uznano, że ma ona największy potencjał użytkowy, bowiem wyroby drążone z kołnierzami zewnętrznymi są bardzo często stosowane w budowie maszyn. W związku z tym za zasadne uznano podjęcie badań dotyczących technologii umożliwiającej kształtowanie tego typu kołnierzy.

Proces wyciskania z ruchomą tuleją może być realizowany według trzech wariantów różniących się sposobem napędzania tulei ruchomej. W pierwszym wariantcie tuleja ruchoma może wysuwać się pod wpływem działania siły generowanej przez maszynę, na której realizowany jest proces. Wówczas maszyna musi posiadać dwa niezależnie i przeciwbieżnie działające źródła siły napędzające oddzielnie stempel i tuleję ruchomą. Ponadto prędkość tulei ruchomej jest ściśle uzależniona od prędkości stempla oraz geometrii kołnierza w związku z czym maszyna musi zapewnić precyzyjne sterowanie ruchem obu źródeł siły. W wariantcie drugim tuleja ruchoma może wysuwać się samoczynnie pod wpływem siły nacisku odkształcanego materiału na czołową powierzchnię 6 tulei ruchomej (rys. 4.1). Wówczas ruch tulei rozpoczyna się w momencie, gdy składowa siły nacisku materiału na czołową powierzchnię tulei ruchomej, równoległa do osi wsadu jest większa od sił tarcia pomiędzy wsadem i tuleją ruchomą. W wariantcie trzecim tuleja ruchoma może wysuwać się samoczynnie pod wpływem siły nacisku odkształcanego materiału na czołową powierzchnię tulei ruchomej, podobnie jak w wariantcie drugim, ale dodatkowo jest dociskana za pomocą sprężyn 2. Wówczas ruch tulei rozpoczyna się w momencie, gdy składowa siły nacisku materiału na czołową powierzchnię tulei ruchomej równoległa do osi wsadu jest większa od sumy sił tarcia pomiędzy wsadem i tuleją ruchomą oraz siły dociskającej tuleję ruchomą przez sprężyny.

Spośród trzech możliwości napędzania tulei ruchomej do dalszych badań wytypowano wariant drugi oraz trzeci. Dzięki temu proces wyciskania z ruchomą tuleją można realizować na typowej prasie kuźniczej lub maszynie wytrzymałościowej. W związku z tym przeprowadzenie badań laboratoryjnych wiąże się z wykonaniem tylko przyrządu, bez konieczności budowania

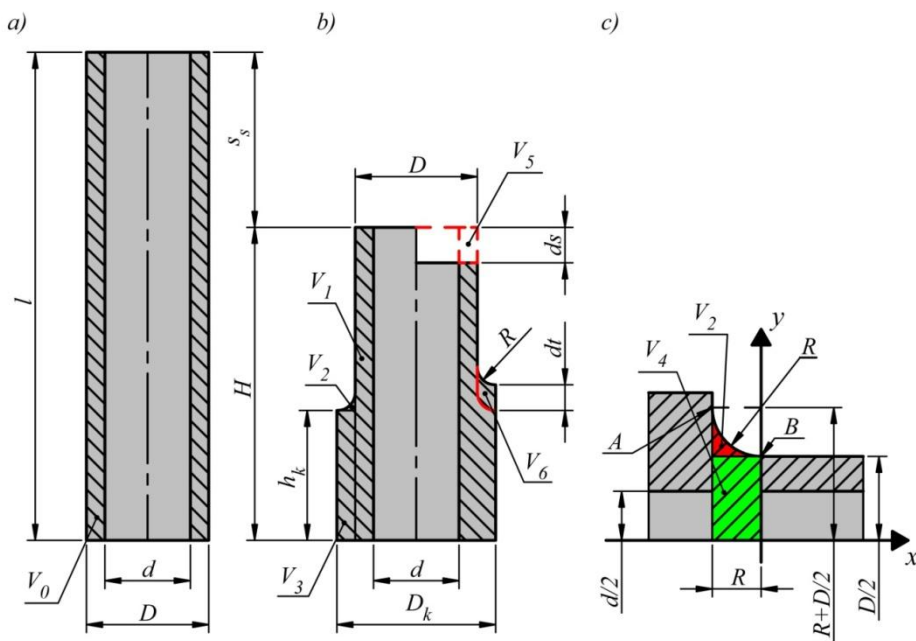
specjalistycznej maszyny wyposażonej w precyzyjny układ sterowania dwoma suwakami działającymi przeciwbieżnie. Ponadto ewentualne wdrożenie procesu wyciskania z ruchomą tuleją do zastosowań przemysłowych w wariancie drugim i trzecim jest szybsze i mniej kosztowne w stosunku do pierwszego wariantu napędzania tulei ruchomej.



Rys. 4.1. Schemat procesu kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją:
a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – sprężyna, 3a – wsad, 3b – odkuwka,
4 – tuleja ruchoma, 5 – tuleja nieruchoma, 6 – czołowa powierzchnia tulei ruchomej

Schemat procesu kształtowania kołnierzy zewnętrznych metodą wyciskania z ruchomą tuleją przedstawiono na rys. 4.1. Zgodnie z założeniem proces można przeprowadzić na typowej prasie kutej i przy wykorzystaniu tych samych narzędzi możliwa jest analiza dwóch wariantów napędzania tulei ruchomej: z dociskiem i bez docisku.

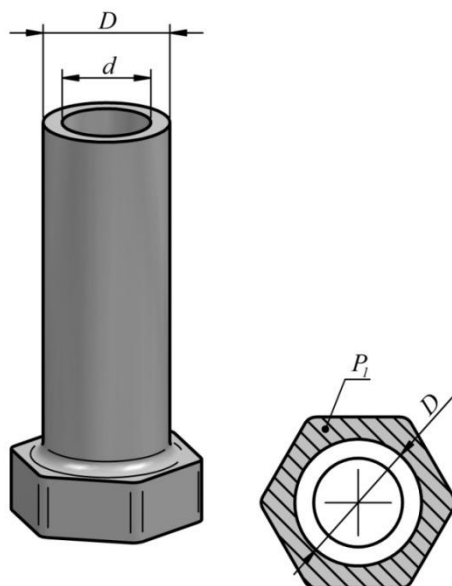
W zależności od kształtu przekroju poprzecznego wykoju tworzonego przez tuleję ruchomą, stempel i tuleję nieruchomą metoda wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia wykonanie kołnierzy o przekroju poprzecznym kołowym [23, 24, 87, 94] bądź niekołowym: np. kołnierz sześciokątny, z uzębieniem [22].



Rys. 4.2. Schemat procesu wyciskania z ruchomą tuleją użyty do wyprowadzenia podstawowych zależności charakteryzujących proces: a) wsad, b) wybrany etap procesu, c) fragment odkuwki z kołnierzem umiejscowiony w kartezjańskim układzie współrzędnych

Korzystając z zasady stałej objętości i zakładając, że ruch tulei ruchomej rozpoczyna się w momencie całkowitego wypełnienia materiałem wykoju zamkniętego o wysokości h_0 oraz przyjmując, że podczas wysuwania się tulei ruchomej materiał całkowicie wypełnia wykrój można wyznaczyć podstawowe zależności charakteryzujące proces wyciskania z ruchomą tuleją kołnierzy zewnętrznych.

Poniżej przedstawiono zależności charakteryzujące proces wyciskania kołnierza o przekroju poprzecznym kołowym i niekołowym (oznaczenia użyte w poniższych wzorach są zgodne z rys. 4.1÷4.3).



Rys. 4.3. Pole przekroju P_1 użyte we wzorach dla wyznaczenia przemieszczenia stempla i prędkości tulei ruchomej w przypadku wyciskania kołnierza o niekołowym przekroju poprzecznym

Przemieszczenie tulei ruchomej s_t dla wyciskania kołnierza o zakładanej wysokości h_k o przekroju poprzecznym kołowym i niekołowym określone jest zależnością:

$$s_t = h_k - h_0, \quad (4.1)$$

Prędkość tulei ruchomej v_t w funkcji wymiarów kołnierza i prędkości stempla v_s dla wyciskania kołnierza o przekroju poprzecznym kołowym i niekołowym można wyznaczyć korzystając z zasady stałej objętości. Zakładając, że w chwili czasu Δt stempel przemieści się o wartość ds , a tuleja ruchoma o wartość dt oraz porównując objętość V_5 i V_6 (rys. 4.2b) otrzymuje się:

$$V_5 = V_6, \quad (4.2)$$

$$V_5 = \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2) \cdot ds = \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2) \cdot v_s \cdot \Delta t, \quad (4.3)$$

$$V_6 = \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - D^2) \cdot dt = \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - D^2) \cdot v_t \cdot \Delta t. \quad (4.4)$$

Wstawiając zależności 4.3 i 4.4 do równania 4.2 otrzymuje się równie, opisujące prędkość tulei ruchomej, w postaci:

$$v_t = v_s \cdot \frac{D^2 - d^2}{D_k^2 - D^2}, \quad (4.5)$$

lub

$$v_t = v_s \cdot \frac{\frac{\pi}{4}(D^2 - d^2)}{P_1}. \quad (4.6)$$

W celu wykonania kołnierza o wysokości h_k należy realizować proces do momentu, w którym przemieszczenie stempla osiągnie wartość s_s . Wartość tą można wyznaczyć porównując objętość wsadu z objętością odkuwki (rys. 4.2a i b):

$$V_0 = V_1 + V_2 + V_3. \quad (4.7)$$

Poszczególne składniki w równaniu 4.7 opisane są następującymi zależnościami:

$$V_0 = \frac{\pi}{4} \cdot l \cdot (D^2 - d^2), \quad (4.8)$$

$$V_1 = \frac{\pi}{4} \cdot (l - s_s) \cdot (D^2 - d^2), \quad (4.9)$$

$$V_3 = \frac{\pi}{4} \cdot h_k \cdot (D_k^2 - D^2). \quad (4.10)$$

W celu wyznaczenia objętości V_2 , występującej w równaniu 4.7 należy najpierw wyznaczyć objętość V_{24} , która opisana jest zależnością:

$$V_{24} = V_2 + V_4. \quad (4.11)$$

Objętość V_{24} jest objętością bryły obrotowej powstałej z obrotu łuku AB wokół osi x (rys. 4.2c) i wyrażona jest zależnością:

$$\begin{aligned} V_{24} &= \pi \cdot \int_{-R}^0 \left[\frac{D}{2} + R - \sqrt{R^2 - x^2} \right]^2 dx = \\ &= \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot R^3 - \frac{R^2 \cdot \left(\frac{D}{2} + R \right) \cdot \pi^2}{2} + \pi \cdot R \cdot \left(\frac{D}{2} + R \right)^2 \end{aligned} \quad (4.12)$$

Objętość V_4 jest objętością walca o promieniu $D/2$ i wysokości R i opisana jest równaniem:

$$V_4 = \pi \cdot \left(\frac{D}{2} \right)^2 \cdot R. \quad (4.13)$$

Wstawiając zależności 4.12 i 4.13 do równania 4.11, objętość V_2 można więc opisać wzorem:

$$V_2 = V_{24} - V_4, \quad (4.14)$$

$$V_2 = \left(\frac{D}{2} + R \right) \cdot R^2 \cdot \left(2\pi - \frac{\pi^2}{2} \right) - \frac{\pi R^3}{3}. \quad (4.15)$$

Na podstawie równań 4.7÷4.10 i 4.15 przemieszczenie stempla s_s konieczne do wykonania kołnierza o zakładanej wysokości h_k można opisać równaniem:

$$s_s = \frac{h_k \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - D^2) + \left(\frac{D}{2} + R \right) \cdot R^2 \cdot \left(2\pi - \frac{\pi^2}{2} \right) - \frac{\pi R^3}{3}}{\frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2)}, \quad (4.16)$$

lub

$$s_s = \frac{h_k \cdot P_1 + \left(\frac{D}{2} + R \right) \cdot R^2 \cdot \left(2\pi - \frac{\pi^2}{2} \right) - \frac{\pi R^3}{3}}{\frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2)}. \quad (4.17)$$

Całkowitą wysokość odkuwki H dla wyrobu z kołnierzem o zakładanej wysokości h_k (wykonanej z wsadu o długości l) można wyznaczyć z zależności:

$$H = l - s_s = l - \frac{h_k \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - D^2) + \left(\frac{D}{2} + R\right) \cdot R^2 \cdot \left(2\pi - \frac{\pi^2}{2}\right) - \frac{\pi R^3}{3}}{\frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2)}, \quad (4.18)$$

lub

$$H = l - s_s = l - \frac{h_k \cdot P_1 + \left(\frac{D}{2} + R\right) \cdot R^2 \cdot \left(2\pi - \frac{\pi^2}{2}\right) - \frac{\pi R^3}{3}}{\frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2)}. \quad (4.19)$$

5. BADANIA NA POTRZEBY SYMULACJI NUMERYCZNYCH

Istotną rolę w projektowaniu oraz wytwarzaniu części i maszyn stanowi oprogramowanie komputerowe wspomagające prace inżynierów i naukowców. Wykorzystując narzędzia i systemy zaliczane do szeroko rozumianej klasy rozwiązań CAx możliwe jest zarządzanie cyklem życia produktu niemalże na każdym etapie jego powstawania. Różnorodność zastosowań narzędzi zaliczanych do klasy CAx jest na tyle duża, że istniejące programy komercyjne dedykowane są do wspomagania prac w ściśle określonym zakresie.

W przypadku projektowania technologii wykonania części metodą obróbki plastycznej szczególnie ważną rolę odgrywają programy umożliwiające wykonanie symulacji numerycznych analizowanego procesu kształtowania. W tym zakresie najczęściej wykorzystywaną metodą obliczeniową i obecnie jedną z najdokładniejszych jest metoda elementów skończonych (MES). Metoda ta wykorzystywana jest niemalże we wszystkich pakietach obliczeniowych dedykowanych do obliczeń z zakresu obróbki plastycznej (m.in. Deform-3D, Simufact.Forming, Forge NxT).

Dokładność obliczeń bazujących na MES w dużym stopniu zależy od dokładności opisu modelu, warunków początkowych i brzegowych symulacji. Dąży się do tego, aby model numeryczny był jak najbardziej zbliżony do procesu rzeczywistego. W przypadku symulacji z zakresu obróbki plastycznej bardzo ważnymi parametrami wpływającymi na dokładność obliczeń są: krzywa płynięcia odkształcanego materiału opisująca zależność wartości naprężenia uplastyczniającego w funkcji odkształcenia, warunki kontaktu pomiędzy narzędziami i wsadem, kinematyka ruchu narzędzia lub narzędzi oraz sposób dyskretyzacji wsadu.

W celu uzyskania jak najlepszych wyników obliczeń numerycznych wykonano badania własne, w których wyznaczono:

- współczynniki sprężystości sprężyn, mających wpływ na kinematykę ruchu tulei ruchomej,
- krzywą płynięcia dla stopu aluminium EN AW-6060, który wykorzystano w zasadniczej części badań doświadczalnych,
- czynnik i współczynnik tarcia opisujący warunki kontaktu pomiędzy stopem aluminium, a stalą narzędziową.

Metodykę badawczą oraz wyniki poszczególnych badań przedstawiono w dalszej części pracy w podrozdziałach 5.1÷5.3.

5.1. Wyznaczanie współczynnika sprężystości sprężyn

Metodyka badawcza

Wyznaczanie współczynnika sprężystości sprężyn wykorzystanych w przyrządzie do wyciskania kołnierzy przeprowadzone zostało w oparciu o próbę ściskania, podczas której rejestrowano przebieg siły w funkcji ugięcia sprężyn. Badania zostały przeprowadzone na dwukolumnowej, stołowej maszynie wytrzymałościowej Instron 3369 (rys. 5.1). Do głównych części składowych elektromechanicznego systemu pomiarowego Instron należą [95]:

- rama z wbudowanym sterownikiem,
- głowica pomiarowa siły, zamontowana na belce pomiarowej,
- uchwyty do porób rozciągania lub ściskania,
- system komputerowy z oprogramowaniem Instron Bluehill.

Podstawowe dane techniczne maszyny przedstawiono w tabeli 5.1.



Rys. 5.1. Maszyna wytrzymałościowa Instron 3369

Tabela 5.1. Dane techniczne maszyny wytrzymałościowej Instron 3369

Maksymalne obciążenie	50 kN
Maksymalna prędkość belki pomiarowej	500 mm/min
Minimalna prędkość belki pomiarowej	0,005 mm/min
Maksymalne obciążenie przy maksymalnej prędkości	25 kN
Maksymalna prędkość przy maksymalnym obciążeniu	250 mm/min
Wymiary	1582 x 756 x 707 mm
Masa	141 kg

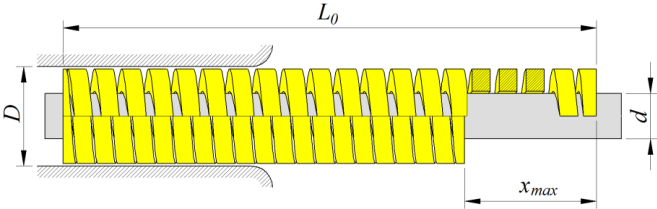
Badane sprężyny (rys. 5.2) są sprężynami do tłoczników, przystosowanymi do przenoszenia bardzo wysokich obciążeń. Wykonane są z drutu (ze stali chromowej) o przekroju quasi prostokątnym. Końce szlifowane są na płasko, prostopadle do osi sprężyny. Podstawowe dane sprężyn zostały przedstawione w tabeli 5.2.

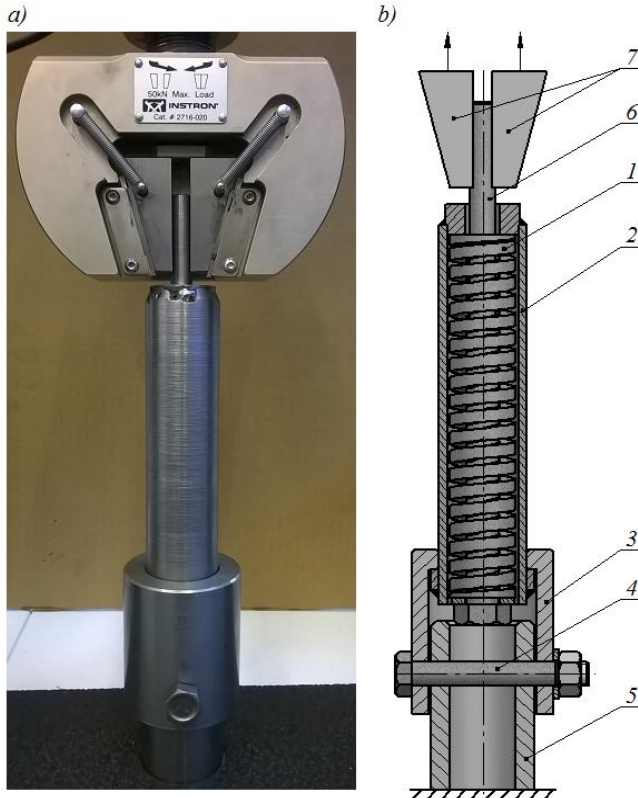


Rys. 5.2. Sprężyny wykorzystane w badaniach doświadczalnych

Ściskanie sprężyn na maszynie wytrzymałościowej zrealizowane zostało przy wykorzystaniu oprzyrządowania przedstawionego na rys. 5.3. Sprężynę 1 umieszczono wewnątrz tulei prowadzącej 2, która poprzez tuleję redukcyjną 3 i sworzeń 4 przymocowana jest do nieruchomego uchwytu 5 maszyny wytrzymałościowej. Trzpień 6 umieszczony wewnątrz sprężyny zamocowany jest w szczękach 7 maszyny wytrzymałościowej, dzięki czemu możliwe jest ściskanie sprężyn.

Tabela 5.2. Podstawowe dane techniczne sprężyn

			
średnica otworu	średnica trzpienia	długość swobodna	maksymalne ugięcie
D [mm]	d [mm]	L_0 [mm]	x_{max} [mm]
32	16	178	44



Rys. 5.3. Schemat oprzyrządowania do ściskania sprężyn: a) widok rzeczywisty, b) model CAD;
 1 – sprężyna, 2 – tuleja prowadząca, 3 – tuleja redukcyjna, 4 – sworzeń, 5 – uchwyt maszyny
 wytrzymałościowej, 6 – trzpień, 7 – szczęki

Badania przeprowadzone zostały dla każdej z dwunastu sprężyn, wykonując po 10 pomiarów dla każdej sprężyny. Prędkość z jaką ściskano sprężyny wynosiła 36,9 mm/min, natomiast ugięcie sprężyn wynosiło 35 mm. Założono, że pomiar będzie odbywał się z napięciem wstępnym redukującym luz, tzn. wartość ugięcia sprężyn będzie mierzona od momentu, w którym zostanie uzyskane obciążenie 100 N.

Dodatkowo jedną ze sprężyn poddano próbom ściskania z prędkościami wynoszącymi: 23,1 mm/min, 16,3 mm/min, 12,3 mm/min, 9,7 mm/min, 7,9 mm/min, wykonując po 3 pomiary dla każdej prędkości. Prędkości te odpowiadają prędkościom z jakimi sprężyny ściskane są podczas pracy w przyrządzie do wyciskania kołnierzy przy różnych warunkach procesu. Wyznaczono je na podstawie wzoru 4.5, zakładając prędkość stempla 50 mm/min, średnice kołnierza: 26 mm, 29 mm, 32 mm, 35 mm, 38 mm i 41 mm oraz średnice wsadu $\varnothing 14 \times \varnothing 20$ mm.

Wyniki badań i ich analiza

W wyniku przeprowadzonych badań doświadczalnych, dotyczących wyznaczania współczynnika sprężystości k sprężyn, uzyskano n -elementowe zbiory punktów pomiarowych x_i oraz F_i będących odpowiednio wartościami ugięcia sprężyny pod wpływem przyłożonej siły. W celu wyznaczenia współczynnika sprężystości sprężyn dla każdego zbioru punktów doświadczalnych wyznaczono równania prostych regresji, których współczynniki kierunkowe są współczynnikami sprężystości sprężyn. Równania prostych wyznaczono stosując metodę najmniejszych kwadratów. Metoda polega na poszukiwaniu równania prostej o takich parametrach (współczynnikach a i b), by suma kwadratów Φ różnic wartości eksperymentalnych F_i i obliczonych z równania prostej $ax_i + b$ była jak najmniejsza, co można wyrazić zależnością [100]:

$$\Phi(a,b) = \sum_{i=1}^n [F_i - (ax_i + b)]^2 \Rightarrow \min. \quad (5.1)$$

W celu wyznaczenia minimum funkcji Φ stosuje się warunek konieczny dla istnienia ekstremum funkcji dwu zmiennych parametrów a i b :

$$\begin{cases} \frac{\partial \Phi(a,b)}{\partial a} = 0 \\ \frac{\partial \Phi(a,b)}{\partial b} = 0 \end{cases} \quad (5.2)$$

Po wyznaczeniu pochodnych cząstkowych z układu równań 5.2 otrzymuje się układ równań:

$$\begin{cases} a \sum_{i=1}^n x_i^2 + b \sum_{i=1}^n x_i = \sum_{i=1}^n x_i F_i \\ a \sum_{i=1}^n x_i + b n = \sum_{i=1}^n F_i \end{cases} \quad (5.3)$$

Rozwiązaniem układu równań 5.3 są współczynniki a i b prostych regresji:

$$\begin{cases} a = \frac{n \sum_{i=1}^n x_i F_i - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right) \left(\sum_{i=1}^n F_i \right)}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} \\ b = \frac{\left(\sum_{i=1}^n x_i^2 \right) \left(\sum_{i=1}^n F_i \right) - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right) \left(\sum_{i=1}^n x_i F_i \right)}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} \end{cases} \quad (5.4)$$

Poniżej przedstawiono przykład wyznaczania równania prostej regresji dla jednego z pomiarów, natomiast dla pozostałych zaprezentowane zostaną jedynie wyniki końcowe. W wyniku pomiaru uzyskano: $n=571$ punktów pomiarowych. Na ich podstawie wyznaczono poszczególne człony występujące w równaniach 5.4 i wyznaczono współczynniki a i b prostych regresji:

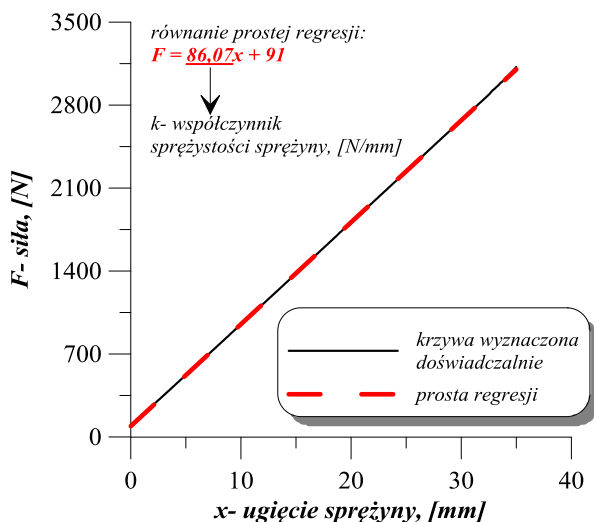
$$a = \frac{576 \cdot 21062207 - 10008,8 \cdot 913461,4}{576 \cdot 234117,51 - 100176878,14} = 86,07$$

$$b = \frac{234117,5 \cdot 913461,4 - 10008,8 \cdot 21062207}{576 \cdot 234117,5 - 100176878,1} = 91,00$$

Poszukiwane równanie prostej ma zatem postać:

$$F = 86,07x + 91 \quad (5.5)$$

W celu zobrazowania powyższych obliczeń na rysunku 5.4 przedstawiono wykresy: siły w funkcji ugięcia sprężyny wyznaczony doświadczalnie oraz wykres prostej regresji.



Rys. 5.4. Wykres siły w funkcji ugięcia sprężyny

Wartości współczynników sprężystości sprężyn dla poszczególnych pomiarów zestawiono w tabeli 5.3.

Tabela 5.3. Współczynniki sprężystości sprężyn

$v=36,9$ [mm/min]							
nr pomiaru	k [N/mm]	nr pomiaru	k [N/mm]	nr pomiaru	k [N/mm]	nr pomiaru	k [N/mm]
1.1	86,99	2.1	87,28	3.1	86,91	4.1	86,82
1.2	87,28	2.2	86,74	3.2	87,04	4.2	86,79
1.3	87,09	2.3	86,47	3.3	87,07	4.3	86,79
1.4	86,95	2.4	86,49	3.4	87,01	4.4	86,81
1.5	86,93	2.5	86,55	3.5	87,03	4.5	86,84
1.6	86,76	2.6	86,52	3.6	87,05	4.6	86,82
1.7	86,71	2.7	86,54	3.7	87,16	4.7	86,88
1.8	86,76	2.8	86,45	3.8	87,23	4.8	86,96
1.9	86,83	2.9	86,45	3.9	87,20	4.9	87,12
1.10	86,67	2.10	86,26	3.10	87,17	4.10	86,96

c.d. Tabeli 5.3

<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>
5.1	85,00	6.1	87,27	7.1	85,78	8.1	88,50
5.2	85,02	6.2	87,25	7.2	85,80	8.2	88,52
5.3	84,93	6.3	87,24	7.3	85,77	8.3	88,48
5.4	84,87	6.4	87,13	7.4	85,86	8.4	88,56
5.5	84,76	6.5	87,11	7.5	85,77	8.5	88,58
5.6	84,75	6.6	87,13	7.6	85,77	8.6	88,70
5.7	84,71	6.7	87,15	7.7	85,77	8.7	88,76
5.8	84,68	6.8	87,16	7.8	85,78	8.8	88,85
5.9	84,65	6.9	87,23	7.9	85,78	8.9	89,03
5.10	84,70	6.10	87,26	7.10	85,79	8.10	89,17
<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>
9.1	86,09	10.1	87,92	11.1	87,22	12.1	86,01
9.2	86,03	10.2	87,68	11.2	86,77	12.2	85,67
9.3	86,06	10.3	87,51	11.3	86,25	12.3	85,64
9.4	86,07	10.4	87,37	11.4	86,25	12.4	85,64
9.5	86,00	10.5	87,30	11.5	86,27	12.5	85,64
9.6	86,05	10.6	87,33	11.6	86,37	12.6	85,65
9.7	85,97	10.7	87,23	11.7	86,59	12.7	85,67
9.8	86,03	10.8	87,30	11.8	86,82	12.8	85,68
9.9	86,08	10.9	87,29	11.9	86,96	12.9	85,71
9.10	85,98	10.10	87,32	11.10	87,11	12.10	86,14
v=23,1 [mm/min]		v=16,3 [mm/min]		v=12,3 [mm/min]		v=9,7 [mm/min]	
<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>	<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>
1.1	87,15	1.1	87,13	1.1	87,04	1.1	87,02
1.2	87,27	1.2	87,07	1.2	87,01	1.2	87,05
1.3	87,23	1.3	87,11	1.3	87,05	1.3	87,06
v=7,9 [mm/min]							
<i>nr pomiaru</i>	<i>k [N/mm]</i>						
1.1	86,67						
1.2	86,83						
1.3	87,02						

W celu sprawdzenia, czy wyznaczone współczynniki sprężystości sprężyn nie są obciążone błędem grubym zastosowano jeden z testów statystycznych – test Q-Dixona, który można stosować dla licznosci zbioru 3–10 [27, 39].

W celu przeprowadzenia testu wartości współczynnika sprężystości dla sprężyn uszeregowano w ciąg niemalejący ($k_1 \leq k_2 \leq \dots \leq k_{n-1} \leq k_n$). Następnie obliczono wartość rozstępu:

$$R = k_n - k_1, \quad (5.6)$$

oraz wartości parametrów:

$$Q_1 = \frac{k_2 - k_1}{R}, \quad (5.7)$$

$$Q_n = \frac{k_n - k_{n-1}}{R}. \quad (5.8)$$

Otrzymane na podstawie wzoru 5.7 i 5.8 wartości parametrów Q_1 i Q_n porównano z wartością krytyczną Q_{kr} , przyjmując poziom istotności $\alpha=0,05$ (tabela 5.4).

Tabela 5.4. Wartości krytyczne parametru Q_{kr} testu Q-Dixona dla poziomu istotności $\alpha=0,05$ [27]

Poziom istotności; $\alpha=0,05$								
Liczność zbioru	3	4	5	6	7	8	9	10
Q_{kr}	0,941	0,765	0,642	0,560	0,507	0,468	0,437	0,412

Jeżeli obliczony parametr Q_1 lub Q_n był większy od wartości krytycznej Q_{kr} , to odrzucano pomiar odpowiednio k_1 lub k_n , jako obciążony błędem grubym.

Poniżej przedstawiono przykład obliczeniowy dla sprężyny nr 2 (pomiarów 2.1–2.10 z tabeli 5.3). Współczynniki sprężystości uporządkowane w ciąg niemalejący przedstawiono w tabeli 5.5.

Tabela 5.5. Współczynniki sprężystości dla pomiarów 2.1–2.10 z tabeli 5.3 uporządkowane w ciąg niemalejący

k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	k_6	k_7	k_8	k_9	k_{10}
86,26	86,45	86,45	86,47	86,49	86,52	86,54	86,55	86,74	87,28

Korzystając z zależności 5.6÷5.8 obliczono wartości rozstępu i parametrów:

$$R = 1,02,$$

$$Q_1 = 0,186,$$

$$Q_{10} = 0,529.$$

Dla liczności zbioru $n=10$ wartość krytyczna parametru $Q_{kr}=0,412$ (tabela 5.4). Ponieważ $Q_{10} > Q_{kr}$ wartość współczynnika sprężystości k_{10} odrzucono jako obarczoną błędem grubym.

Po przeprowadzeniu testu Q-Dixona dla pomiarów zestawionych w tabeli 5.3 odrzucono 3 pomiary: 2.1, 4.9 i 7.4. Dla pozostałych pomiarów jako wartość reprezentującą całą serię przyjęto średnią arytmetyczną, której wartości dla poszczególnych sprężyn zestawiono w tabeli 5.6.

Z uwagi na fakt, że wartości współczynnika sprężystości sprężyn dla badanych sześciu prędkości są zbliżone, założono że w zakresie prędkości z jakimi będą pracować sprężyny w przyrządzie do wyciskania kołnierzy stała sprężyn nie ulega zmianie. W związku z tym w symulacjach numerycznych wykorzystane będą współczynniki sprężystości sprężyn wyznaczone przy prędkości 36,9 mm/min, zgodnie z wartościami przedstawionymi w tabeli 5.6.

Tabela 5.6. Wartości średniej arytmetycznej współczynnika sprężystości dla poszczególnych sprężyn

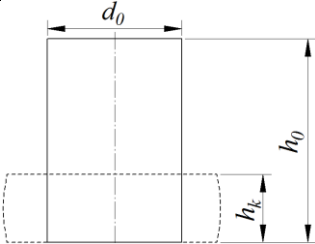
nr sprężyny	prędkość ściskania sprężyny, v [mm/min]					
	36,9	23,1	16,3	12,3	9,7	7,9
	współczynnik sprężystości sprężyny, k [N/mm]					
1	86,90	87,22	87,10	87,03	87,04	86,84
2	86,50					
3	87,09					
4	86,85					
5	84,81					
6	87,19					
7	85,78					
8	88,72					
9	86,04					
10	87,43					
11	86,66					
12	85,75					

5.2. Wyznaczanie krzywej płynięcia stopu aluminium EN AW-6060

Metodyka badawcza

Krzywe płynięcia stopu aluminium EN AW-6060 wyznaczono w próbie ściskania próbek walcowych o stosunku wysokości do średnicy $h_0 / d_0 = 1,5$ (rys. 5.5). Podstawowe wymiary próbek przedstawiono w tabeli 5.7.

Tabela 5.7. Wymiary próbek wykorzystanych do wyznaczania krzywej płynięcia

				
nr próbki	d_0 , [mm]	h_0 , [mm]	h_k , [mm]	V , [mm/min]
1–3	8	12	4	500
4–6				50
7–9				5



Rys. 5.5. Próbkki wykorzystane do wyznaczenia krzywej płynięcia stopu aluminium EN AW-6060

Badania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Instron 3369 (rys. 5.1). Założono, że próba ściskania przeprowadzona zostanie na zimno (w temperaturze otoczenia), z trzema różnymi prędkościami odkształcania wynoszącymi $V = 500, 50$ i 5 mm/min . Przy każdej prędkości spęczono po 3 próbki, do wysokości końcowej wynoszącej $1/3$ wysokości początkowej. Przed próbą ściskania próbki zostały poddane procesowi wyżarzania w temperaturze

415°C. W celu zminimalizowania sił tarcia pomiędzy próbką, a kowadłami płaskimi czołowe powierzchnie próbek smarowano smarem z dwusiarczkiem molibdenu. Dzięki temu zminimalizowano powstawanie charakterystycznej "beczki" na odkształconych próbkach.

W trakcie pomiaru rejestrowano przebieg siły w funkcji przemieszczenia kowadła z częstotliwością 50 Hz.

Wyniki badań i ich analiza

Na podstawie wykonanych pomiarów dla każdego punktu pomiarowego wyznaczono wartości naprężeń uplastyczniających i odpowiadających im wartości odkształceń z zależności:

$$\varphi = \ln \frac{h_0}{h_i}, \quad (5.9)$$

$$\sigma_p = \frac{4 \cdot F_i \cdot h_i}{\pi \cdot d_0^2 \cdot h_0}, \quad (5.10)$$

gdzie:

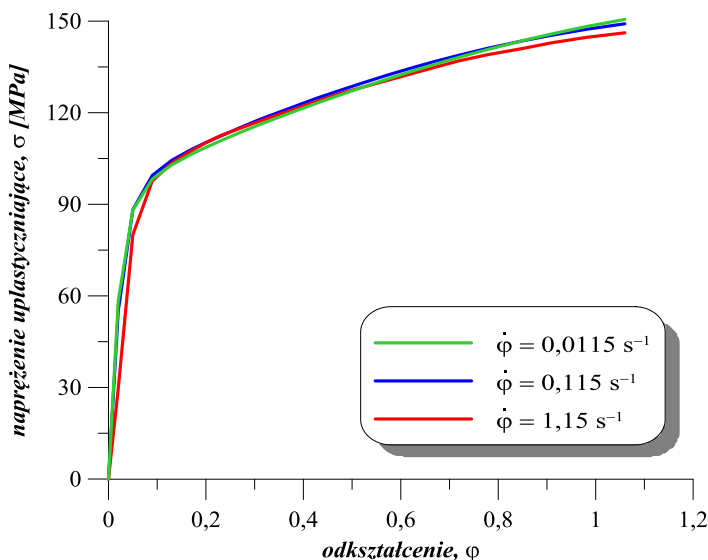
h_0, d_0 – początkowa wysokość i średnica próbki,

h_i, F_i – chwilowa wysokość próbki i odpowiadająca jej chwilowa siła spęczająca.

Zastosowanie stałej prędkości odkształcania powoduje, że prędkość odkształcania jest zmienna i zależna od chwilowej wysokości próbki h_i . Zatem, za prędkość odkształcania reprezentującą pomiar przy danej prędkości odkształcania przyjęto wartość średniej arytmetycznej, wyznaczonej według wzoru:

$$\dot{\varphi} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{V}{h_i}. \quad (5.11)$$

Wyniki pomiarów i obliczeń przedstawiono na rys. 5.6 przedstawiającym wykresy naprężeń uplastyczniających w funkcji odkształcenia, dla trzech różnych prędkości odkształcania. Wartości naprężeń uplastyczniających z trzech prób zrealizowanych przy poszczególnych prędkościach odkształcania zostały uśrednione.



Rys. 5.6. Krzywe płynięcia dla stopu aluminium EN AW-6060 - wyniki doświadczalne

Wyznaczone w sposób doświadczalny krzywe płynięcia dla stopu aluminium EN AW-6060 opisano równaniem konstytutywnym w postaci:

$$\sigma_p = c \cdot \varphi^n \cdot \dot{\varphi}^m \quad (5.12)$$

W celu wyznaczenia współczynników: c , n , m powyższego równania zdefiniowano funkcję celu opisaną równaniem:

$$\Phi_\sigma = \sum_{i=1}^n [(\sigma_{0,0115i} - \sigma_{pi})^2 + (\sigma_{0,115i} - \sigma_{pi})^2 + (\sigma_{1,15i} - \sigma_{pi})^2] \Rightarrow \min \quad (5.13)$$

gdzie: $\sigma_{0,0115i}$, $\sigma_{0,115i}$, $\sigma_{1,15i}$ – wartości naprężenia uplastyczniającego wyznaczonego doświadczalnie dla prędkości odkształcenia 0,0115, 0,115, 1,15 s⁻¹ (dla wartości odkształcenia w i -tym punkcie pomiarowym),

σ_{pi} – wartości naprężenia uplastyczniającego wyznaczonego z wzoru 5.12 (dla wartości odkształcenia w i -tym punkcie pomiarowym).

Minimum funkcji celu Φ_σ wyznaczono dzięki zastosowaniu metody optymalizacji Generalized Reduced Gradient zaimplementowanej w programie Microsoft Excel. W wyniku obliczeń uzyskano następujące współczynniki:

$$c = 146,5,$$

$$n = 0,2,$$

$$m = -0,003,$$

Otrzymano zatem następującą postać równania 5.12:

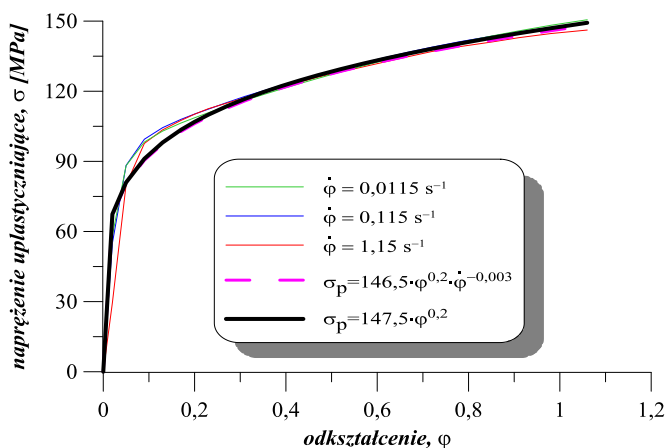
$$\sigma_p = 146,5 \cdot \varphi^{0,2} \cdot \dot{\varphi}^{-0,003}. \quad (5.14)$$

Współczynnik m wyrażający czułość materiału na prędkość odkształcenia ma wartość bliską 0 co oznacza, że dla badanego materiału prędkość odkształcenia w rozpatrywanym zakresie prędkości spęczania ma niewielki wpływ na wartość naprężeń uplastyczniających (co jest widoczne na rys. 5.6). W związku z powyższym w celu uproszczenia równania konstytutywnego w sposób analogiczny wyznaczono drugie równanie, w którym wartość naprężeń uplastyczniających jest niezależna od prędkości odkształcenia:

$$\sigma_p = 147,5 \cdot \varphi^{0,2}. \quad (5.15)$$

Funkcja celu Φ_σ dla równania 5.15 jest większa tylko o 2% od funkcji celu Φ_σ dla równania 5.14. W związku z powyższym w dalszych obliczeniach do opisu krzywej płynięcia stopu aluminium EN AW-6060 wykorzystane zostanie równanie 5.15.

W celu zobrazowania przeprowadzonych obliczeń na rys. 5.7 zestawiono krzywe płynięcia wyznaczone doświadczalnie oraz z wzorów 5.14 (dla prędkości odkształcenia 1,15 s⁻¹) i 5.15.

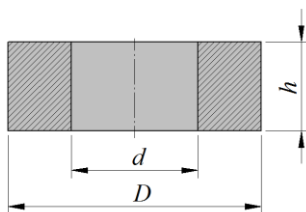


Rys. 5.7. Krzywe płynięcia wyznaczone doświadczalnie oraz z równań konstytutywnych

5.3. Badanie warunków tarcia

Metodyka badawcza

Badanie warunków tarcia dla pary trącej: stop aluminium EN AW-6060 i stal narzędziowa przeprowadzono metodą spęczania próbek pierścieniowych o wymiarach $D \times d \times h$: $\varnothing 20 \times \varnothing 10 \times 7$ mm (rys. 5.8), pomiędzy kowadłami płaskimi.



Rys. 5.8. Szkic próbek wykorzystanych do badania warunków tarcia

Próbki wykorzystane w badaniach zostały poddane procesowi wyżarzania w temperaturze 415°C . W trakcie prób spęczania pierścienie zostały spęcone do około połowy wysokości początkowej. W trakcie badań stosowano różne środki smarne, spęczając po trzy próbki dla każdego smaru. Jako środki zmniejszające tarcie wykorzystano typowe smary wykorzystywane w procesach przeróbki plastycznej:

- lój z grafitem,
- smar z dwusiarczkiem molibdenu,
- azotek boru w aerozolu - HeBoCoat 21E.

Dodatkowo trzy próbki spęczono bez żadnego środka smarnego.

Wartość czynnika i współczynnika tarcia wyznaczono poprzez porównanie i dopasowanie wymiarów próbek uzyskanych w doświadczeniu z wymiarami próbek uzyskanych w symulacjach numerycznych bazujących na metodzie elementów skończonych.

Wyniki badań i ich analiza

Próbki pierścieniowe po spęczeniu zostały przedstawione na rys. 5.9, natomiast ich wymiary przedstawiono na rys. 5.10. Ze względu na fakt, że próbki po spęczeniu nie były idealnie osiowo-symetryczne ich średnicę wewnętrzną i zewnętrzną mierzono w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach, a wyniki uśredniano.



Rys. 5.9. *Próbki spęcone z różnymi środkami smarnymi: 1÷3 – bez smarowania, 4÷6 – smar z dwusiarczkiem molibdenu, 7÷9 – lój z grafitem, 10÷12 – HeBoCoat 21E*

W celu określenia czynnika i współczynnika tarcia najlepiej opisującego rzeczywiste warunki kontaktu badanej pary trącej przeprowadzono szereg symulacji numerycznych spęczania pierścienia. Obliczenia numeryczne przeprowadzono w programie Deform-3D. W symulacjach numerycznych zastosowano model tarcia stałego oraz model tarcia Coulomba. Krzywą płynięcia materiału wykorzystanego w obliczeniach opisano zależnością 5.15. Obliczenia przeprowadzono w dwóch etapach.

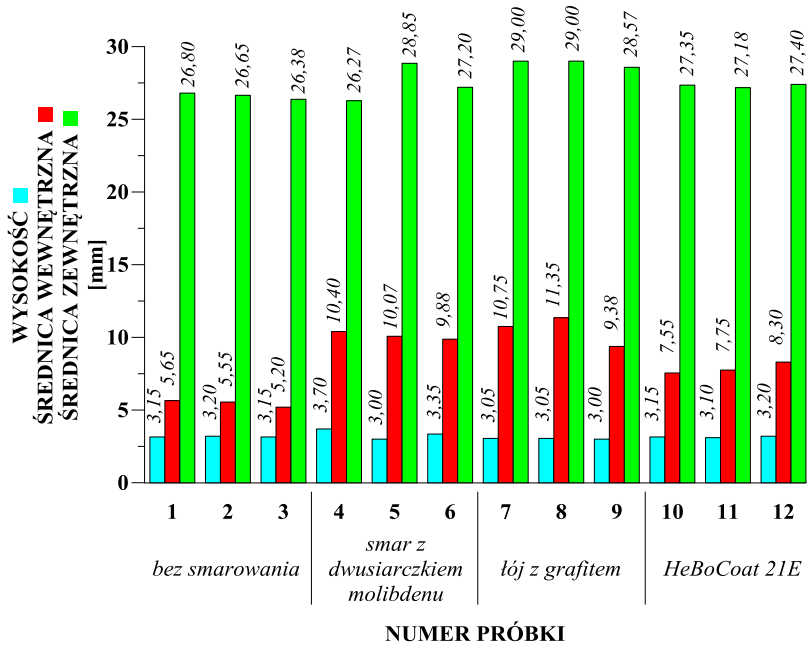
W pierwszym etapie symulacje z wykorzystaniem modelu tarcia stałego przeprowadzono dla czynników tarcia z zakresu $m=0,05\div 1$ zmieniając wartość czynnika tarcia co 0,05, natomiast symulacje z wykorzystaniem modelu tarcia Coulomba przeprowadzono dla współczynników tarcia z zakresu $\mu=0,05\div 0,5$ zmieniając wartość współczynnika tarcia również co 0,05. Za czynnik i współczynnik tarcia najlepiej odzwierciedlający warunki rzeczywiste przyjmowano wartość, przy której minimum osiągały zdefiniowane funkcje celu Φ_m i Φ_μ :

$$\Phi_m = \frac{|D_d - D_t|}{D_d} + \frac{|d_d - d_t|}{d_d} \Rightarrow \min \quad (5.16)$$

$$\Phi_\mu = \frac{|D_d - D_t|}{D_d} + \frac{|d_d - d_t|}{d_d} \Rightarrow \min \quad (5.17)$$

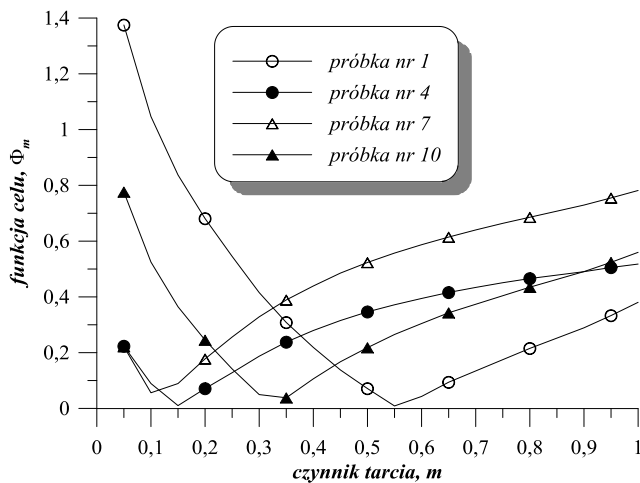
gdzie: D_d , d_d – średnica zewnętrzna/wewnętrzna pierścienia uzyskana w doświadczeniu,

D_b , d_t – średnica zewnętrzna/wewnętrzna pierścienia uzyskana w symulacji numerycznej.

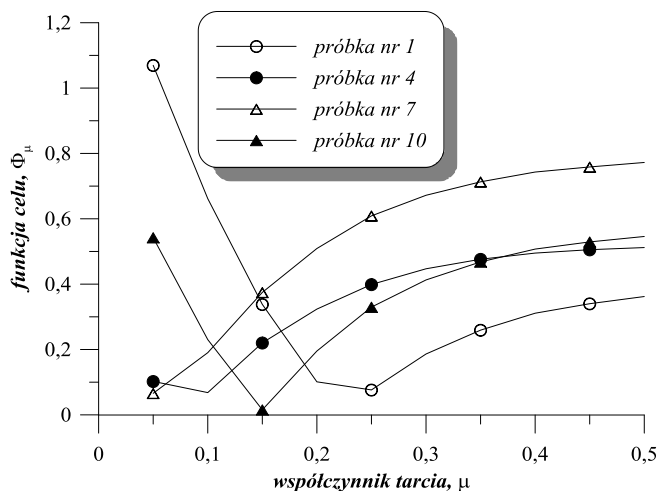


Rys. 5.10. Wymiary próbek pierścieniowych po spęczeniu

Wykresy funkcji Φ_m i Φ_μ w funkcji czynnika i współczynnika tarcia przedstawiono na rys. 5.11 i 5.12. W celu zwiększenia czytelności wykresów na rysunkach przedstawiono jedynie po jednej próbce dla danego środka smarnego.

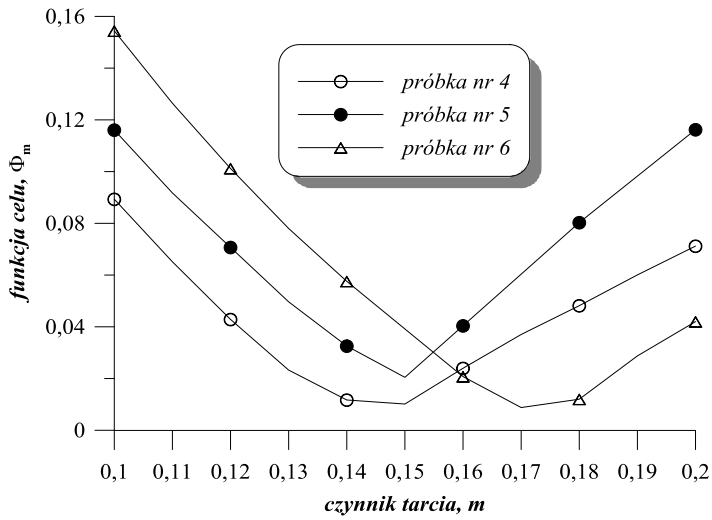


Rys. 5.11. Funkcja celu Φ_m w funkcji czynnika tarcia z zakresu $m=0,05 \div 1$

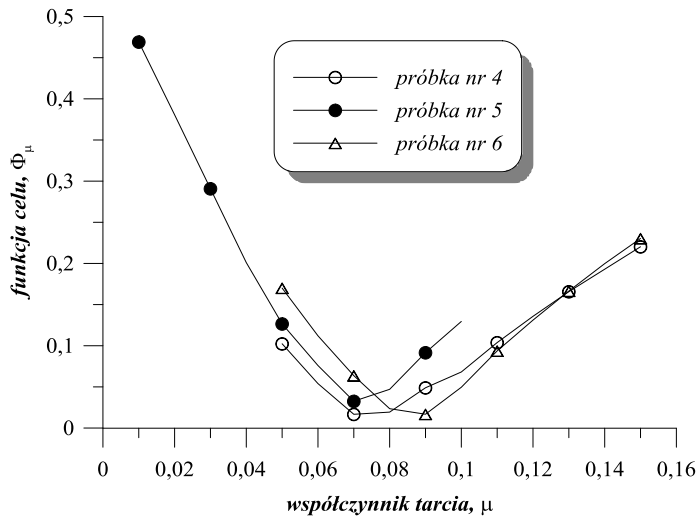


Rys. 5.12. Funkcja celu Φ_μ w funkcji współczynnika tarcia z zakresu $\mu=0,05\div0,5$

Na podstawie wyników obliczeń uzyskanych w etapie pierwszym stwierdzono, że dwa środki smarne, tzn. łój z grafitem oraz smar z dwusiarczkiem molibdenu charakteryzują się zbliżoną i najlepszą skutecznością. Mając na uwadze specyfikę badań doświadczalnych związanych z wyciskaniem kołnierzy (głównie dostęp do powierzchni wymagających smarowania) wytypowano smar z dwusiarczkiem molibdenu do zastosowania w dalszej części badań. W związku z powyższym, w drugim etapie obliczeń wykonano kolejne symulacje numeryczne mające na celu zwiększenie dokładności wyznaczenia czynnika i współczynnika tarcia dla smarowania smarem z dwusiarczkiem molibdenu. Obliczenia zrealizowano dla wartości czynników i współczynników tarcia zmieniających się co 0,01 w zakresie $\pm 0,05$ w stosunku do wartości czynników i współczynników tarcia wyznaczonych (dla poszczególnych próbek) w etapie pierwszym. Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 5.13 i 5.14.

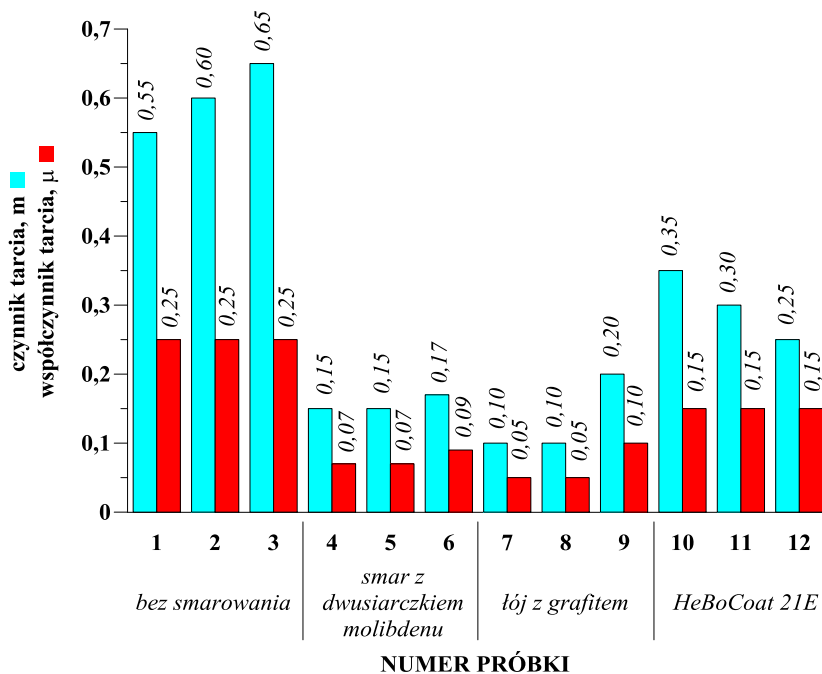


Rys. 5.13. Funkcja celu Φ_m w funkcji czynn timer tarcia z zakresu $m=0,1 \div 0,2$



Rys. 5.14. Funkcja celu Φ_μ w funkcji współczynn timer tarcia z zakresu $\mu=0,01 \div 0,15$

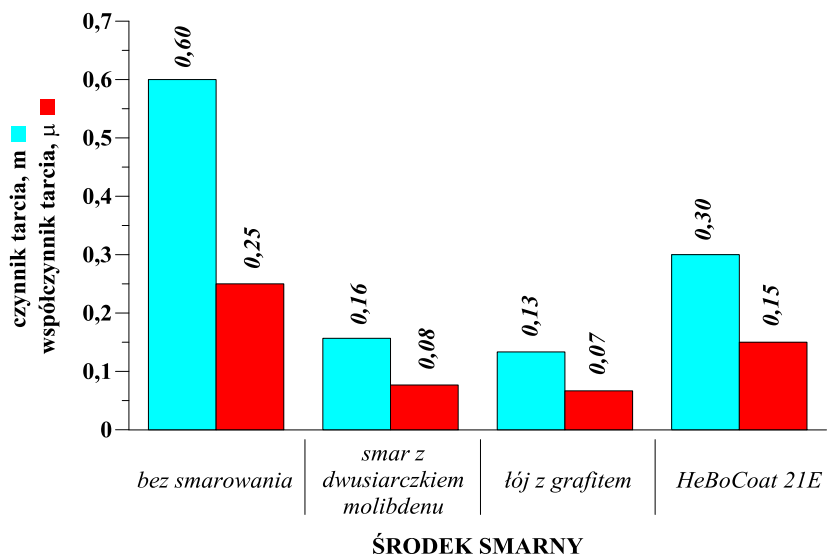
Wyznaczone wartości czynników i współczynników tarcia dla poszczególnych próbek przedstawiono na rys. 5.15.



Rys. 5.15. Wartości czynników i współczynników tarcia dla pierścieni spęczanych z różnymi środkami smarnymi

Za ostateczną wartość czynnika i współczynnika tarcia opisującą warunki kontaktu pomiędzy badanym stopem aluminium, a stalą narzędziową w zależności od rodzaju środka smarnego przyjęto wartość średniej arytmetycznej z poszczególnych grup pomiarów. Wyznaczone wartości czynników i współczynników tarcia przedstawiono na rys. 5.16. Widoczne jest, że skuteczność smaru z dwusiarczkiem molibdenu oraz łożu z grafitem jest zbliżona i najlepsza; wartości czynnika tarcia wynoszą $m=0,16$ i $m=0,13$, natomiast współczynnik tarcia wynosi $\mu=0,08$ i $\mu=0,07$.

Na podstawie wyników badań dotyczących warunków tarcia dla pary trącej stop aluminium – stal narzędziowa można stwierdzić, że w dalszych badaniach doświadczalnych jako środek smarny zostanie wykorzystany smar z dwusiarczkiem molibdenu. W związku z tym w symulacjach numerycznych wartość czynnika i współczynnika tarcia na powierzchniach smarowanych przyjmowana będzie odpowiednio na poziomie $m=0,16$ i $\mu=0,08$, natomiast na powierzchniach bez smarowania odpowiednio $m=0,60$ i $\mu=0,25$.



Rys. 5.16. Wartości czynników i współczynników tarcia dla pary trącej: stop aluminium – stal narzędziowa

6. ANALIZA PARAMETRÓW PROCESU WYCISKANIA Z RUCHOMĄ TULEJĄ

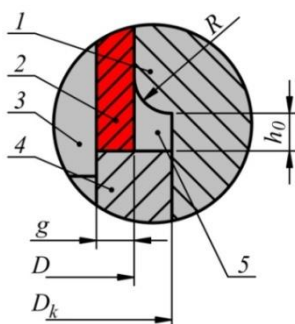
Proces kształtowania kołnierza zewnętrznego metodą wyciskania z ruchomą tuleją można podzielić na dwa etapy. Pierwszy etap dotyczy początkowej fazy procesu i trwa do momentu rozpoczęcia ruchu przez tuleję ruchomą, po czym rozpoczyna się drugi etap i trwa do końca procesu wyciskania kołnierza. W pierwszym etapie następuje wypełnianie materiałem wykroju zamkniętego o wysokości h_0 (rys. 4.1), a ponieważ tuleja ruchoma w tej fazie procesu pozostaje nieruchoma to kształtowanie kołnierza odbywa się poprzez wyciskanie promieniowe. W związku z tym, w ramach badań związanych z procesem wyciskania z ruchomą tuleją, przeprowadzono również analizę procesu wyciskania promieniowego. Analiza ta została ukierunkowana na określenie parametrów mających wpływ na przebieg procesu wyciskania z ruchomą tuleją.

6.1. Wyciskanie promieniowe

W pierwszej fazie procesu wyciskania z ruchomą tuleją, której początek przedstawiono na rys. 6.1 dochodzi do wyciskania promieniowego. W tej fazie materiał wsadu 2 zaczyna wypełniać wykrój zamknięty 5. Na tym etapie istotnymi parametrami procesu mającymi wpływ na jego przebieg są:

- promień zaokrąglenia tulei ruchomej R ,
- początkowe wysunięcie tulei ruchomej h_0 ,
- średnica wykroju D_k .

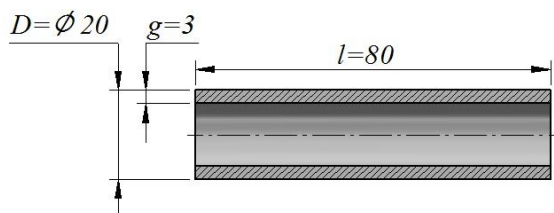
Promień zaokrąglenia tulei ruchomej oraz jej początkowe wysunięcie mają wpływ na możliwość wyboczenia ścianki wsadu, natomiast średnica wykroju wpływa na możliwość pęknięcia kołnierza, co ogranicza jego maksymalną średnicę możliwą do uzyskania podczas wyciskania promieniowego.



Rys. 6.1. Obszar wykroju na początku procesu wyciskania z ruchomą tuleją; 1 – tuleja ruchoma, 2 – wsad, 3 – stempel, 4 – tuleja nieruchoma, 5 – wykroj zamknięty (cały schemat przedstawiony jest na rys. 4.1)

Metodyka badawcza

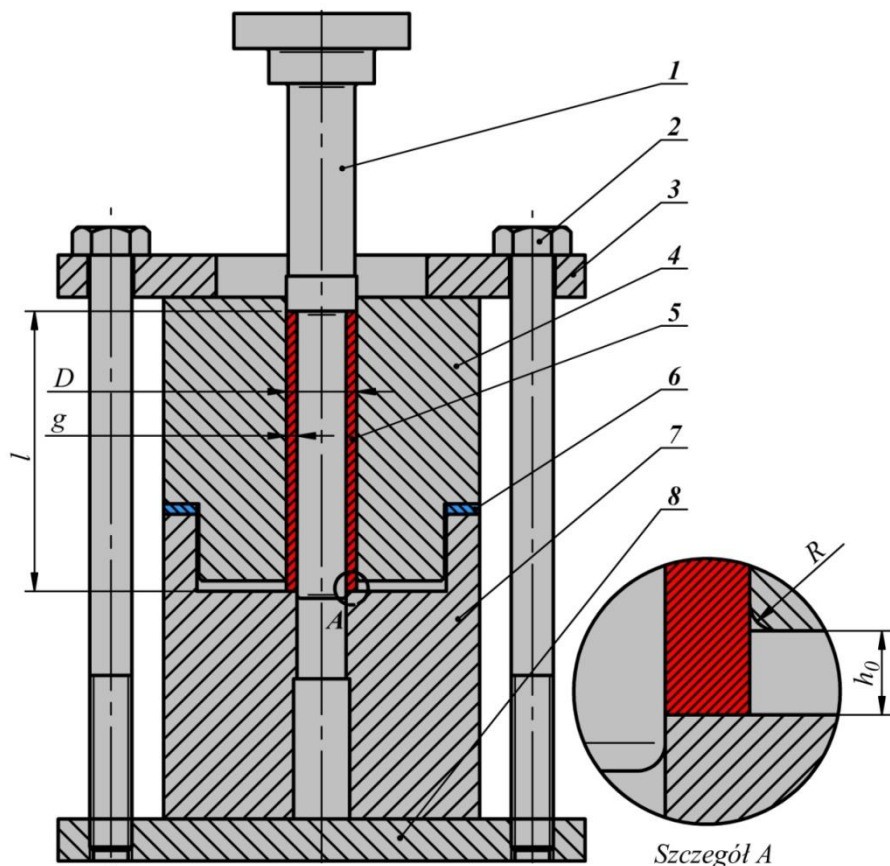
W badaniach wykorzystano próbki wykonane ze stopu aluminium EN AW-6060, których wymiary przedstawiono na rys. 6.2. Próbki zostały poddane procesowi wyżarzania w temperaturze 415°C. Badania przeprowadzono w warunkach kształtowania na zimno, w temperaturze otoczenia. Jako środek smarny zastosowano smar z dwusiarczkiem molibdenu.



Rys. 6.2. Wymiary próbek wykorzystanych w procesie wyciskania promieniowego

Schemat przyrządu wykorzystanego w badaniach doświadczalnych oraz w symulacjach numerycznych przedstawiono na rys. 6.3.

Badania dotyczące procesu wyciskania promieniowego przeprowadzone zostały w dwóch etapach. W pierwszym etapie dla dwóch różnych wartości promienia zaokrąglenia R pojemnika 4 wyznaczono wartości początkowego wysunięcia pojemnika h_0 , przy których nie dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu (rys. 6.3). Dla parametrów wyznaczonych w pierwszym etapie, przeprowadzono wyciskanie promieniowe kołnierzy, stanowiące drugi etap badań. Kołnierze wyciskano do momentu pojawienia się pierwszych pęknięć. Wyznaczono w ten sposób maksymalną średnicę kołnierza możliwą do uzyskania metodą wyciskania promieniowego.



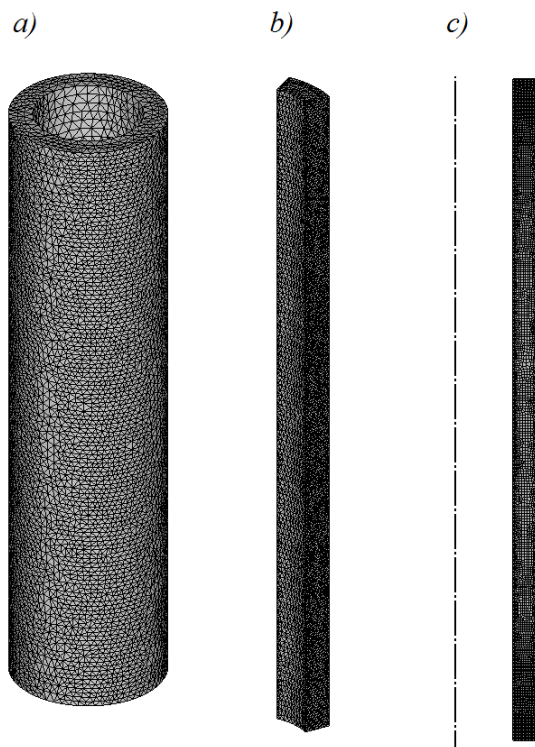
Rys. 6.3. Schemat przyrządu wykorzystanego do badań procesu wyciskania promieniowego;
 1 – stempel, 2 – śruba, 3 – płyta górna, 4 – pojemnik, 5 – wsad, 6 – podkładka dystansowa,
 7 – podstawa, 8 – płyta dolna

W badaniach wykorzystano dwa pojemniki 4, różniące się promieniem zaokrąglenia R (szczegół A na rys. 6.3) wynoszącym $R_1=1\text{ mm}$ oraz $R_2=3\text{ mm}$ ($R_1=1/3g$, $R_2=g$). Wartość początkowego wysunięcia h_0 pojemnika ustalano za pomocą podkładek dystansowych 6. Pojemniki oraz podstawę 7 wykonano w ten sposób, że grubość podkładki dystansowej odpowiada wartości wysunięcia h_0 pojemnika.

Obliczenia numeryczne procesu wykonano w programie Deform-2D/3D. Model materiałowy stopu aluminium EN AW-6060 opisano równaniem 5.15, natomiast warunki kontaktu pomiędzy wsadem a narzędziami opisano modelem tarcia stałego, przyjmując czynnik tarcia $m=0,16$. Prędkość stempla wynosiła 50 mm/min , a temperatura początkowa narzędzi i wsadu 20°C .

Obliczenia numeryczne dotyczące procesu wyciskania promieniowego przeprowadzono wg trzech różnych wariantów:

- w wariantcie pierwszym zamodelowano wsad/odkuwkę jako trójwymiarową bryłę, której dyskretyzację przeprowadzono elementami przestrzennymi, tetragonalnymi czterowęzłowymi (rys. 6.4a),
- w drugim wariantcie wsad/odkuwkę zamodelowano również elementami przestrzennymi, tetragonalnymi czterowęzłowymi z tym, że zamodelowano jedynie wycinek wsadu/odkuwki o kącie 36° (1/10 modelu), definiując dodatkowo jego płaszczyzny symetrii (rys. 6.4b),
- w wariantcie trzecim wsad/odkuwkę zamodelowano o kształcie przekroju wzdłużnego, a obliczenia wykonano przyjmując osiowosymetryczny stan odkształcenia (rys. 6.4c).



Rys. 6.4. Warianty modelowania wsadu w procesie wyciskania promieniowego: a) trójwymiarowy model całego wsadu, b) trójwymiarowy model wycinka wsadu, c) kształt wsadu użyty przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia

Zestaw narzędzi wykorzystanych w badaniach doświadczalnych przedstawiono na rys. 6.5. Narzędzia wykonano ze stali do ulepszania cieplnego w gatunku 40HM. Elementy bezpośrednio współpracujące z wsadem (stempel, dwa pojemniki i podstawa) ulepszono cieplnie do twardości w zakresie 40÷44 HRC.



Rys. 6.5. Zestaw narzędzi wykorzystany do badań procesu wyciskania promieniowego (dwa pojemniki z promieniami zaokrąglenia $R_1=1$ mm oraz $R_2=3$ mm, podstawa, stempel, podkładki dystansowe)

Badania doświadczalne przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Instron 1000 HDX (rys. 6.6), której podstawowe dane techniczne przedstawiono w tabeli 6.1.

Tabela 6.1. Dane techniczne maszyny wytrzymałościowej Instron 1000 HDX

<i>Maksymalne obciążenie</i>	1000 kN
<i>Maksymalna prędkość ramy podczas testu</i>	100 mm/min
<i>Maksymalna prędkość powrotu ramy</i>	300 mm/min
<i>Przestrzeń robocza</i>	Dwie: do prób rozciągania i ściskania
<i>Sterowanie</i>	Z poziomu PC, oprogramowanie Bluehill 3
<i>Napęd</i>	Hydrauliczny

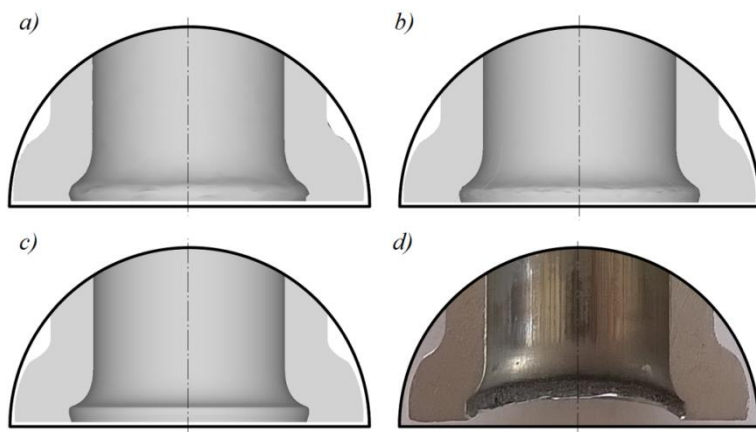


Rys. 6.6. Maszyna wytrzymałościowa Instron 1000 HDX

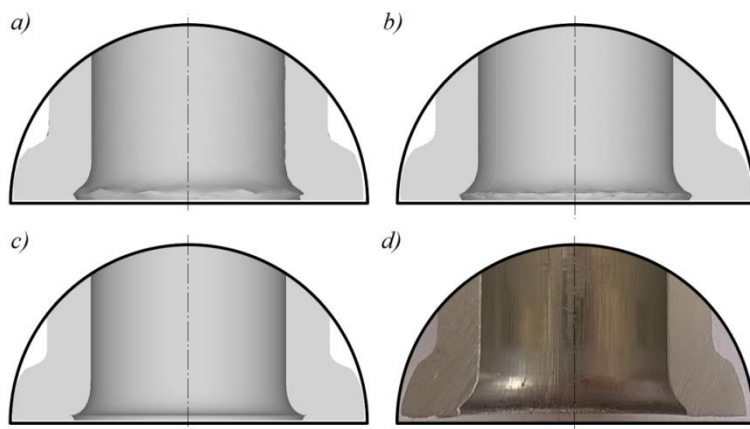
Wyniki badań i ich analiza

W pierwszym etapie badań procesu wyciskania promieniowego wyznaczono wartości początkowego wysunięcia pojemnika h_0 , przy których nie dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu i powstawania zakuć. Dla pojemnika z promieniem zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$, przeanalizowano wartości wysunięcia h_0 pojemnika wynoszące: 5, 4 oraz 3 mm, natomiast dla pojemnika z promieniem zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$, przeanalizowano wartości wysunięcia h_0 pojemnika wynoszące: 4, 3 oraz 2 mm.

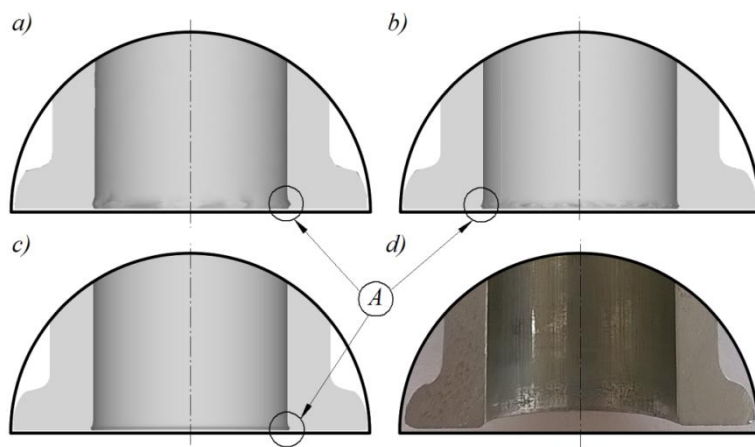
Wyniki badań teoretyczno-doświadczalnych dotyczących wyciskania z wykorzystaniem pojemnika z promieniem zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$, przedstawiono na rys. 6.7÷6.9. Przeprowadzona analiza wykazała, że dla wartości wysunięcia pojemnika wynoszącej $h_0=5\text{ mm}$ i $h_0=4\text{ mm}$ dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu. Wyniki badań teoretycznych i doświadczalnych wykazują dużą zgodność dotyczącą geometrii odkuwek w strefie kształtowania kołnierza (rys. 6.7 i 6.8). Ponadto symulacje numeryczne, które wykonano na trzy różne sposoby także wykazują bardzo dobrą zgodność w zakresie kształtu odkuwek. Przedstawione na rys. 6.9 wyniki symulacji numerycznych dotyczących wysunięcia pojemnika wynoszącego $h_0=3\text{ mm}$ również są ze sobą zgodne. W każdej z trzech symulacji w początkowej fazie wyciskania powstaje niewielkie zakucie, przy krawędzi otworu odkuwki (szczegół A, rys. 6.9). Niemniej jednak w badaniach doświadczalnych nie zaobserwowano powstawania zakucia. W związku z powyższym wartość $h_0=3\text{ mm}$ uznano za największą-graniczną, zapewniającą prawidłowy przebieg procesu.



Rys. 6.7. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_1=1\text{ mm}$ oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=5\text{ mm}$: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych

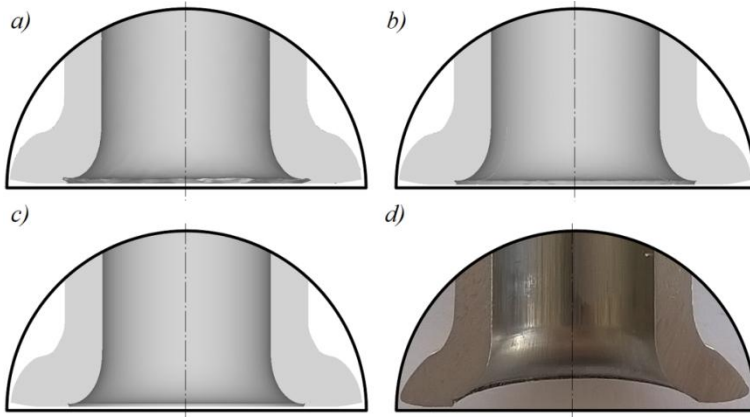


Rys. 6.8. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_1=1$ mm oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=4$ mm: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych

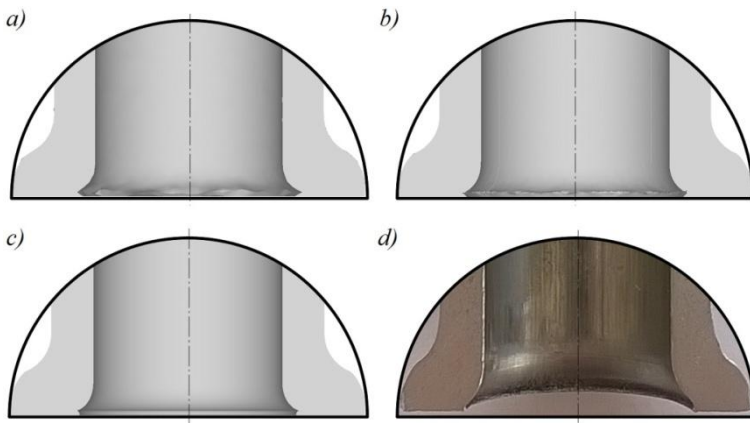


Rys. 6.9. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_1=1$ mm oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=3$ mm: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych

Wyniki badań dotyczące wyciskania z wykorzystaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3$ mm przedstawiono na rys. 6.10÷6.12.



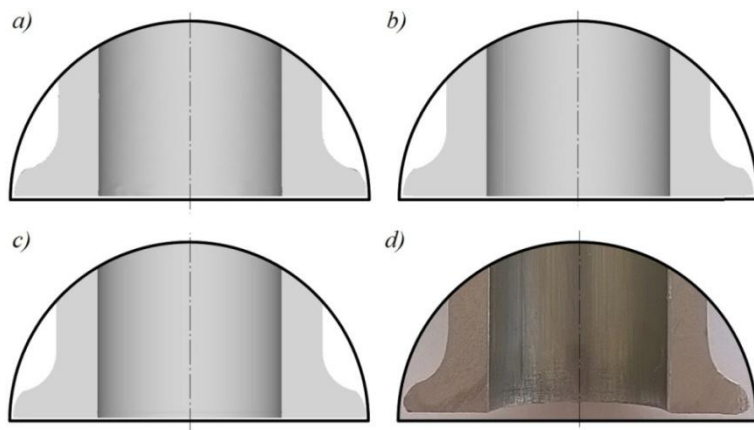
Rys. 6.10. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_2=3$ mm oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=4$ mm: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych



Rys. 6.11. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_2=3$ mm oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=3$ mm: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych

W przypadku wyciskania z początkowym wysunięciem pojemnika $h_0=4$ i $h_0=3$ mm dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu, które przy dalszej realizacji procesu prowadzi do powstania zakucia. Podobnie jak w przypadku wyciskania z promieniem zaokrąglenia pojemnika $R_1=1$ mm, zarówno wyniki

poszczególnych symulacji numerycznych, jak i odniesione do nich wyniki badań doświadczalnych wykazują dużą zgodność. Wartość graniczna wysunięcia pojemnika, przy wyciskaniu z promieniem zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$, wyznaczona w badaniach wynosi $h_0=2\text{ mm}$ (rys. 6.12). Dla tej wartości zarówno w symulacjach numerycznych jak i w badaniach doświadczalnych nie zaobserwowano zjawiska wyboczenia ścianki wsadu ani powstawania zakuć w odkuwce.



Rys. 6.12. Początkowa faza procesu wyciskania promieniowego dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_2=3\text{ mm}$ oraz jego początkowego wysunięcia $h_0=2\text{ mm}$: a) wyniki symulacji przy założeniu przestrzennego stanu odkształcenia, b) wyniki symulacji z przyjętymi płaszczyznami symetrii (1/10 modelu), c) wyniki symulacji przy założeniu osiowosymetrycznego stanu odkształcenia, d) wyniki badań doświadczalnych

Podsumowując można stwierdzić, że wartościami granicznymi wysunięcia pojemnika podczas wyciskania promieniowego wsadu o wymiarach $3 \times 20\text{ mm}$ ($g \times D$) są: $h_{01}=3$ i $h_{02}=2\text{ mm}$ dla promienia zaokrąglenia pojemnika wynoszącego odpowiednio $R_1=1$ i $R_2=3\text{ mm}$. Ponadto sposób modelowania wsadu nie wpływa znacząco na dokładność wyników obliczeń.

Wyznaczone w pierwszym etapie badań procesu wyciskania promieniowego graniczne wartości wysunięcia pojemnika zostały wykorzystane w drugim etapie badań, w którym określono maksymalną średnicę kołnierza możliwą do uzyskania metodą wyciskania promieniowego. Maksymalna średnica kołnierza ograniczona jest możliwością utraty spójności materiału. W związku z tym, że określenie momentu pęknięcia na podstawie symulacji numerycznych jest bardzo trudne, warunki graniczne w tym zakresie wyznaczono w badaniach doświadczalnych. Polegały one na wyciskaniu promieniowym kołnierzy o średnicach zwiększanych do momentu, w którym pojawiają się pierwsze pęknięcia. Dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_1=1\text{ mm}$ przyjęto jego

wysunięcie $h_0=3\text{ mm}$, natomiast dla promienia zaokrąglenia pojemnika $R_2=3\text{ mm}$ przyjęto wysunięcie $h_0=2\text{ mm}$. Odkuwki uzyskane podczas badań doświadczalnych zostały przedstawione na rys. 6.13 i 6.14.



Rys. 6.13. Odkuwki z kołnierzami uzyskane podczas wyciskania promieniowego z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$; średnice kołnierzy kolejno od lewej wynoszą: 36, 38, 41, 42, 43, 44 mm



Rys. 6.14. Odkuwki z kołnierzami uzyskane podczas wyciskania promieniowego z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$; średnice kołnierzy kolejno od lewej wynoszą: 42, 43, 44, 45, 46, 47 mm

Na podstawie analizy odkuwek uzyskanych podczas wyciskania promieniowego z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$ stwierdzono, że średnica kołnierza przy, której pojawiają się pierwsze pęknięcia wynosi $\varnothing 44\text{ mm}$, co odpowiada 220% zewnętrznej średnicy wsadu. Pierwsze pęknięcia pojawiają się na obrzeżu kołnierza i zostały przedstawione na rys. 6.15b. Wokół miejsca pęknięcia widoczne jest przewężenie materiału, spowodowane koncentracją odkształceń. Zjawisko to jest typowe podczas odkształcania materiału wyżarzonego, podobnie jak sam mechanizm powstawania pęknięć. Najpierw występuje utrata stateczności materiału, widoczna jako przewężenie, po czym dochodzi do utraty spójności. Mechanizm powstawania pęknięcia kołnierza jest analogiczny do tego, który występuje podczas statycznej próby jednoosiowego rozciągania prętów (wykonanych z materiału sprężysto-plastycznego o wyraźnej granicy plastyczności np. stale niskowęglowe) gdzie dochodzi do powstania charakterystycznej szyjki i pęknięcia, czyli odpowiednio utraty stateczności i utraty spójności materiału.

a)



b)



Rys. 6.15. Odkuwki z kołnierzem o średnicy: a) 43 mm i b) 44 mm, uzyskane podczas wyciskania promieniowego z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_1=1$ mm

Dla wyciskania z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3$ mm pęknięcia również rozpoczynają się na obrzeżu kołnierza i poprzedzone są powstaniem przewężenia materiału (rys. 6.16b). Utrata spójności materiału pojawia się przy średnicy kołnierza równej $\varnothing 47$ mm (235% zewnętrznej średnicy wsadu). Powstały złom jest złomem plastycznym rozdzielczym.

a)



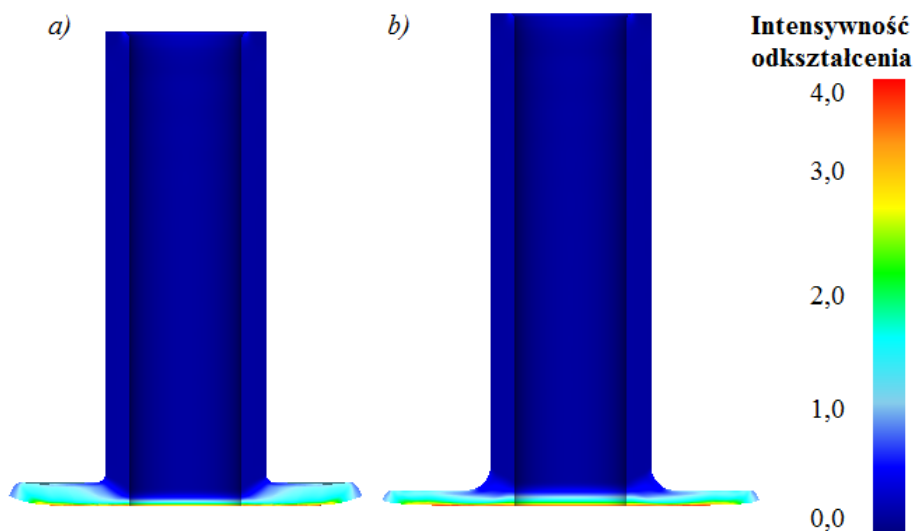
b)



Rys. 6.16. Odkuwki z kołnierzem o średnicy: a) 46 mm, b) 47 mm, uzyskane podczas wyciskania promieniowego z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3$ mm

W przypadku wyciskania z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$ kołnierz ma grubość mniejszą od grubości ścianki wsadu. Pocienienie ścianki wsadu powoduje, że dla średnicy kołnierza równej $\varnothing 46\text{ mm}$ (rys. 6.16a) czyli o 1 mm mniejszej od wartości granicznej, na obrzeżu kołnierza widoczne są miejsca, w których dochodzi do utraty stateczności materiału. Zwiększenie średnicy kołnierza do $\varnothing 47\text{ mm}$ powoduje powstanie stosunkowo dużego pęknięcia, które sięga od obrzeża kołnierza do niemalże rurowej części wsadu. W przypadku wyciskania z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$, gdzie wyciskanie kołnierza odbywa się bez pocienienia ścianki wsadu, dla granicznej wartości średnicy, pęknięcie jest małe i występuje tylko na obrzeżu kołnierza. Natomiast dla kołnierza o średnicy o 1 mm mniejszej od wartości granicznej (rys. 6.15a) nie zaobserwowano miejsc utraty stateczności materiału. Należy podkreślić, że dla pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$ utrata stateczności występuje po osiągnięciu średnicy kołnierza równej $\varnothing 43\text{ mm}$, natomiast pęknięcia pojawiają się dopiero przy średnicy $\varnothing 47\text{ mm}$, podczas, gdy dla pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$ przewężenie i pęknięcie pojawiają się przy średnicy kołnierza równej $\varnothing 44\text{ mm}$.

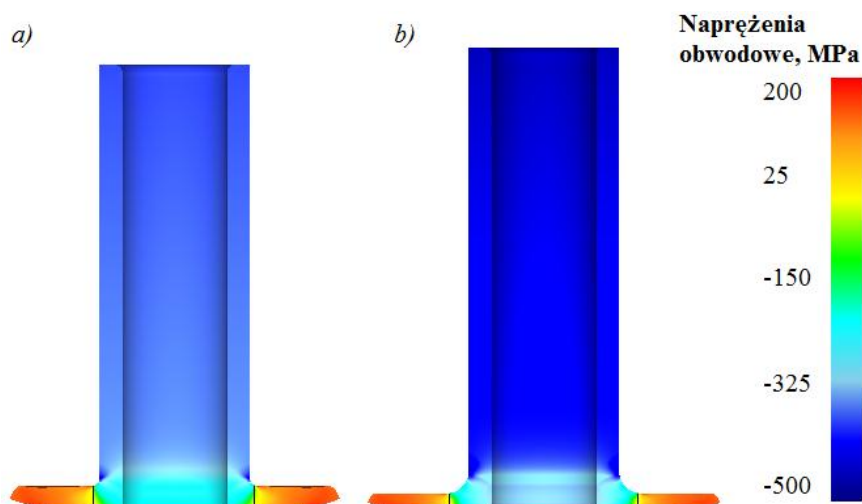
Powstawanie pęknięć w kołnierzu związane jest z historią odkształcenia i staniem naprężeń w odkuwce. W związku z tym, analizie poddano rozkład intensywności odkształcenia oraz rozkład naprężeń obwodowych, które w głównej mierze są przyczyną utraty spójności materiału.



Rys. 6.17. Rozkład intensywności odkształcenia w odkuwkach w ostatnim etapie wyciskania promieniowego: a) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$, b) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$

Rozkład intensywności odkształcenia, dla obu analizowanych wariantów wyciskania kołnierzy jest zbliżony (rys. 6.17). Największe wartości odkształceń zlokalizowane są w części kołnierzowej odkuwki, gdzie osiągają wartości do 4, natomiast w części rurowej odkształcenia są znikome z uwagi na budowę narzędzi, które w tej strefie tworzą wykrój zamknięty i materiał nie ulega odkształceniom, a jest tylko przemieszczany.

Rozkład naprężeń obwodowych, które powodują powstawanie pęknięć w kołnierzu, jest również zbliżony w obu analizowanych przypadkach (rys. 6.18). W części kołnierzowej odkuwki występują rozciągające naprężenia obwodowe, które osiągają wartość na poziomie 200 MPa. Zaznaczona czarną linią granica pomiędzy naprężeniami rozciągającymi, a ściskającymi wskazuje, że niemalże cały kołnierz poddany jest obwodowemu rozciąganiu. Granica pomiędzy naprężeniami rozciągającymi, a ściskającymi przebiega w miejscu gdzie kończy się promień zaokrąglenia stanowiący przejście części rurowej odkuwki w kołnierz. W części rurowej odkuwki występują ściskające naprężenia obwodowe, których wartości sięgają do 500 MPa, co wynika z zamkniętego wykroju narzędzi w tej strefie.



Rys. 6.18. Rozkład naprężeń obwodowych w odkuwkach w ostatnim etapie wyciskania promieniowego: a) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1$ mm, b) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3$ mm

Na podstawie wyników badań doświadczalnych oraz wyników symulacji numerycznych wyznaczono wartość graniczną C_{gr} całki dla znormalizowanego kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama wyrażonego zależnością:

$$\int_0^{\varepsilon_{gr}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon = C_{gr}, \quad (6.1)$$

gdzie:

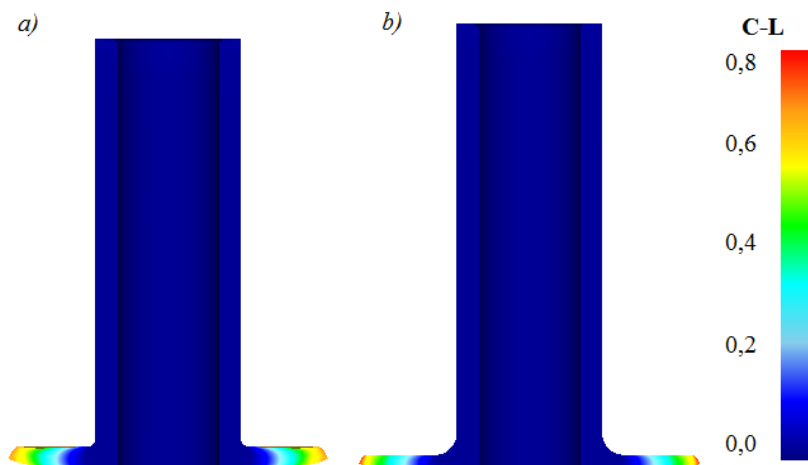
σ_1 – największe naprężenie główne,

σ_i – intensywność naprężeń,

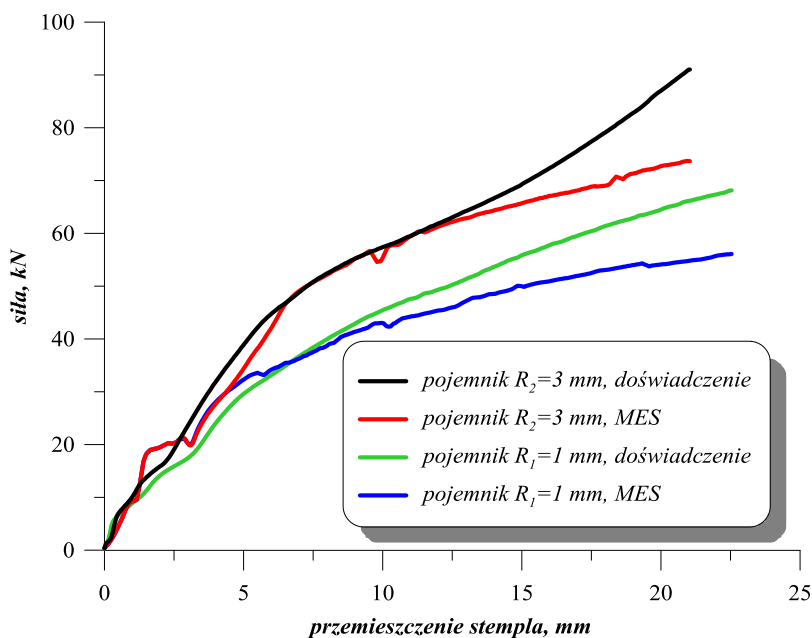
ε_{gr} – graniczne odkształcenie pękania,

C_{gr} – stała materiałowa wyznaczana doświadczalnie (całka graniczna).

Znajomość wartości granicznej całki pozwala w dużym stopniu przewidzieć moment i miejsce pęknięcia w odkuwce na podstawie symulacji numerycznej. Warto jednak podkreślić, że analiza zjawiska pękania na podstawie symulacji numerycznych jest bardzo złożonym zagadnieniem, którego opis matematyczny jest trudny. Wynika to m.in. z faktu, że w programach wykorzystujących metodę elementów skończonych (stosowanych m.in. do symulacji procesów obróbki plastycznej) model odkuwki buduje się zazwyczaj przy założeniu, że materiał jest jednorodny, izotropowy i dyskretny. W związku z tym podział wsadu na elementy skończone odbiega od rzeczywistej mikrostruktury materiału. Dlatego modelowanie rzeczywistego mikromechanizmu pękania jest zadaniem skomplikowanym, szczególnie w przypadkach analizy procesów kształtowania odkuwek o złożonej geometrii, w której stan naprężenia i odkształcenia jest niejednorodny. W związku z powyższym prognozowanie miejsca i momentu pęknięcia na podstawie symulacji numerycznej daje najlepsze efekty w obliczeniach, dla których stan naprężenia i odkształcenia występujący w odkuwce jest jak najbardziej zbliżony do stanu naprężenia i odkształcenia, przy którym wyznaczono wartość graniczną całki. Wartość graniczna C_{gr} całki dla analizowanego procesu wyciskania promieniowego kołnierzy w wyrobach drążonych została wyznaczona w momencie pęknięcia, w którym kołnierz miał średnicę: $\varnothing 44 \text{ mm}$, dla wyciskania z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1 \text{ mm}$ i $\varnothing 47 \text{ mm}$ dla wyciskania z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3 \text{ mm}$. Rozkład wartości całki wg znormalizowanego kryterium pękania Cockrofta-Lathama, dla dwóch analizowanych przypadków wyciskania promieniowego przedstawiono na rys. 6.19. Widoczne jest, że dla obu przypadków wyciskania całka osiąga wartości największe na obrzeżu kołnierza, czyli w miejscu gdzie pojawiają się pierwsze pęknięcia. Oznacza to, że zastosowane kryterium pękania dobrze odzwierciedla jakościowo warunki rzeczywiste. Wyznaczona wartość graniczna całki wynosi $C_{gr}=0,8$ i jest jednakowa dla obu badanych przypadków.



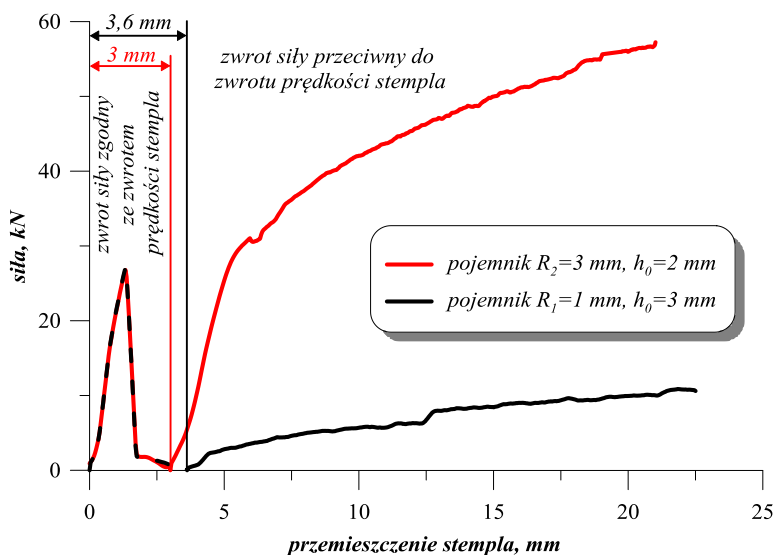
Rys. 6.19. Rozkład wartości całki wg znormalizowanego kryterium pęknięcia Cockrofta-Lathama: a) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1$ mm, b) wyciskanie z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3$ mm



Rys. 6.20. Przebieg siły przyłożonej do stempla podczas wyciskania promieniowego kołnierzy, dla dwóch analizowanych promieni zaokrąglenia pojemnika; wyniki doświadczalne oraz uzyskane z MES

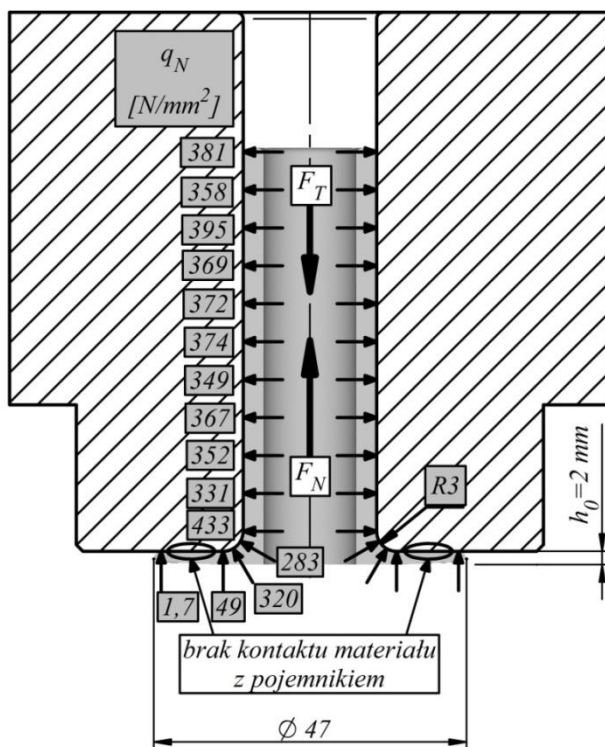
Podczas badań doświadczalnych procesu wyciskania promieniowego zarejestrowano przebieg siły przyłożonej do stempla w funkcji jego przemieszczenia, który przedstawiono na rys. 6.20. Wykres uzupełniono przebiegiem siły uzyskanym z obliczeń numerycznych.

Widoczne jest, że dla wyciskania z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$ maksymalna siła kształtowania jest o około 30% większa od siły dla wyciskania z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$. Wzrost siły kształtowania spowodowany jest tym, że grubość kołnierza jest mniejsza od grubości ścianki wsadu. Przebiegi sił uzyskane z symulacji numerycznych są podobne do tych uzyskanych w badaniach doświadczalnych, aczkolwiek wartości zwłaszcza w końcowej fazie procesu nieco się różnią. Rozbieżności mogą wynikać m.in. z faktu, że w warunkach rzeczywistych tarcie pomiędzy wsadem, a narzędziami zmienia się w trakcie trwania procesu. Ponieważ wsad przemieszcza się względem narzędzi, to zmniejsza się również efektywność smarowania, co powoduje wzrost siły kształtowania.



Rys. 6.21. Przebiegi sił przyłożonych do pojemnika podczas wyciskania promieniowego kołnierzy dla dwóch analizowanych promieni zaokrąglenia pojemnika

Ważnych informacji mających wpływ na przebieg procesu wyciskania z ruchomą tuleją dostarczają przebiegi sił wywieranych przez odkształcany materiał na pojemnik, działających w kierunku osiowym w trakcie procesu wyciskania promieniowego (rys. 6.21). Widoczne jest, że w początkowej fazie procesu na pojemnik działa wypadkowa siła, której kierunek i zwrot jest taki sam jak kierunek i zwrot prędkości przyłożonej do stempla. Oznacza, to że w tej

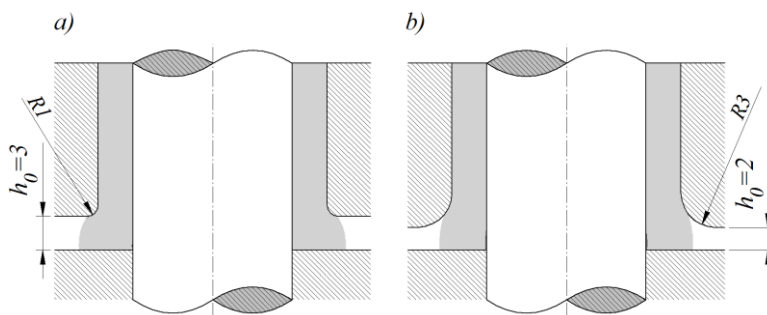


Rys. 6.22. Rozkład sił i nacisków jednostkowych działających na wkrój pojemnika z promieniem zaokrąglenia $R_2=3$ mm, podczas wyciskania promieniowego

W trakcie procesu wyciskania promieniowego odkształcany materiał oddziałuje na pojemnik, w związku z czym wykrój w miejscach kontaktu z materiałem obciążony jest naciskami jednostkowymi q_N , które generują siły w różnych kierunkach (rys. 6.22). W związku z tym z układu sił działających na wykrój pojemnika można wyodrębnić dwie siły wypadkowe, których kierunki działania są równoległe do osi pojemnika: F_T i F_N . Siły te są odpowiedzialne za samoczynny ruch nieutwardzonego pojemnika. Siła wypadkowa F_T jest składową sił tarcia działających na wykrój pojemnika, natomiast siła F_N jest składową sił nacisku materiału na wykrój pojemnika. Dopóki wypadkowa siła

F_T jest większa od wypadkowej siły F_N to pojemnik jest dociskany do kołnierza, natomiast gdy siła F_T jest mniejsza od siły F_N to pojemnik rozpocząłby ruch, gdyby nie był utwierdzony.

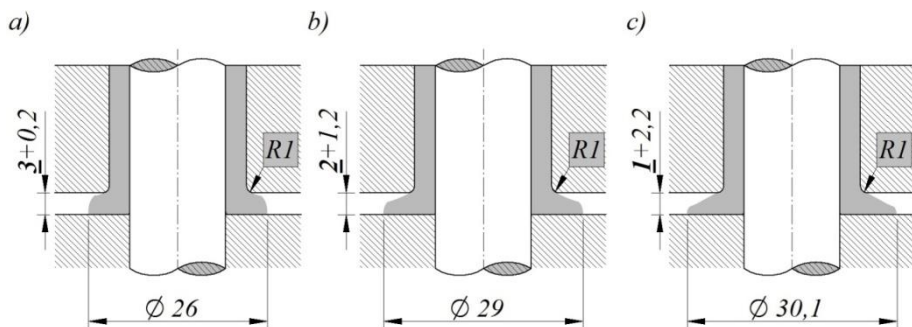
Dla granicznych wartości wysunięcia pojemnika podczas wyciskania promieniowego przedstawiono kształty kołnierzy w momencie, gdy siła działająca na pojemnik zmienia zwrot (rys. 6.23). Można przewidywać, że gdyby w tym momencie pojemnik zaczął się wysuwać mogłoby dojść do wyboczenia ścianki wsadu, szczególnie w przypadku pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$ (rys. 6.23b), gdzie widoczne jest lekkie wyboczenie wsadu od strony stempla.



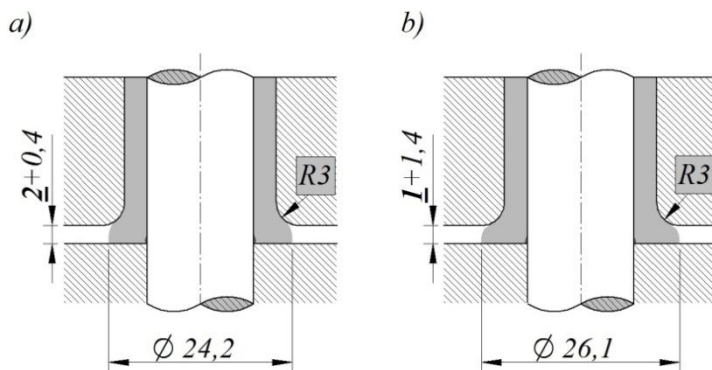
Rys. 6.23. Kształt kołnierzy podczas wyciskania promieniowego w momencie, gdy siła działająca na pojemnik zmienia zwrot: a) wyciskane z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$, b) wyciskane z pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R_2=3\text{ mm}$

Oznacza, to że wyznaczone wartości graniczne wysunięcia pojemnika podczas wyciskania promieniowego, mogą okazać się zbyt duże w przypadku wyciskania z ruchomą tuleją. W związku z tym przeanalizowano proces wyciskania promieniowego modelując pojemnik analogicznie do ruchomej tulei tj. tak, aby mógł swobodnie przemieszczać się przeciwbieżnie do ruchu stempla. Ponieważ wcześniejsze wielowariantowe analizy numeryczne procesu wyciskania z utwierdzonym pojemnikiem wykazały wysoką zgodność przeprowadzono jeden typ obliczeń, w których zamodelowano wycinek wsadu. Pozwoliło to znacząco zmniejszyć czasochłonność symulacji.

Na rys. 6.24 i 6.25 przedstawiono kształt kołnierzy wyciskanych z zastosowaniem nieutwierdzonego pojemnika o promieniu zaokrąglenia odpowiednio $R_1=1\text{ mm}$ oraz $R_2=3\text{ mm}$, w momencie granicznym – gdy rozpoczyna się proces wyboczenia ścianki wsadu. Wyboczenie oraz związane z nim zakucie pojawia się w dalszych etapach procesu i jeszcze nie jest dobrze widoczne na przedstawionych rysunkach. Przyjęte początkowe wartości wysunięcia pojemnika wynoszą: $h_0 = 3; 2; 1\text{ mm}$ oraz $h_0 = 2; 1\text{ mm}$ odpowiednio dla pojemnika z promieniem zaokrąglenia $R_1=1\text{ mm}$ i $R_2=3\text{ mm}$.



Rys. 6.24. Kształt kołnierzy w momencie powstawania zakucia dla wyciskania z ruchomym pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R1=1\text{mm}$; wyciskanie z początkowym wysunięciem pojemnika wynoszącym: a) $h_0=3\text{ mm}$, b) $h_0=2\text{ mm}$, c) $h_0=1\text{ mm}$



Rys. 6.25. Kształt kołnierzy w momencie powstawania zakucia dla wyciskania z ruchomym pojemnikiem o promieniu zaokrąglenia $R2=3\text{mm}$; wyciskanie z początkowym wysunięciem pojemnika wynoszącym: a) $h_0=2\text{ mm}$, b) $h_0=1\text{ mm}$

Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że dla większych wartości początkowego wysunięcia pojemnika wyboczenie ścianki rozpoczyna przy mniejszej średnicy kołnierza. Ponadto zastosowanie granicznych wartości wysunięcia pojemnika wyznaczonych dla wyciskania z nieruchomym pojemnikiem ($h_0=3$ i 2 mm) powoduje, że przy ruchomym pojemniku wystarczą jego niewielkie przemieszczenie ($0,2$ i $0,4\text{ mm}$, rys. 6.24a i 6.25a) aby zaczęła powstawać wada w odkuwce. W związku z powyższym można wnioskować, że zastosowanie mniejszych wartości początkowego wysunięcia pojemnika, zapewnia uzyskanie prawidłowego kołnierza o większej średnicy.

Podsumowując przeprowadzoną analizę procesu wyciskania promieniowego można stwierdzić, że z punktu widzenia procesu wyciskania z ruchomą tuleją istotną rolę odgrywać będzie promień zaokrąglenia tulei ruchomej oraz wartość

jej początkowego wysunięcia. Nieodpowiednie parametry geometryczne procesu prowadzą do wyboczenia ścianki wsadu i w konsekwencji powstania zakucia. Ponadto zjawiskiem ograniczającym proces jest pękanie promieniowe kołnierza, które limituje maksymalną jego średnicę jaką można uzyskać. Na podstawie dotychczas przedstawionej analizy stwierdzono, że w dalszych badaniach wartość początkowego wysunięcia tulei ruchomej będzie wynosić: $h_0=1\text{ mm}$. Jest to wartość, która zapewnia uzyskanie prawidłowego kołnierza o największej średnicy. Dodatkowo przeanalizowane zostaną dwa różne promienie zaokrąglenia tulei ruchomej wynoszące podobnie jak w analizie procesu wyciskania promieniowego: $R=1$ i 3 mm .

6.2. Wyciskanie z ruchomą tuleją

6.2.1. Modelowanie numeryczne

Metodyka badawcza

Obliczenia numeryczne procesu kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją zostały przeprowadzone w programie Deform-3D, bazującym na metodzie elementów skończonych. W obliczeniach przeanalizowano różne warianty wyciskania kołnierzy, w których parametrami zmiennymi były: średnica kołnierza, promień zaokrąglenia tulei ruchomej oraz siła jej docisku. Przyjęto, że analizowane wartości średnic kołnierza będą się różnić o grubość ścianki wsadu wykorzystanego w badaniach. Promień zaokrąglenia tulei ruchomej przyjęto taki sam jak w analizie procesu wyciskania promieniowego przedstawionej w rozdziale 6.1 ($R_1=1\text{ mm}$, $R_2=3\text{ mm}$). Wartość początkowego wysunięcia tulei ruchomej $h_0=1\text{ mm}$ (rys. 4.1) przyjęto na podstawie wyników badań procesu wyciskania promieniowego. W obliczeniach przyjęto, że tuleja ruchoma będzie wysuwać się bez docisku oraz z dociskiem, który realizowany będzie za pomocą sprężyn, których charakterystykę przedstawiono w rozdziale 5.1. Proces z dociskaną tuleją ruchomą realizowano z wykorzystaniem sześciu oraz dwunastu sprężyn, których sumaryczne współczynniki sprężystości zgodnie z tabelą 5.6 wynoszą odpowiednio $k=519,3\text{ N/mm}$ oraz $k=1039,7\text{ N/mm}$.

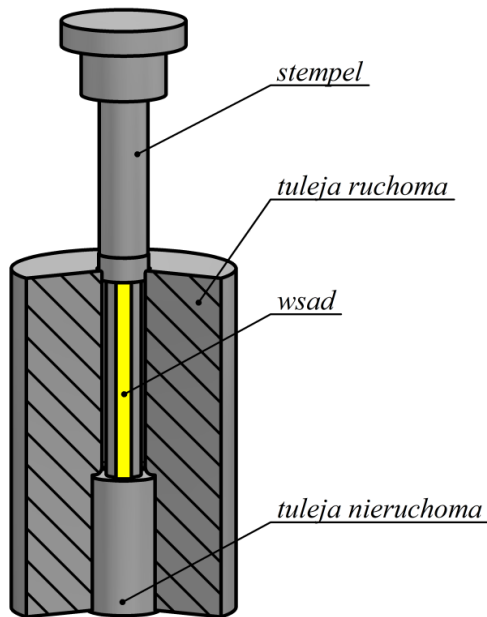
Wykaz analizowanych przypadków wyciskania kołnierzy został przedstawiony w tabeli 6.2.

Tabela 6.2. Warianty procesu kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją przeanalizowane teoretycznie (oznaczenia w tabeli zgodne z rys. 4.1)

Nr wariantu	D_k [mm]	R [mm]	k [N/mm]
1	26	1	0
2			519,3
3			1039,7
4		3	0
5			519,3
6			1039,7
7	29	1	0
8			519,3
9			1039,7
10		3	0
11			519,3
12			1039,7
13	32	1	0
14			519,3
15			1039,7
16		3	0
17			519,3
18			1039,7
19	35	1	0
20			519,3
21			1039,7
22		3	0
23			519,3
24			1039,7

W skład modelu numerycznego procesu wyciskania z ruchomą tuleją wchodzi: wsad, stempel, tuleja ruchoma oraz tuleja nieruchoma (rys. 6.26). Ze względu na fakt, że wsad jak i uzyskiwana w procesie odkuwka jest geometrią osiowosymetryczną, zamodelowano wycinek wsadu o kącie wierzchołkowym 36° (wprowadzając płaszczyzny symetrii), którego pozostałe wymiary przyjęto takie same jak w analizie procesu wyciskania promieniowego, zgodnie z rys. 6.2. Dyskretyzację wsadu przeprowadzono elementami

tetragonalnymi czterowęzłowymi w liczbie ok 120 tys. Model materiałowy półfabrykatu opisano równaniem 5.15 wyznaczonym w badaniach własnych. Warunki kontaktu pomiędzy wsadem a narzędziami opisano czynnikiem tarcia stałego przyjmując jego wartość $m=0,16$, którą wyznaczono w badaniach własnych (rys. 5.16). Prędkość stempla wynosiła 50 mm/min . Docisk tulei ruchomej zamodelowano poprzez zdefiniowanie sprężyny (obiekt wirtualny, który nie jest widoczny w przestrzeni modelu), której współczynnik sprężystości pomniejszono dziesięciokrotnie w stosunku do warunków rzeczywistych z uwagi na fakt, że zamodelowano 1/10 wsadu. Przyjęto zatem wartości: 0; 51,93; 103,97 N/mm odpowiednio dla wyciskania bez sprężyn, z sześcioma i dwunastoma sprężynami. Jeden koniec sprężyny zdefiniowano jako w pełni utwierdzony, natomiast drugi jako przemieszczający się zgodnie z przemieszczeniem tulei ruchomej. W modelu numerycznym analizowanego procesu wyciskania kołnierzy jedynym w pełni utwierdzonym narzędziem jest tuleja nieruchoma.



Rys. 6.26. Elementy składowe modelu numerycznego procesu wyciskania z ruchomą tuleją

Głównym celem badań teoretycznych było:

- określenie kształtu odkuwek oraz kinematyki płynięcia materiału w trakcie wyciskania kołnierzy,

- zdefiniowanie zjawisk ograniczających i wyznaczenie parametrów zapewniających prawidłowy przebieg procesu,
- określenie parametrów siłowych procesu,
- wyznaczenie rozkładów intensywności odkształcenia oraz naprężeń.

Analiza wyników

Na podstawie analizy wyników symulacji numerycznych procesu wyciskania z ruchomą tuleją stwierdzono, że w zależności od doboru parametrów technologicznych procesu uzyskuje się wyroby prawidłowe lub z wadami. Do zjawisk ograniczających badany proces wyciskania kołnierzy w wyrobach drążonych zaliczono:

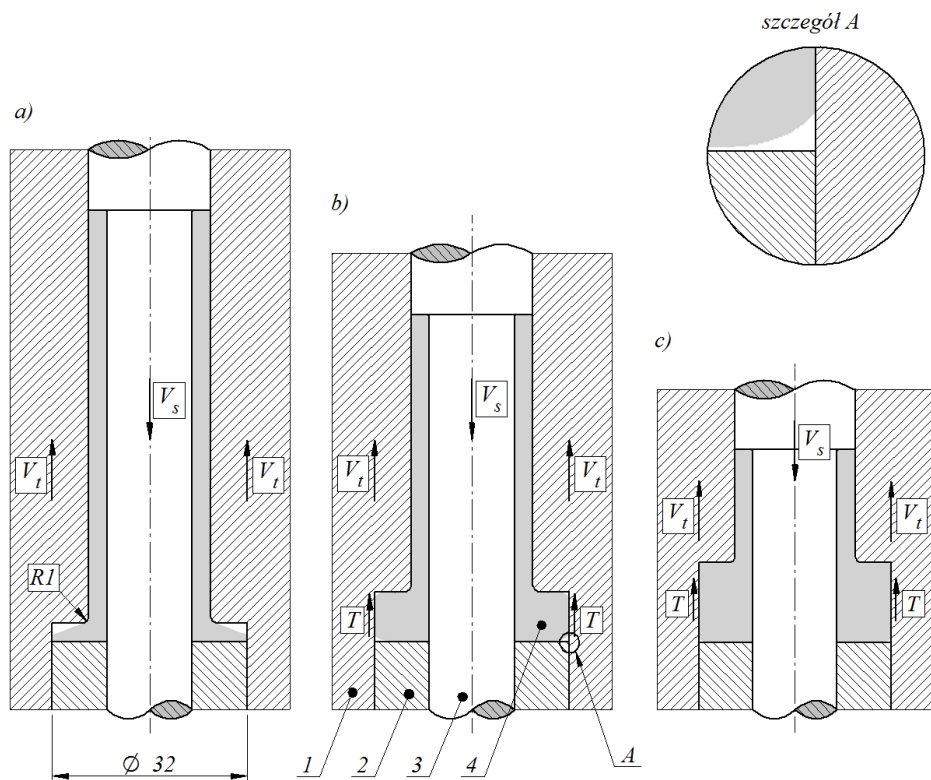
- wyboczenie ścianki wsadu w początkowej fazie procesu,
- niewypełnienie wykroju w dolnym narożu kołnierza,
- niewypełnienie wykroju na bocznej powierzchni kołnierza,
- niewypełnienie wykroju w górnym narożu kołnierza,
- zakucie na dolnej powierzchni kołnierza,
- zakucie na bocznej, zewnętrznej powierzchni kołnierza,
- zakucie na górnej powierzchni kołnierza,
- fałdowanie kołnierza.

Poszczególne wady zauważalne są w odkuwkach w różnym stopniu oraz nie występują we wszystkich analizowanych przypadkach. Zbiorcze zestawienie ww. zjawisk ograniczających proces wyciskania z ruchomą tuleją przedstawiono w tabeli 6.3. Symbolem kropki „●” oznaczono przypadki, w których zaobserwowano dane zjawisko ograniczające. Intensywność/wielkość wady oznaczono liczbą kropek, przy czym większa ich liczba (maksymalnie 3) oznacza, że wada występuje w większym stopniu, natomiast brak kropki oznacza, że wada nie występuje. Wymienione zjawiska ograniczające zostaną scharakteryzowane w dalszej części rozdziału, przy czym pierwsze z nich, czyli wyboczenie ścianki wsadu w początkowej fazie procesu zostało już opisane w rozdziale 6.1, zawierającym analizę procesu wyciskania promieniowego.

Tabela 6.3. Zestawienie wyników symulacji, dotyczące zjawisk ograniczających proces kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją

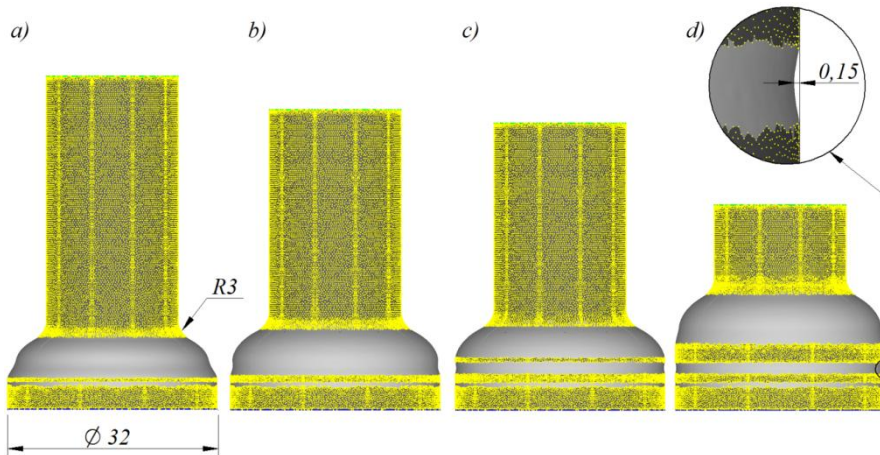
Nr wariantu	D _k [mm]	R [mm]	k [N/mm]	Zjawiska ograniczające							
				I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
1	26	1	0								
2			519,3								
3			1039,7								
4		3	0								
5			519,3								
6			1039,7								
7	29	1	0								
8			519,3								
9			1039,7								
10		3	0	•			•	•			
11			519,3	•				•			
12			1039,7	•				•			
13	32	1	0		•					•	
14			519,3		•					•	
15			1039,7		•		•				
16		3	0	•		•	••	•			
17			519,3	•		•	••	•			
18			1039,7	•				•			
19	35	1	0		•		••		•••	•••	•••
20			519,3		•		••		•••	•••	•••
21			1039,7		•		•				
22		3	0	•		•••	•••	•			
23			519,3	•		••	••	•			
24			1039,7	•		•	•	•			
I. wyboczenie ścianki wsadu w początkowej fazie procesu II. niewypełnienie wykroju w dolnym narożu kołnierza III. niewypełnienie wykroju na bocznej powierzchni kołnierza IV. niewypełnienie wykroju w górnym narożu kołnierza V. zakucie na dolnej powierzchni kołnierza VI. zakucie na bocznej, zewnętrznej powierzchni kołnierza VII. zakucie na górnej powierzchni kołnierza VIII. fałdowanie kołnierza • – intensywność/wielkość wady											

Niewypełnienie wykroju w dolnym narożu kołnierza jest wadą, którą zaobserwowano podczas wyciskania kołnierzy o średnicach $D_k=32$ i 35 mm, przy zastosowaniu tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm. Schemat powstawania tej wady został przedstawiony na rys. 6.27 (szczegóły A), na którym przedstawiono kształt odkuwki w różnych fazach procesu realizowanego według wariantu 13 z tabeli 6.2. W początkowym etapie procesu wyciskania kołnierza kiedy odkształcany materiał 4 zaczyna kontaktować się z wykresem tulei ruchomej 1 w którym kształtowany jest kołnierz dochodzi do powstawania siły tarcia T (rys. 6.27b i c). Ponieważ wysokość kołnierza na tym etapie procesu jest stosunkowo niewielka, a tuleja ruchoma przemieszcza się przeciwbieżnie do ruchu stempla 3 (zob. zwroty prędkości stempla V_s i tulei ruchomej V_t) to powstająca siła tarcia przeciwdziała wypełnieniu wykroju w dolnym narożu kołnierza znajdującym się przy tulei nieruchomej 2. Powstałe w ten sposób niewypełnienie pozostaje w odkuwce do końca procesu.



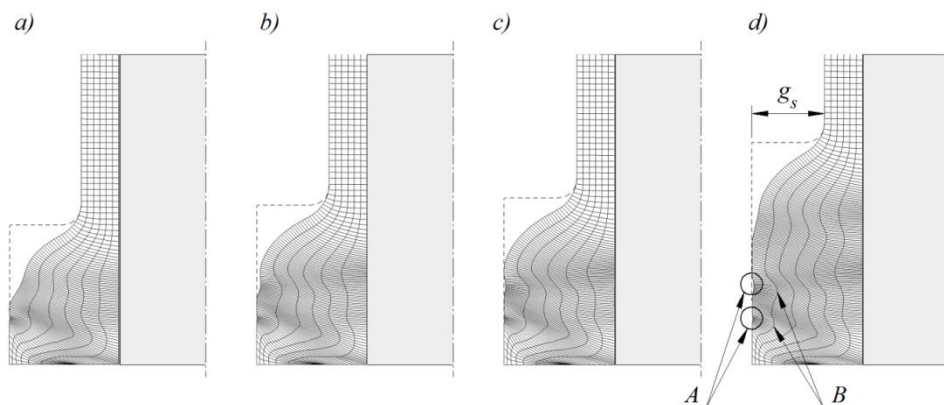
Rys. 6.27. Niewypełnienie wykroju w dolnym narożu kołnierza w procesie wyciskania z ruchomą tuleją: a), b), c) wybrane etapy procesu; 1 – tuleja ruchoma, 2 – tuleja nieruchoma, 3 – stempeł, 4 – odkształcany materiał

Do powstawania wady w postaci niewypełnienia wykroju dochodzi również na bocznej powierzchni kołnierza. Tego typu wady obserwowano podczas wyciskania kołnierzy o średnicach $D_k=32$ i 35 mm, przy zastosowaniu tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3$ mm. Na rys. 6.28 przedstawiono kształt odkuwki (wariant 16, tabela 6.2) w różnych etapach procesu z zaznaczonymi na żółto miejscami kontaktu odkształcanego materiału z narzędziami. Widoczne jest, że istnieją dwie strefy na powierzchni bocznej kołnierza, w których materiał nie wypełnia wykroju. Dla analizowanego przypadku maksymalne braki materiału wynoszą $0,15$ mm.



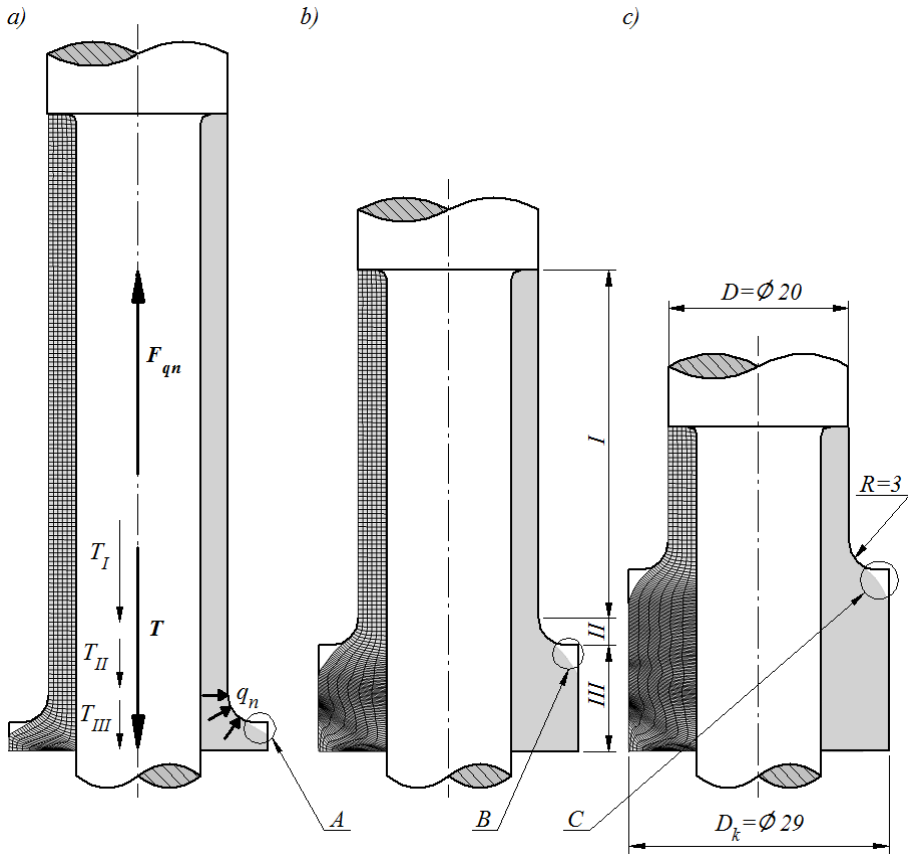
Rys. 6.28. Niewypełnienie wykroju na bocznej powierzchni kołnierza w różnych etapach procesu wyciskania z ruchomą tuleją; żółty kolor oznacza kontakt materiału odkształcanego z narzędziami; a), b), c), d) wybrane etapy procesu

Powstawanie wady w postaci niewypełnienia wykroju na bocznej powierzchni kołnierza związane jest z kinematyką płynięcia materiału. Na rys. 6.29 przedstawiono siatkę koordynacyjną umiejscowioną w przekroju osiowym odkuwki. Można zauważyć, że kształtowanie kołnierza odbywa się głównie poprzez spęczanie ścianki wsadu. W trakcie realizacji procesu odkształcany materiał płynie w taki sposób, że na wysokości miejsc niewypełnienia wykroju (szczegół A, rys. 6.29) linie siatki są zakrzywione (szczegół B, rys. 6.29). Tego typu zaburzenie powoduje nierównomierne odkształcanie materiału, skutkujące niewypełnieniem wykroju. W przypadku wyciskania kołnierzy o mniejszych średnicach wykrój zostaje całkowicie wypełniony na bocznej powierzchni kołnierza, ponieważ ścianka wsadu musi powiększyć średnicę zewnętrzną o mniejszą wartość g_s . Dzięki temu odkształcanie materiału odbywa się bez powstawania ww. zaburzeń, zapewniając prawidłowe wypełnienie wykroju.



Rys. 6.29. Siatka koordynacyjna w odkuwce z niewypełnionym wykrejem na bocznej powierzchni kołnierza: a), b), c), d) wybrane etapy procesu

Niewypełnienie wykroju w górnym narożu kołnierza (rys. 6.30, szczegóły: A, B, C) zaobserwowano podczas wyciskania kołnierzy o średnicach $D_k=29, 32$ i 35 mm . Powstawanie tej wady opisano na przykładzie kształtowania kołnierza o średnicy $D_k=29 \text{ mm}$ z zastosowaniem pojemnika o promieniu zaokrąglenia $R=3 \text{ mm}$, wysuwającego się bez docisku sprężyn (wariant 10, tabela 6.2). Do niewypełnienia wykroju dochodzi w początkowej fazie procesu, kiedy materiał zaczyna wypełniać wykrój kształtujący kołnierz, a tuleja ruchoma zaczyna się przemieszczać (rys. 6.30a). Wówczas na wszystkich powierzchniach narzędzi mających kontakt z odkuwką pojawiają się naciski jednostkowe generowane przez odkształcany materiał. Zatem obciążenie tulei ruchomej pojawia się w jej trzech charakterystycznych strefach: *I*, *II*, *III*, (rys. 6.30b) w których znajdują się odpowiednio: wykrój o średnicy D , krawędź o promieniu zaokrąglenia R , wykrój o średnicy D_k . Niemniej jednak za wysuwanie się tulei ruchomej odpowiedzialne są naciski jednostkowe q_n pojawiające się w *II* strefie narzędzia. Naciski te generują siłę wypadkową F_{qn} powodującą przemieszczanie się tulei ruchomej. Siłę F_{qn} przeciwdziała siła tarcia T będąca sumą wypadkowych sił tarcia tworzących się w *I*, *II* i *III* strefie tulei ruchomej ($T=T_I+T_{II}+T_{III}$). W momencie, gdy wartość siły F_{qn} przewyższy wartość siły tarcia T dochodzi do przemieszczania się tulei ruchomej (w przypadku dociskanej tulei ruchomej do siły tarcia T należy dodać siłę generowaną przez sprężyny). W związku z powyższym, jeżeli tuleja ruchoma zacznie się przemieszczać przed momentem całkowitego wypełnienia wykroju to powstałe niewypełnienie pozostaje do końca procesu.



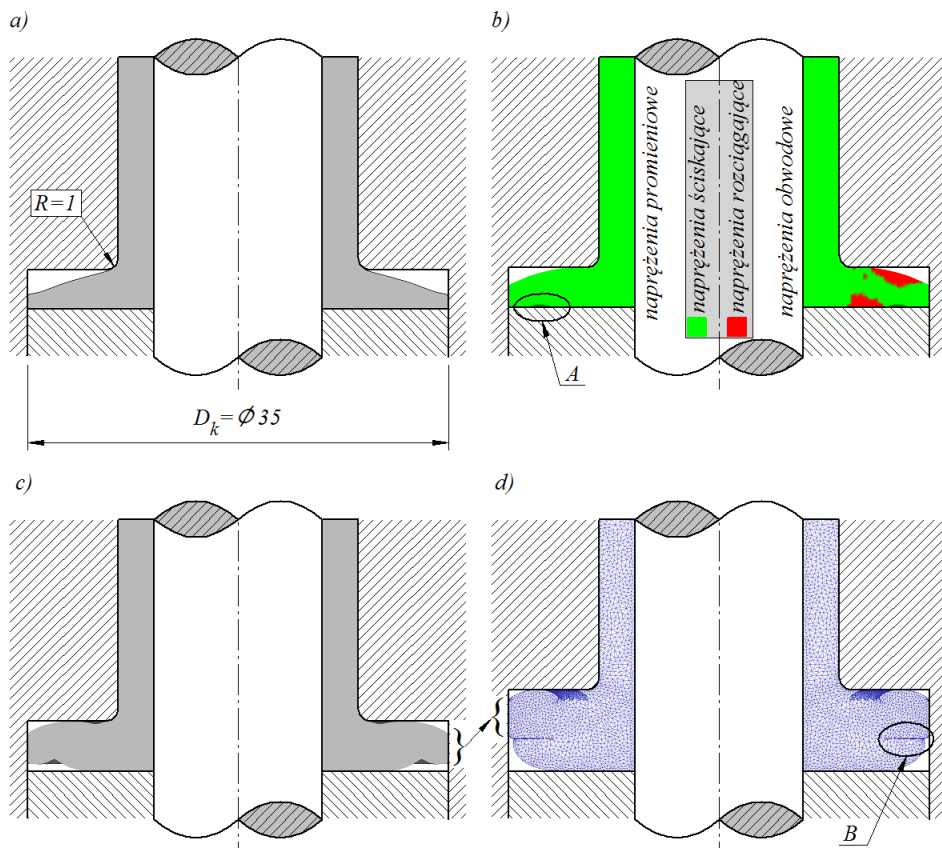
Rys. 6.30. Niewypełnienie wykroju w górnym narożu kołnierza w procesie wyciskania z ruchomą tuleją: a), b), c) wybrane etapy procesu

Powstawanie zakucia na dolnej powierzchni kołnierza związane jest z wyboczeniem ścianki wsadu w początkowej fazie procesu. Wyboczenie skutkuje powstaniem zakucia, które uwidacznia się na czołowej powierzchni kołnierza (rys. 6.31, szczegół A; wariant 22 z tabeli 6.2). W związku z tym we wszystkich analizowanych przypadkach, w których doszło do wyboczenia ścianki wsadu w początkowej fazie procesu, powstało również zakucie na dolnej powierzchni kołnierza.



Rys. 6.31. Zakucie na dolnej powierzchni kołnierza w procesie wyciskania z ruchomą tuleją

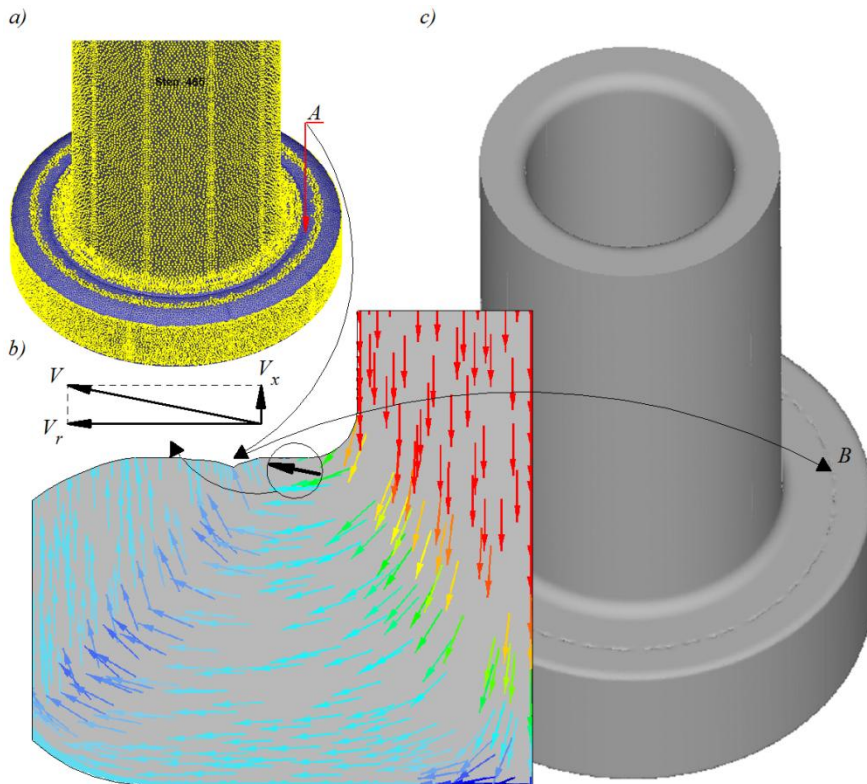
Zjawisko ograniczające proces wyciskania z ruchomą tuleją polegające na zakuciu występującym na bocznej powierzchni kołnierza zaobserwowano tylko w przypadku wyciskania kołnierza o średnicy $\varnothing 35 \text{ mm}$ z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia równym $R=1 \text{ mm}$. Powstawanie zakucia na bocznej powierzchni kołnierza związane jest z drugim zjawiskiem ograniczającym, którym jest fałdowanie kołnierza. W związku z tym obie wady zostaną przedstawione na jednym przykładzie (rys. 6.32; wariant 20 z tabeli 6.2).



Rys. 6.32. Fałdowanie kołnierza oraz zakucie na powierzchni bocznej w procesie wyciskania z ruchomą tuleją: a), b), c), d) wybrane etapy procesu

Proces powstawania fałdowania kołnierza rozpoczyna się w momencie, w którym odkształcany materiał zaczyna wypełniać wykrój o średnicy D_k w tulei ruchomej (rys. 6.32a). Wówczas promieniowe płynięcie materiału zostaje ograniczone powierzchnią wykroju, a dalsze kształtowanie kołnierza związane jest ze zwiększaniem jego wysokości. Niemniej jednak w trakcie zwiększania

wysokości kołnierza dochodzi do jego fałdowania (rys. 6.32b, szczegół A). Przyczyną fałdowania jest zarówno stan naprężeń panujących w tym momencie w odkuwce jak również kinematyka ruchu narzędzi. W przeważającej części kołnierza panują ściskające naprężenia obwodowe oraz ściskające naprężenia promieniowe sprzyjające fałdowaniu kołnierza (rys. 6.32b). Powstawaniu tej wady przyczynia się również wysuwanie się tulei ruchomej, która ma wpływ na kinematykę płynięcia materiału (rys. 6.32c i d). Powierzchnia boczna kołnierza mająca kontakt z powierzchnią wykroju wskutek sił tarcia przemieszcza się razem z tuleją ruchomą wspomagając zjawisko fałdowania. Dalsza realizacja procesu powoduje, że w miejscu, w którym doszło do fałdowania tworzy się zakucie widoczne na powierzchni bocznej kołnierza (rys. 6.32d, szczegół B). Stąd zakucie na powierzchni bocznej zaobserwowano tylko w tych przypadkach, w których doszło do fałdowania kołnierza.



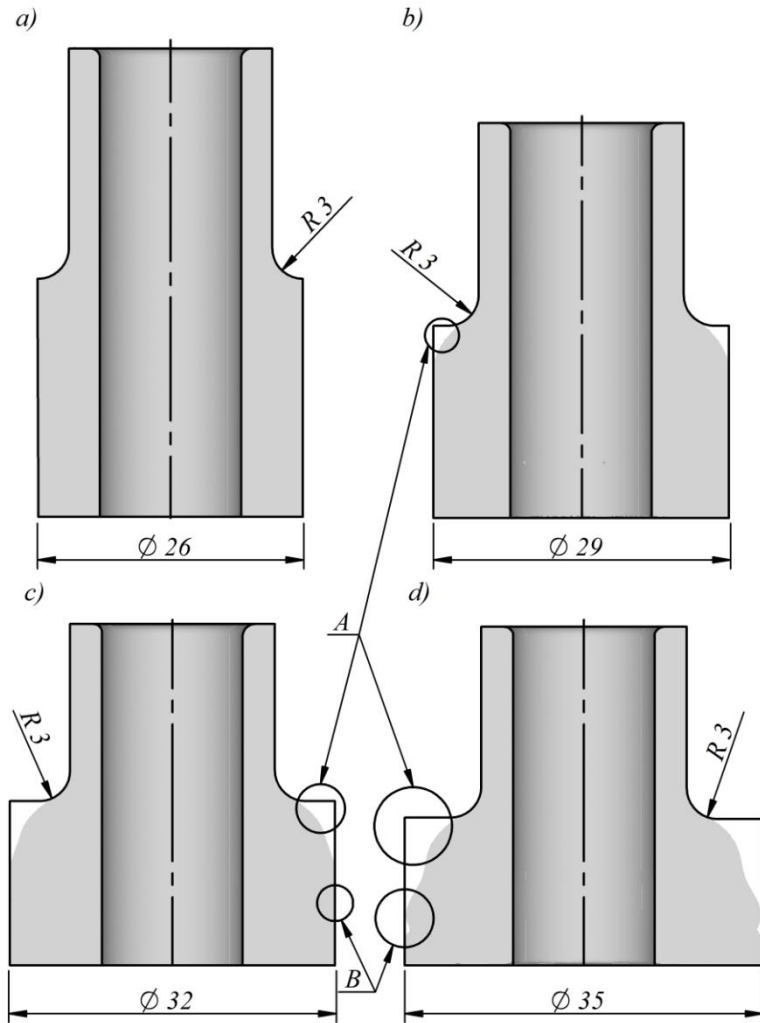
Rys. 6.33. Zakucie na górnej powierzchni kołnierza w procesie wyciskania z ruchomą tuleją:

a) kontakt materiału odkształcanego z narzędziami (kolor żółty), b) kinematyka płynięcia materiału, c) zakucie na górnej powierzchni kołnierza

Wada w postaci zakucia występującego na górnej powierzchni kołnierza powstała podczas wyciskania kołnierzy o średnicy $D_k=32$ i 35 mm w przypadkach, w których zastosowano tuleję ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm. Powstawanie tej wady związane jest z kinematyką płynięcia materiału, od której zależy sposób wypełniania wykroju. W przypadkach, w których zaobserwowano analizowane zakucie w trakcie wyciskania kołnierza powstaje strefa znajdująca się w pobliżu zaokrąglonej krawędzi tulei ruchomej, w której materiał nie wypełnia wykroju (rys. 6.33a, szczególnie A; wariant 14 z tabeli 6.2). W miarę postępu procesu powstałe niewypełnienie ulega stopniowemu zmniejszeniu. Wynika to z kinematyki płynięcia materiału, którą przedstawiono na rys. 6.33b. Przy czołowej powierzchni kołnierza materiał płynie w zarówno w kierunku osiowym jak i promieniowym (składowe V_x i V_r wypadkowej prędkości V płynięcia materiału). Składowa osiowa powoduje wypełnienie wykroju, natomiast składowa promieniowa przyczynia się do powstania zakucia zanim materiał całkowicie wypełni wykrój (rys. 6.33c, szczególnie B).

Przedstawiona analiza zjawisk ograniczających proces wyciskania z ruchomą tuleją wykazała, że występowanie poszczególnych wad w odkuwce zależy od doboru parametrów technologicznych procesu, które w sposób znaczący wpływają na jego przebieg. W związku z powyższym za zasadne uznano określenie wpływu średnicy kołnierza, promienia zaokrąglenia tulei ruchomej oraz siły jej docisku na przebieg procesu. Do określenia wpływu tych parametrów na przebieg procesu, zostały wybrane przypadki wyciskania kołnierzy różniące się tylko analizowanym czynnikiem. Ponadto wytypowano warianty wyciskania, które najlepiej i najogólniej odzwierciedlają wpływ analizowanego parametru na przebieg procesu.

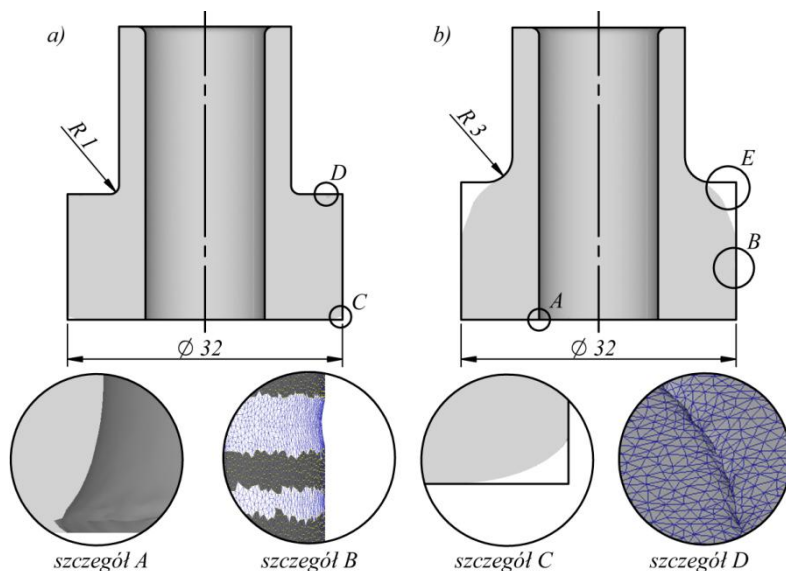
Do określenia wpływu średnicy kołnierza na przebieg procesu wytypowano przypadki wyciskania kołnierzy, w których zastosowano tuleję ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=3$ mm, wysuwającą się bez docisku sprężyn (wariant 4, 10, 16, 22 z tabeli 6.2). Jedynym zmiennym parametrem jest średnica kołnierza wynosząca $D_k=26, 29, 32, 35$ mm. Na podstawie tabeli 6.3 zawierającej wykaz zjawisk ograniczających proces wyciskania z ruchomą tuleją można stwierdzić, że w miarę wzrostu średnicy kołnierza dochodzi do powstawania coraz większej ilości wad w odkuwce (rys. 6.34). Dla średnicy kołnierza $D_k=26$ mm uzyskano wyrób prawidłowy. W przypadku kształtowania kołnierza o średnicy $D_k=29, 32, 35$ mm zaobserwowano dwie wady występujące w takim samym stopniu (niezależnym od średnicy) oraz dwie wady zależne od średnicy kołnierza. Wyboczenie ścianki wsadu w początkowej fazie procesu oraz skutkujące tym zakucie na dolnej powierzchni kołnierza występują w takim samym stopniu, natomiast niewypełnienie wykroju na powierzchni bocznej kołnierza oraz niewypełnienie w górnym narożu kołnierza są zależne od średnicy kołnierza.



Rys. 6.34. Analiza MES wpływu średnicy kołnierza na przebieg procesu wyciskania kołnierzy; odkuwki z kołnierzami o średnicy D_k wynoszącej: a) 26 mm, b) 29 mm, c) 32 mm, d) 35 mm

Na rys. 6.34 przedstawiono odkuwki z kołnierzami o różnych średnicach, dla których widoczne jest, że w miarę wzrostu średnicy kołnierza powstaje coraz większe niewypełnienie w górnym narożu kołnierza (szczegół A) oraz niewypełnienie na powierzchni bocznej kołnierza (szczegół B). Zatem, w miarę wzrostu średnicy kołnierza obserwuje się coraz większe problemy z prawidłowym wypełnieniem wykoju.

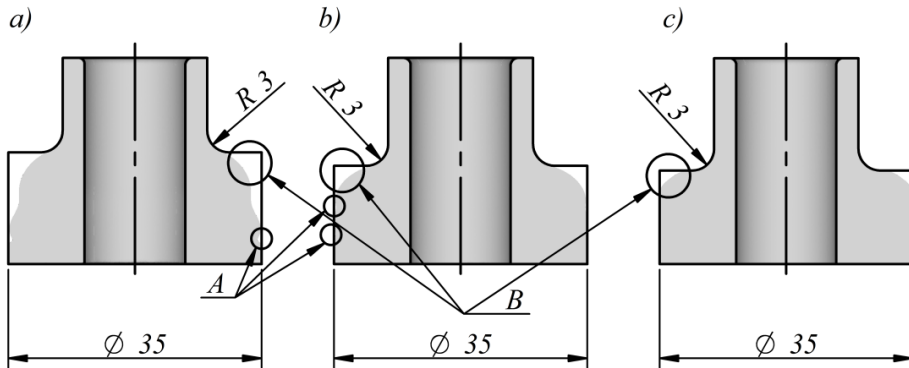
Analiza wpływu promienia zaokrąglenia tulei ruchomej na przebieg procesu wyciskania została przedstawiona na przykładzie wykonania kołnierza o średnicy $D_k=32\text{ mm}$, kształtowanego z tuleją ruchomą wysuwającą się bez docisku sprężyn (wariant 13 i 16 z tabeli 6.2). Na podstawie tabeli 6.3 można stwierdzić, że przy promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ w początkowej fazie procesu dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu i powstania zakucia na powierzchni czołowej kołnierza (rys. 6.35, szczegół A). Ponadto w odkuwce dochodzi do niewypełnienia wykroju na bocznej powierzchni kołnierza oraz w jego górnym narożu (rys. 6.35, szczegół B i E). Dla tulei ruchomej z promieniem zaokrąglenia $R=1\text{ mm}$ zjawiska te nie występują. Niemniej jednak dla promienia zaokrąglenia tulei ruchomej $R=1\text{ mm}$ obserwuje się niewypełnienie wykroju w dolnym narożu kołnierza oraz zakucie na jego górnej powierzchni (rys. 6.35, szczegół C i D), czego nie zaobserwowano przy promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$.



Rys. 6.35. Analiza MES wpływu promienia zaokrąglenia tulei ruchomej na przebieg procesu wyciskania kołnierza; odkuwki z kołnierzami uzyskane podczas wyciskania z tuleją ruchomą o promieniu zaokrąglenia R wynoszącym: a) 1 mm, b) 3 mm

W związku z powyższym zastosowanie większego promienia zaokrąglenia tulei ruchomej zwiększa ryzyko wyboczenia ścianki wsadu w początkowej fazie procesu oraz sprzyja niewypełnieniu wykroju w górnym narożu kołnierza oraz na jego bocznej powierzchni, natomiast mniejszy promień zaokrąglenia powoduje gorsze wypełnienie w dolnym narożu kołnierza oraz sprzyja powstawaniu zakuc na jego górnej powierzchni.

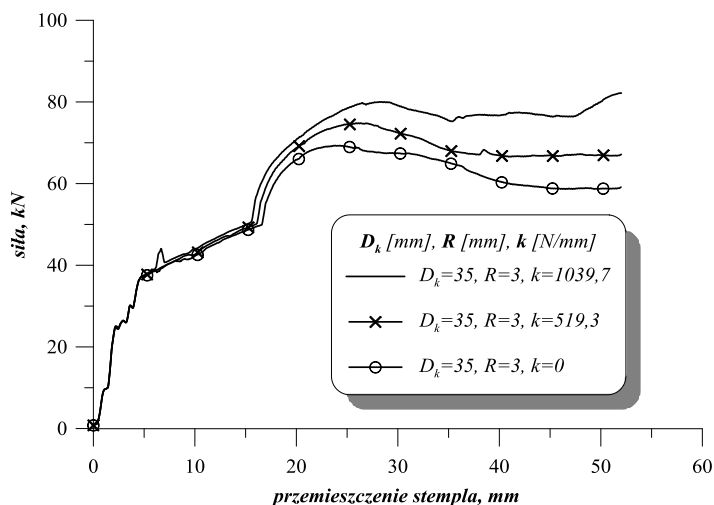
Wpływ siły docisku tulei ruchomej na przebieg procesu został przedstawiony na przykładzie wyciskania kołnierza o średnicy $D_k=35\text{ mm}$, z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ (wariant 22, 23 i 24 z tabeli 6.2).



Rys. 6.36. Analiza MES wpływu siły docisku tulei ruchomej na przebieg procesu wyciskania kołnierza; odkuwki z kołnierzami uzyskane podczas wyciskania ze sprężynami dociskającymi o sumarycznym współczynniku sprężystości k wynoszącym: a) 0 N/mm , b) $519,3\text{ N/mm}$, c) $1039,7\text{ N/mm}$

Zgodnie z rys. 6.36 oraz tabelą 6.3 można stwierdzić, że w przypadku wyciskania kołnierza z tuleją ruchomą wysuwającą się bez docisku obserwuje się najgorsze wypełnienie wykroju zarówno na powierzchni bocznej kołnierza jak i w jego górnym narożu (szczegół A i B), natomiast dla największej siły docisku tulei ruchomej wypełnienie jest najlepsze. W związku z tym można stwierdzić, że stosowanie dociskanej tulei ruchomej zapewnia lepsze wypełnienie wykroju.

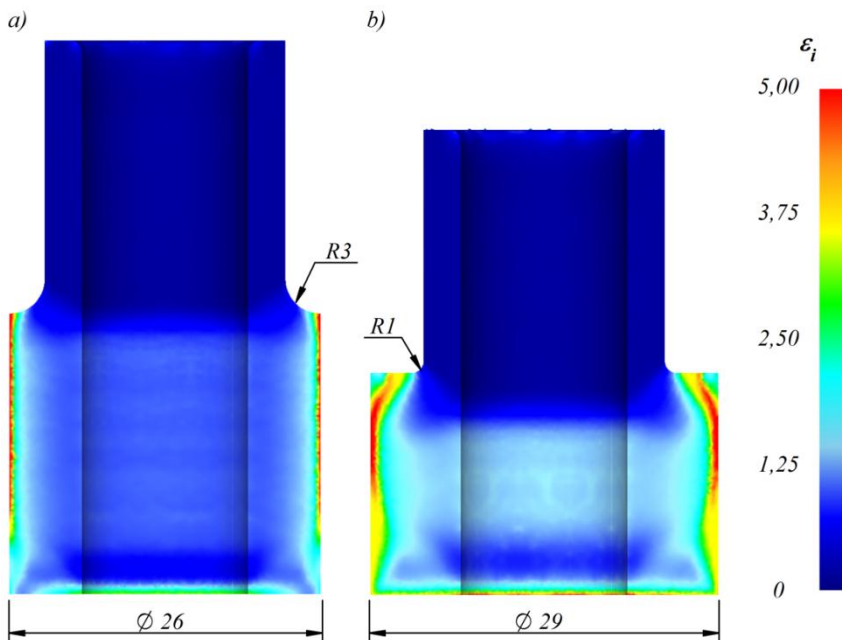
Analiza przebiegu siły przyłożonej do stempla podczas wyciskania z różnymi wariantami docisku tulei ruchomej wykazała, że dla kołnierza o średnicy $D_k=35\text{ mm}$ najmniejszą wartość siły odnotowano w przypadku wyciskania bez docisku tulei ruchomej, natomiast największa wartość siły spośród trzech analizowanych wariantów wyciskania występuje w procesie kształtowania kołnierza, w którym siła docisku tulei ruchomej jest największa. W przypadku tulei ruchomej bez docisku maksymalna wartość siły przyłożonej do stempla wynosi 69 kN , natomiast dla największej siły docisku tulei ruchomej siła ta wynosi 82 kN (rys. 6.37). W związku z tym można stwierdzić, że wraz ze wzrostem siły docisku tulei ruchomej rośnie wartość całkowitej siły kształtowania przyłożonej do stempla. Wynik ten jest spodziewany, ponieważ większy opór tulei ruchomej wymusza zwiększenie składowej siły kształtowania, która ten opór pokonuje.



Rys. 6.37. Przebieg siły przyłożonej do stempla dla różnych wartości siły docisku tulei ruchomej

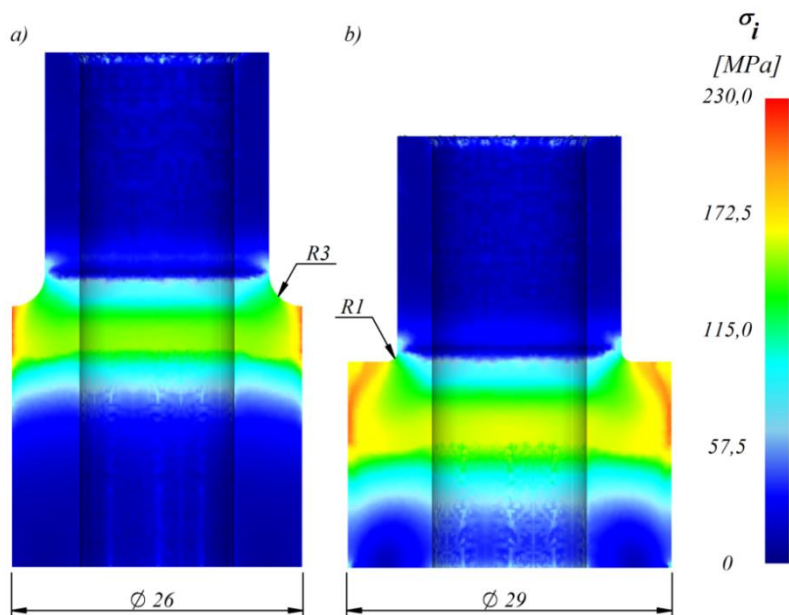
Na podstawie symulacji numerycznych procesu kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją zostały zidentyfikowane zjawiska ograniczające proces. Ponadto przedstawiono wpływ wybranych parametrów technologicznych na jego przebieg. Na podstawie weryfikacji teoretycznej stwierdzono, że maksymalna średnica kołnierza, dla wsadu o średnicy zewnętrznej $D=20$ mm i grubości ścianki $g=3$ mm, możliwa do uzyskania analizowaną metodą wynosi $D_k=29$ mm. Przy większych średnicach kołnierza dochodzi do powstawania wad w odkuwce (tabela 6.3). W związku z powyższym w dalszej części rozdziału zostaną przedstawione rozkłady intensywności odkształcenia oraz intensywności naprężenia w prawidłowych odkuwkach z kołnierzami (rys. 6.38 i 6.39). Zgodnie z tabelą 6.3 dla wariantów od 1 do 9 (kołnierz o średnicy $D_k=26$ i 29 mm) nie dochodzi do powstawania wad w odkuwkach. Dla danej wartości średnicy kołnierza ($D_k=26$ lub 29 mm) rozkłady intensywności odkształceń i intensywności naprężeń w niewielkim stopniu zależą od promienia zaokrąglenia tulei ruchomej i siły jej docisku. Dlatego w ramach danej średnicy kołnierza przedstawiono odkuwki wykonane według jednego zestawu parametrów. Dla kołnierza o średnicy $D_k=26$ mm przedstawiono odkuwkę wykonaną z wykorzystaniem tulei ruchomej z promieniem zaokrąglenia $R=3$ mm, która była dociskana za pomocą 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm (wariant 6 z tabeli 6.2), natomiast dla kołnierza o średnicy $D_k=29$ mm przedstawiono odkuwkę wykonaną z wykorzystaniem tulei ruchomej z promieniem zaokrąglenia $R=1$ mm, wysuwającą się bez docisku sprężyn (wariant 7 z tabeli 6.2).

Na podstawie rozkładu intensywności odkształcenia przedstawionego na rys. 6.38 można stwierdzić, że największe wartości odkształceń zlokalizowane są w strefie odkuwki zawierającej kołnierz. Dla obu średnic kołnierzy ($D_k=26$ i 29 mm) wartości maksymalne zlokalizowane są na zewnętrznej powierzchni kołnierza i wynoszą ok. 5. W pozostałej części odkuwki materiał nie ulega odkształceniu plastycznemu, ponieważ znajduje się w wykroju zamkniętym utworzonym przez stempel i tuleję ruchomą. Konstrukcja narzędzi oraz kinematyka ich ruchu powoduje, że materiał znajdujący się w tej strefie przemieszcza się jedynie razem ze stemplem w kierunku kołnierza, stąd wartości intensywności odkształcenia osiągają znikome wartości.



Rys. 6.38. Rozkład intensywności odkształcenia dla odkuwek z kołnierzami o średnicach D_k wynoszącej: a) 26 mm, b) 29 mm

Rozkłady intensywności naprężenia przedstawione dla odkuwek z kołnierzami o średnicach $D_k=26$ i 29 mm (rys. 6.39) są do siebie zbliżone. Największe wartości naprężeń znajdują się w kołnierzu w pobliżu promienia zaokrąglenia $R=1$ lub $R=3\text{ mm}$, czyli w strefie, do której wpływa materiał powodując zwiększanie wysokości kołnierza. Największe wartości naprężeń wynoszą ok. $200\text{--}230\text{ MPa}$. W nieodkształconej części odkuwki wartości naprężeń zredukowanych osiągają niewielkie wartości, z uwagi na fakt, że w tej strefie występują ściskające naprężenia główne, które mają zbliżone wartości.



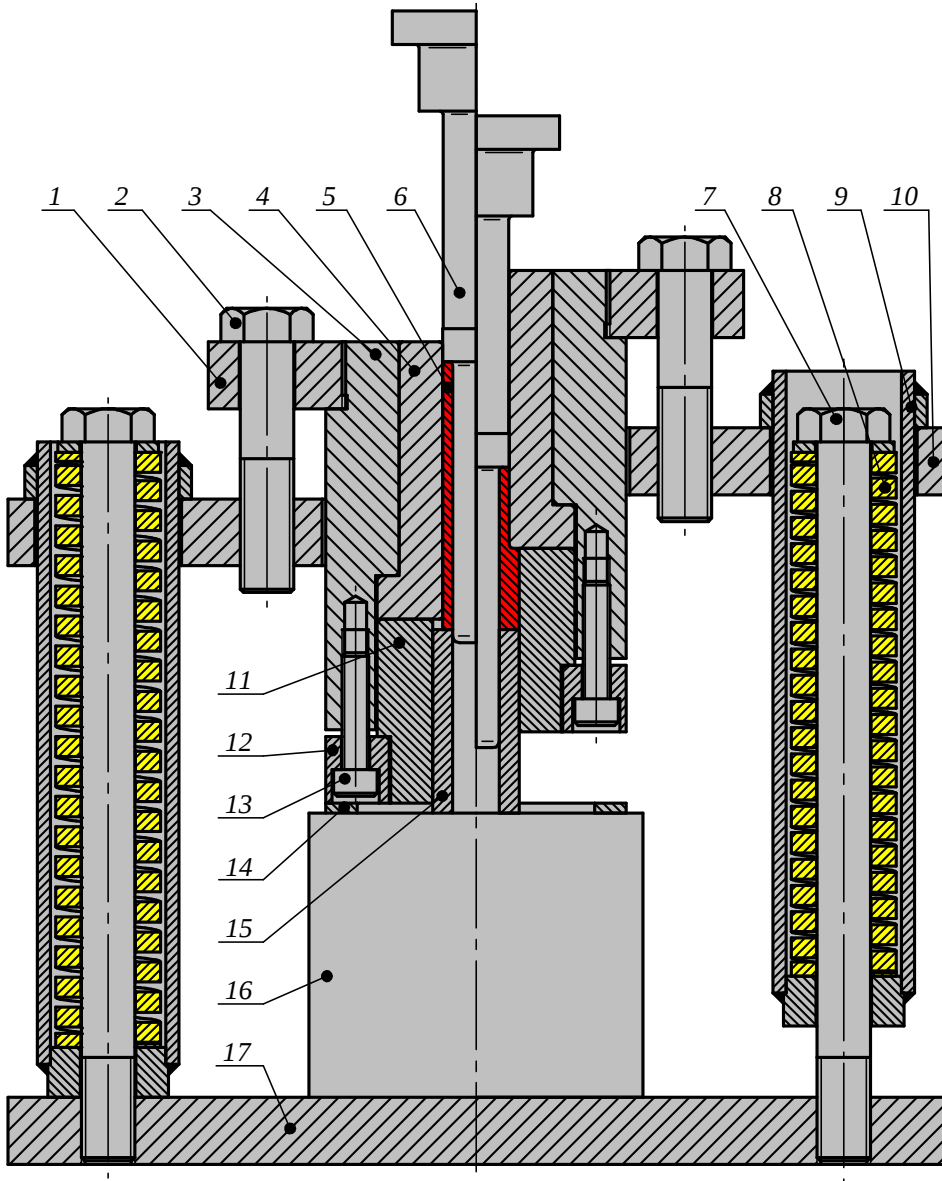
Rys. 6.39. Rozkład intensywności naprężenia dla odkuwek z kołnierzami o średnicy D_k wynoszącej: a) 26 mm, b) 29 mm

Przebiegi sił przyłożonych do stempla wyznaczone w badaniach teoretycznych zostaną przedstawione w kolejnym podrozdziale, gdzie zostaną zestawione razem z przebiegami sił uzyskanymi w badaniach doświadczalnych.

6.2.2. Weryfikacja doświadczalna

Metodyka badawcza

W badaniach doświadczalnych procesu kształtowania na zimno kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją wykorzystano przyrząd, którego konstrukcję przedstawiono na rys. 6.40. Badania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej Instron 1000 HDX (rys. 6.6), wykorzystując próbki o wymiarach przedstawionych na rys. 6.2 ($D=20 \text{ mm} \times g=3 \text{ mm} \times l=80 \text{ mm}$). Próbkę wykonano ze stopu aluminium EN AW-6060 i przed procesem wyciskania wyżarzono. W ramach badań doświadczalnych przeprowadzono próby wyciskania kołnierzy zgodnie z parametrami technologicznymi analizowanymi teoretycznie. Środkiem smarnym użytym w badaniach był smar z dwusiarczkiem molibdenu. Prędkość suwaka maszyny wytrzymałościowej napędzającego stempel przyjęto taką samą jak w symulacjach numerycznych i równą 50 mm/min .



Rys. 6.40. Elementy składowe przyrządu do wyciskania z ruchomą tuleją; 1 – kołnierz oprawy tulei ruchomej, 2 – śruba kołnierza oprawy tulei ruchomej, 3 – oprawa tulei ruchomej, 4 – tuleja ruchoma, 5 – wsad, 6 – stempel, 7 – śruba sprężyny, 8 – sprężyna, 9 – tuleja sprężyny, 10 – płyta górna, 11 – wkładka kształtująca wyciskany kołnierz, 12/13 – pierścień/śruba mocująca wkładkę kształtującą wyciskany kołnierz, 14 – podkładka dystansowa, 15 – tuleja nieruchoma, 16 – podstawa, 17 – płyta dolna

Konstrukcję przyrządu wykorzystanego w badaniach doświadczalnych przedstawiono na rys. 6.40. W celu wyciskania kołnierzy o różnych średnicach zastosowano wymienne wkładki 11 kształtujące kołnierz i wymienne tuleje nieruchome 15. Elementem wymiennym jest również tuleja ruchoma 4 umieszczona w oprawie 3. W badaniach zastosowano dwie tuleje ruchome różniące się promieniem zaokrąglenia ($R=1\text{mm}$, $R=3\text{ mm}$). Dla ustalenia początkowej wartości wysunięcia h_0 tulei ruchomej zastosowano podkładkę dystansową 14, przy czym wymiary elementów składowych przyrządu są tak dobrane, że grubość podkładki równa jest wartości wysunięcia h_0 . W celu realizacji procesu z dociskaną tuleją ruchomą zastosowano sprężyny 8. W zależności od siły docisku wykorzystuje się wszystkie 12 sprężyn lub tylko 6. W przypadku wyciskania bez docisku tulei ruchomej z przyrządu usuwane są następujące elementy: kołnierz oprawy tulei ruchomej 1, śruba kołnierza oprawy tulei ruchomej 2, śruba sprężyny 7, sprężyna 8, tuleja sprężyny 9, płyta górna 10, płyta dolna 17.

W trakcie procesu wyciskania kołnierza przeciwnie do ruchu stempla przemieszczają się: kołnierz oprawy tulei ruchomej 1, śruba kołnierza oprawy tulei ruchomej 2, oprawa tulei ruchomej 3, tuleja ruchoma 4, dolny koniec sprężyny 8, tuleja sprężyny 9, płyta górna 10, wkładka kształtująca wyciskany kołnierz 11, pierścień/śruba mocująca wkładkę kształtującą wyciskany kołnierz 12/13, natomiast pozostałe elementy przyrządu są nieruchome.



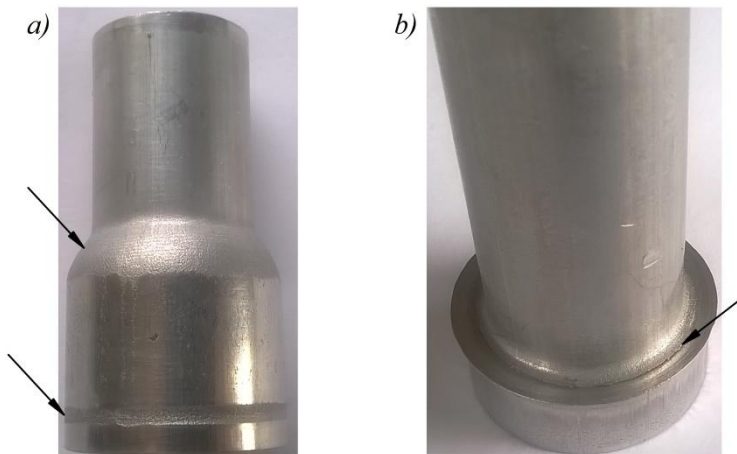
Rys. 6.41. Widok rzeczywisty przyrządu, wykorzystanego w badaniach doświadczalnych procesu wyciskania z ruchomą tuleją, zamontowanego na maszynie wytrzymałościowej

Widok rzeczywisty przyrządu wykonanego na potrzeby realizacji badań doświadczalnych został przedstawiony na rys. 6.41. Elementy składowe przyrządu wykonano ze stali S235 oraz S355, natomiast części współpracujące bezpośrednio z materiałem odkształcanym wykonano ze stali 40HM ulepszonej cieplnie do twardości 40÷44 HRC.

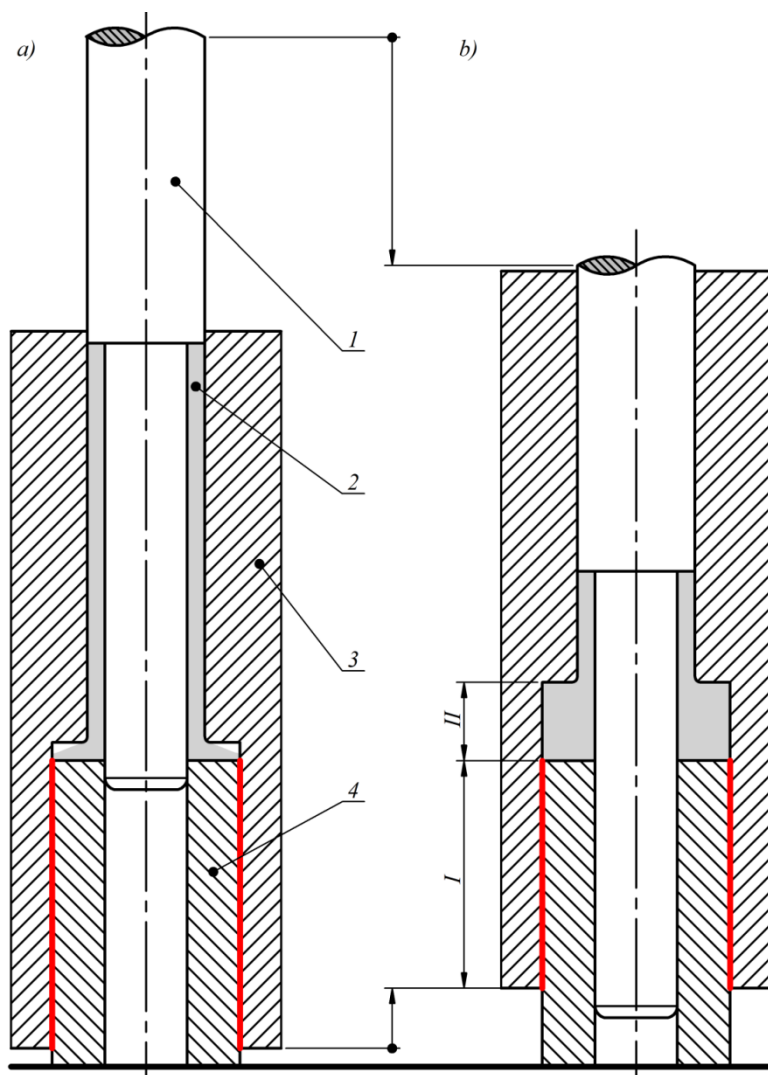
Analiza wyników

W ramach badań doświadczalnych wykonano odkuwki z kołnierzami o średnicach $D_k=26, 29, 32$ i 35 mm, kształtowane z wykorzystaniem dwóch tulei ruchomych o promieniach zaokrąglenia $R=1$ i 3 mm. W badaniach stosowano tuleje ruchome wysuwające się z dociskiem oraz bez docisku. Uzyskane odkuwki wraz z ich opisem prezentowane będą kolejno od najmniejszej średnicy kołnierza do największej.

Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=26$ mm wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm zostały przedstawione na rys. 6.42. W odkuwkach wyciskanych bez sprężyn dociskających tuleję ruchomą (rys. 6.42a) można zaobserwować wady związane z nieprawidłowym wypełnieniem wykroju. Braki materiału widoczne są na bocznej powierzchni kołnierza oraz w jego górnym narożu. W celu skorygowania tych wad przeprowadzono wyciskanie z zastosowaniem docisku tulei ruchomej (rys. 6.42b). Siła dociskająca tuleję ruchomą spowodowała, że wykrój został całkowicie wypełniony. Niemniej jednak w odkuwce powstała inna wada – zakucie na górnej powierzchni kołnierza.



Rys. 6.42. Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=26$ mm wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm: a) tuleja ruchoma wysuwająca się bez sprężyn dociskających, b) tuleja ruchoma wysuwająca się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm

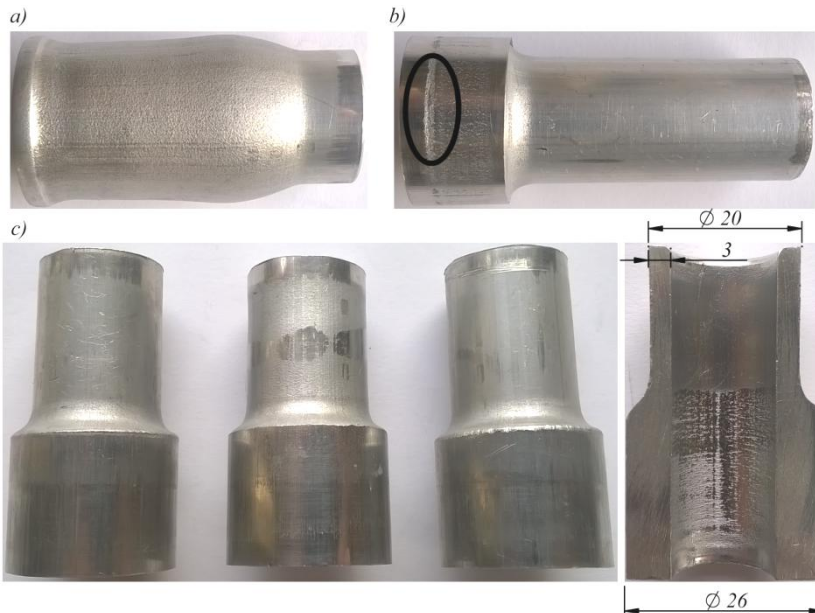


Rys. 6.43. Efektywność smarowania w trakcie wyciskania kołnierza: a) początek procesu, b) koniec procesu; 1 – stempel, 2 – odkuwka, 3 – tuleja ruchoma, 4 – tuleja nieruchoma

Występujące w odkuwce wady nie zostały zaobserwowane w symulacjach numerycznych, których wyniki wskazują, że dla analizowanych parametrów technologicznych procesu uzyskuje się wyrób prawidłowy. Przyczyną rozbieżności mogą być wyidealizowane w symulacjach numerycznych warunki tarcia pomiędzy wsadem a narzędziami. W obliczeniach przyjęto stałą wartość czynnika tarcia, którego wartość w trakcie trwania procesu nie ulega zmianie.

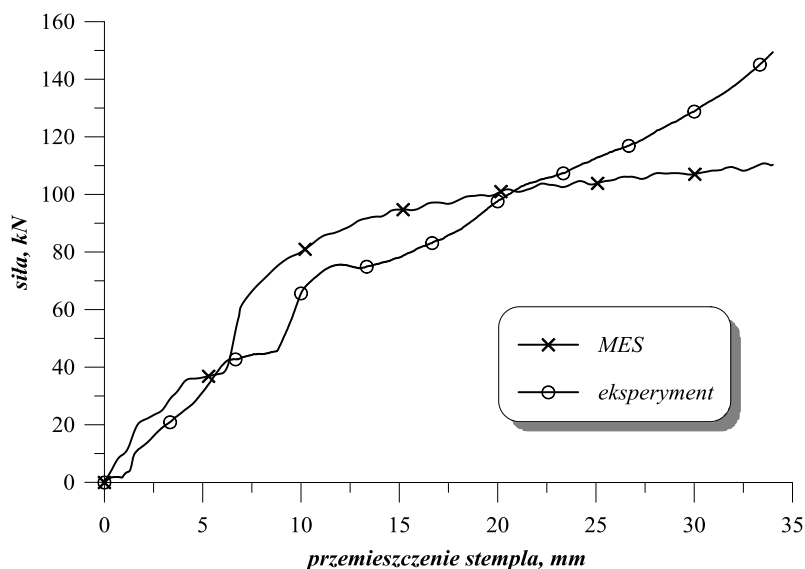
W warunkach rzeczywistych tarcie występujące w procesie zmienia się w zależności od stopnia zaawansowania procesu. Pomimo, że smarowane są wszystkie powierzchnie wykroju to kinematyka ruchu narzędzi w procesie wyciskania z ruchomą tuleją jest taka, że efektywność smarowania na powierzchni kształtującej kołnierz spada wraz ze wzrostem wysokości kołnierza.

W momencie, gdy dochodzi do powstania kontaktu wsadu z wykrojem, w którym kształtowany jest kołnierz (rys. 6.43a) tuleja ruchoma przemieszcza się przeciwnie do ruchu stempla. Jej ruch powoduje, że środek smary umieszczony na powierzchni wykroju tulei ruchomej (znajdujący się w warunkach rzeczywistych w miejscu oznaczonym czerwoną linią) zostaje z niego częściowo usuwany przez odkształcany materiał. W związku z tym środek smary znajdujący się w I strefie wykroju tulei ruchomej (rys. 6.43b), nie mającej kontaktu z materiałem odkształcanym, tylko w niewielkim stopniu przedostaje się do II strefy wykroju, mającej kontakt z odkształcanym materiałem. Z tego powodu warunki tarcia na powierzchni wykroju, w której kształtowany jest kołnierz są zmienne w czasie i bardzo trudne do zamodelowania w symulacjach numerycznych. W tych różnicach upatruje się rozbieżności pomiędzy wynikami teoretycznymi, a doświadczalnymi.



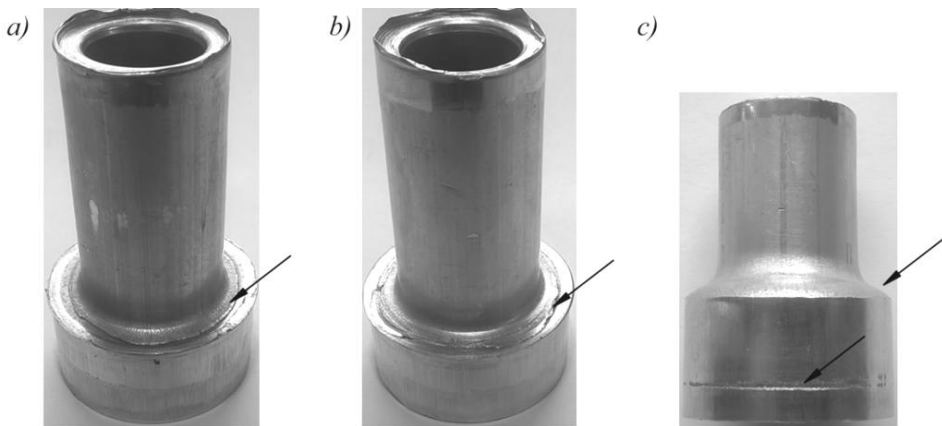
Rys. 6.44. Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=26$ mm wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3$ mm: a) tuleja ruchoma wysuwająca się bez sprężyn dociskających, b) tuleja ruchoma wysuwająca się z dociskiem 6 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=519,3$ N/mm, c) tuleja ruchoma wysuwająca się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm

Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=26\text{ mm}$ wykonane przy użyciu tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ zostały przedstawione na rys. 6.44. Zastosowanie tulei ruchomej wysuwającej się bez docisku spowodowało uzyskanie wyrobu wadliwego (rys. 6.44a). Wykrój został wypełniony w niewielkim stopniu materiałem odkształcanym, co spowodowane było zbyt szybkim i zbyt wczesnym wysuwaniem się tulei ruchomej. W związku z powyższym zrealizowano proces wyciskania kołnierza z dociskaną tuleją ruchomą. Zastosowanie sześciu sprężyn (o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=519,3\text{ N/mm}$) dociskających tuleję ruchomą poprawiło warunki kształtowania, aczkolwiek nie uzyskano wyrobu prawidłowego (rys. 6.44b). Na powierzchni bocznej kołnierza zaobserwowano braki materiału (wada w postaci niewypełnienia wykroju na powierzchni bocznej kołnierza). Wyrób prawidłowy uzyskano dzięki zastosowaniu dwunastu sprężyn (o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7\text{ N/mm}$) dociskających tuleję ruchomą (rys. 6.44c). Dla odkuwki bez wad przedstawiono przebieg siły przyłożonej do stempla w funkcji jego przemieszczenia (rys. 6.45). Maksymalna wartość siły wyznaczona na podstawie obliczeń numerycznych wynosi 110 kN, natomiast wartość tej siły wyznaczona podczas badań doświadczalnych wynosi 150 kN. Rozbieżności, jak już wcześniej wspomniano, najprawdopodobniej wynikają z wyidealizowanych w obliczeniach warunków tarcia.



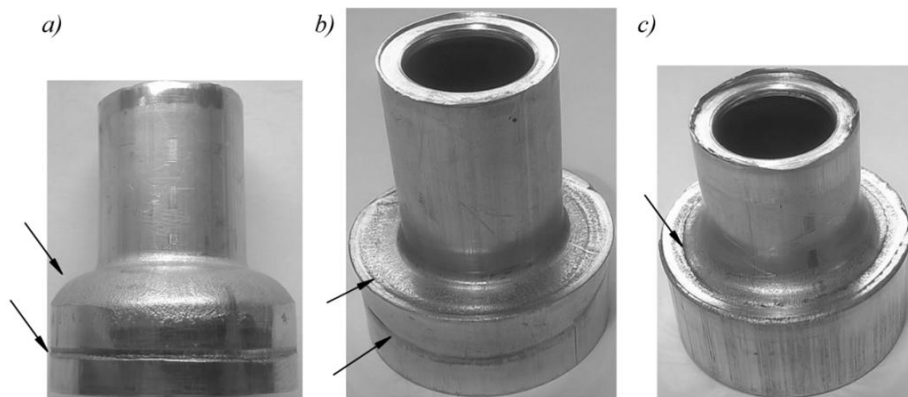
Rys. 6.45. Przebieg siły w funkcji drogi stempla podczas wyciskania kołnierza o średnicy $D_k=26\text{ mm}$ z zastosowaniem tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$, dociskanej za pomocą 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $1039,7\text{ N/mm}$

Próby doświadczalne wyciskania kołnierzy o średnicy $D_k=29\text{ mm}$ wykazały, że niezależnie od promienia zaokrąglenia tulei ruchomej oraz siły jej docisku w odkuwce powstają wady. Zastosowanie tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=1\text{ mm}$ zarówno z dociskiem jak i bez prowadzi do powstania zakucia na górnej powierzchni kołnierza (rys. 6.46a i b). Niemniej jednak w trakcie procesu materiał całkowicie wypełnia wykrój. Natomiast w przypadku zastosowania tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ dociskanej za pomocą dwunastu sprężyn zaobserwowano niewypełnienie wykroju na powierzchni bocznej kołnierza oraz w jego górnym narożu (rys. 6.46c).

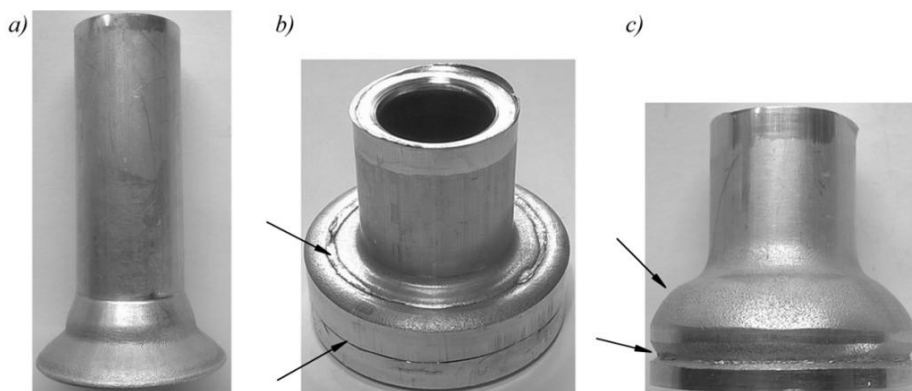


Rys. 6.46. Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=29\text{ mm}$ wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej: a) o promieniu zaokrąglenia $R=1\text{ mm}$ wysuwającej się bez sprężyn dociskających, b) o promieniu zaokrąglenia $R=1\text{ mm}$ wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7\text{ N/mm}$, c) o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7\text{ N/mm}$

W przypadku kształtowania odkuwek z kołnierzami o średnicy $D_k=32\text{ mm}$ uzyskano wyroby z wadami. Zastosowanie dociskanej sześcioma sprężynami tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R=1\text{ mm}$ spowodowało niewypełnienie wykroju na bocznej powierzchni kołnierza oraz w jego górnym narożu (rys. 6.47a). Zwiększenie siły docisku pozwoliło wyeliminować wady związane z niewypełnieniem wykroju, aczkolwiek doprowadziło do powstania zakuć na powierzchni bocznej oraz górnej kołnierza (rys. 6.47b). Wyciskanie z tuleją ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ również nie zapewnia prawidłowego przebiegu procesu i prowadzi do powstania zakucia na górnej powierzchni kołnierza (rys. 6.47c).



Rys. 6.47. Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=32$ mm wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej: a) o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm wysuwającej się z dociskiem 6 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=519,3$ N/mm, b) o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm, c) o promieniu zaokrąglenia $R=3$ mm wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm



Rys. 6.48. Odkuwki z kołnierzem o średnicy $D_k=35$ mm wyciskane z zastosowaniem tulei ruchomej: a) o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm wysuwającej się bez docisku, b) o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm, c) o promieniu zaokrąglenia $R=3$ mm wysuwającej się z dociskiem 12 sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7$ N/mm

Odkuwki z kołnierzami o średnicy $D_k=35$ mm przedstawiono na rys. 6.48. W przypadku wyciskania z tuleją ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=1$ mm wysuwającą się bez docisku dochodzi do zbyt szybkiego jej wysuwania, co skutkuje niewypełnieniem wykroju (rys. 6.48a). Zastosowanie dociskanej tulei ruchomej powoduje, że wykrój zostaje całkowicie wypełniony, niemniej jednak

w odkuwce tworzą się zakucia na bocznej i górnej powierzchni kołnierza (rys. 6.48b). W przypadku wyciskania z dociskaną tuleją ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ zaobserwowano, że uzyskany w procesie kołnierza charakteryzuje się niewypełnieniem wykroju na powierzchni bocznej oraz w jego górnym narożu (rys. 6.48c).

6.3. Podsumowanie

Przeprowadzone badania teoretyczno-doświadczalne dotyczące procesu kształtowania kołnierzy w wyrobach drażonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją wykazały, że odkuwki bez wad uzyskano w procesie wyciskania kołnierza o średnicy $D_k=26\text{ mm}$, wykorzystując tuleję ruchomą o promieniu zaokrąglenia $R=3\text{ mm}$ dociskaną za pomocą dwunastu sprężyn o sumarycznym współczynniku sprężystości $k=1039,7\text{ N/mm}$, której początkowe wysunięcie wynosiło $h_0=1\text{ mm}$. Biorąc pod uwagę wymiary wsadu, którego średnica zewnętrzna wynosi $D=20\text{ mm}$, a grubość ścianki $g=3\text{ mm}$ można stwierdzić, że proces wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia wykonanie w jednym zabiegu odkuwek z kołnierzami o średnicy większej od zewnętrznej średnicy wsadu o dwie grubości ścianki ($D_k=D+2g$), przy zastosowaniu tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia równym grubości ścianki wsadu ($R=g$), której wartość początkowego wysunięcia wynosi $h_0=g/3$. Uzyskane w ten sposób kołnierze charakteryzują się stosunkowo dużą wysokością, która w zależności od potrzeb może mieć wartość równą od kilku do kilkunastu grubości ścianek wsadu. Oznacza to, że w procesie uzyskuje się kołnierze o stosunkowo dużych objętościach.

Nieprawidłowy dobór parametrów technologicznych powoduje, że w procesie pojawiają się zjawiska ograniczające, które uniemożliwiają uzyskanie wyrobu bez wad. Do zidentyfikowanych zjawisk ograniczających zaliczono: zakucie, niewypełnienie wykroju oraz fałdowanie kołnierza. Zakucia oraz niewypełnienie wykroju mogą występować w różnych obszarach odkuwki, w zależności warunków realizacji procesu. Do najistotniejszych parametrów technologicznych procesu zaliczono: średnicę kołnierza, wartość początkowego wysunięcia tulei ruchomej wraz z jej promieniem zaokrąglenia oraz siłę docisku tulei ruchomej.

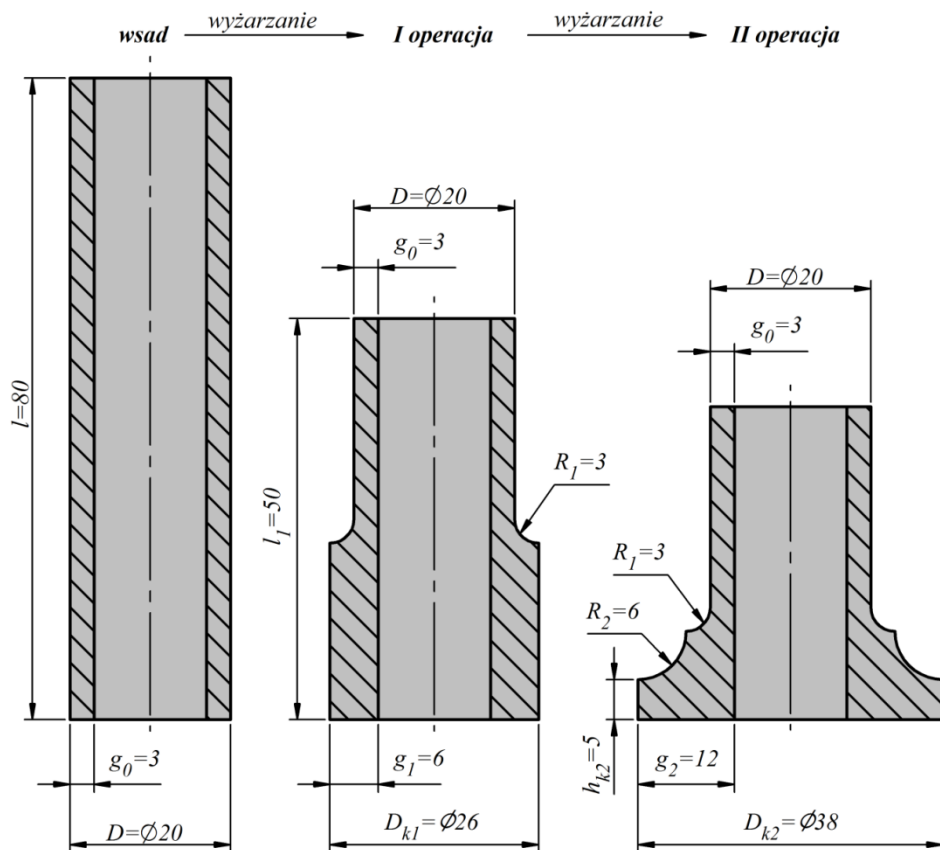
Przeprowadzone badania teoretyczne i doświadczalne wykazują dobrą zgodność pod względem jakościowym. Zidentyfikowane na podstawie obliczeń MES zjawiska ograniczające zostały zaobserwowane w badaniach doświadczalnych. Niemniej jednak występujących w niewielkim stopniu różnic ilościowych upatruje się głównie w niedoskonałości modelu numerycznego procesu. W rzeczywistości warunki tarcia pomiędzy materiałem odkształcanym a narzędziami są zmienne w czasie i bardzo trudne do odzwierciedlenia w symulacjach numerycznych. Ponadto model numeryczny nie uwzględnia niejednorodności materiału czy też wzajemnego oddziaływania narzędzi wynikającego z niezbędnych pomiędzy nimi luzów.

7. PRZYKŁADY WYROBÓW WYKONANYCH NOWĄ METODĄ WYCISKANIA

Zrealizowane badania własne wykazały, że kształtowanie wyrobów drążonych metodą wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia wykonanie w jednej operacji kołnierzy o stosunkowo dużych wysokościach, co wymaga odkształcenia znacznej długości wsadu rurowego. Należy zwrócić uwagę, że możliwe jest dalsze kształtowanie kołnierza w kolejnych operacjach, w których kosztem zmniejszenia wysokości kołnierza zwiększa się jego średnica. Ponadto proces wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia wykonanie kołnierzy o przekroju poprzecznym innym niż kołowy. W celu potwierdzenia powyższych spostrzeżeń w dalszej części rozdziału zostaną przedstawione przykłady wykonania kołnierza dwustopniowego wykonanego w dwóch operacjach oraz kołnierza sześciokątnego wykonanego w jednej operacji.

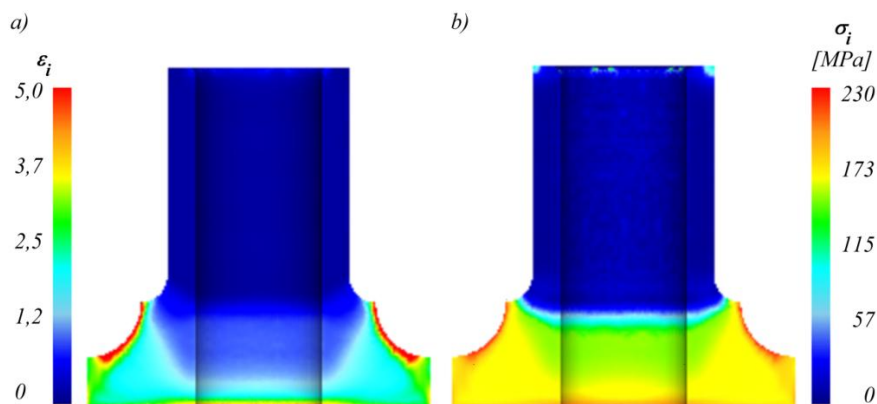
7.1. Odkuwka z kołnierzem dwustopniowym

Na podstawie wyznaczonych w rozdziale 6 parametrów technologicznych zapewniających prawidłowy przebieg procesu zaprojektowano proces wykonania kołnierza dwustopniowego, który zrealizowany będzie w dwóch operacjach (rys. 7.1). Założono, że w pierwszej operacji z wsadu rurowego o wymiarach $20\text{ mm} \times 3\text{ mm} \times 80\text{ mm}$ ($D \times g_0 \times l$) wykonana będzie odkuwka z kołnierzem o średnicy $D_{k1}=26\text{ mm}$ ($D_{k1}=D+2g_0$), a proces realizowany będzie przy wykorzystaniu tulei ruchomej o promieniu zaokrąglenia $R_1=3\text{ mm}$ ($R_1=g_0$), której wartość początkowego wysunięcia wynosić będzie $h_{01}=1\text{ mm}$ ($h_{01}=1/3g_0$). Przyjmując, że po pierwszej operacji średnica kołnierza wynosić będzie $D_{k1}=26\text{ mm}$, a grubość ścianki na odcinku wsadu z kołnierzem będzie równa $g_1=6\text{ mm}$, poprzez analogię założono, że wymiary po drugiej operacji wyniosą: średnica kołnierza $D_{k2}=38\text{ mm}$ ($D_{k2}=D_{k1}+2g_1$), promień zaokrąglenia tulei ruchomej $R_2=6\text{ mm}$ ($R_2=g_1$) i jej początkowe wysunięcie $h_{02}=2\text{ mm}$ ($h_{02}=1/3g_1$). Ponadto założono, że po pierwszej operacji całkowita długość odkuwki będzie wynosić $l_1=50\text{ mm}$, a po drugiej operacji wysokość stopnia kołnierza o średnicy $D_{k2}=38\text{ mm}$ ma być jak największa. Wartość ta wynika z wymiarów wsadu, wymiarów narzędzi oraz kinematyki ich ruchu i dla analizowanego przypadku wynosić będzie $h_{k2}=5\text{ mm}$. Przyjęto ponadto, że w procesie stosowane będzie wyżarzanie międzyoperacyjne.



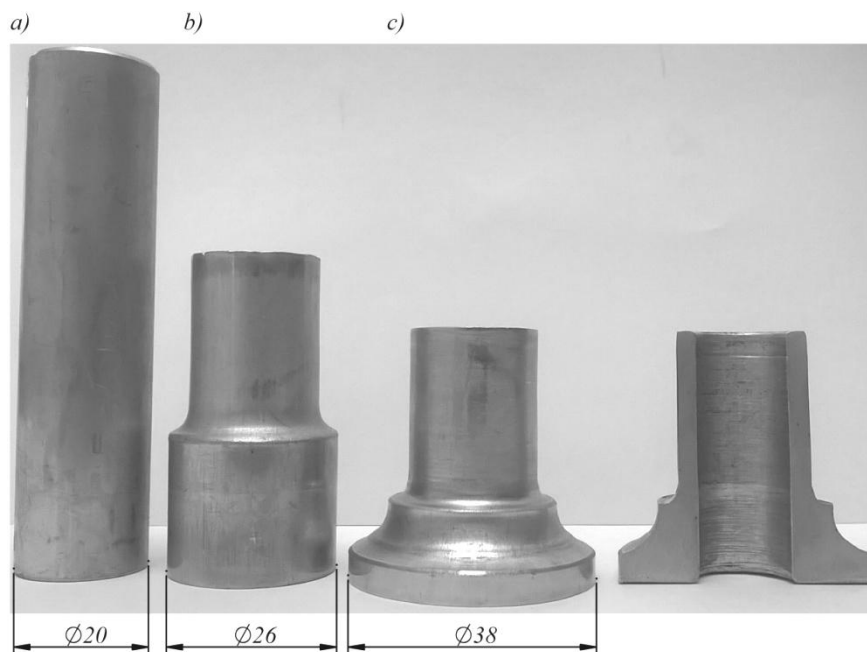
Rys. 7.1. Schemat procesu wykonania odkuwki z kołnierzem dwustopniowym

Wyniki symulacji numerycznych procesu wyciskania odkuwki z kołnierzem dwustopniowym zobrazowano na rys. 7.2 przedstawiającym rozkład intensywności odkształcenia oraz intensywności naprężenia. Zarówno największe wartości odkształcenia jak i naprężenia zlokalizowane są w strefie odkuwki zawierającej dwustopniowy kołnierz. W tych miejscach odkształcenia osiągają wartości do 5, natomiast naprężenia do 230 MPa. W pozostałej części odkuwki, materiał nie ulega odkształceniu plastycznemu, a jedynie przemieszcza się razem ze stemplem w kierunku dolnym. Stąd w tej strefie odkształcenia i naprężenia zredukowane osiągają znikome wartości.



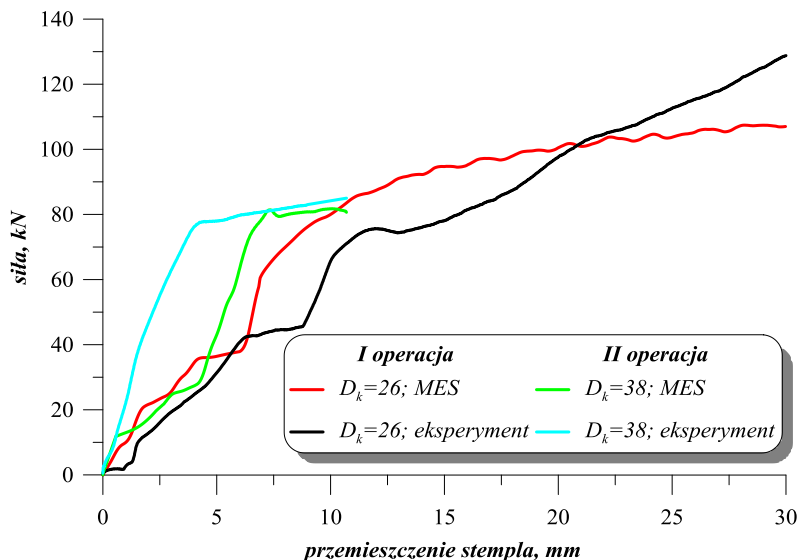
Rys. 7.2. Rozkład: a) intensywności odkształcenia, b) intensywności naprężenia w odkuwce z dwustopniowym kołnierzem

Odkuwki uzyskane w badaniach doświadczalnych przedstawiono na rys. 7.3. Uzyskano wyroby prawidłowe, w których nie stwierdzono wad związanych z nieprawidłowym wypełnieniem wykroju lub powstawaniem zakuć.



Rys. 7.3. Odkuwki uzyskane w badaniach doświadczalnych: a) wsad, b) odkuwka z kołnierzem jednostopniowym o średnicy $D_{k1}=26$ mm, c) odkuwka z kołnierzem dwustopniowym o średnicy $D_{k2}=38$ mm

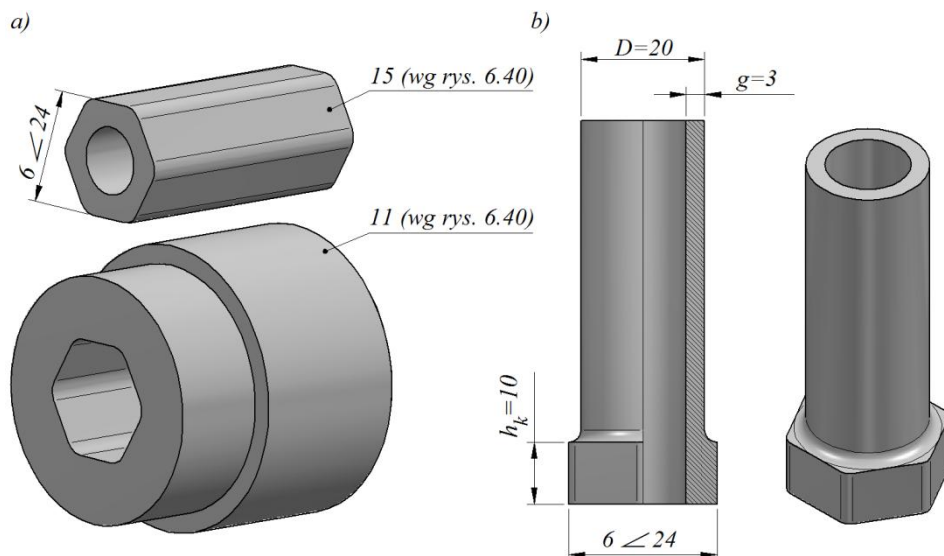
W trakcie badań doświadczalnych zarejestrowano przebieg siły przyłożonej do stempla, który przedstawiono na rys. 7.4. Wykres uzupełniono przebiegami sił wyznaczonymi w symulacjach numerycznych. Maksymalna wartość siły wyznaczonej w badaniach doświadczalnych wynosi 128 i 85 kN odpowiednio dla I i II operacji, podczas gdy wartości te wyznaczone na podstawie MES wynoszą: 107 i 81 kN.



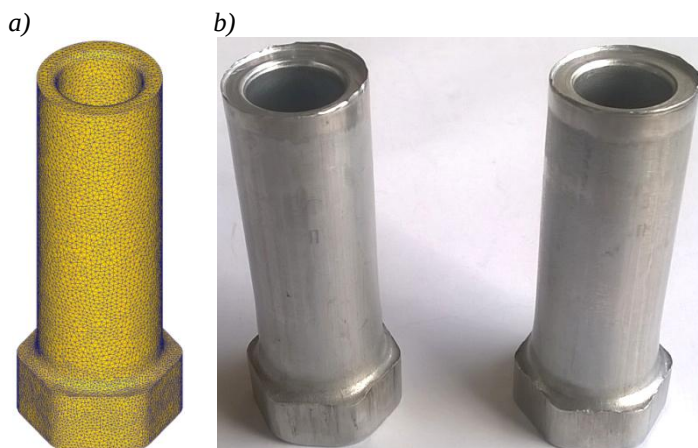
Rys. 7.4. Przebieg siły przyłożonej do stempla w procesie wyciskania odkuwki z kołnierzem dwustopniowym

7.2. Odkuwka z kołnierzem sześciokątnym

Proces wyciskania z ruchomą tuleją umożliwia kształtowanie kołnierzy o przekroju poprzecznym innym niż kołowym. W celu wykonania takiego kołnierza należy zastosować wkładkę kształtującą wyciskany kołnierz oraz tuleję nieruchomą (części numer 11 oraz 15 z rys. 6.40 przedstawiającego elementy składowe przyrządu do wyciskania z ruchomą tuleją) o przekroju poprzecznym zgodnym z kształtem przekroju kołnierza jaki ma być wykonany (rys. 7.5a). W związku z powyższym przedstawiony zostanie proces wyciskania kołnierza sześciokątnego, który może być wykorzystany np. do uchwycenia odkuwki kluczem do śrub. Założono, że na końcu wsadu rurowego o wymiarach 20 mm x 3 mm x 80 mm ($D \times g \times l$) wykonany będzie kołnierz współpracujący z kluczem 24 mm. Przyjęto wysokość kołnierza $h_k=10$ mm – taką samą jak wysokość łba sześciokątnego w śrubach metrycznych M16 z łbem pod klucz 24 mm (rys. 7.5b).



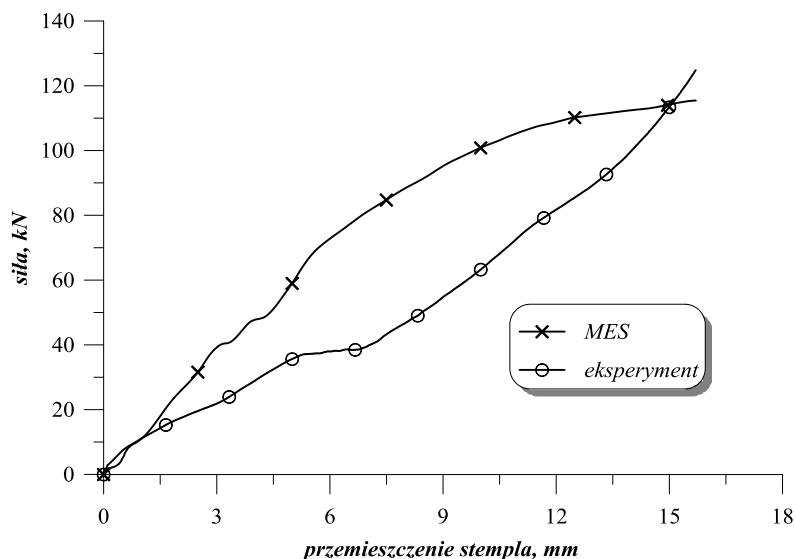
Rys. 7.5. Wyciskanie odkuwki z kołnierzem sześciokątnym: a) model narzędzi, b) model odkuwki



Rys. 7.6. Odkuwki z kołnierzem sześciokątnym: a) MES, b) eksperyment

Odkuwki uzyskane w symulacji numerycznej oraz w badaniach doświadczalnych zostały przedstawione na rys. 7.6. Wykonane zostały w jednej operacji i charakteryzują się bardzo dobrą zgodnością w zakresie ich kształtu. Zarówno w badaniach doświadczalnych jak i obliczeniach numerycznych stwierdzono, że wykrój został w sposób prawidłowy całkowicie wypełniony odkształcanym materiałem.

Na podstawie analizy przebiegu siły przyłożonej do stempla podczas wyciskania kołnierza sześciokątnego można stwierdzić, że jej maksymalna wartość wynosi ok 125 kN i pojawia się w końcowej fazie procesu (rys. 7.7). Siła teoretyczna jest nieco mniejsza i wynosi 115 kN. W tym przypadku uzyskano zatem dobrą zgodność ilościową. Należy jednak zwrócić uwagę na różnice w przebiegu sił, co może wynikać głównie z analizowanych wcześniej różnic w warunkach tarcia. Ponadto na podstawie przeprowadzonego eksperymentu można wnioskować, że dalsza realizacja procesu mająca na celu zwiększenie wysokości kołnierza wymagałaby przyłożenia do stempla coraz większej wartości siły.



Rys. 7.7. Przebieg siły przyłożonej do stempla podczas procesu wyciskania kołnierza sześciokątnego

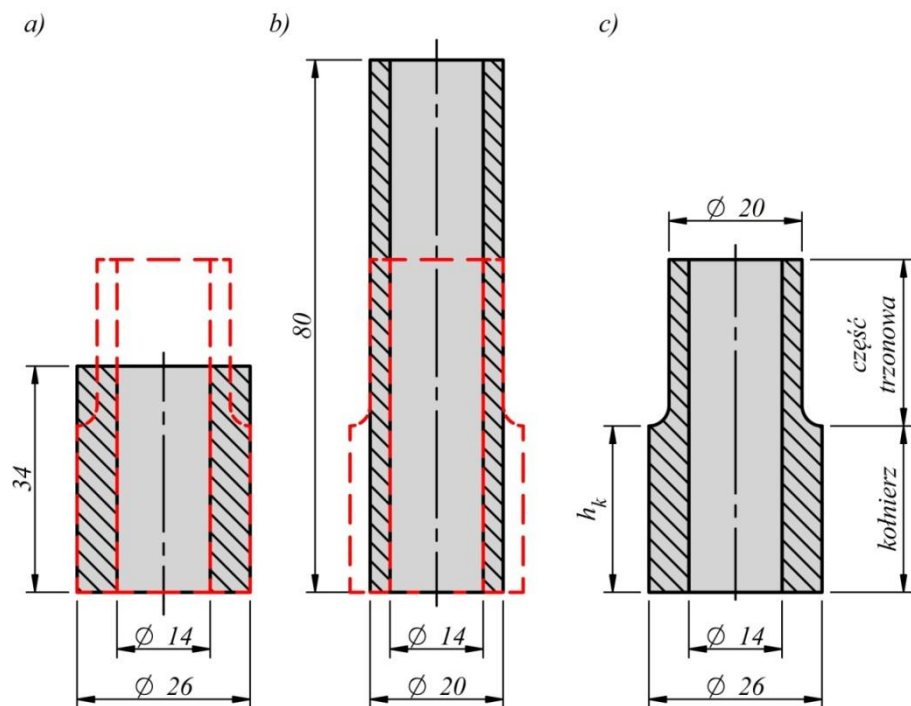
8. PORÓWNANIE WYCISKANIA Z RUCHOMĄ TULEJĄ Z WYBRANYMI TECHNOLOGIAMI

Kształtowanie wyrobów drążonych z kołnierzami może odbywać się przy wykorzystaniu różnych technologii. Każda z metod, które pokrótce przedstawiono w rozdziale drugim umożliwia kształtowanie odkuwek o określonej geometrii i dedykowana jest do wytwarzania określonych grup wyrobów. Technologiami, które umożliwiają wytwarzanie odkuwek o kształcie jak najbardziej zbliżonym do tych uzyskiwanych w procesie wyciskania z ruchomą tuleją oraz często stosowanymi w warunkach przemysłowych są:

- wyciskanie współbieżne i przeciwbieżne,
- wyciskanie promieniowe,
- kucie na kuźniarkach.

W związku z powyższym w dalszej części rozdziału przedstawiona zostanie analiza porównawcza każdej z ww. metod z procesem wyciskania z ruchomą tuleją.

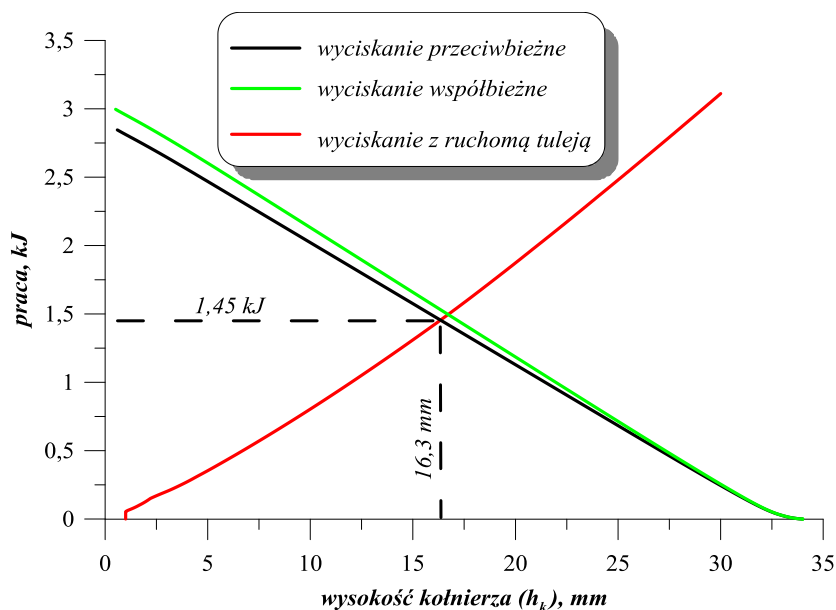
Procesy wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego w sposób znaczący różnią się od procesu wyciskania z ruchomą tuleją. Kształtowanie odkuwki drążonej z kołnierzem zewnętrznym na jej końcu w procesach wyciskania współbieżnego oraz przeciwbieżnego odbywa się poprzez zmniejszenie grubości ścianki wsadu drążonego (zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 2.24), natomiast podczas wyciskania z ruchomą tuleją dochodzi do zwiększania grubości ścianki wsadu. W związku z tym podczas wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego wyciskana jest część trzonowa odkuwki, natomiast podczas wyciskania z ruchomą tuleją wyciskany jest kołnierz (rys. 8.1c). Ze specyfiki kształtowania odkuwki w poszczególnych procesach wynika geometria wsadu. Dla wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego wsad musi mieć średnicę zewnętrzną równą średnicy kołnierza. Oznacza to, że w procesach tych należy stosować wsady rurowe o dużych grubościach ścianek. W przypadku wyciskania odkuwek z kołnierzami o stosunkowo dużych średnicach grubość ścianki w rurach o znormalizowanych wymiarach może okazać się zbyt mała. Wówczas wykonanie odkuwki metodą wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego wiąże się z koniecznością wykonania tulei grubościennych. W przypadku wyciskania z ruchomą tuleją nie jest konieczne stosownie wsadów będących tulejami grubościennymi z uwagi na ww. różnice w sposobie kształtowania odkuwek.



Rys. 8.1. Wsad do procesu: a) wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego, b) wyciskania z ruchomą tuleją oraz, c) odkuwka

Różnica w analizowanych metodach kształtowania odkuwek widoczna jest również w innym aspekcie. Przy wyciskaniu współbieżnym i przeciwbieżnym im mniejsza jest wysokość kołnierza tym większą objętość materiału należy odkształcić plastycznie aby go wykonać, podczas gdy dla wyciskania z ruchomą tuleją im mniejsza wysokość kołnierza, tym mniej materiału należy odkształcić. W związku z tym procesy wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego pod względem energochłonności będą mniej korzystne od procesu wyciskania z ruchomą tuleją w przypadku kształtowania niskich kołnierzy. Na rys. 8.2 przedstawiono przykładowy wykres przedstawiający pracę wykonaną przez siłę przyłożoną do stempla podczas kształtowania takiej samej odkuwki trzema rozpatrywanymi metodami (wymiary wsadów i najważniejsze wymiary odkuwki przedstawiono na rys. 8.1; wsady mają takie same objętości). Widoczne jest, że dla wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego praca wykonana przez siłę przyłożoną do stempla maleje wraz ze wzrostem wysokości kołnierza, natomiast w przypadku wyciskania z ruchomą tuleją rośnie – co wynika ze specyfiki poszczególnych procesów. Na podstawie wykresu można również stwierdzić, że dla analizowanych wymiarów wsadu i odkuwki energochłonność procesu zależy

od wysokości kołnierza. Dla wysokości wynoszącej do $h_k=16,3$ mm najkorzystniejszy jest proces wyciskania z ruchomą tuleją, natomiast w przypadku wyższych kołnierzy najmniej energochłonny jest proces wyciskania przeciwbieznego. Przedstawiony wykres dotyczy kształtowania odkuwki o stosunkowo małej długości, wynoszącej kilka średnic wsadu. W takich przypadkach, jak wykazano, zasadność stosowania procesu wyciskania z ruchomą tuleją zależy od wysokości kołnierza. W przypadku kształtowania bardzo długich odkuwek posiadających na swoich końcach kołnierze (np. wały przeniesienia napędu) stosowanie procesu wyciskania z ruchomą tuleją będzie dużo bardziej efektywne, ponieważ wówczas odkształceniu plastycznemu poddawana jest tylko określona długość wsadu niezbędna do wykonania kołnierza (zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 3.8), a nie cały wsad jak miałyby to miejsce w przypadku wyciskania współbieżnego i przeciwbieznego.

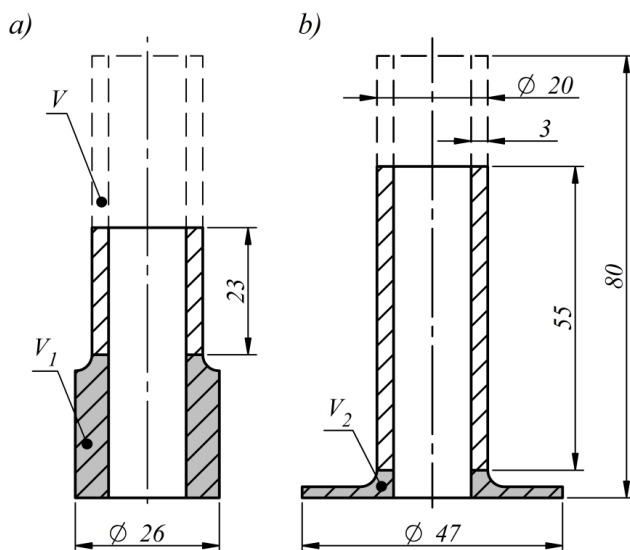


Rys. 8.2. Wykres pracy wykonanej przez siłę przyłożoną do stempla w trakcie procesu wyciskania kołnierza w funkcji wysokości kołnierza

Dodatkową cechą wyróżniającą proces wyciskania z ruchomą tuleją od procesu wyciskania współbieżnego i przeciwbieżnego jest możliwość wyciskania kołnierzy o przekroju poprzecznym innym niż kołowy bezpośrednio z wsadu rurowego. Wykonanie kołnierza kształtowego metodą wyciskania współbieżnego lub przeciwbieżnego wiązałoby się z koniecznością stosowania

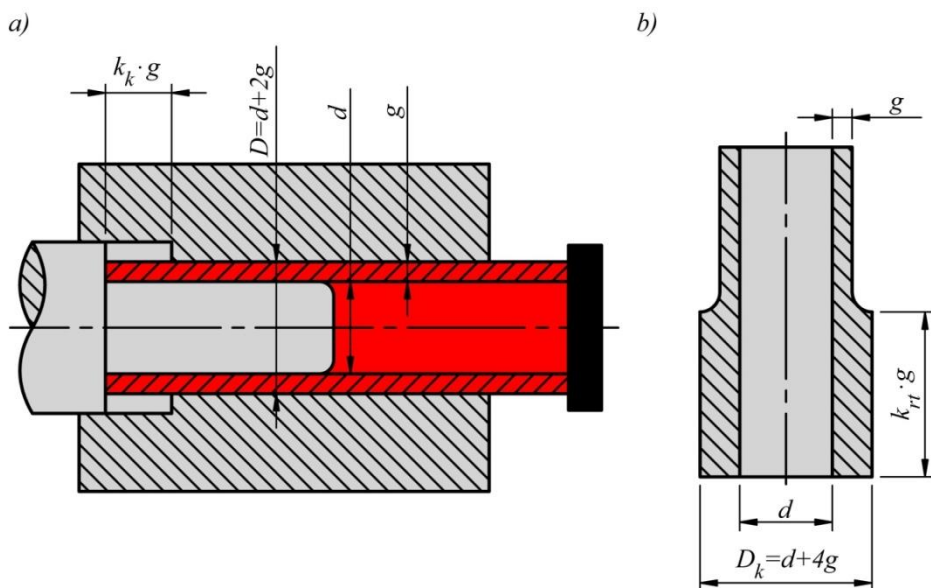
wsadu o kształcie przekroju poprzecznego takim samym jak kształt kołnierza. W związku z tym większość wyrobów hutniczych musiałaby być poddana dodatkowym operacjom prowadzącym do uzyskania odpowiedniej przedkuwki.

W procesie wyciskania promieniowego, jak wykazały badania własne przedstawione w rozdziale szóstym, występują dwa zjawiska ograniczające proces wyciskania kołnierza z wsadu rurowego. Maksymalna wysokość kołnierza ograniczona jest możliwością wyboczenia ścianki wsadu w początkowej fazie procesu, natomiast jego średnica ograniczona jest powstawaniem pęknięć. Uzyskana w ramach badań doświadczalnych maksymalna średnica kołnierza wynosi $\varnothing 47$ mm, podczas gdy jego wysokość wynosi 2 mm. W celu porównania uzyskanego kołnierza z kołnierzem możliwym do wykonania metodą wyciskania z ruchomą tuleją określono objętości poszczególnych kołnierzy. Dla wyciskania z ruchomą tuleją objętość kołnierza wynosi $V_1 = 9132,6 \text{ mm}^3$, natomiast dla wyciskania promieniowego objętość wynosi $V_2 = 4005,5 \text{ mm}^3$ (rys. 8.3). W związku z powyższym z takiego samego wsadu w kołnierz przekształcono około 71 i 31% objętości wsadu ($V = 12817,7 \text{ mm}^3$), odpowiednio dla wyciskania z ruchomą tuleją oraz wyciskania promieniowego. Na podstawie analizy objętości kołnierzy wykonanych dwoma przedstawionymi metodami można stwierdzić, że w procesie wyciskania z ruchomą tuleją uzyskano ponad dwukrotnie większy kołnierz niż podczas wyciskania promieniowego ($V_1 = 2,28V_2$).



Rys. 8.3. Wymiary odkuwek z kołnierzem uzyskane w procesie: a) wyciskania z ruchomą tuleją, b) wyciskania promieniowego

Jednym z ograniczeń występujących w procesie kucia na kuźniarce kołnierzy zewnętrznych z wsadów rurowych jest możliwość wyboczenia ścianki wsadu prowadząca do powstania wad w postaci podłamów i zakuć. W związku z tym długość fragmentu rury poddawanego spęczaniu zależna jest od wymiarów wsadu oraz kołnierza. Zgodnie z wytycznymi dotyczącymi spęczania rur opracowanymi przez Dunajewa [84] w jednej operacji można spęczyć odcinek rury o długości wynoszącej od jednej do dwóch grubości ścianki wsadu, natomiast wg Riebelskiego [84] w jednym zabiegu można spęczyć ściankę rury na dowolną grubość tylko wtedy, gdy stosunek długości rury podlegającej spęczaniu i grubości ścianki wsadu jest mniejszy od 3 (zależności $2.6 \div 2.11$). W związku z powyższym w procesie kucia na kuźniarce odkształceniu plastycznemu poddawana jest określona objętość wsadu, która zostaje przekształcona w kołnierza. Objętość ta w przeciwieństwie do procesu wyciskania z ruchomą tuleją nie ulega zmianie w trakcie realizacji procesu. Przyjmując oznaczenia zgodne z rys. 8.4 można przeprowadzić analizę porównawczą dotyczącą objętości kołnierzy możliwych do uzyskania w jednej operacji kucia na kuźniarce i wyciskania z ruchomą tuleją.



Rys. 8.4. Kształtowanie kołnierzy w wyrobach drążonych: a) schemat procesu kucia na kuźniarce, b) odkuwka uzyskana w procesie wyciskania z ruchomą tuleją

Zakładając, że w procesie kucia na kuźniarce długość odcinka rury poddawanego spęczaniu jest wielokrotnością k_k grubości ścianki wsadu g , to objętość V_k fragmentu wsadu, która zostanie przekształcona w kołnierz (czyli objętość kołnierza), można opisać zależnością (8.1):

$$\begin{aligned} V_k &= \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - d^2) \cdot k_k \cdot g = \frac{\pi}{4} \cdot [(d + 2g)^2 - d^2] \cdot k_k \cdot g = \\ &= \pi \cdot k_k \cdot g^2 \cdot (d + g) \end{aligned} \quad (8.1)$$

W procesie wyciskania z ruchomą tuleją w jednej operacji możliwy jest do uzyskania kołnierz o wysokości co najmniej kilkakrotnie większej od grubości ścianki wsadu oraz o średnicy większej od średnicy zewnętrznej wsadu o dwie grubości ścianki. Objętość kołnierza V_{rt} można zatem wyrazić wzorem (8.2):

$$\begin{aligned} V_{rt} &= \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - d^2) \cdot k_{rt} \cdot g = \frac{\pi}{4} \cdot [(d + 4g)^2 - d^2] \cdot k_{rt} \cdot g = \\ &= 2\pi \cdot k_{rt} \cdot g^2 \cdot (d + 2g) \end{aligned} \quad (8.2)$$

Na podstawie wyznaczonych objętości kołnierzy możliwe jest określenie ich stosunku λ wyrażonego wzorem (8.3):

$$\lambda = \frac{V_{rt}}{V_k} = \frac{2\pi \cdot k_{rt} \cdot g^2 \cdot (d + 2g)}{\pi \cdot k_k \cdot g^2 \cdot (d + g)} = 2 \cdot \frac{k_{rt}}{k_k} \cdot \left(1 + \frac{g}{d + g}\right). \quad (8.3)$$

Na podstawie zależności 8.3 można stwierdzić, że objętość kołnierza możliwa do uzyskania w procesie wyciskania z ruchomą tuleją jest kilkakrotnie większa od objętości kołnierza możliwego do uzyskania w procesie kucia na kuźniarce ponieważ współczynnik k_{rt} może przyjmować większe wartości od współczynnika k_k . Przykładowo, wg zaleceń Riebelskiego można przyjąć maksymalną wartość współczynnika $k_k=3$. Dla wyciskania z ruchomą tuleją wartość współczynnika k_{rt} zależy od stopnia realizacji procesu i może przyjmować wartości od kilku do kilkunastu. Na potrzeby niniejszej analizy porównawczej przyjęto wartość $k_{rt}=8$ oraz $g=3$ mm i $d=14$ mm. Są to wartości takie same jak dla odkuwki z kołnierzem przedstawionym na rys. 7.3b. Dla powyższych danych liczbowych parametr $\lambda=6,3$, co oznacza, że w procesie wyciskania z ruchomą tuleją w jednym zabiegu uzyskuje się kołnierz o objętości ponad sześciokrotnie większej od kołnierza wykonanego w jednym zabiegu na kuźniarce.

9. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W niniejszym opracowaniu przedstawiono nową metodę wytwarzania wyrobów drążonych z kołnierzami polegającą na wyciskaniu z ruchomą tuleją. Na podstawie analizy stanu zagadnienia stwierdzono, że kształtowanie kołnierzy w wyrobach drążonych bezpośrednio z wsadów rurowych związane jest z licznymi ograniczeniami, które uniemożliwiają wytwarzanie kołnierzy o dużych objętościach. Wykonanie kołnierza o dużej średnicy i wysokości związane jest z koniecznością odkształcenia znacznej ilości materiału. W związku z tym przy dużym fragmencie rury podlegającym odkształceniu plastycznemu może dojść do wyboczenia ścianki wsadu, które prowadzi do powstania zakuć. Stosując odpowiednie procesy oraz dobierając ich parametry technologiczne tak, aby uniknąć zjawiska wyboczenia ścianki wsadu (np. rozpychanie, wyciskanie promieniowe) uzyskanie stosunkowo dużego kołnierza ograniczone jest nierównomiernym rozkładem grubości oraz możliwością utraty spójności materiału. Spowodowane jest to występowaniem w kołnierzu naprężeń rozciągających.

W analizowanej w pracy nowej metodzie kształtowania zastosowano ruchomą tuleję, która zapobiega zjawisku wyboczenia ścianki wsadu oraz tworzy wykrój zamknięty, dzięki czemu zmniejsza się ryzyko powstawania pęknięć w odkuwce. Ponadto dzięki temu, że ruchoma tuleja w trakcie procesu przemieszcza się przeciwbieżnie do ruchu stempla stale zwiększa się objętość wykroju, umożliwiając tym samym kształtowanie stosunkowo wysokich kołnierzy. Warto zaznaczyć, że jedynym napędzanym w procesie narzędziem jest stempel, podczas gdy tuleja ruchoma wysuwa się samoczynnie pod wpływem nacisku materiału odkształcanego. W związku z tym proces może być realizowany na typowych prasach kuźniczych, co ma istotne znaczenie w przypadku jego implementacji do zastosowań przemysłowych.

Przeprowadzone badania teoretyczno-doświadczalne dały podstawę do sformułowania poniższych wniosków końcowych.

1. Możliwe jest wykonanie prawidłowych wyrobów metodą wyciskania z ruchomą tuleją. Do najważniejszych parametrów procesu zaliczono: wartość początkowego wysunięcia tulei ruchomej (h_0), promień zaokrąglenia jej krawędzi roboczej (R), średnicę kołnierza (D_k), oraz siłę docisku tulei ruchomej.

2. Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że najlepsze rezultaty uzyskuje się wówczas, gdy wartość początkowego wysunięcia tulei ruchomej jest trzykrotnie mniejsza od grubości ścianki wsadu ($h_0=g/3$). Nieodpowiednio dobrana wartość h_0 powoduje, że w początkowej fazie procesu dochodzi do wyboczenia ścianki wsadu skutkującego zakuciem.
3. Promień zaokrąglenia R krawędzi roboczej tulei ruchomej ma wpływ na jej ruch; większy promień zaokrąglenia powoduje, że tuleja ruchoma zaczyna wysuwać się wcześniej niż przy zastosowaniu mniejszego promienia zaokrąglenia. Na podstawie badań stwierdzono, że najlepsze rezultaty spośród rozpatrywanych wariantów uzyskuje się przy promieniu zaokrąglenia tulei ruchomej równym grubości ścianki wsadu ($R=g$).
4. Dla badanego stopu aluminium maksymalna średnica kołnierza możliwa do uzyskania metodą wyciskania z ruchomą tuleją może być większa od średnicy zewnętrznej wsadu o dwie grubości ścianki ($D_k=D+2g$).
5. Przeprowadzone badania wykazały, że ważnym parametrem procesu jest siła dociskająca tuleję ruchomą realizowana za pomocą sprężyn. Wzrost siły dociskającej tuleję ruchomą (wzrost sumarycznego współczynnika sprężystości sprężyn) zapewnia lepsze wypełnienie wykroju, aczkolwiek powoduje wzrost całkowitej siły kształtowania przyłożonej do stempla.
6. W procesie kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją, przy zastosowaniu nieprawidłowych parametrów procesu (prowadzących do uzyskania wyrobu wadliwego) występują zjawiska ograniczające, do których zaliczono: wady związane z niewypełnieniem wykroju, tworzenie się zakuć oraz fałdowanie kołnierza. Niewypełnienie wykroju może wystąpić w dolnym i górnym narożu kołnierza oraz na jego bocznej powierzchni, natomiast zakucia mogą pojawić się na górnej, dolnej i bocznej powierzchni kołnierza.
7. Proces wyciskania z ruchomą tuleją może służyć do kształtowania kołnierzy o przekroju poprzecznym kołowym i niekołowym (przykład wykonania kołnierza sześciokątnego). Dzięki modułowej konstrukcji przyrządu zmiana przekroju poprzecznego kołnierza wymaga zmiany tylko dwóch narzędzi (pozostałe elementy składowe przyrządu pozostają bez zmian), co w przypadku dużej różnorodności odkuwek nie wymaga znaczących nakładów finansowych związanych z wykonaniem narzędzi. Ponadto proces może być realizowany w kilku zabiegach, w których kosztem zmniejszenia wysokości kołnierza możliwe jest zwiększenie jego średnicy. Kształtowanie odkuwki w kilku zabiegach umożliwia również wykonanie kołnierzy stopniowanych.

8. Przeprowadzona analiza porównawcza badanego procesu z wybranymi technologiami kształtowania (do których z uwagi na możliwość do uzyskania podobną geometrię kołnierza zaliczono wyciskanie współbieżne i przeciwbieżne, kucie na kuźniarkach oraz wyciskanie promieniowe) wykazała, że proces wyciskania z ruchomą tuleją charakteryzuje się większą efektywnością. Umożliwia wykonanie kołnierzy o większych objętościach i o zróżnicowanym kształcie przekroju poprzecznego, oraz w określonych przypadkach charakteryzuje się mniejszą energochłonnością.

LITERATURA

1. Almeida B.P.P., Alves M.L., Rosa P.A.R., Brito A.G., Martins P.A.F.: *Expansion and reduction of thin-walled tubes using a die: Experimental and theoretical investigation*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 2006, vol. 46, s. 1643–1652.
2. Altinbalik T., Can Y.: *An experimental study of lateral extrusion of splines*. „Materials and Design”, 2006, vol. 27, s. 727–734.
3. Alves L.M., Dias E.J., Martins P.A.F.: *Joining sheet panels to thin-walled tubular profiles by tube end forming*. „Journal of Cleaner Production”, 2011, vol. 19, s. 712–719.
4. Alves L.M., Martins P.A.F.: *Forming of thin-walled tubes into toroidal shells*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2010, vol. 210, s. 689–695.
5. Alves L.M., Martins P.A.F.: *Tube branching by asymmetric compression beading*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2012, vol. 212, s. 1200–1208.
6. Alves L.M., Silva C.M.A., Martins P.A.F.: *End-to-end joining of tubes by plastic instability*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2014, vol. 214, s. 1954–1961.
7. Alves M.L., Almeida B.P.P., Rosa P.A.R., Martins P.A.F.: *End forming of thin-walled tubes*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2006, vol. 177, s. 183–187.
8. Arentof M., Petersen S.B., Rodrigues J.M.C., Martins P.A.F., Balendra R., Wanheim T.: *Review of research into the injection forging of tubular materials*. „Journal of Materials Processing Technology”, 1995, vol. 52, s. 460–471.
9. Arentoft M., Bjerregaard H., Andersen C.B., Wanheim T.: *The influence of the constitutive behaviour of materials on the formability in radial extrusion of tubular components*. „Journal of Materials Processing Technology”, 1998, vol. 75, s. 122–126.
10. Balendra R., Qin Y.: *Injection forging: engineering and research*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2004, vol. 145, s. 189–206.

11. Bijak-Żochowski M., Dietrich M., Kacperski T., Stupnicki J., Szala J., Witkowski J.: *Podstawy konstrukcji maszyn. Tom 2.* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1999.
12. Choi H.J., Choi J.H., Hwang B.B.: *The forming characteristics of radial-backward extrusion.* „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 113, s. 141–147.
13. Chudzikiewicz R.: *Odlewnictwo i obróbka plastyczna w zarysie.* Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Szczecińskiej, Szczecin 1996.
14. Dobrzański L. A.: *Metaloznawstwo opisowe stopów metali nieżelaznych.* Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2008.
15. Du Ko B., Joon Kim D., Hyung Lee S., Bok Hwang B.: *The influence of die geometry on the radial extrusion processes.* „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 113, s. 109–114.
16. Erbel S., Kuczyński K., Marciniak Z.: *Obróbka plastyczna.* Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa 1981.
17. Farhoumand A., Ebrahimi R.: *Analysis of forward-backward-radial extrusion process.* „Materials and Design”, 2009, vol. 30, s. 2152–2157.
18. Goncalves A., Alves L.M., Martins P.A.F.: *Tube joining by asymmetric plastic instability.* „Journal of Materials Processing Technology”, 2014, vol. 214, s. 132–140.
19. Gontarz A., Pater Z., Tomczak J., Winiarski G.: *Theoretical and experimental research on a method for producing a triangular rosette-shaped flange.* „Key Engineering Materials”, 2014, vol. 622–623, s. 1166–1172.
20. Gontarz A., Pater Z., Tomczak J.: *Sposób wytwarzania kołnierzy czółowych w kształcie czteroramiennej rozety.* Biuletyn Urzędu Patentowego, 2013, vol. 41, nr 8, s. 10–10.
21. Gontarz A., Weroński W. S.: *Kucie stopów aluminium. Aspekty technologiczne i teoretyczne procesu.* Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2001.
22. Gontarz A., Winiarski G.: *Analiza teoretyczna procesu kształtowania uzębionego wału drążonego metodą wyciskania z ruchomą tuleją.* „Hutnik - Wiadomości Hutnicze”, 2015, nr 2, s. 153–157.
23. Gontarz A., Winiarski G.: *Numerical and experimental study of producing flanges on hollow parts by extrusion with a movable sleeve.* „Archives of Metallurgy and Materials”, 2015, vol. 60, nr 3, s. 1917–1921.
24. Gontarz A., Winiarski G.: *Wpływ warunków smarowania na przebieg procesu kształtowania kołnierzy w wyrobach drążonych.* „Hutnik - Wiadomości Hutnicze”, 2015, nr 9, s. 614–619.
25. Hu X.L., Wang Z.R.: *Numerical simulation and experimental study on the multi-step upsetting of a thick and wide flange on the end of a pipe.* „Journal of Materials Processing Technology”, 2004, vol. 151, s. 321–327.

26. Hulboj S.: *Obróbka ubytkowa*. Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 1997.
27. Konieczka P., Namieśnik J.: *Ocena i kontrola jakości wyników pomiarów analitycznych*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2013.
28. Kosowski A.: *Zarys odlewnictwa i wytapiania stopów*. Wydawnictwo AGH, Kraków 2001.
29. Krukowski A., Tutaj J.: *Połączenia odkształceniowe*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa 1987.
30. Lee Y.S., Hwang S.K., Chang Y.S., Hwang B.B.: *The forming characteristics of radial-forward extrusion*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 113, s. 136–140.
31. Li M., Sun Z., Li M., Yang H.: *FEM numerical simulation of tube axial drawing process*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2005, vol. 160, s. 396–400.
32. Lin S.Y., Lin F.C.: *Predictions of the minimum relative depth of die cavity and the minimum amount of preforming in the radial extrusion of tubular components*. „Computers and Structures”, 2006, vol. 84, s. 503–513.
33. Lipski T.: *Kucie na kowarkach*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1979.
34. Lopes A.B., Petersen S.B., Rodrigues J.M.C., Martins P.A.F., Gracio J.J.: *Injection forging of tubes: results of macroscopic analysis and comparison with microstructural observations*. „Materials Science and Engineering: A”, 1998, vol. 248, s. 276–286.
35. Luo Y.H., Huang Z.W., Zhang X.L.: *FEM analysis of external inversion and energy absorbing characteristics of inverted tubes*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2007, vol. 187–188, s. 279–282.
36. Ma Y., Qin Y., Balendra R.: *Upper-bound analysis of the pressure-assisted injection forging of thick-walled tubular components with hollow flanges*. „International Journal of Mechanical Sciences”, 2006, vol. 48, s. 1172–1185.
37. Maroszek J., Żółtowski J.: *Podstawy konstrukcji maszyn. Połączenia*. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1974.
38. Materniak J.: *Obróbka Plastyczna. Materiały pomocnicze. Część 1: Wyciskanie metali na zimno*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1994.
39. Mazerski J.: *Statystyczna analiza wyników doświadczalnych*. Wydawnictwo Malamut, Warszawa 2009.
40. Mizuno T., Mizuno T., Kitamura K.: *An experiment on injection upsetting*. „Journal of Materials Processing Technology”, 1999, vol. 96, s. 234–239.
41. Nam C.H., Lee M.Ch., Eom J.G., Choi M.H., Joun M.S.: *Finite element analysis model of rotary forging for assembling wheel hub bearing assembly*. „Procedia Engineering”, 2014, vol. 81, s. 2475–2480.

42. Niknejad A., Moeinifard M.: *Theoretical and experimental studies of the external inversion process in the circular metal tubes*. „Materials and Design”, 2012, vol. 40, s. 324–330.
43. Ohashi T., Matsui K., Saotome Y.: *The lateral extrusion of copper pipes with a lost core of low temperature melting alloy*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 113, s. 98–102.
44. Olszak W.: *Obróbka skrawaniem*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2009.
45. Partyka H., Myszkowski J., Mazak T., Kranz J.: *Wyciskanie na zimno cylindrów stalowych dla urządzeń górniczych*. Wydawnictwo Śląsk - Katowice, Katowice 1970.
46. Pater Z., Gontarz A., Tomczak J.: *Kształtowanie przez rozpychanie kołnierza drążonego wału wirnika*. „Hutnik - Wiadomości Hutnicze”, 2012, nr 3, s. 131–134.
47. Pater Z., Gontarz A., Tomczak J.: *Kształtowanie przez rozpychanie kołnierzy wałów drążonych*. „Rudy i Metale Nieżelazne”, 2012, vol. 57, nr 2, s. 84–87.
48. Pater Z., Samołyk G.: *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2013.
49. Pater Z., Tomczak J., Gontarz A.: *Sposób wytwarzania kołnierzy czółowych w kształcie dwuramiennej rozety*. Biuletyn Urzędu Patentowego, 2013, vol. 41, nr 8, s. 10–10.
50. Pater Z., Tomczak J., Gontarz A.: *Sposób wytwarzania kołnierzy czółowych w kształcie trójramiennych rozet*. Biuletyn Urzędu Patentowego, 2013, vol. 41, nr 8, s. 11–11.
51. Perzyk M., Waszkiewicz S., Kaczorowski M., Jopkiewicz A.: *Odlewnictwo*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2012.
52. PN-EN 573-3: Aluminium i stopy aluminium. Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie. Część 3: Skład chemiczny i rodzaje wyrobów.
53. PN-EN 755-2: Aluminium i stopy aluminium. Pręty, rury i kształtowniki wyciskane. Część 2: Własności mechaniczne.
54. Przybyłowicz K.: *Metaloznawstwo*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1999.
55. Qin Y., Balendra R.: *An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2004, vol. 145, s. 153–162.
56. Qin Y., Balendra R.: *Computer-aided design of net-forming by injection forging of engineering components*. „Journal of Materials Processing Technology”, 1998, vol. 76, s. 62–68.

57. Qin Y., Balendra R.: *Optimisation of the lubrication for the extrusion of solid and tubular components by injection forging*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2003, vol. 135, s. 219–227.
58. Qin Y., Ma Y., Balendra R.: *Pressurising materials and process design considerations of the pressure-assisted injection forging of thick-walled tubular components*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2004, vol. 150, s. 30–39.
59. Qiu X. M., He L. H., Yu X. H.: *An improved theoretical model of a metal tube under free external inversion*. „Thin-Walled Structures”, 2014, vol. 80, s. 32–37.
60. Romanowski W. P.: *Poradnik obróbki plastycznej na zimno*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1976.
61. Rosa P. A., Baptista R. M. O., Rodrigues J. M. C., Martins P. A. F.: *An investigation on the external inversion of thin-walled tubes using a die*. „International Journal of Plasticity”, 2004, vol. 20, s.1931–1946.
62. Rosa P. A., Rodrigues J. M.C., Martins P. A.F.: *Internal inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 2004, vol. 44, s. 775–784.
63. Rosa P.A.R., Rodrigues J.M.C., Martins P.A.F.: *External inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 2003, vol. 43, s. 787–796.
64. Samółyk G., Tomczak J., Bartnicki J.: *Cold forming of AlCu4MgSi alloy by orbital forging*. „Archives of Metallurgy and Materials”, 2012, vol. 57, nr 1, s. 205–209.
65. Samółyk G.: *Investigation of the cold orbital forging process of an AlMgSi alloy bevel gear*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2013, vol. 213, s. 1692–1702.
66. Samółyk G.: *Orbital forging of a sleeve-type part with a simultaneous flanging*. „Steel Research International”, 2012, wydanie specjalne, s. 175–178.
67. Samółyk G.: *Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2012.
68. Samółyk G.: *Sposób i narzędzia do wywijania kołnierza z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym*. Biuletyn Urzędu Patentowego, 2012, vol. 40, nr 21 (1012), s. 9–10.
69. Samółyk G.: *Sposób i narzędzia do wywijania końca rury z jednoczesnym prasowaniem obwiedniowym*. Biuletyn Urzędu Patentowego, 2012, vol. 40, nr 21 (1012), s. 10–10.
70. Samółyk G.: *Studies on stress and strain state in cold orbital forging a AlMgSi alloy flange pin*. „Archives of Metallurgy and Materials”, 2013, vol. 58, nr 4, s. 1143–1189.

71. Samołyk G.: *Wybrane zagadnienia technologii i teorii prasowania obwiedniowego*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin, 2012.
72. Sekhon G.S., Gupta N.K., Gupta P.K.: *An analysis of external inversion of round tubes*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2003, vol. 133, s. 243–256.
73. Silva C.M.A., Nielsen C.V., Alves L.M., Martins P.A.F.: *Environmentally friendly joining of tubes by their ends*. „Journal of Cleaner Production”, 2015, vol. 87, s. 777–786.
74. Słupik H.: *Obróbka Skrawaniem. Podstawy teoretyczne*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2013.
75. Storch B.: *Podstawy obróbki skrawaniem*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2001.
76. Sun Z., Yang H.: *Development of a finite element simulation system for the tube axial compressive precision forming process*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 2002, vol. 42, s. 15–20.
77. Sun Z.C., Yang H.: *Free deformation mechanism and change of forming mode in tube inversion under conical die*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2006, vol. 177, s. 171–174.
78. Sun Z.C., Yang H.: *Study on forming limit and feasibility of tube axial compressive process*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2007, vol. 187–188, s. 292–295.
79. Szweycer M., Nagolska D.: *Metalurgia i odlewnictwo*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 2002.
80. Tan C.J., Chong W.T., Hassan M.A.: *End formation of a round tube into a square section having small corner radii*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2013, vol. 213, s. 1465–1474.
81. Wang Z., Lu J., Wang Z.R.: *Numerical and experimental research of the cold upsetting-extruding of tube flanges*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 110, s. 28–35.
82. Wasiuńyk P.: *Konstrukcja matryc na kuźniarki*. Państwowe Wydawnictwa Techniczne, Warszawa 1958.
83. Wasiuńyk P.: *Kucie matrycowe*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1987.
84. Wasiuńyk P.: *Kucie na kuźniarkach*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1973.
85. Wasiuńyk P.: *Teoria procesów kucia i prasowania*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1991.
86. Winiarski G., Gontarz A., Pater Z.: *A new process for the forming of a triangular flange in hollow shafts from Ti6Al4V alloy*. „Archives of Civil and Mechanical Engineering”, 2015, vol. 15, nr 4, s. 911–916.

87. Winiarski G., Gontarz A.: *Analiza energochłonności wybranych sposobów kształtowania kołnierzy metodą wyciskania*. „Rudy i Metale Nieżelazne”, 2015, nr 8, s. 374–378.
88. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania wewnętrznego kołnierza*. Patent nr 224500, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2016, nr 12, s. 3372.
89. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania wewnętrznych stopni wałów drążonych*. Patent nr 224497, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2016, nr 12, s. 3372.
90. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania zewnętrznego i wewnętrznego kołnierza*. Patent nr 224499, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2016, nr 12, s. 3372.
91. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania zewnętrznego kołnierza*. Patent nr 224498, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2016, nr 12, s. 3372.
92. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania zewnętrznych i wewnętrznych stopni wałów drążonych*. Patent nr 224795, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2017, nr 1, s. 7.
93. Winiarski G., Gontarz A.: *Sposób wyciskania zewnętrznych stopni wałów drążonych*. Patent nr 224501, Wiadomości Urzędu Patentowego, 2016, nr 12, s. 3372.
94. Winiarski G., Gontarz A.: *Wpływ wybranych parametrów technologicznych na przebieg procesu kształtowania kołnierzy metodą wyciskania z ruchomą tuleją*. „Rudy i Metale Nieżelazne”, 2016, vol. 61, nr 5, s. 205–208.
95. www.instron.pl (listopad 2016)
96. www.google.pl (październik 2016)
97. Yang H., Zhichao S., Yingjun J.: *FEM analysis of mechanism of free deformation under dieless constraint in axial compressive forming process of tube*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2001, vol. 115, s. 367–372.
98. Zhang X., Cheng G., Zhang H.: *Numerical investigations on a new type of energy-absorbing structure based on free inversion of tubes*. „International Journal of Mechanical Sciences”, 2009, vol. 51, s. 64–76.
99. Zhi-chao S., He Y.: *Failure mechanism and forming limit of tube axial compressive process*. „Trans. Nonferrous Met. SOC”. China, 2006, vol. 16, s. 785–790.
100. Zięba A.: *Analiza danych w naukach ścisłych i technice*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa 2013.