

Studium procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco

Piotr Surdacki, Andrzej Gontarz, Grzegorz Winiarski



Studium procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco

Rada Naukowa Wydawnictwa Politechniki Lubelskiej

Przewodnicząca:

Agnieszka Rzepka

Dyrektor CINT:

Katarzyna Weinper

Przedstawiciele Dyscyplin Naukowych Politechniki Lubelskiej:

Marzenna Dudzińska

Małgorzata Franus

Arkadiusz Gola

Beata Kowalska

Grzegorz Komarzyniec

Jarosław Latański

Tomasz Lipecki

Zbigniew Łagodowski

Lucjan Pawłowski

Natalia Przesmycka

Halina Rarot

Magdalena Rzemieniak

Arkadiusz Syta

Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej:

Magdalena Chołojczyk

Karolina Famulska-Ciesielska

Katarzyna Pełka-Smętek

MONOGRAFIE POLITECHNIKI LUBELSKIEJ

Studium procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco

Piotr Surdacki

Andrzej Gontarz

Grzegorz Winiarski



WYDAWNICTWO
POLITECHNIKI
LUBELSKIEJ

Lublin 2025

Recenzent:

prof. dr hab. inż. **Tomasz Trzepieciński** (Politechnika Rzeszowska)

Autorzy:

dr inż. **Piotr Surdacki**, ORCID: 0000-0001-8592-0321

prof. dr hab. inż. **Andrzej Gontarz**, ORCID: 0000-0002-6550-1127

dr inż. **Grzegorz Winiarski**, ORCID: 0000-0001-5286-6285

Politechnika Lubelska – ROR: <https://ror.org/024zjzd49>

Redaktor prowadzący: **Magdalena Chołojczyk**

Korekta językowa: **Filip Szalasek**

Skład i łamanie: **Łukasz Maj**

Projekt graficzny serii: **Łukasz Maj**

Monografia powstała na podstawie rozprawy doktorskiej dr. inż. Piotra Surdackiego pt. „Studium procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco”, napisanej pod kierunkiem prof. dr. hab. inż. Andrzeja Gontarza, obronionej w 2023 r. na Politechnice Lubelskiej.

Zdjęcie na okładce wykonane zostało przez dr. inż. Piotra Surdackiego.

O ile nie wskazano inaczej, rysunki stanowią opracowanie własne dr. inż. Piotra Surdackiego.

Publikacja wydana za zgodą **Rrektora Politechniki Lubelskiej**

ISBN: 978-83-7947-657-2 (wersja drukowana)

ISBN: 978-83-7947-658-9 (wersja elektroniczna)

DOI: 10.35784/9788379476589

Wydawca: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
www.wpl.pollub.pl
ul. Nadbystrzycka 36C, 20-618 Lublin
tel. (81) 538-46-59



WYDAWNICTWO
POLITECHNIKI
LUBELSKIEJ

Książka udostępniona jest na licencji Creative Commons Uznanie autorstwa – na tych samych warunkach 4.0 Międzynarodowe (CC BY-SA 4.0)

Nakład: 50 egz.

Spis treści

1. Wprowadzenie	11
2. Stalowe wyroby pierścieniowe, wytwarzanie i zastosowanie	13
2.1. Zastosowanie pierścieni stalowych	13
2.2. Metody wytwarzania pierścieni	17
2.2.1. Technologie odlewnicze	17
2.2.2. Obróbka skrawaniem	19
2.2.3. Kształtowanie plastyczne	20
3. Walcowanie pierścieni w walcarkach specjalnych	33
3.1 Promieniowe walcowanie pierścieni	33
3.2 Promieniowo-osiowe walcowanie pierścieni	35
3.3 Walcowanie pierścieni kształtowych	39
3.4 Walcowanie z zastosowaniem dodatkowej tulei	41
3.5 Walcowanie pierścieni na gorąco	42
3.6 Walcowanie pierścieni na zimno	43
3.7 Maszyny do walcowania pierścieni	45
3.7.1 Pionowe maszyny do walcowania	46
3.7.2 Poziome maszyny do walcowania	48
3.7.3 Walcarka pionowa z rolkami stożkowymi	53
3.7.4 W pełni zautomatyzowana pionowa walcarka do walcowania pierścieni o profilowym przekroju poprzecznym	53
3.7.5 Walcarki stołowe z wieloma trzpieniami	56
3.7.6 Automatyczna walcarka promieniowo-osiowa z wieloma trzpieniami	58
3.7.7 Stołowa walcarka typu „OCTOPUS”	59
3.7.8 Walcarki do dużych cylindrów	61
3.7.9 Numerycznie sterowana walcarka do walcowania pierścieni na zimno	64
3.8 Czynniki wpływające na przebieg procesu	65
3.8.1 Kształt, wymiary oraz objętość wsadu	65
3.8.2 Zależności geometryczne pomiędzy narzędziami oraz kształtowanym pierścieniem	71
3.8.3 Prędkość narzędzi	80
3.8.4 Siła, moment obrotowy	84
3.8.5 Temperatura wsadu	85
3.8.6 Zastosowanie rolek kalibrujących	86
3.8.7 Tolerancja wymiarowa	87
3.9 Operacje pomocnicze w procesie walcowania pierścieni	89
3.9.1 Cięcie wsadu	89
3.9.2 Nagrzewanie wsadu	90
3.9.3 Dogrzewanie	90

3.9.4	Chłodzenie i smarowanie narzędzi	90
3.9.5	Kalibrowanie	91
3.10	Wady wyrobów uzyskanych w procesie walcowania pierścieni	91
3.11	Analiza wpływu parametrów procesu na geometrię pierścienia	95
3.12	Podsumowanie stanu zagadnienia	98
4.	Stanowisko i metody badawcze	101
4.1	Opis stanowiska badawczego	102
4.2	Przygotowanie wsadów pierścieniowych do walcowania	107
4.3	Narzędzia użyte podczas procesu walcowania promieniowego	107
5.	Wybrane aspekty symulacji numerycznych	111
5.1	Badanie warunków tarcia	113
5.2	Badanie dokładności analiz numerycznych – porównanie geometrii pierścienia	122
6.	Badania kluczowych zjawisk wpływających na prawidłowy przebieg procesu	129
6.1	Poślizg	129
6.1.1	Redukcja grubości pierścienia	129
6.1.2	Wpływ prędkości narzędzi na poślizg	136
6.1.3	Wpływ temperatury nagrzewnia wsadu na poślizg	142
6.2	Poszerzenie	145
6.2.1	Wpływ prędkości narzędzi	146
6.2.2	Wpływ temperatury wsadu	150
7.	Wady kształtu i błędy wymiarów	153
7.1.	Wpływ parametrów procesu na zniekształcenie przekroju poprzecznego kształtowanego pierścienia	153
7.1.1	Prędkość narzędzi	153
7.1.2	Temperatura wsadu	157
7.1.3	Konstrukcja narzędzi	159
7.2	Wpływ parametrów procesu na owalizację	164
7.2.1	Prędkość narzędzi	165
7.2.2	Temperatura wsadu	167
7.2.3	Położenie rolek kalibrujących	170
8.	Efektywność procesu	175
9.	Parametry siłowe	179
10.	Aspekty praktyczne wyników badań	183
10.1	Wytyczne projektowania procesu walcowania pierścieni	183
10.1.1	Dobór temperatury nagrzewania wsadu	183
10.1.2	Dobór parametrów prędkościowych	184
10.1.3	Dobór wymiarów wsadu	186
10.2	Wykonanie pierścienia o przekroju prostokątnym	188
11.	Podsumowanie i wnioski	193
	Literatura	197

Studium procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco

Streszczenie

W pracy przedstawiono aspekty teoretyczne i technologiczne procesu walcowania pierścieni stalowych realizowanego na gorąco. Omówiono zastosowanie pierścieni stalowych w przemyśle oraz główne metody ich wytwarzania, do których zaliczono: obróbkę skrawaniem, odlewnictwo oraz obróbkę plastyczną. Na podstawie literatury specjalistycznej przeprowadzono analizę stanu zagadnienia w zakresie warunków realizacji procesu walcowania pierścieni stalowych. Przedstawiono własne wyniki badań teoretyczno-doświadczalnych procesu walcowania pierścieni ze stali 1.0503 (C45). Analizę teoretyczną założonych sposobów walcowania pierścieni stalowych wykonano na podstawie symulacji numerycznych metodą elementów skończonych. Badania dokładności wyników obliczeń wykazały, że symulacje numeryczne mają ograniczony zakres zastosowania do analizy procesu walcowania pierścieni. Główną metodą badawczą były próby doświadczalne. Określono zależności pomiędzy zjawiskiem poślizgu i poszerzenia a parametrami procesu. Badaniom poddano również wpływ wybranych czynników na dokładność wymiarową walcowanych pierścieni. Na podstawie uzyskanych rezultatów opracowano wytyczne do projektowania procesu, które pozytywnie zweryfikowano na przykładowej odkuwce pierścienia. Zrealizowane prace badawcze pozwoliły na sformułowanie wniosków o charakterze poznawczym i praktycznym.

Słowa kluczowe: walcowanie pierścieni, stal C45, analiza MES, parametry technologiczne

Study of the Hot Steel Ring Rolling Process

Abstract

The paper presents the theoretical and technological aspects of the hot-rolled steel ring rolling process. It discusses the use of steel rings in industry and the main methods of manufacturing them, which include machining, casting, and forming. Based on specialized literature, an analysis of the state of the issue in terms of the implementation conditions of the steel ring rolling process was carried out. Own results of theoretical and experimental research on the rolling process of rings made of 1.0503 (C45) steel were presented. The theoretical analysis of the assumed ways of rolling steel rings was carried out based on numerical simulations using the finite element method. Studies of the accuracy of computational results have shown that numerical simulations have limited applicability to the analysis of the ring rolling process. The main research method was experimental trials. Relationships between slip and broadening phenomena and process parameters were determined. The influence of selected factors on the dimensional accuracy of the rolled rings was also studied. Based on the results, process design guidelines were developed and positively verified on an example ring forging. The research work made it possible to formulate conclusions of a cognitive and practical nature.

Keywords: ring rolling, C45 steel, FEM analysis, technological parameters

Wykaz ważniejszych oznaczeń

A_0	– pole przekroju poprzecznego wsadu,
A_k	– pole przekroju poprzecznego gotowego pierścienia,
b_0	– grubość wsadu,
b_{ch}	– grubość chwilowa wsadu,
b_k	– końcowa grubość obrobionego pierścienia,
Δb	– gniot,
B_m	– średnia grubość obrabianego pierścienia w strefie odkształcenia,
d	– średnica dziurowania,
D_0	– średnica zewnętrzna wsadu,
d_0	– średnica wewnętrzna wsadu,
D_g	– średnica walca głównego,
D_k	– końcowa średnica zewnętrzna pierścienia,
d_k	– końcowa średnica wewnętrzna pierścienia,
D_s	– średnica rolki stożkowej,
D_t	– średnica trzpienia,
h	– głębokość zagłębienia stempla,
h_0	– wysokość początkowa wsadu,
H_0	– wysokość dziurowanego elementu (po spęczaniu),
h_k	– wysokość końcowa pierścienia,
k	– współczynnik prędkości – stosunek prędkości przemieszczenia walca głównego do jego prędkości liniowej w miejscu styku z pierścieniowym wsadem,
L_o	– długość osiowej strefy odkształcenia plastycznego,
L_r	– długość obwodowej strefy odkształcenia plastycznego,
m	– czynnik tarcia,
MES	– metoda elementów skończonych,
n	– prędkość obrotowa walca głównego,
n_s	– prędkość obrotowa rolek stożkowych,
Δp_r	– wielkość posuwu promieniowego na obrót,
R_g	– promień walca głównego,
R_s	– promień rolki stożkowej,
R_t	– promień trzpienia,
S_a	– odległość od wierzchołka rolki stożkowej,
t	– czas,

t_n	– temperatura narzędzi,
t_w	– temperatura wsadu,
Δt	– przyrost czasu,
V	– prędkość dosuwu walca głównego (prędkość liniowa walca głównego),
V_c	– prędkość liniowa walca głównego w miejscu styku z pierścieniowym wsadem,
V_{so}	– osiowa prędkość przemieszczania rolki stożkowej,
V_{sp}	– promieniowa prędkość przemieszczania rolki stożkowej,
V_t	– prędkość dosuwu trzpienia,
α	– poszerzenie,
β_t	– kąt tarcia,
β	– współczynnik „rybiego ogona”,
γ	– kąt rozwarcia rolek stożkowych,
δ	– współczynnik walcowania, współczynnik strat materiału,
μ	– współczynnik tarcia.

1. Wprowadzenie

Rozwój maszyn i urządzeń cechujących się wysokim stopniem zaawansowania technologicznego związany jest z zapotrzebowaniem przemysłu na elementy pierścieniowe. Dobrym rozwiązaniem produkcji tego typu części jest metoda wytwarzania pierścieni kuto-walcowanych. Technologia taka umożliwia kształtowanie pierścieni o wyrównanej strukturze, małych nadadkach technologicznych, zróżnicowanych wartościach otrzymywanych średnic oraz z wydajnością niemożliwą do osiągnięcia przy zastosowaniu innych metod wytwarzania [112]. Technologia walcowania pierścieni rozwijała się przez ponad 150 lat, a w ciągu ostatnich 50 lat przeprowadzono w tym obszarze znaczące prace badawcze. W porównaniu do walcowania płaskiego blach lub walcowania wyrobów długich [27] proces walcowania pierścieni wydaje się prostszy ze względu na mniejsze wymagania dotyczące przemieszczania materiału. Jednakże mechanika procesu jest znacznie bardziej skomplikowana, ponieważ wyrób poddawany jest narastającemu odkształceniu, a siły występujące w kotlinie walcowniczej wpływają na stan naprężenia całego pierścienia.

Zainteresowanie rozwojem technologii plastycznego kształtowania metali cały czas rośnie, a proces walcowania pierścieni pozostaje w dużej mierze dalej niezbadany. Proces charakteryzuje się wysoką nieliniowością, trójwymiarowymi odkształceniami, ciągłym kształtowaniem oraz asymetrią [3, 4, 30, 31].

Walcowane pierścienie są bardzo często stosowane w budowie maszyn. Znajdują zastosowanie m.in. w przemyśle maszynowym, lotniczym, motoryzacyjnym,

elektrycznym itp. Ich szerokie zastosowanie wynika z korzystnych własności, do których zalicza się: większą odporność na pękanie (w stosunku do pierścieni uzyskanych innymi technologiami), korzystny układ włókien, dużą dokładność oraz małe straty materiału podczas ich produkcji [3, 8, 30].

O dużym zapotrzebowaniu na odkuwki pierścieniowe świadczy procentowy udział walcowanych pierścieni w całkowitej tonażowej ilości wytwarzanych odkuwek w krajach zrzeszonych w NAFTA oraz w Chinach i Indiach, który wynosi 10 %, natomiast w Europie – 8 %. Metoda ta cały czas podlega doskonaleniu zarówno w zakresie maszyn, jak i pod względem samego procesu. W 2018 roku w Chinach oddano do użytku największą walcarkę, umożliwiającą kształtowanie pierścieni o średnicach do 18 metrów [112].

W Polsce technologię walcowania pierścieni stosuje Huta Bankowa [53, 113]. Posiadana przez hutę linia produkcyjna pozwala na wykonanie dużych pierścieni o średnicach zewnętrznych w zakresie 280÷3600 mm. Producentem małych pierścieni jest Fabryka Łożysk Toczących w Kraśniku [66]. Zakład oferuje wyroby o średnicy zewnętrznej w zakresie 80÷150 mm. W latach 2016–2019 w przedsiębiorstwie Zarmen FPA Sp. z o.o w Zdziszowicach uruchomiono dużą nowoczesną walcarkę do kształtowania pierścieni. Pozwoliło to przedsiębiorstwu na zaoferowanie na rynku pierścieni o średnicy do 3800 mm i wysokości do 1000 mm o złożonej geometrii przekroju, wykonanych z całego spektrum gatunkowego stali, w tym stali specjalnych oraz stopów metali nieżelaznych [60]. Ponadto w kraju jest kilkanaście zakładów kuźniczych, które mają możliwość tworzenia pierścieni metodami kucia matrycowego. Na podstawie przeprowadzonej analizy literaturowej ustalono, że trudno znaleźć opracowania zawierające ogólne zasady doboru parametrów technologicznych procesu walcowania zapewniających prawidłowy kształt i wymiary pierścieni. W warunkach przemysłowych dobiera się je najczęściej na zasadzie prób i błędów. Uwzględniając zapotrzebowanie przemysłu na wyroby pierścieniowe, występujące problemy przy produkcji takich części oraz niedostatek opracowań naukowych w tym zakresie za celowe uznano podjęcie tematu monografii i przeprowadzenie badań procesu walcowania pierścieni.

Autorzy chcieliby złożyć podziękowania wszystkim tym, którzy przyczynili się do powstania prezentowanego opracowania. W szczególności pracownikom Katedry Obróbki Plastycznej Metali (jednostki organizacyjnej Wydziału Mechanicznego Politechniki Lubelskiej), którzy czynnie uczestniczyli w badaniach i wspierali autorów swoim bogatym doświadczeniem. Osobne podziękowania kierowane są do recenzenta monografii, prof. dr. hab. inż. Tomasza Trzepiecińskiego, którego cenne uwagi i spostrzeżenia wpłynęły na ostateczną postać opracowania.

Autorzy

2. Stalowe wyroby pierścieniowe, wytwarzanie i zastosowanie

2.1. Zastosowanie pierścieni stalowych

Wyroby uzyskiwane w procesie walcowania pierścieni znajdują szerokie zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu, takich jak: motoryzacyjny, rolniczy, lotniczy, naftowy, gazowy, elektryczny, kolejowy i inne (ryc. 2.1). Wymagania rynku dla tych wyrobów można scharakteryzować według obszaru zastosowania, rodzaju materiału, profilu, wielkości partii, wielkości wyrobu lub dokładności wykonania. Najostrzejsze wymagania jakościowe dla wyrobów uzyskiwanych poprzez walcowanie pierścieni dotyczą zastosowań lotniczo-kosmicznych.

Walcowanie pierścieni może być stosowane do każdego materiału ciągliwego, ale najczęściej wykorzystuje się je do wyrobów stalowych. Używane jest również do stopów aluminium [106, 107, 112, 121, 178], tytanu [41, 118, 165, 166, 185], magnezu [144, 188, 190], polimerów bądź kompozytów [38]. Większość produkowanych wyrobów uzyskiwanych w tym procesie znajduje zastosowanie w budowie pojazdów (głównie łożyska) oraz w transporcie (felgi i obręcze) [3, 4].

Przeznaczenie pierścieni stalowych jest wysoce zróżnicowane i zależy od zastosowania produktu. Znaczna ich część wykorzystywana jest w przemyśle motoryzacyjnym oraz lotniczym, gdzie służy jako element mocujący. Często pierścienie są elementami centrującymi bądź dystansowymi. W przemyśle naftowym oraz gazowym odgrywają istotną rolę jako elementy łączące rury, przez które przepływa czynnik. W przemyśle energetycznym pierścieni używa

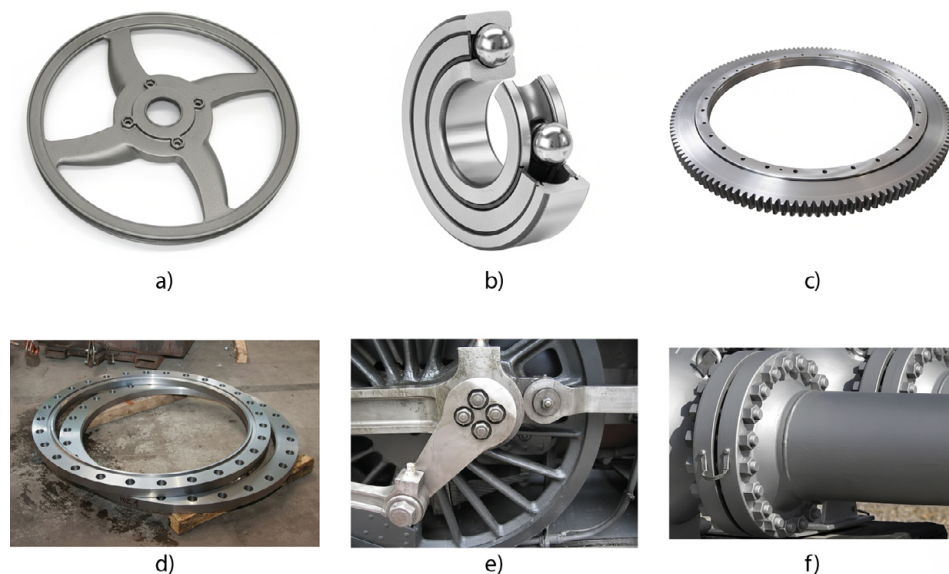
się jako części osłon, a nawet elementów reaktorów jądrowych. W przemyśle kolejowym walcowane pierścienie są stosowane jako koła kolejowe. Produkty pierścieniowe znajdują szerokie zastosowanie jako elementy wykonujące obrót względem własnej osi, stanowią odrębną część maszyny bądź są połączone z inną, pozwalając na przeniesienie napędu [3, 31]. Na rycinie 2.2 zaprezentowano przykłady zastosowania pierścieni stalowych wykonanych technologią walcowania.



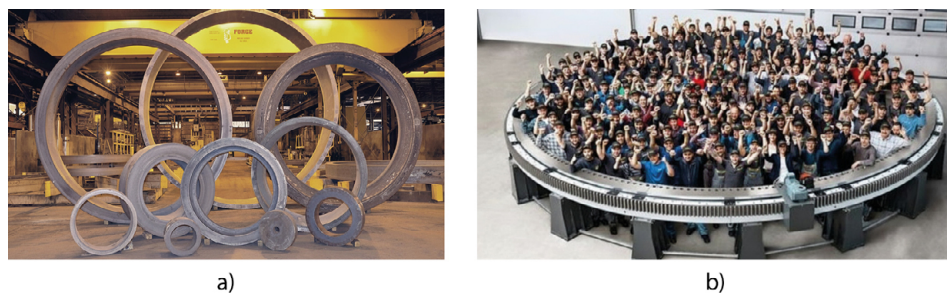
Ryc. 2.1. Zastosowanie pierścieni stalowych w przemyśle

Pierścienie walcowane w zależności od metody wytwarzania charakteryzują się szeroką rozpiętością wymiarów. Około 90 % wszystkich walcowanych pierścieni ma średnice zewnętrzne w zakresie od 240 mm do 980 mm oraz wysokość od 70 do 210 mm, zaś grubość ich ścianek waha się od 16 do 48 mm. Pierścienie o średnicach zewnętrznych od 75 do 8000 mm, wysokościach od 15 do 2000 mm i masach od 0,4 do 82 000 kg nie są rzadkością. Dzięki różnym konstrukcjom maszyn oraz rozwojowi kontroli ich pracy możliwe jest walcowanie pierścieni o stosunku grubości ściany do wysokości nawet 16:1 oraz pierścieni typu tulejowego o stosunku grubości ściany do wysokości 1:16 przy użyciu tej samej walcarki promieniowo-osiowej. Jeśli rozważa się ponowne

podgrzanie po wstępnej fazie kształtowania, możliwe jest walcowanie powstałych „półfabrykatów” o stosunku grubości ścianki do wysokości większej niż 1:28 z różnych gatunków materiałów [30]. Na rycinie 2.3a przedstawiono przykładowy asortyment jednej z chińskich firm mających w swojej ofercie pierścienie walcowane.



Ryc. 2.2. Przykłady zastosowań walcowanych pierścieni: a) koło pasowe, b) bieżnie łożysk, c) koło zębate, d) pierścieniowy element mocujący, e) koło kolejowe, f) kołnierz rurociągu



Ryc. 2.3. Uzyskane pierścienie: a) rozpiętość wymiarowa ukształtowanych pierścieni produkowanych przez jeden zakład produkcyjny [60], b) dziesięciometrowy wieniec obrotowy firmy LIEBHERR [79]

Do najbardziej spektakularnych zastosowań pierścieni w różnych gałęziach przemysłu należy zaliczyć: kołnierz pala fundamentowego zastosowany w turbinie wiatrowej firmy Siemens 7MW; dziesięciometrowy obrotowy wieńiec światowej sławy producenta łożysk LIEBHERR (ryc. 2.3b) stosowany w największej koparce na świecie – Bagger 293; wszystkie zbiorniki ciśnieniowe, które nazywane są najbardziej „jądrowymi” elementami znajdującymi się w elektrowniach jądrowych, zbiorniki te, muszą być odporne na wysokie ciśnienie.

W procesie walcowania wytwarza się bezszwowe pierścienie o korzystnej orientacji ziaren oraz włókien, o kształcie odkuwki zbliżonym do kształtu gotowego wyrobu. Ocena jakości walcowanych pierścieni (stalowych) przez klienta zależy od:

- głównych wymiarów: średnica wewnętrzna, średnica zewnętrzna, wysokość pierścienia,
- dokładności wymiarowej: dokładne wypełnienie profilu narzędzi przy walcowaniu profilowym i unikanie nieokrągłości, wady „rybiego ogona”, falistości oraz „stożkowości”,
- materiału: jego mikrostruktury, zawartości węgla w warstwach powierzchniowych,
- powierzchni: wolna od pęknięć, brak zgorzeliny, prawidłowy rozkład twardości [3].

Oceniając możliwości technologii walcowania pierścieni, można zatem zdefiniować trzy kategorie wymagań. Pierwsze z nich to wymagania dotyczące produktu: technologia powinna być w stanie spełnić wszystkie powyższe wymagania dla każdego możliwego przekroju poprzecznego, włącznie z pierścieniami o wysokiej wytrzymałości mechanicznej i zmęczeniowej. Kolejne to wymagania dotyczące procesu: powinien on pozwalać na kształtowanie wyrobów z każdego z dostępnych materiałów; proste narzędzia powinny być używane dla wielu różnych profili pierścieni, przy minimalnej liczbie dodatkowych operacji. Ostatnie zaś obejmują wymagania ekonomiczne: proces powinien przebiegać przy możliwie najniższych kosztach całkowitych. Wymaga to minimalizacji wadliwych wyrobów, dużej wydajności, mniejszej możliwej liczby operacji, niskich nakładów pracy i niskiego zużycia energii [4].

Dostępne prace naukowe oraz rozwój technologii walcowania pierścieni wskazują na ciągłą potrzebę ulepszania procesu oraz dążenie do zaspokojenia wcześniej opisanych potrzeb oraz wymagań.

2.2. Metody wytwarzania pierścieni

W ramach przeglądu technologii wytwarzania produktów pierścieniowych przedstawione zostały metody zaliczane do: odlewnictwa, obróbki skrawaniem oraz obróbki plastycznej. Według różnych autorów istnieje wiele sposobów wykonania pierścienia metalowego klasy przemysłowej: odlewanie, gięcie i spawanie blach bądź płyt, cięcie palnikiem lub piłą blachy, cięcie w plastry rur lub przewodów rurowych, kucie matrycowe zamknięte, walcowanie pierścieni bez szwu. Ostatnie prace dodają do tej listy procesy kształtowania wyrobów z proszków [3, 40, 192]. Do metod wytwarzania pierścieni stopniowanych można zaliczyć również obciskanie obrotowe walcami mimośrodowymi [166]. Proces ten zalicza się do procesów obróbki plastycznej, jednak jest rzadko stosowany.

Ze względu na fakt, iż niniejsza praca dotyczy procesu walcowania pierścieni, a proces ten należy do technologii obróbki plastycznej, technologia ta została omówiona obszerniej niż pozostałe.

2.2.1. Technologie odlewnicze

Odlewnictwo jest sposobem wykonania metalowych przedmiotów o różnym kształcie przez wlewanie ciekłego materiału do uprzednio przygotowanej formy odlewniczej. Do wykonania takiej formy potrzebny jest model w kształcie odlewu. Do formy wlewany jest roztopiony metal i w zależności od jego rodzaju otrzymywany jest odlew żeliwny, stalowy, z metali nieżelaznych ciężkich (np. miedź, brąz) lub lekkich (np. stopy magnezu, aluminium). W porównaniu do innych sposobów nadawania kształtu przedmiotom metalowym – np. poprzez kucie, tłoczenie bądź walcowanie – odlewanie jest sposobem najtańszym i najbardziej rozpowszechnionym. Proces wykonania odlewu składa się z następujących etapów: wykonanie modeli i rdzennic, przygotowanie mas formierskich i rdzeniowych, wykonanie formy odlewniczej i rdzeni, przygotowanie ciekłego metalu i zalanie nim formy odlewniczej, usunięcie odlewu z formy odlewniczej [16, 51, 118, 131].

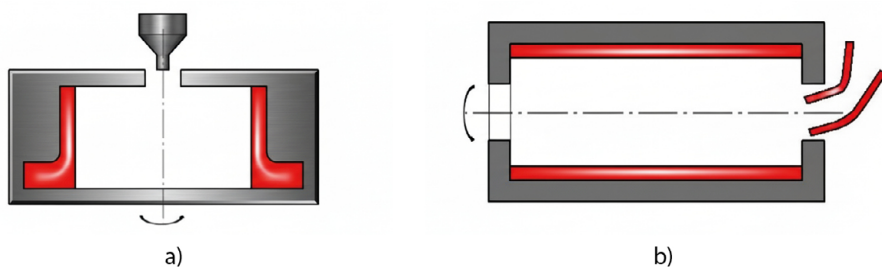
Metody odlewnicze dzieli się na:

- grawitacyjne (pod ciśnieniem atmosferycznym),
- odśrodkowe (w wirującej formie),
- pod ciśnieniem [119].

Wykonane przez przemysł odlewy można podzielić na trzy zasadnicze grupy: odlewy przeznaczone między innymi na części maszyn, odlewy

przeznaczone do stworzenia właściwych warunków życia człowieka, odlewy przeznaczone do zabezpieczania produkcji hutnictwa. Wybór technologii wykonania odlewów zależy głównie od materiału, wielkości i masy tych ostatnich, a także od wymagań stawianych produktowi, wielkości serii oraz jej powtarzalności, oprzyrządowania oraz wyposażenia odlewni [164].

Elementy pierścieniowe najczęściej produkowane są poprzez odlewanie odśrodkowe (ryc. 2.4). Metoda ta polega na formowaniu elementu poprzez wlewanie ciekłego metalu do wirującej formy. Ciekły materiał znajdujący się w formie jest dociskany przez siłę odśrodkową do powierzchni formujących. W porównaniu do elementów odlewanych grawitacyjnie te odlewane odśrodkowo charakteryzują się lepszą jakością odlewów, bardziej jednorodną, drobnoziarnistą strukturą, lepszymi własnościami mechanicznymi, mniejszymi porami oraz mniejszym układem wlewowym [115, 131]. Pierścienie uzyskuje się poprzez odlewanie odśrodkowe poziome bądź pionowe. Podczas odlewania horyzontalnego często uzyskuje się pierścienie kształtowe. Pierścienie o prostej geometrii uzyskiwane są poprzez cięcie odlanych rur [10, 67].

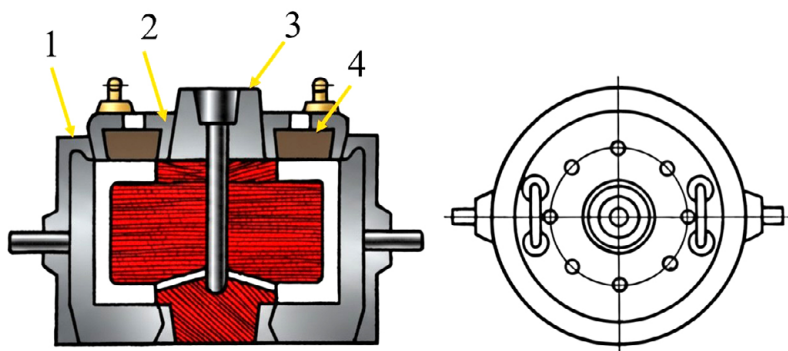


Ryc. 2.4. Schematy odlewania odśrodkowego: a) pionowe, b) poziome (opracowanie własne na podstawie [67])

Metody odlewania można podzielić również ze względu na trwałość formy:

- odlewanie w formach jednorazowych,
- odlewanie w formach półtrwałych,
- odlewanie w formach trwałych [15].

Przykładową formę półtrwałą stosowaną do procesu odlewania pierścienia przedstawiono z naniesionymi najważniejszymi elementami na rycinie 2.5.



Ryc. 2.5. Półtrwała forma metalowo-ceramiczna do wykonywania odlewu pierścienia:
 1 – skrzynka formierska, 2 – pokrywa skrzynki formierskiej, 3 – rdzeń piaskowy,
 4 – masa metalowo-ceramiczna [115]

2.2.2. Obróbka skrawaniem

Obróbka skrawaniem jest to metoda bądź technika polegająca na kształtowaniu powierzchni półwyrobu poprzez usunięcie nadmiaru materiału. Obrabianemu przedmiotowi nadawany jest kształt, wymiary oraz gładkość (chropowatość) powierzchni. Obróbkę skrawaniem można podzielić na:

- obróbkę wiórową (zdefiniowana jest tu liczba oraz geometria ostrzy),
- obróbkę ścierną (niezdefiniowana jest tu liczba oraz geometria ostrzy).

Narzędzia skrawające oraz przedmiot obrabiany wykonują określone ruchy w zależności od metody kształtowania. Realizacja procesu obróbki wymaga zastosowania odpowiednio ukształtowanego narzędzia z materiału o specjalnych właściwościach. Prowadzenie takiego procesu wymaga spełnienia określonych warunków dotyczących parametrów obróbki, właściwości narzędzi oraz materiału wyjściowego i wejściowego.

Omawiana technologia jest najczęściej stosowaną w przemyśle z uwagi na jej uniwersalność, możliwość uzyskania kształtów niemożliwych do uzyskania poprzez inne technologie wytwarzania, dokładność wymiarową oraz jakość powierzchni po obróbce. Za jej wykorzystaniem przemawia również fakt, iż koszt operacji jest relatywnie niski w porównaniu do innych technik wytwarzania. Procesy obróbki skrawaniem mają różne udziały w produkcji wyrobów szeroko stosowanych w przemyśle. Stosowana jest zarówno do produkcji elementów uzyskiwanych bezpośrednio z półfabrykatu, jak i w ostatniej operacji wykańczającej np. odkuwek bądź odlewów. Największą wadą omawianej technologii są duże straty materiału w postaci wiórów.

Obróbka skrawaniem elementów w kształcie pierścieni polega na obrabianiu każdej powierzchni półfabrykatu w kształcie pręta bądź rury. Element poddawany obróbce skrawaniem wcześniej poddawany jest technologii odlewania bądź walcowania. Najczęściej jest to ostatni etap produkcji pierścieni. Podczas procesu skrawania uzyskiwane są nie tylko pierścienie o prostej geometrii, ale również pierścienie kształtowe z fazami, gwintami oraz innymi elementami niemożliwymi do uzyskania przy zastosowaniu innych procesów technologicznych [126, 148, 160]. Przykład pierścienia z podcięciem wykonanego obróbką skrawaniem pokazano na rycinie 2.6.

Celem obróbki jest nadanie właściwych kształtów i wymiarów oraz uzyskanie odpowiednio gładkich powierzchni. W przypadku produkcji pierścieni łożysk tocznych obróbka ta polega na toczeniu poszczególnych płaszczyzn pierścienia, po czym płaszczyzny współpracujące ze sobą są szlifowane i dogładzane [173].



Ryc. 2.6. Pierścień uzyskany poprzez obróbkę skrawaniem [77]

2.2.3. Kształtowanie plastyczne

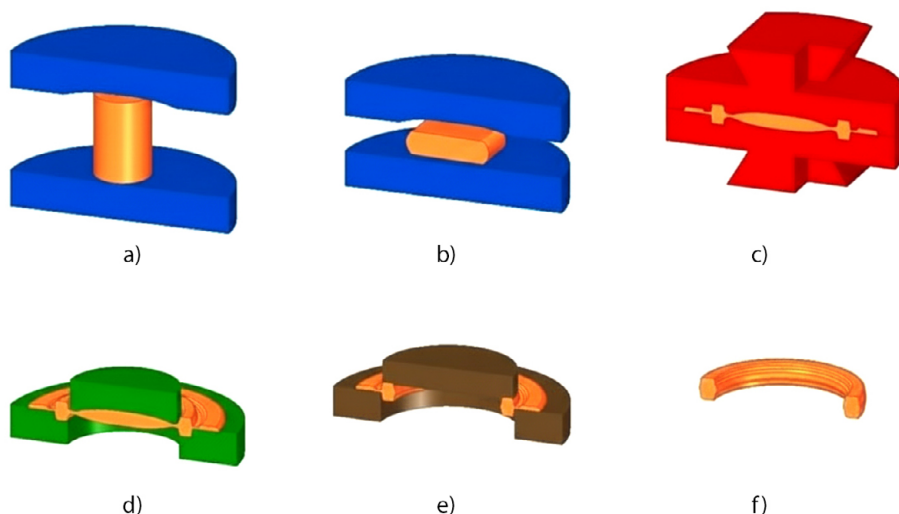
Kształtowanie plastyczne pierścieni stalowych odbywa się za pomocą różnych technologii. Różnią się one między sobą zastosowanymi maszynami, sposobem realizacji procesu, konstrukcją narzędzi oraz ich ruchem. Do technologii umożliwiających plastyczne kształtowanie wyrobów pierścieniowych można zaliczyć:

- kucie,
- rozkuwanie pierścieni na trzpieniu,
- prasowanie obwiedniowe,
- walcowanie w walcarce skośnej,
- walcowanie w walcarkach do walcowania pierścieni.

2.2.3.1. Kucie matrycowe

Proces wytworzenia odkuwki jest złożoną technologią, która składa się z wielu operacji i zabiegów. Do najważniejszych zalicza się: cięcie materiału, jego nagrzew, operacje kucia (np. kucie przedkuwki i odkuwki na różnych maszynach bądź jedna operacja kucia wielozabiegowego na jednej maszynie), operacje wykańczające (np. usuwanie wypływkę oraz denka itd.), operacja obróbki cieplnej odkuwki (np. normalizacja), operacja czyszczenia odkuwki (np. śrutowania lub piaskowania) oraz operacje końcowe (np. kalibrowanie, dogniatanie, prostowanie itd.). W skład procesu technologicznego wchodzi również kontrola jakości na każdym etapie produkcji [12, 20, 130, 157].

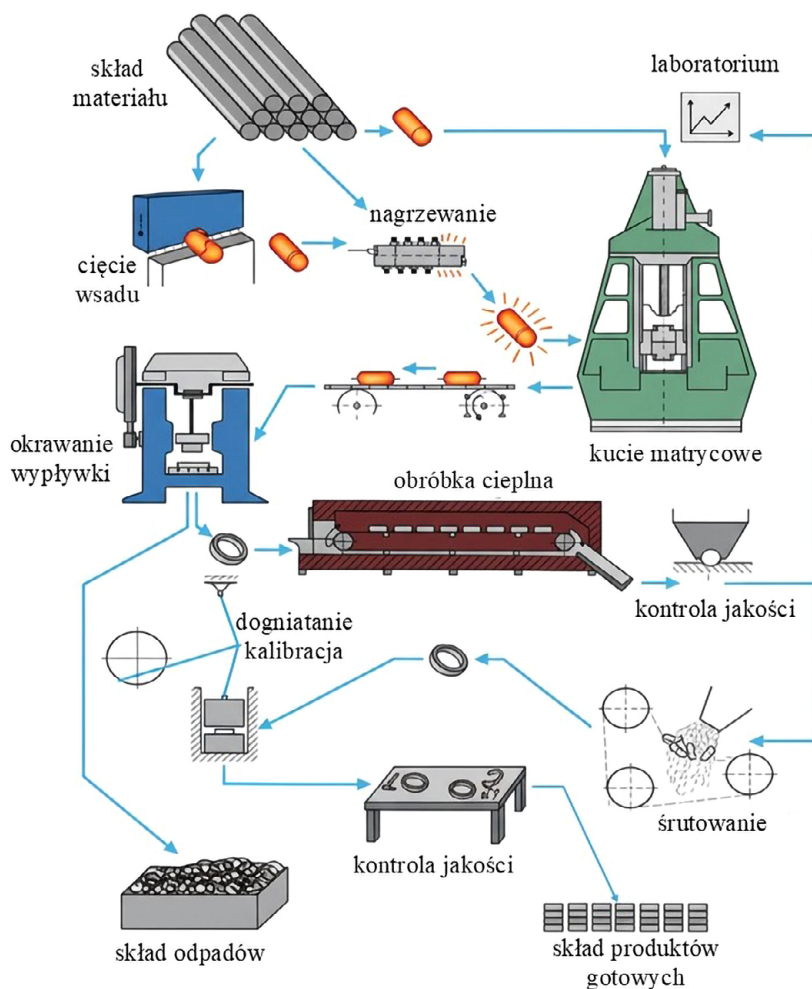
Kucie matrycowe jest realizowane na różnych maszynach kuźniczych, najczęściej na młocie oraz prasie przy użyciu narzędzi nazywanych matrycami. Schemat kucia matrycowego pierścienia przedstawiono na rycinie 2.7.



Ryc. 2.7. Schemat wykonania odkuwki pierścienia technologią kucia matrycowego:

- a) spękanie, b) koniec spękania, c) kucie matrycowe, d) wykradowanie denka,
- e) okrawanie wypływkę, f) gotowy pierścień

Kucie pierścieni obejmuje najczęściej operacje cięcia, spękania, kucia wstępnego, kucia końcowego, a następnie okrawanie wypływkę oraz wyciskanie denka. Odkuwki, które przeszły ostateczną kontrolę jakości po procesie kucia, poddaje się obróbce skrawaniem, podczas której z odkuwki pierścienia usuwana jest zbędna warstwa materiału [159, 174]. Przykładową linię technologiczną przedstawiono na rycinie 2.8.



Ryc. 2.8. Schemat produkcji pierścieni łożyskowych [159]

Ważnym zagadnieniem podczas projektowania procesu kucia pierścienia jest prawidłowy dobór parametrów technologicznych (naddatków, pochyłości kuźniczych itp.). Jako najważniejszy parametr należy wskazać grubość denka g . Nie może ona być zbyt mała, gdyż im mniejsza będzie jego grubość, tym większa siła (lub energia) potrzebna będzie do kucia. Grubość ta nie może być również zbyt duża, ponieważ zwiększa to straty materiałowe oraz wymagania odnośnie do pras do okrawania. Jeżeli w odkuwkach pierścieni wartość stosunku średnicy D (tzw. obcinania) względem głębokości wgłębienia h zbliżona jest do 2,5, to zaleca się stosowanie denka wklęsłego (ryc. 2.9a). Jego wymiary określone są na podstawie wzorów [120, 130, 174]:

$$\begin{aligned} g_{\min} &= 0,65 g, & g_{\max} &= 1,35 g, \\ d_w &= 0,12 d + 3, & r_1 &= r_2 + 0,1 h + 2, \end{aligned} \quad (2.1)$$

gdzie:

g – grubość denka określona na podstawie normy [mm]:

PN-EN 12420:2002,

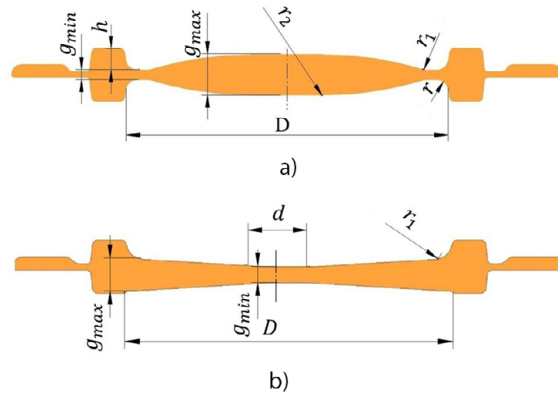
d_w – średnica części denka o najmniejszej grubości [mm],

r_1 – promień wewnętrzny odkuwki z denkiem wklęsłym [mm],

r_2 – promień wewnętrzny określony na podstawie normy [mm]:

PN-EN 10243-1:2002,

h – głębokość wgłębienia [mm].



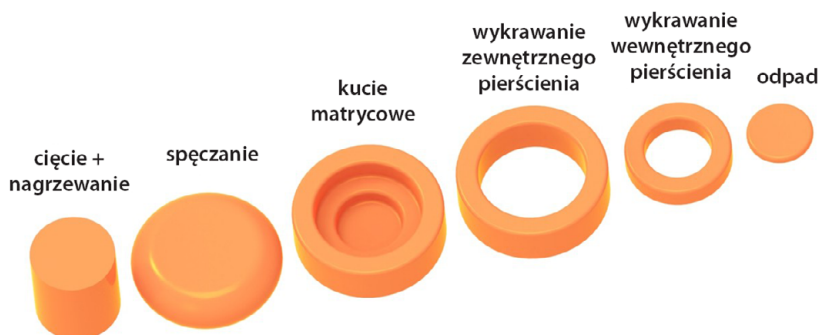
Ryc. 2.9. Kształt i wymiary stosowanych denek: a) wklęsłe, b) wypukłe

Odkuwki pierścieni można zaliczyć do produktów niskich o dużych średnicach otworu, o ile stosunek wysokości odkuwki do jego średnicy wynosi mniej niż 0,07. W takim przypadku w wykroju wykańczającym zaleca się stosować denko przedstawione na rycinie 2.9b; jego wymiary wyznacza się na podstawie poniższych zależności [120, 130, 174]:

$$\begin{aligned} g_{\min} &= 0,4\sqrt{D}, & g_{\max} &= 5g_{\min}, \\ r_1 &= 5h_r, & r_2 &= \text{wyznaczany konstrukcyjnie.} \end{aligned} \quad (2.2)$$

Kute pierścienie często stosowane są jako bieżnie łożysk. Na rycinie 2.10 pokazano technologię wykonania dwóch pierścieni łożyskowych. Zabieg taki pozwala na znaczne zmniejszenie strat materiału, gdyż objętość odpadu zależy od średnicy wewnętrznej mniejszego pierścienia. Technologia takiej produkcji obejmuje: cięcie oraz nagrzewanie walcowego wsadu, spęczanie, następnie w kształtowych matrycach zamkniętych uzyskanie odkuwki o geometrii dwóch pierścieni (mniejszego oraz większego), wykrawanie wewnętrznego (mniejszego

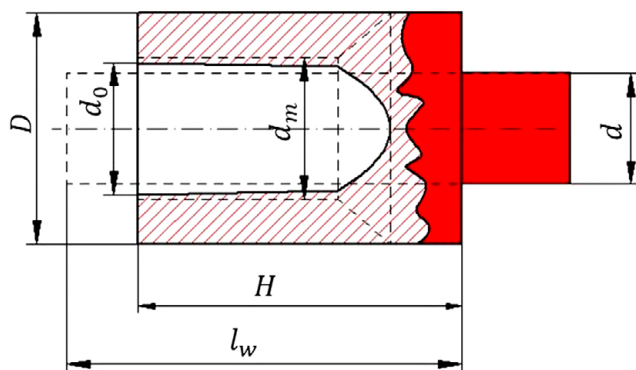
pierścienia) oraz usunięcie odpadu z jego środkowej strefy [34]. Technologia kucia pozwala również na kształtowanie pierścieni o złożonych kształtach przy zastosowaniu zarówno kucia matrycowego, jak i swobodnego [29].



Ryc. 2.10. Etapy produkcji dwóch pierścieni łożyskowych (opracowanie własne na podstawie [6])

Jeśli chodzi o proces kucia odkuwek pierścieniowych na kuźniarkach, to polega on na kształtowaniu otworu specjalnie przygotowanym stemplem w uprzednio spęczonym pręcie, a następnie przebijaniu dna. Wynikiem takich zabiegów jest otrzymanie otworu oraz oddzielenie odkuwki od pręta.

Projektując przebieg wykonania pierścienia na rycinie odkuwki nieoddzielonej od pręta (ryc. 2.11), wykonuje się obrys przeliczeniowy (linie przerywane) na przekrój kołowy rzeczywistych powierzchni poprzecznych odkuwki [120].



Ryc. 2.11. Wyznaczenie zarysu przedkuwki dla odkuwek drażnionych (opracowanie własne na podstawie [120])

Średnicę wewnętrzną obrysu można obliczyć ze wzoru:

$$d_m = \sqrt{D^2 - d_0^2}, \quad (2.3)$$

gdzie:

D – średnica zewnętrzna pierścienia [mm],

d_0 – średnica otworu [mm].

Innym równie ważnym parametrem decydującym o stopniu trudności wykonania odkuwki jest stosunek długości pręta wyjściowego l_w do wysokości pierścienia H . Klasyfikację odkuwek pierścieniowych przedstawiono w tabeli 2.1.

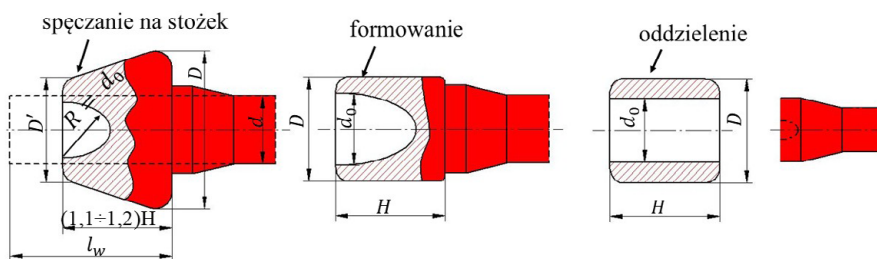
Wiedząc, jaka jest objętość odkuwki V_o , a także przyjmując za długość wysuniętego z matrycy pręta $l_w = (1,5 \div 2,5)d$, można wyznaczyć średnicę materiału wyjściowego.

$$d = \sqrt[3]{\frac{4V_o}{\pi(1,5 \div 2,5)}}, \quad (2.4)$$

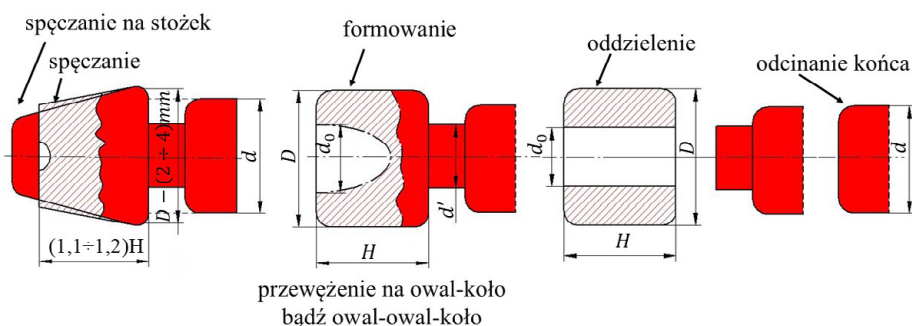
Wartość d może być równa, mniejsza bądź większa od średnicy otworu odkuwki; zależy to od objętości pierścienia oraz smukłości odkształcanego pręta. W najkorzystniejszym przypadku średnica d jest równa średnicy otworu odkuwki d_0 . Sposoby wykonania pierścieni ukazano na rycinach 2.12 oraz 2.13 [120].

Tab. 2.1. Klasyfikacja odkuwek pierścieniowych i sposób wykonania [120]

$\frac{d_m}{d_0}$	$\frac{l_w}{H}$	Rodzaj pierścienia	Sposób wykonania
< 1	≤ 1,4	cienkie i niskie	– formowanie w stemplu lub matrycy, – drażnienie otworu, – oddzielenie od pręta
< 1	> 1,4	cienkie i wysokie	– spęczanie w stemplu, – wstępne drażnienie otworu, – formowanie i następnie drażnienie, – oddzielenie
> 1	≤ 1,4	masywne i niskie	– spęczanie w stemplu oraz wstępne drażnienie, – formowanie i drażnienie oraz przewężanie, – oddzielenie, obcięcie zdeformowanego końca pręta
> 1	> 1,4	masywne i wysokie	– spęczanie w stemplu i drażnienie oraz przewężanie, – ponowne spęczanie z drażnieniem oraz przewężanie, – formowanie i drażnienie, – oddzielenie, obcięcie końca



Ryc. 2.12. Sposób wykonania odkuwki cienkich pierścieni (opracowanie własne na podstawie [120])



Ryc. 2.13. Sposób wykonania odkuwki masywnych pierścieni (opracowanie własne na podstawie [120])

2.2.3.2. Rozkuwanie na trzpieniu

Proces rozkuwania na trzpieniu (ryc. 2.14) zaliczany jest do procesów kucia swobodnego. Rozkuwanie pierścienia na trzpieniu należy do procesu wydłużania, jest to więc operacja, w której następuje wydłużanie się przedmiotu w kierunku jednej jego osi kosztem zmniejszania przekroju poprzecznego [146].

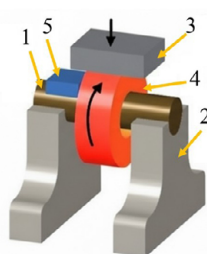
Duże pierścienie o znacznej masie – od kilkuset kilogramów do nawet kilkudziesięciu ton – często wykonuje się bezpośrednio z wlewków metodą kucia swobodnego zwłaszcza w wypadku niewielkich serii [16].

Omawiany proces (ryc. 2.14) polega na kształtowaniu pierścieniowej odkuwki (4) umieszczonej na okrągłym trzpieniu (1) przez kowadło (3). Rozkuwanie najczęściej przeprowadzane jest na młocie. Podczas procesu wsad jest ciągle obracany – ręcznie bądź specjalnym wózkiem widłowym – o zadany kąt, zaś kowadło odkształca półfabrykat w miejscu kontaktu pomiędzy trzpieniem a kowadłem. Proces realizowany jest do momentu, aż rozkuwany pierścień (6) osiągnie grubość równą grubości płyty dystansowej (5).

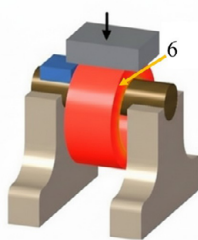
W pierwszym etapie procesu kucia uzyskiwana jest przedkuwka w postaci pierścienia o znacznej grubości ściany. Jeśli w procesie rozkuwania pierścienia

niemożliwe jest uzyskanie znacznego stopnia odkształcenia, które zagwarantowałyby likwidację struktury odlewniczej, to półfabrykat musi zostać poddany procesowi spęczniania oraz wydłużania. Jednym z problemów, z jakimi musi zmierzyć się producent pierścieni przy wykorzystaniu metody rozkuwania na trzpieniu, jest dokładne obliczenie objętości materiału wsadowego. W praktyce do obliczenia masy potrzebnego materiału najczęściej korzysta się z wykresów, które uwzględniają straty na zgorzelinę, powstającą podczas nagrzewania i dogrzewania, a także masę denka w zależności od wymiarów przebijaka. Podczas procesu zarówno na wysokości, jak i szerokości ścianki pierścienia otrzymuje się nierównomierne odkształcenie materiału.

W początkowej fazie kucia największym odkształceniom ulega środkowa część metalu. Decydujący wpływ na rozkład odkształceń ma wielkość posuwu: im mniejsza jego wartość, tym większe odkształcenia po stronie trzpienia. Równie ważnym parametrem wpływającym na odkształcenia jest średnica trzpienia, na którym umieszczono wsad. Zmniejszenie średnicy powoduje wzrost stopnia odkształcenia metalu w strefie przyległej do trzpienia, co zarazem powoduje niewielki spadek stopnia odkształcenia strefy środkowej oraz przypowierzchniowej od strony kowadła. Ze względu na powyższe stwierdzenia niemożliwe jest zapewnienie korzystnych warunków odkształcenia w całym rozkuwanym pierścieniu, gdyż główne parametry kształtowania ulegają ciągłej zmianie. Kluczowy wpływ na kształt oraz rozmiar strefy odkształcenia ma stosunek średnicy pierścienia do średnicy trzpienia. Gdy stosunek średnicy wewnętrznej pierścienia do średnicy trzpienia przekracza wartość pięciu zaleca się przejście na większą średnicę trzpienia [16].



a)



b)



c)

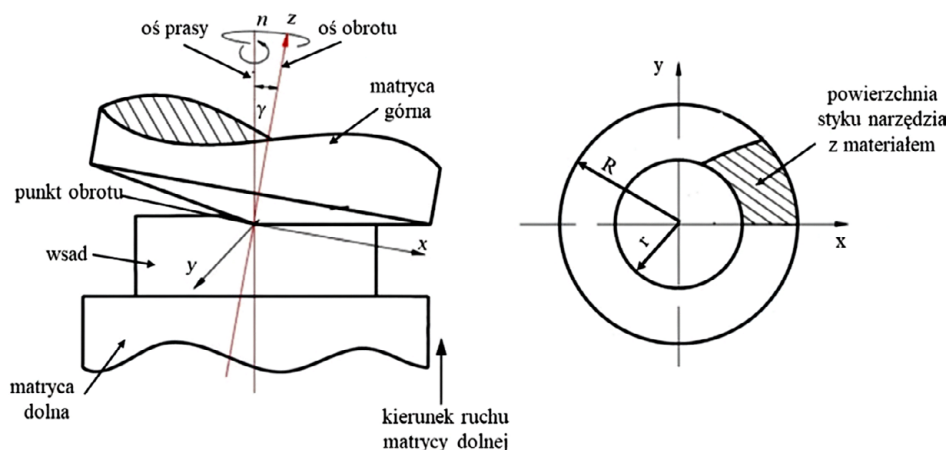
Ryc. 2.14. Rozkuwanie na trzpieniu: a) początek procesu, b) koniec procesu (opracowanie własne), c) rzeczywisty proces [190]; 1 – trzpień, 2 – podstawa, 3 – kowadło, 4 – pierścień, 5 – dystans, 6 – przekuty pierścień

Jedną z najczęściej występujących wad podczas omawianego procesu jest wichrowatość produktu wynikająca z nierównomiernego ułożenia półfabrykatu na trzpieniu. Następną wadą pierścieni rozkuwanych na trzpieniu jest owalność wynikła z nierównomiernego gniotu podczas rozkuwania w czasie jednego obrotu pierścienia.

Proces rozkuwania pierścieni na trzpieniu okrągłym jest procesem względnie uniwersalnym, zwłaszcza jeśli wziąć pod uwagę zakres wymiarów kształtowanych pierścieni przy minimalnym koszcie narzędzi. Możliwość uzyskania poprawnego kształtu, wymiarów oraz własności eksploatacyjnych finalnej pierścieniowej odkuwki wymaga od operatorów maszyn kuźniczych wysokich kwalifikacji.

2.2.3.3. Prasowanie obwiedniowe

Prasowanie obwiedniowe (ryc. 2.15) jest jedną z metod obróbki plastycznej częściej stosowanej na zimno. Różni się ono od tradycyjnego procesu prasowania wyrobów metalowych, podczas którego materiał jest odkształcany na całej swojej powierzchni pomiędzy stemplem i matrycą. Podczas procesu prasowania obwiedniowego stempel lub matryca górna styka się tylko z częścią powierzchni czołowej materiału kształtowanego. Wynika to z faktu, iż narzędzie górne umieszczone jest w głowicy, której oś odchylona jest od osi prasy o niewielki kąt γ zwany kątem wahań.



Ryc. 2.15. Schemat procesu prasowania obrotowego na zimno pierścieniowej odkuwki [47]

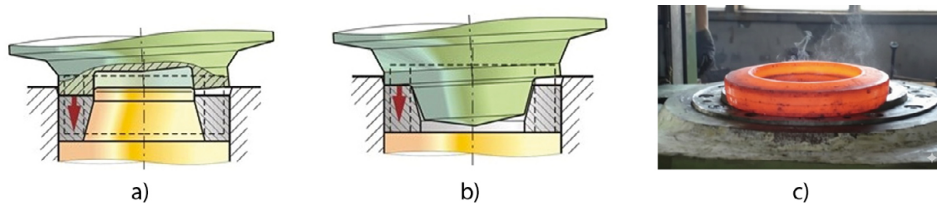
Głowica wraz z umieszczonym w niej narzędziem porusza się ruchem obwiedniowym wynikającym z przemieszczania się osi głowicy wokół pionowej osi prasy. Strefa styku narzędzia górnego oraz kształtowanego materiału przemieszcza się cyklicznie po całej powierzchni czołowej kształtowanego materiału. Powierzchnia robocza stempla obtacza się po powierzchni materiału. Działanie takie zmniejsza wpływ tarcia poślizgowego. Kształtowany materiał dociskany jest do górnego narzędzia przez matrycę dolną, która przemieszcza się pionowo do góry. Do głównych zalet tego procesu w porównaniu z metodami konwencjonalnymi należy zaliczyć większą dokładność wymiarową, lepszą jakość wykończenia powierzchni oraz utwardzenie materiału i zoptymalizowaną strukturę ziarna.

Prasowanie obwiedniowe jest szczególnie przydatne do formowania płaskich elementów, takich jak dyski, tarcze, pierścienie, kołnierze i koła zębate. Technologia ta pozwala na efektywne wykorzystanie materiałów, minimalizując (w niektórych przypadkach eliminując) operacje skrawania i spawania. Siły w tym procesie są mniejsze o 5–20 % w porównaniu do kształtowania w konwencjonalnych prasach ze względu na zmniejszenie strefy kontaktu wsadu z narzędziem i tarcia.

Korzyści z prasowania obwiedniowego obejmują krótsze czasy cykli, lepsze właściwości mechaniczne i większe wykorzystanie materiału. Wszystko to odbywa się za pomocą stosunkowo tanich narzędzi. W porównaniu z konwencjonalną technologią kucia prasowanie obwiedniowe na zimno oferuje następujące zalety: niższy poziom hałasu i wibracji, jednorodne własności, gładką powierzchnię, wąską tolerancję wymiarów odkuwki, a także znaczną oszczędność energii i materiałów.

Znaczące zalety sprawiły, że proces ma różnorodne zastosowania w wielu dziedzinach przemysłu, a wytworzone z jego pomocą produkty znajdują zastosowanie w motoryzacji, obrabiarkach, sprzętach elektrycznych czy narzędziach skrawających wraz z oprzyrządowaniem [82, 140, 141, 162, 197].

Prasowanie obwiedniowe pierścieni polega na tym, że pierścieniowy wsad znajduje się na wypychaczu oraz jednocześnie w otworze (wykroju) matrycy. Najczęściej średnica wykroju jest taka sama jak średnica zewnętrzna kształtowanego elementu. Naciskając na wsad, stempel wywołuje plastyczne kształtowanie wewnętrznej powierzchni pierścienia na trzpieniu. Możliwe są dwa położenia trzpienia: w pierwszym może on być umieszczony na wypychaczu (ryc. 2.16a), w drugim zaś staje się częścią stempla (ryc. 2.16b) [139].



Ryc. 2.16. Metoda prasowania obwiedniowego pierścienia: a) gdy trzpień znajduje się na wypychaczu, b) trzpień jest częścią stempla [138], c) rzeczywisty proces [76]

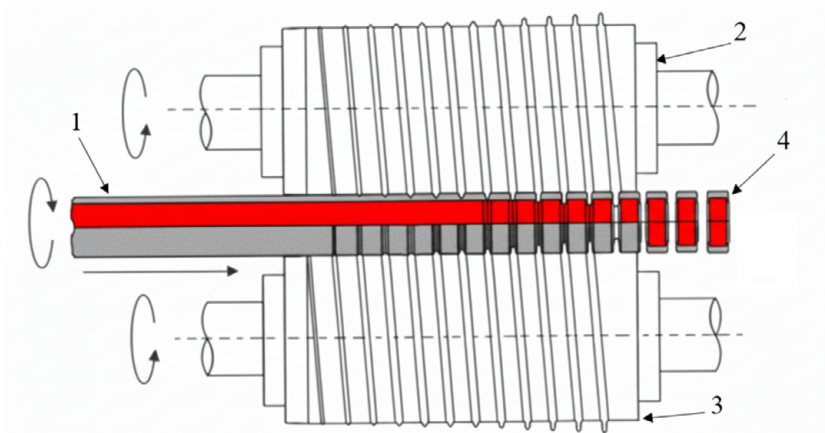
W przypadku, gdy element wsadowy ma kształt tulei lub pierścienia (tzw. „plastra” ciętego z rury), proces prasowania obwiedniowego jest realizowany według metody zasadniczej, nazywanej prasowaniem pierścienia (ryc. 2.16c) [139].

2.2.3.4. Kształtowanie pierścieni na walcarce skośnej

Proces walcowania skośnego polega na tym, że kształtowany materiał wykonuje ruch postępowo-obrotowy, zaś walce są ustawione skośnie względem siebie i obracają się w tym samym kierunku. Podczas procesu punkty, w których materiał styka się z narzędziami, przemieszczają się ruchem śrubowym.

W praktyce przemysłowej procesy kuźniczego walcowania skośnego wykorzystuje się rzadko, stosowane narzędzia (walce) posiadają bowiem śrubowo nacięte na obwodzie bruzdy o zmiennym kształcie i skoku. Nacięcia te są trudne do zaprojektowania oraz wykonania toteż stosowanie walcowania kuźniczego skośnego ogranicza się do kształtowania wyrobów o prostych kształtach, takich jak pierścienie na łożyska toczne czy kule wykorzystywane w łożyskach lub młynach kulowych [92, 147, 162].

W procedurze walcowania skośnego pierścieni na walcarce skośnej (ryc. 2.17) jako wsad używany jest segment rury (w stanie półgorącym). Rura walcowana jest w sposób kontrolowany przez operatora. Proces walcowania rozpoczyna się wprowadzeniem po prowadnicach nagrzanego półwyrobu między walce robocze. Ruch obrotowy walców powoduje ruch półwyrobu, który zaczyna się obracać wokół własnej osi oraz przesuwać w wykrój śrubowy. Wykroje narzędzi wcinają się w półfabrykat, powodując jego całkowity podział na pierścienie. Do tej pory metoda ta była stosowana dla pierścieni łożysk tocznych o symetrycznych przekrojach [33, 91, 92].



Ryc. 2.17. Walcowanie śrubowe pierścieni: 1 – rura, 2 – narzędzie górne, 3 – narzędzie dolne, 4 – pierścień [33]

3. Walcowanie pierścieni w walcarkach specjalnych

Najbardziej efektywną metodą produkcji odkuwek pierścieniowych, zwłaszcza jeśli chodzi o duże serie, jest walcowanie pierścieni przy użyciu specjalnych walcarek przeznaczonych do tego celu. Z uwagi na konieczność szerszego omówienia tej tematyki przedstawiono ją w oddzielnym rozdziale.

Na podstawie przeglądu literatury specjalistycznej proces walcowania pierścieni podzielono ze względu na dwa kryteria: kierunek odkształcenia i temperatura materiału. Z uwagi na kryterium pierwsze stosuje się procesy walcowania promieniowego oraz promieniowo-osowego. W zależności od temperatury wsadu wyróżnia się walcowanie na zimno oraz na gorąco.

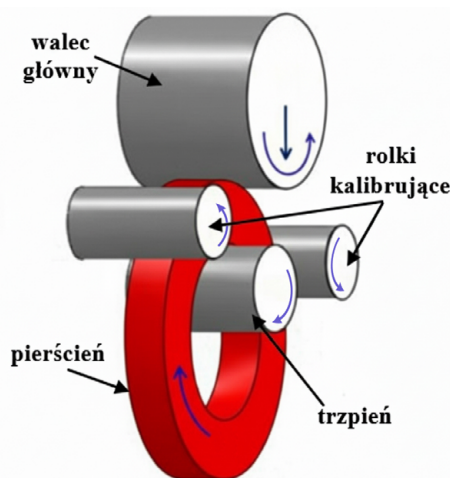
Standardowy osprzęt oraz sposoby opisane poniżej (walcowanie promieniowe oraz promieniowo-osowe) mogą być używane do walcowania pierścieni zarówno na gorąco, jak i na zimno.

3.1 Promieniowe walcowanie pierścieni

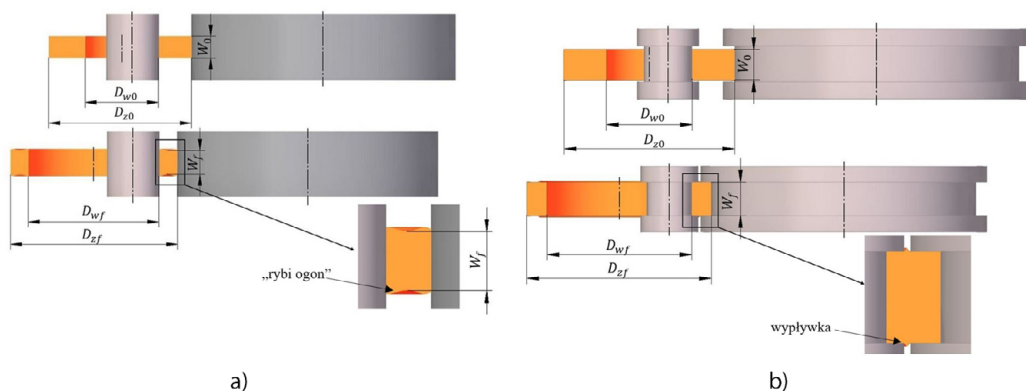
Walcowanie promieniowe pierścieni jest metodą, którą poddano badaniu w ramach niniejszej monografii. Jej schemat przedstawiono na rycinie 3.1. Polega ona na redukcji przekroju poprzecznego wyrobu w kierunku promieniowym. Walcowany pierścień umieszczany jest na trzpieniu. Redukcja przekroju poprzecznego pierścienia następuje na skutek dosuwu z prędkością V walca

głównego (w niektórych walcarkach dosuw wykonuje trzpień). Walec główny obraca się również z prędkością obrotową n , powodując ciągły obrót pierścienia oraz trzpienia względem własnej osi. W procesie biorą udział również rolki kalibrujące, których zadaniem jest kalibracja pierścienia oraz zapewnianie punktów podparcia walcowanemu półfabrykatowi. Rolki te w niektórych maszynach mają możliwość przemieszczania się wraz ze wzrostem średnicy wyrobu, dając ciągły punkt podparcia. Częściej jednak nie mają one możliwości ciągłego przemieszczania, jedna z rolek w pewnym etapie procesu daje punkt podparcia, druga zaś w końcowym etapie dostarcza punkt podparcia oraz pozwala na końcową kalibrację pierścienia [3, 4, 79, 102, 135, 150, 166, 167, 168, 185, 191].

Proces walcowania promieniowego pierścieni o niedużych średnicach odbywa się z reguły na maszynach pionowych, a zatem średnicę gotowego pierścienia ogranicza przestrzeń robocza walcarki. Główną wadą procesu z użyciem prostych narzędzi jest brak ograniczenia wysokości walcowanego wsadu. Konsekwencją tego jest powstawanie wady zwanej „rybim ogonem”. Schemat procesu z zastosowaniem płaskich narzędzi, który obrazuje również zmianę geometrii wsadu, pokazano na rycinach 3.2a. Pierścienie uzyskiwane w procesie promieniowego walcowania nie są produktami końcowymi, są poddawane dalszej obróbce.



Ryc. 3.1. Schemat promieniowego walcowania pierścieni [145]



Ryc. 3.2. Główne wymiary zmieniające się podczas walcowania promieniowego:

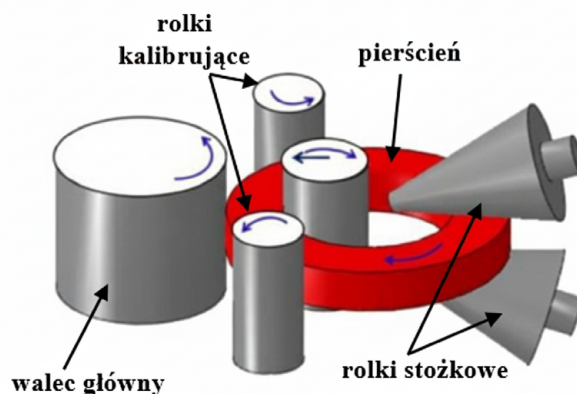
a) kształtowanie za pomocą gładkich narzędzi, b) kształtowanie za pomocą kształtowych narzędzi; W_0 – wysokość początkowa wsadu, D_{z0} – średnica zewnętrzna wsadu, D_{w0} – średnica wewnętrzna wsadu, W_f – minimalna wysokość końcowa pierścienia (wysokość pierścienia, jaką można uzyskać po obrobce skrawaniem), D_{zf} – końcowa średnica zewnętrzna obrobionego pierścienia, D_{wf} – końcowa średnica wewnętrzna obrobionego pierścienia

W literaturze specjalistycznej oraz przemyśle znaleźć można bardziej rozbudowany proces promieniowego walcowania pierścieni. W procesie stosowane są proste narzędzia kształtowe ograniczające wysokość gotowego wyrobu. Celem ich zastosowania jest ograniczenie osiowego płynięcia materiału, a co za tym idzie – wysokości obrabianego produktu. Zabieg taki często powoduje ograniczenie bądź całkowite uniknięcie powstania „rybiego ogona”. Zastosowanie narzędzi kształtowych często generuje jednak powstanie wypływkę, czyli wady polegającej na wypłynięciu materiału poza wykrój [191]. Przebieg procesu jest taki sam jak dla procesu z zastosowaniem narzędzi gładkich. Schemat procesu z zastosowaniem narzędzi kształtowych, który obrazuje również zmianę geometrii wsadu, zilustrowano na rycinie 3.2b.

3.2 Promieniowo-osiowe walcowanie pierścieni

Walcowanie promieniowo-osiowe pierścieni, którego schemat przedstawiono na rycinie 3.3, polega na redukcji przekroju poprzecznego w kierunku promieniowym wyrobu. Jednak w takim procesie możliwe jest walcowanie osiowe przedkuwki, dzięki zastosowaniu rolek stożkowych. Omawiany sposób najczęściej stosowany jest podczas kształtowania dużych pierścieni [38, 76, 81, 98, 109, 122, 134, 136, 154, 169]. Walcowany pierścień umieszczany jest na trzpieniu. Redukcja przekroju poprzecznego pierścienia następuje na skutek dosuwu

z prędkością V_t trzpienia (lub walca głównego). Walec główny obraca się z prędkością obrotową n , powodując ciągły obrót pierścienia oraz trzpienia względem ich osi. Tak jak w przypadku walcowania promieniowego w procesie stosowane są rolki kalibrujące. Rolki te napędzane siłownikami hydraulicznymi mają możliwość przemieszczania się, dzięki czemu stanowią punkt podparcia pierścienia w czasie walcowania [103]. Dodatkowym narzędziem są rolki stożkowe, których głównym zadaniem jest redukcja wysokości pierścienia. Obie rolki przemieszczają się w kierunku promieniowym walcowanego wyrobu z prędkością V_{sp} zbliżoną do prędkości przyrostu średnicy walcowanego produktu. Obracają się one w przeciwną stronę z prędkością obrotową n_2 powodującą obrót półfabrykatu. Kształt rolek zapewnia zbliżoną prędkość narzędzi i pierścienia w miejscu ich styku. Redukcję wysokości produktu zapewnia górna rolka stożkowa, która przemieszczając się z prędkością V_{so} , ogranicza wysokość oraz kształtuje wyrób [9, 81, 154, 158].

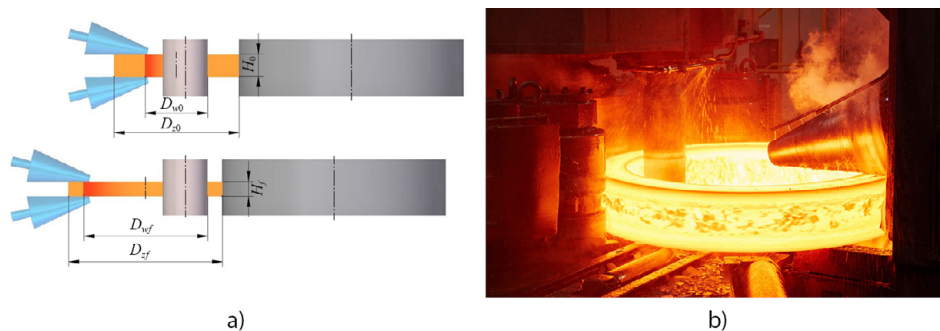


Ryc. 3.3. Schemat promieniowo-osowego walcowania pierścieni [133]

Proces walcowania promieniowo-osowego pierścieni odbywa się z reguły na maszynach poziomych. Możliwość taka pozwala na produkcję wyrobów o bardzo dużej średnicy. Jedynym ograniczeniem zastosowania takiej maszyny jest powierzchnia produkcyjna w przedsiębiorstwie. Walcowanie promieniowo-osowe stosowane jest do wykonania pierścieni o znacznych gabarytach (ryc. 2.3b).

W procesie występuje aż osiem sterowanych parametrów ruchowych, co znacząco utrudnia prawidłowe zasymulowanie procesu. Do stopni swobody zalicza się: ruch obrotowy walca głównego, ruch obrotowy obu walców osiowych, które mogą być sterowane niezależnie oraz ruch walców prowadzących wokół stałych przegubów, ruch trzpienia w kierunku promieniowym, ruch

stojaka osiowego w kierunku promieniowym oraz ruch górnego walca osiowego względem dolnego [40]. Proces z reguły realizowany jest w sposób przedstawiony na rycinie 3.4. Zdarza się, że do uzyskania odkuwki potrzebny jest pierścień o innym przekroju niż prostokątny [84, 142], wówczas rolki stożkowe pracują najczęściej w sposób ukazany na rycinie 3.5. Schemat procesu, który obrazuje zmianę geometrii wsadu, zilustrowano na rycinie 3.4a.



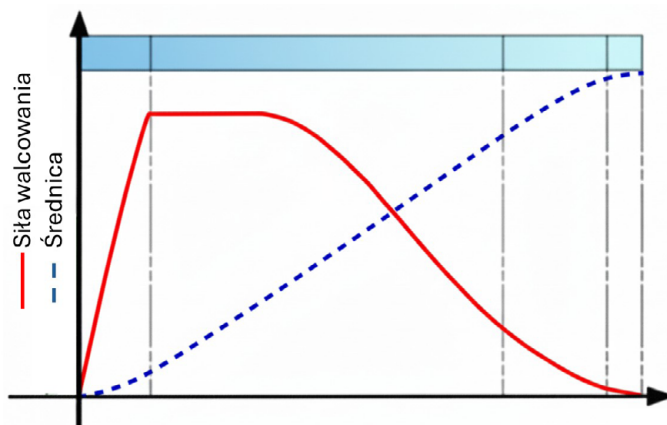
Ryc. 3.4. Walcowanie promieniowo-osiowe: a) schemat procesu (opracowanie własne), b) rzeczywisty proces [36]; H_0 – wysokość początkowa wsadu, D_{z0} – średnica zewnętrzna wsadu, D_{w0} – średnica wewnętrzna wsadu, H_f – wysokość końcowa pierścienia, D_{zf} – końcowa średnica zewnętrzna obrobionego pierścienia, D_{wf} – końcowa średnica wewnętrzna obrobionego pierścienia



Ryc. 3.5. Walcowanie pierścienia o przekroju innym niż prostokątny: a) podczas procesu, b) gotowy pierścień ze zmienną wysokością przekroju [142]

Proces walcowania promieniowo-osiowego pierścienia charakteryzuje się zwykle trzema lub czterema fazami: w pierwszej narzędzia stykają się z pierścieniem, który pod ich wpływem zaczyna się obracać, odkształcenie postępuje tak szybko, jak to możliwe; kiedy przekrój poprzeczny pierścienia zbliża się do pożądanego kształtu (faza druga), tempo odkształcania spada (stosowane są specjalne czujniki); w fazie trzeciej gotowy pierścień wykonuje jeszcze kilka dodatkowych obrotów, aby poprawić swoją okrągłość. Allwood wraz ze

współpracownikami [2, 3] stwierdzili, że ruch trzpienia względem walca głównego (lub walców osiowych względem siebie) może być regulowany zgodnie z „harmonogramem” pożądanego ruchu lub pożądaney siły całkowitej. Harmonogram przebiegu procesu przedstawiono na rycinie 3.6.



Ryc. 3.6. Harmonogram procesu walcowania promieniowo-osiowego pierścieni [30]

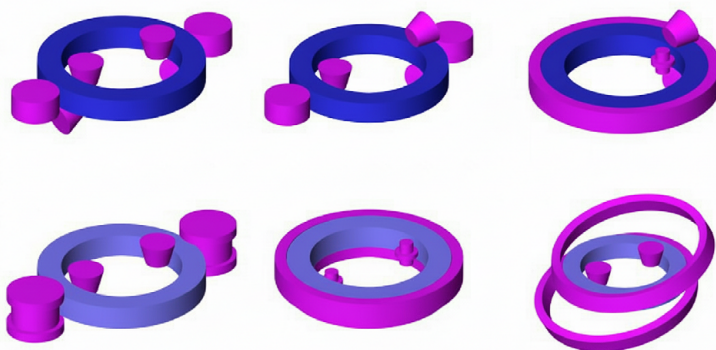
Aby prawidłowo opracować technologię walcowania promieniowoosiowego należy pamiętać o tym, że [3]:

- prędkość obrotowa narzędzi musi być zmienna,
- prędkość obrotowa rolek osiowych musi być regulowana w zależności od prędkości obrotowej narzędzi promieniowych (walca głównego bądź trzpienia),
- należy zminimalizować względny poślizg między powierzchniami czołowymi pracujących narzędzi a formowaną odkuwką,
- względne pozycje rolek osiowych i pierścienia muszą być kontrolowane,
- układ sterowania powinien mieć możliwość automatycznej zmiany siły walcowania; w zależności od układu sterowania powinno się sprawdzać zewnętrzną średnicę pierścienia, jego grubość oraz średnicę wewnętrzną,
- odkształcenia i luzy elementów maszyny pod wpływem działania sił walcowania muszą zostać skompensowane,
- zmiany wymiarów rolek formujących i kalibrujących w wyniku zużycia lub wymiany muszą zostać uwzględnione [8].

3.3 Walcowanie pierścieni kształtowych

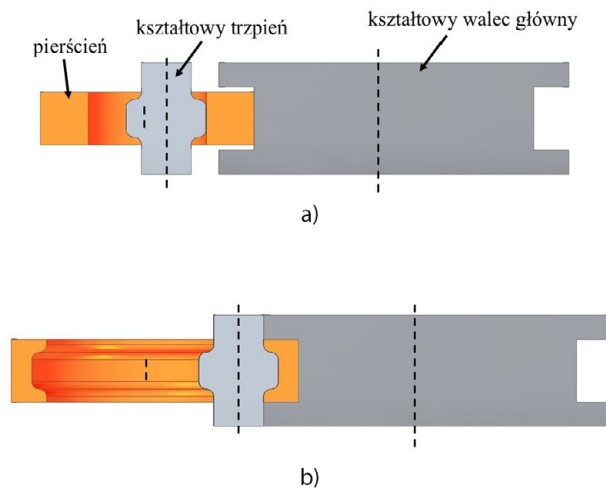
Główną wadą omawianych wyżej procesów (walcowania promieniowego oraz walcowania promieniowo-osowego) jest fakt, że zazwyczaj umożliwiają wytwarzanie pierścieni tylko o przekroju prostokątnym. Jednak wiele produktów wymaga przekrojów pierścieni o bardziej skomplikowanych kształtach, na przykład pierścienie łożyskowe wymagają rowków na bieżnię i uszczelki. W wielu przypadkach stosowaną praktyką jest kształtowanie półwyrobu pierścienia metodą walcowania, a następnie obróbka mechaniczna jego pozostałych elementów. Walcowanie pierścieni profilowych najczęściej przeprowadzane jest podczas walcowania promieniowego i ma na celu wytwarzanie bardziej złożonych profili pierścieni w ramach procesu walcowania za pomocą walców kształtowych [2, 11, 21, 22, 23, 25, 26, 27, 29, 49, 79, 87, 101, 103, 117, 134, 136, 138, 150, 172, 188, 192], rzadziej taki proces przeprowadza się metodą walcowania promieniowo-osowego [18, 19, 92, 96, 105, 106, 114, 124, 127, 195, 196], ze względu na jego trudność. Wykonanie wymaganego oprzyrządowania do walcowania profili jest kosztowne, dlatego proces ten ma ograniczone zastosowanie. W większości dostępnych prac naukowych wyniki dotyczą tylko symulacji numerycznych. Trudno znaleźć wytyczne dotyczące używanych maszyn oraz parametrów technologicznych formowania pierścieni o przekroju innym niż prostokątny. Proces walcowania pierścieni kształtowych najczęściej przeprowadzany jest na gorąco, rzadko znaleźć można zastosowanie omawianej technologii na zimno [2, 48].

Na rycinie 3.7 przedstawiono przykładowe nowatorskie metody walcowania pierścieni o przekroju trapezowym. W obecnych czasach obserwuje się coraz więcej innowacyjnych maszyn, które zapewniają zwiększone tempo produkcji lub elastyczności profilu. Dużą pomocą w tym zakresie są symulacje numeryczne [2, 99] oraz modelowanie fizyczne [2, 149].

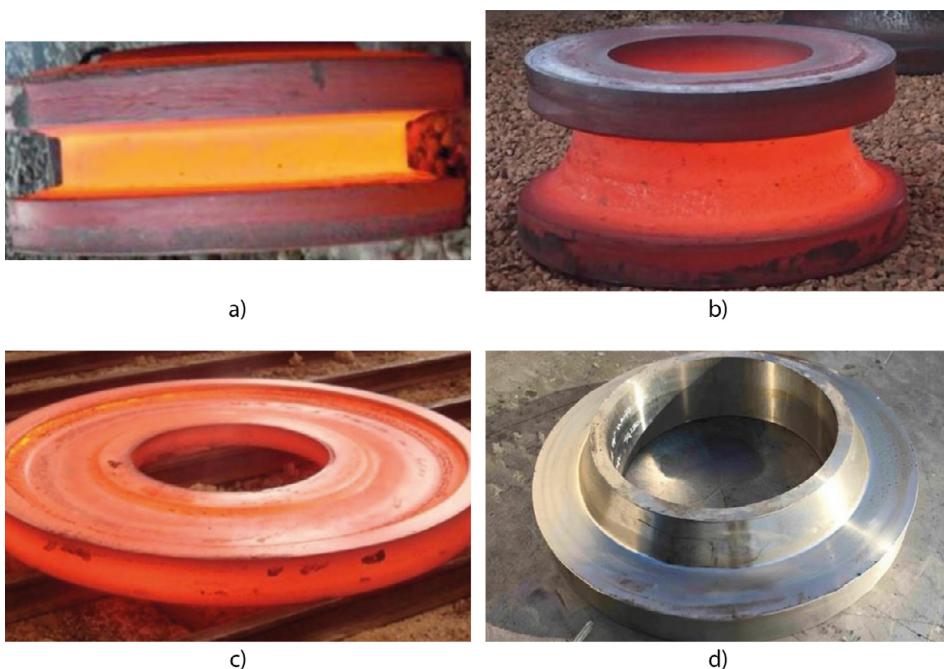


Ryc. 3.7. Przykładowe nowatorskie metody walcowania pierścieni o przekroju trapezowym [149]

Na rycinie 3.8 przedstawiono schemat promieniowego procesu walcowania pierścieni kształtowych, zaś na rycinie 3.9 przykładowe wyroby.



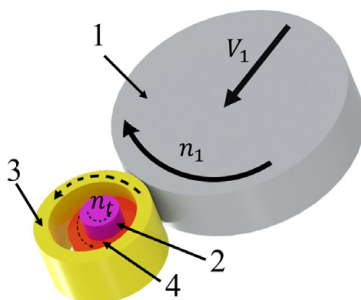
Ryc. 3.8. Schemat walcowania kształtowego pierścienia: a) początek procesu, b) koniec procesu



Ryc. 3.9. Kształtowe pierścienie: a) pierścień z rowkiem na zewnętrznej średnicy (kształtowanie na pionowej maszynie) [136], b) pierścień o kształtowym rowku na zewnętrznej powierzchni (kształtowanie na pionowej maszynie) [133], c) pierścieniowy kształtowy dysk (kształtowanie na poziomej maszynie) [105], d) pierścień o profilu L (kształtowanie na poziomej maszynie) [124]

3.4 Walcowanie z zastosowaniem dodatkowej tulei

Proces walcowania pierścieni dzieli się na dwa typy: promieniowe oraz promieniowo-osiowe. Dla tych typów procesów walcowania pierścieni trudno jest osiągnąć duży wzrost wysokości pierścienia. W literaturze [44, 45] znaleźć można nowy proces walcowania pierścieni cylindrycznych (ryc. 3.10), w którym można osiągnąć duży wzrost zarówno średnicy, jak i wysokości pierścienia. Proponowany sposób kształtowania zapewnia przede wszystkim stabilność oraz ostateczną okrągłość odkształconego wyrobu dzięki wewnętrznej powierzchni rolki ograniczającej, bez rolek prowadzących i skomplikowanego schematu sterowania. Walcowany pierścień (4) umieszczany jest na trzpieniu (2). Redukcja przekroju poprzecznego pierścienia następuje na skutek dosuwu z prędkością V walca głównego. Walec główny obraca się również z prędkością obrotową n , powodując ciągły obrót rolki ograniczającej (3) względem własnej osi. Rolka ograniczająca obraca się aktywnie wokół swojej osi ze stałą wynikową prędkością obrotową. Pod działaniem siły tarcia rolka ograniczająca powoduje, że pierścień (4) obraca się wraz z nią. Rolka podtrzymująca (5) dostarcza punkt podparcia dla rolki ograniczającej.



Ryc. 3.10. Schemat procesu walcowania pierścieni zastosowaniem dodatkowej tulei:

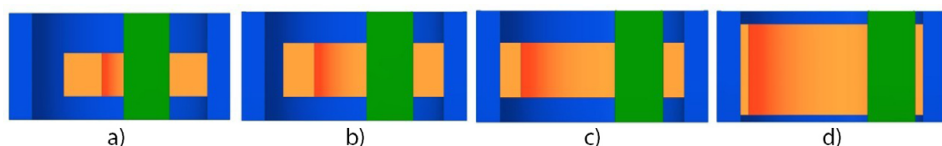
1 – walec główny, 2 – trzpień, 3 – rolka ograniczająca, 4 – pierścień, 5 – rolka podtrzymująca

Cały proces formowania obejmuje dwa etapy: promieniowego walcowania pierścieni oraz kształtowania osiowego.

W pierwszym etapie, jak pokazano na rycinie 3.11, realizuje się promieniowy proces walcowania pierścienia – pod działaniem trzpienia oraz walca głównego następuje zmiana geometrii elementu: zmniejszeniu ulega grubość ścianki, zwiększeniu średnice. Można przyjąć, że wysokość zasadniczo pozostaje stała. Gdy zewnętrzna walcowana powierzchnia pierścienia stopniowo wzrasta, całkowicie zetknie się z wewnętrzną powierzchnią kształtującego narzędzia, następuje

proces osiowego walcowania pierścieni. Zgodnie z ryciną 3.11c, d zewnętrzna średnica pierścienia jest całkowicie ograniczona przez rolkę ograniczającą, a tym samym następuje dalsza zmiana geometrii. Dalszej redukcji ulega grubość ścianki, powiększeniu ulega średnica wewnętrzna oraz wysokość odkuwki, stała pozostaje średnica zewnętrzna (ograniczana przez tuleję kształtującą).

Ze względu na zalety kontrolowania stabilności i okrągłości pierścienia oraz osiągania dużego wzrostu zarówno średnicy, jak i wysokości pierścienia, proponowany proces walcowania pierścieni cylindrycznych ma potencjał i perspektywę w wytwarzaniu cienkościennych pierścieni cylindrycznych [44, 45, 180].



Ryc. 3.11. Schemat procesu walcowania pierścieni z zastosowaniem dodatkowej tulei:

a) początek walcowania, b) walcowanie promieniowe, c) walcowanie osiowe, d) walcowanie wykańczające – koniec procesu

3.5 Walcowanie pierścieni na gorąco

Proces walcowania na gorąco jest przeprowadzany w temperaturze wyższej od temperatury rekrytalizacji dla materiału walcowanego pierścienia. Tolerancje wymiarowe w walcowaniu na gorąco są większe niż w przypadku walcowania na zimno, jeśli zatem ostateczny wyrób ma być otrzymany za pomocą technik walcowania na gorąco, to pod uwagę muszą zostać wzięte czynniki mające istotny wpływ na końcowe wymiary wyrobu, między innymi skurcz czy straty materiału spowodowane odwęglaniem i zgorzeliną. Walcowanie swobodne wymaga użycia mniejszej siły i energii w porównaniu do kucia pierścieni. Proces walcowania pierścieni na gorąco charakteryzuje się mniejszą dokładnością wymiarową w stosunku do walcowania na zimno. Siły walcowania w procesie są mniejsze względem odpowiednika na zimno. Większość procesów walcowania pierścieni przeprowadzanych jest metodą walcowania na gorąco [3, 11]. Ogólnie stwierdzić można, że walcowanie na gorąco pozwala uzyskać szerszy zakres przekrojów pierścieni niż walcowanie na zimno, ale z mniejszą dokładnością [30].

Na rycinie 3.12 przedstawiono etapy wykonania odkuwki pierścieniowej metodą walcowania pierścieni na gorąco.



Ryc. 3.12. Etapy wykonania odkuwki pierścieniowej metodą walcowania pierścieni na gorąco (opracowanie własne na podstawie [3])

3.6 Walcowanie pierścieni na zimno

Walcowanie pierścieni przeprowadzane na zimno to zaawansowana technika formowania służąca do zmniejszania grubości pierścieni, zwiększania ich średnicy i kształtowania profili na ich powierzchniach w temperaturze pokojowej. Dzięki wysokiej wydajności, jednolitej jakości, zdolności do uzyskania gładkiej powierzchni i korzyściom w zakresie oszczędności materiału walcowanie na zimno może być stosowane w wielu działach przemysłowych, takich jak produkcja samochodów, statków i samolotów [11, 24, 31, 93, 100, 101, 102, 104, 165, 177].

Walcowanie pierścieni na zimno jest zwykle prowadzone w celu poprawy jakości powierzchni i stosowane w końcowej fazie produkcji pierścieni. Zakłady stosujące ów proces na ostatnim etapie wytwarzania zwykle kształtują docelowy produkt bez znaczącego zwiększenia jego średnic. Z reguły pierścienie są walcowane na gorąco, a później ulepszone przez walcowanie na zimno. Tak jak w przypadku bieżni łożysk tocznych, przeprowadzenie procesu walcowania w temperaturze otoczenia następującego po procesie kształtowania na gorąco znacząco poprawia jakość pierścienia, jednocześnie wywołując na jego powierzchni ściskające naprężenia szczątkowe. Te naprężenia znacznie poprawiają trwałość danej części poprzez ograniczenie możliwości wzrostu pęknięć powierzchni. Naprężenia szczątkowe mogą prowadzić do wybrzuszania się pierścienia, jeżeli w każdej fazie procesu nie zostanie narzucona krytyczna siła walcowania.

Jedną z głównych zalet procesu walcowania realizowanego na zimno jest możliwość reorientacji granic ziaren. Granice ziaren wydłużają się w kierunku walcowania, co powoduje wyrównanie ich na obwodzie i wzdłuż konturów przekroju. Rozkład ziaren równoległy do powierzchni opóźnia tworzenie się pęknięć powierzchniowych, zaś obróbka uzyskanych części jest szybsza i tańsza w porównaniu do tych uzyskanych innymi metodami.

W przypadku walcowania na zimno osiągane są wysokie dokładności wymiarowe pierścienia [163]. Omawiany proces zazwyczaj pozwala na uzyskanie powierzchni o wysokiej jakości i dobrych własnościach. Z odkuwek pierścieni kształtowanych na zimno wytwarza się części spełniające wysokie standardy techniczne. Wsadki wykorzystywane w walcowaniu na zimno wcześniej wykonywane są w procesie walcowania na gorąco. Z powodu zapotrzebowania na znaczną siłę walcowania proces jest rzadziej stosowany niż jego odpowiednik na gorąco [29].

W wyższych temperaturach możliwe są większe odkształcenia, ale dokładność jest mniejsza, a właściwości materiału gorzej kontrolowane. W walcowaniu na zimno możliwa jest mniejsza redukcja przekroju poprzecznego produktu, ale dokładność jest wyższa, a efekt zwiększenia wytrzymałości i trwałości zmęczeniowej elementu również jest korzystny [3]. Na rycinie 3.13 przedstawiono etapy wykonania odkuwki pierścieniowej metodą walcowania pierścieni na zimno.



Ryc. 3.13. Etapy wykonania odkuwki pierścieniowej metodą walcowania pierścieni na zimno (opracowanie własne na podstawie [3])

Do procesu walcownia pierścieni na zimno zalicza się również proces produkcji kół zębatach przeprowadzany na walcierce do pierścieni. Pierścieniowy półfabrykat jest ściśle dopasowany do matrycy pierścieniowej o profilu wewnętrznym odpowiadającym wymaganemu kształtowi zęba. Materiał jest przemieszczany promieniowo na zewnątrz, aby wypełnić wykrój matrycy

w wyniku walcowania trzpieniem, który naciska na wsad. Pierścieniowa matryca jest podparta w solidnej obudowie, a walcowanie odbywa się pomiędzy głównym walcem a trzpieniem walcarki pierścieniowej.

Wymagana siła walcowania wzrasta wraz z promieniową grubością półfabrykatu, a sposób oczywiście nie nadaje się do bezpośredniego formowania pełnych kół zębatych. Produkcja kompozytowych kół zębatych przy użyciu materiału piast o niższej jakości może jednak okazać się ekonomicznie atrakcyjna [51].

W literaturze naukowej większość autorów bada mikrostrukturę [39, 66, 129], skupiając się na właściwościach mechanicznych uzyskanych wyrobów. Trudno znaleźć wytyczne technologiczne procesu.

3.7 Maszyny do walcowania pierścieni

Na podstawie przeglądu literatury specjalistycznej oraz aktualnej oferty przemysłowej dotyczącej maszyn do walcowania pierścieni stalowych wytypowano główne typy maszyn:

- walcarki poziome,
- walcarki pionowe,
- walcarki stołowe z kilkoma trzpieniami,
- maszyny specjalne.

Już w 1849 roku Alfred Krupp przedstawił pierwsze próby produkcji bezszwowych pierścieni. W 1851 r. uzyskał patent na ten proces, w latach 1853–1854 zbudował pierwszą walcownię do pierścieni, zaś w latach 1855–1856 wprowadził na rynek walcarkę wstępną i walcarkę końcową [1]. W XIX wieku ciągły oraz gwałtowny rozwój systemów kolejowo-drogowych spowodował wzrost zapotrzebowania na obręcze kolejowe. Pierwotnie przedmioty te były kute pracochłonie przy użyciu młotów. Wybudowanie w Anglii maszyny do walcowania takich obręczy zwiększyło opłacalność i wydajność produkcji oraz umożliwiło nadanie odkuwce mniejszych naddatków przed obróbką. Pierwsze maszyny pozwalały jedynie na kształtowanie wymiarów promieniowych. Na początku XX wieku wprowadzono dodatkowe rolki pozwalające na kontrolę wysokości wyrobu [3].

W pierwszych walcarkach do produkcji pierścieni stosowano wstępnie uformowany pierścień o prostokątnym przekroju poprzecznym i kształtowano je w taki sposób, że pierścień zachowywał w dużej mierze prostokątny przekrój poprzeczny. Dla wielu zastosowań wymagany był przekrój inny niż prostokątny, co generowało zastosowanie czasochłonnej oraz złożonej obróbki mechanicznej oraz duże straty materiału. Atrakcyjną alternatywą stało się

zastosowanie walców profilowanych – z trzpieniem lub walcem formującym o zmiennym promieniu wzdłuż jego osi w taki sposób, że powstaje przekrój poprzeczny inny niż prostokątny. Wraz ze wzrastającym zapotrzebowaniem ze strony przemysłu na łożyska toczne oraz dostępność układów sterowania nastąpił znaczny postęp w konstrukcji walcarek, które pozwalały na uzyskanie od pięciuset do ośmiuset sztuk pierścieni na godzinę. W nowszych maszynach możliwe było wyprodukowanie nawet tysiąca dwustu sztuk na godzinę [4].

Kształtowanie pierścienia może odbywać się w sposób poziomy lub pionowy. Na początku XX wieku konstruowano hydrauliczne maszyny poziome z bezpośrednio sterowanymi zaworami. Walcarki, w których ułożenie pierścienia odbywa się w sposób poziomy, nazywane są walcarkami promieniowymi. Pierwsze walcarki promieniowe sterowane siłownikiem i napędzane olejem pojawiły się na początku lat 60. Takie maszyny nazywane są walcarkami promieniowo-osowymi. Pionowe maszyny do walcowania pierścieni mają ograniczoną możliwość kształtowania średnic pierścieni ze względu na ograniczoną przestrzeń roboczą, jednakże oferują one większą siłę walcowania oraz moc napędową w porównaniu do swoich poziomych odpowiedników ze względu na minimalne wymagania wytrzymałości konstrukcji. Maszyny procujące w płaszczyźnie poziomej nie posiadają ograniczenia średnic (przy założeniu, że pierścień jest odpowiednio podparty). Jedynym ograniczeniem jest więc przestrzeń zakładu produkcyjnego, w którym się znajdują [1, 3].

W latach 1930–1980 gwałtownie rosnące zapotrzebowanie na łożyska toczne spowodowało wzrost zapotrzebowania na określony rodzaj bezszwowego pierścienia. Wewnętrzne i zewnętrzne bieżnie łożysk były produkowane w szerokiej gamie rozmiarów z pierścieni uzyskanych w procesie walcowania. Z myślą o spełnieniu tych wymogów zaprojektowano specjalne walcarki stołowe z wieloma trzpieniami [1, 3].

Szybki postęp w dziedzinie elektroniki umożliwił zastosowanie mikroprocesorów i technologii komputerowych w maszynach stosowanych w procesie. W ciągu ostatnich stu lat powstawały różne wyspecjalizowane maszyny, zarówno pionowe, jak i poziome [4].

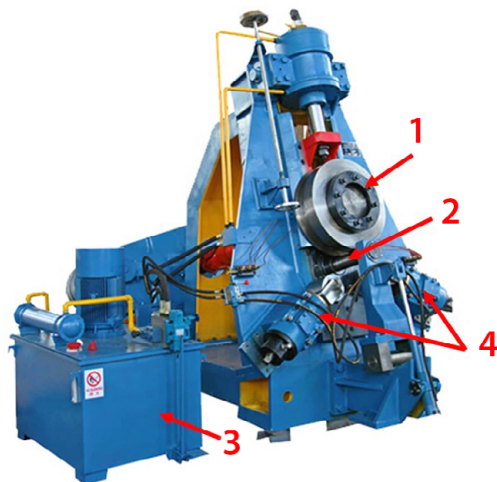
Maszyny do walcowania pierścieni można również klasyfikować według liczby posiadanych trzpieni i ruchów rolek.

3.7.1 Pionowe maszyny do walcowania

Maszyny takie oferują większą siłę kształtowania oraz moc w porównaniu do stosowanych maszyn poziomych. Wynika to z prostoty ich wytrzymałej konstrukcji

i minimalnych wymagań w zakresie usytuowania w przedsiębiorstwie. Walcarki pionowe od lat są szczególnie uprzywilejowane przez amerykańskich producentów pierścieni silników odrzutowych na Zachodnim Wybrzeżu – do tego stopnia, że często nazywane są walcarkami kalifornijskimi [4]. Zasada działania takiej walcarki polega na tym, że pierścieniowy wsad umieszczany jest na trzpieniu. Redukcja przekroju poprzecznego odkuwki następuje na skutek dosuwu z zadaną prędkością walca głównego. Walec główny obraca się również z odpowiednią prędkością obrotową, czego skutkiem jest ciągły obrót pierścienia oraz trzpienia względem własnej osi. W procesie biorą udział również rolki kalibrujące, których zadaniem jest kalibracja pierścienia oraz zapewnianie dodatkowych punktów podparcia kształtowanemu półfabrykatowi [3, 29, 92].

Tego rodzaju urządzenia nasuwają się jako naturalne uzupełnienie parku maszynowego konwencjonalnych zakładów produkcyjnych, do których asortymentu należą młoty oraz prasy. Zastosowanie maszyny może skrócić czas produkcji pierścieni do jednej dziesiątej czasu wymaganego podczas kucia, pozwala na wytwarzanie pierścieni o równych średnicach i zmniejsza naddatki na obróbkę skrawaniem [8]. Przykładową pionową walcarkę do pierścieni z zaznaczonymi najważniejszymi elementami przedstawiono na rycinie 3.14. Maszyny pionowe najczęściej są maszynami konwencjonalnymi sterowanymi ręcznie. W tabeli 3.1 przedstawiono przykładowy zakres parametrów walcarek pionowych oferowanych przez jedną z chińskich firm.



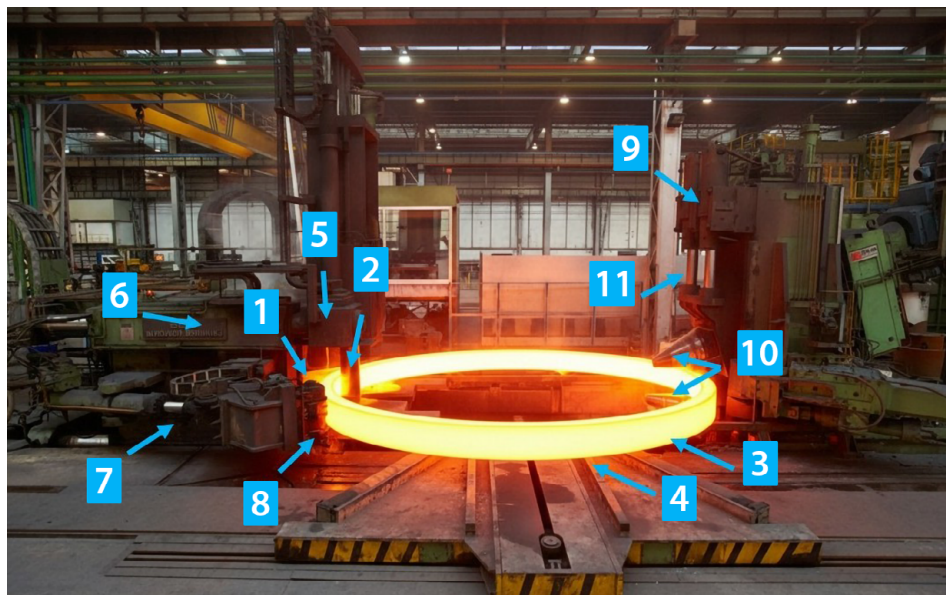
Ryc. 3.14. Pionowa walcarka do pierścieni serii D51; 1 – walec główny, 2 – trzpień, 3 – silnik hydrauliczny, 4 – rolki kalibrujące (lewa ukryta) [73]

Tab. 3.1. Dane techniczne pionowej walcarki pierścieniowej serii D51Y [56]

Typ	Maksymalna średnica elementu obrabianego [mm]		Maksy- malna wydajność [szt/min]	Nominalny docisk siłownika [kg]	Maksy- malny skok siłownika [mm]	Prędkość liniowa wałca [mm/s]	Prędkość obroto- wa wałca głównego [obr./ min]	Średnica zewnątrz- na wałca głównego	Wysokość środk wałca głównego [mm]	Min, odległość między środkiem wałca głównego a środkiem trzcienia [mm]	Moc silnika głównego [[kW]	Moc silnika hydrau- licznego [kW]	Masa [kg]
	Średnica wewnętrz- na	Wysokość											
D51Y 160E	200	70	600	11300	70	1,64	92	360-380	670	185	30	7,5	3500
D51Y 250E	300	120	240	19600	110	1,63	1,63	500-520	875	265	55	11	7800
D51Y 350E	350	220	120	30000	250	1,45	41	680-700	1100	365	90	15	15000
D51Y 400E	400	220	100	30000	250	1,5	40	700-720	1100	375	90	15	15800
D51Y 500E	500	220	90	32000	250	1,5	40	760-820	1200	375	90	15	16500
D51Y 630E	630	250	80	32000	350	1,5	38	760-820	1250	385	110	15	17000
D51Y 800E	800	350	60	38000	350	1,5	38	760-820	1350	410	132	18	22000
D51Y 1000E	1000	350	50	42000	350	1,5	38	760-820	1600	410	132	18	24000
D51Y 1200E	1200	350	50	42000	350	1,5	38	820	1780	410	160	18	25000

3.7.2 Poziome maszyny do walcowania

W przemyśle znanych jest wiele poziomych maszyn, wśród których najbardziej rozpowszechnione są walcarki promieniowo-osiowe. Różnią się one od walcarek promieniowych nie tylko koncepcją ułożenia pierścienia, ale przede wszystkim stosowaniem dodatkowych rolek zwanych rolkami stożkowymi. Nazwa rolek pochodzi od ich kształtu, który musi być stożkowy ze względu na odpowiednie dopasowanie ich prędkości obwodowej do prędkości obracającego się pierścienia w miejscu kontaktu [3, 7, 29].



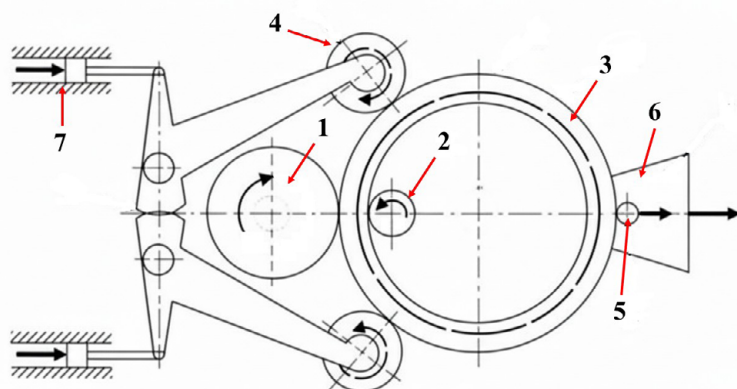
Ryc. 3.15. Pozioma walcarka do pierścieni firmy Thyssen Wagner RAW; 1 – wałek główny, 2 – trzpień, 3 – kształtowany pierścień, 4 – płyta stołowa, 5 – ramię oporowe, 6 – wózek promieniowy, 7 – siłownik hydrauliczny, 8 – rolka podtrzymująca, 9 – obudowa, 10 – rolki stożkowe, 11 – siłownik hydrauliczny [57]

Koncepcja pracy omawianej walcarki (ryc. 3.15) polega na tym, że pierścieniowy półwyrób (3) umieszcza się na trzpieniu (2) (który może być składany w celu ułatwienia umieszczenia i zdjęcia wyrobu) i opiera na płytach stołowych (4). Po załadunku pierścieniowego wsadu ramię oporowe (5) z górnym łożyskiem trzpienia jest opuszczane, aby podeprzeć trzpień. Ramię oporowe jest połączone z wózkiem promieniowym (6), dzięki czemu poruszają się jako jednostka napędzana hydraulicznie, w kierunku głównego walca (1). Główny wałek podczas procesu wykonuje ruch obrotowy według swojej stałej osi. Pierścień zaczyna się obracać, gdy trzpień dociśnie ściankę pierścienia, co z kolei powoduje obrót trzpienia. W skład opisywanej maszyny wchodzi również para połączonych segmentami zębatymi hydraulicznych ramion centrujących (7), na których końcach znajdują się rolki prowadzące (8), które stykają się z zewnętrzną średnicą półfabrykatu zapewniając mu punkty podparcia oraz okrągłość. Specjalne zespoły obciążeniowe w ramionach centrujących wykrywają różnice w sile względem każdego walca centrującego. Dzięki systemowi kontroli walcarki ogniwa obciążeniowe powodują szybką, precyzyjną regulację osiowej prędkości walca, aby usunąć nierównowagę sił, a tym samym utrzymać prawidłowe ustawienie pierścienia podczas walcowania. W miarę postępu procesu siła centrująca jest zmniejszana, zaś sztywność pierścienia maleje [9]. Oddzielna obudowa (9), która utrzymuje parę stożkowych

(osiowych) rolek (10), przesuwają się do przodu aż rolki te zakryją powierzchnie czołowe półwyrobu. Dolna stożkowa rolka jest utrzymywana w ustalonym poziomym położeniu (nie przemieszcza się w kierunku górnej rolki w celu redukcji wysokości pierścienia). Obie rolki stożkowe są napędzane, górna dodatkowo przesuwa się w kierunku dolnej za pomocą siłowników hydraulicznych (11), powodując osiowe zmniejszenie wysokości pierścienia. Omawiane rolki wycofują się wraz ze wzrostem średnicy pierścienia, utrzymując minimalne warunki poślizgu między rolkami stożkowymi a powierzchniami pierścienia [8, 29].

Schematyczną budowę walcarek promieniowo-osiowych z zaznaczonymi głównymi ruchami narzędzi przedstawiono na rycinie 3.16. Liniami przerywanymi zaznaczono ruch wynikowy.

W osprzęcie walcarek poziomych znajduje się również koło kierujące (5) zamontowane na prowadnicach między rolkami osiowymi. Styka się ono z zewnętrzną średnicą kształtowanego pierścienia, która to jest ciągle monitorowana poprzez pomiar względnego przemieszczenia koła kierującego i osiowego wózka.



Ryc. 3.16. Schemat budowy walcarki poziomej: 1 – wałek główny, 2 – trzpień, 3 – kształtowany pierścień, 4 – rolka centrująca znajdująca się na ramieniu centrującym, 5 – koło kierujące, 6 – rolka stożkowa dolna (górna rolka stożkowa została ukryta), 7 – siłownik hydrauliczny [8]

Powodem przewagi promieniowo-osiowych walcarek nad walcarkami pionowymi jest szeroki zakres możliwości kształtowania zapewnianych przez pojedynczą maszynę. Typowa maszyna z siłą poziomą 980 kN i siłą pionową 780 kN oraz całkowitą mocą silnika 500 kW może walcować pierścień o masie od 45 kg do ponad 2000 kg, o średnicy wewnętrznej od 300 mm do 3000 mm i od 50 do 500 mm wysokości [8].

W przemyśle można znaleźć również odwrotną konwencjonalną konstrukcję, w której trzpień jest zamontowany w stałej dolnej obudowie, a walec główny – w ruchomym wózku. Trzpień musi zatem być mocno zaciśnięty na obu końcach. Pozwala to na zastosowanie trzpieni o mniejszej średnicy, które mogą lepiej penetrować ścianę pierścienia [8].

Obecnie największa walcarka pozioma do walcowania pierścieni (ryc. 3.17) znajduje się w Chinach. Została wprowadzona na rynek przez firmę Elite. Może ona walcować różne wielkogabarytowe odkuwki tarczowe, pierścieniowe oraz beczkowe o średnicy do szesnastu metrów, wysokości trzech metrów i masie jednostkowej 200 Mg, przy promieniowej sile walcowania 25 MN oraz osiowej sile walcowania 12,5 MN [77].



Ryc. 3.17. Największa na świecie walcarka promieniowo-osiowa firmy Elite [75]

W tabeli 3.2 przedstawiono przykładowy zakres parametrów walcarek poziomych oferowanych przez firmę SMS Group.

Tab. 3.2. Najważniejsze dane techniczne poziomych walcarek do pierścieni oferowanych przez SMS Group [89]

Wymiary maszyny	Parametry pierścienia			Parametry maszyny			
Typ	Średnica zewnętrzna [mm]	Wysokość [mm]	Maksymalna masa [kg]	Siła walcowania		Moc walcowania	
RAW				Promieniowa [kN]	Osiowa [kN]	Promieniowa [kN]	Osiowa [kN]
20/16-800/160	160-800	20-160	40	200	160	50	2 × 38
25/20-800/160	200-800	20-160	63	250	200	75	2 × 38
32/25-1000/180	200-1000	20-180	125	315	250	75	2 × 55
40/32-1250/210	200-1250	20-210	250	400	315	100	2 × 55
50/40-1400/250	250-1400	30-250	400	500	400	125	2 × 68
63/50-1600/315	250-1600	30-315	630	630	500	160	2 × 75
80/63-2000/400	300-2000	30-400	1000	800	630	200	2 × 110
100/80-2500/480	300-2500	30-480	1600	1000	800	250	2 × 140
125/100-3000/560	400-4000	30-560	2500	1250	1000	315	2 × 160
160/125-4000/630	500-5000	30-630	4000	1600	1250	400	2 × 200
200/160-5000/710	500-6000	40-710	6300	2000	1600	500	2 × 250
250/200-6000/800	630-7000	40-800	8000	25000	2000	630	2 × 315
315/250-7000/900	800-8000	40-900	10000	3150	2500	800	2 × 400
400/315-8000/1000	800-8000	40-1000	12500	4000	3150	1000	2 × 500
500/400-8000/1250	800-8000	40-1250	16000	5000	4000	1260	2 × 630
630/500-8000/1600	800-8000	40-1600	20000	6300	5000	1460	2 × 730
800/630-8000/2000	800-8000	40-2000	32000	8000	6300	1600	2 × 800
...	...	...		...	...	...	...

3.7.3 Walcarka pionowa z rolkami stożkowymi

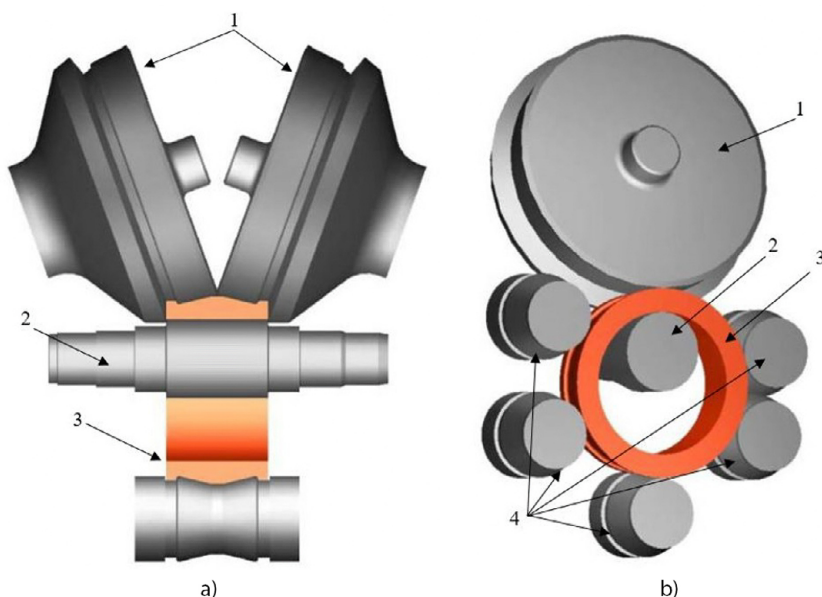
W przemyśle stosowane są walcarki, które są połączeniem maszyn pionowych z poziomymi. Do konstrukcji omawianych wcześniej maszyn pionowych dodano rolki stożkowe charakterystyczne dla walcarek poziomych. Tak jak w przypadku maszyn poziomych, tak i tutaj rolki stożkowe kształtują obrabiany pierścień w kierunku osiowym. Poza tą nowością proces przebiega identycznie jak w przypadku walcarek pionowych. Takie rozwiązanie przedstawiła chińska firma Wuxi Daqiao Bearing Machinery Co., Ltd. Walcarki te sterowane są numerycznie. Jedną z konstrukcji Wuxi Daqiao przedstawiono na rycinie 3.18.



Ryc. 3.18. Walcarka pionowa do pierścieni firmy Wuxi Daqiao Bearing Machinery Co., Ltd. sterowana numerycznie [72]

3.7.4 W pełni zautomatyzowana pionowa walcarka do walcowania pierścieni o profilowym przekroju poprzecznym

W ostatnim czasie opracowano pionową maszynę do walcowania pierścieni o profilowym przekroju poprzecznym. Konfigurację rolek w takiej walcarce pokazano na rycinie 3.19. Maszyna składa się z pary walców głównych (1), jednego trzpienia (2) oraz zestawu rolek oporowych (4).



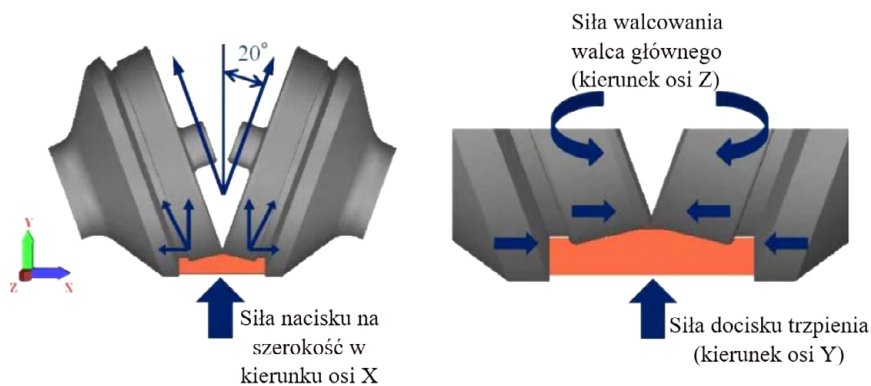
Ryc. 3.19. Schemat budowy pionowej walcarki do produkcji pierścieni o profilu kształtowym:
a) widok z przodu, b) widok z boku (przecięcie płaszczyzną symetrii); 1 – rolki główne,
2 – trzpień, 3 – pierścień, 4 – rolki oporowe [125]

Główne walce formujące wykonujące ruch obrotowy zamocowane są na dwóch osiach głównych, które są odchylone o 20° – 30° od pozycji poziomej i odpowiednio napędzane silnikiem. Para głównych walców została tak zaprojektowana, żeby połączenie ich kształtów formowało przekrój poprzeczny pierścienia, a jego średnica zewnętrzna i szerokość zostały ograniczone. Trzpień jest zamontowany na ramie przesuwnej, która jest hydraulicznie podnoszona przez operatora, aby wcisnąć pierścień w kierunku walców formujących. Trzpień obraca się wynikowo pod wpływem obrotu kształtowanego pierścienia. Kilka rolek ograniczających jest rozmieszczonych w miejscach, które mają ostatecznie ograniczać średnicę zewnętrzną wyrobu oraz zapewnić jego okrągłość. Pozycje docelowe narzędzi są automatycznie obliczane na podstawie danych wejściowych (średnice rolek oraz geometria pierścienia). Główną cechą charakterystyczną maszyny jest to, że rolki główne są zamontowane w pozycji pochylonej. Na rycinie 3.20 zaprezentowano zautomatyzowaną pionową walcarkę do walcowania pierścieni o profilowym przekroju.



Ryc. 3.20. Zautomatyzowana pionowa walcarka do walcowania pierścieni o profilowym przekroju poprzecznym [125]

Na rycinie 3.21 przedstawiono ustawienia walców głównych względem pierścienia w odniesieniu do przekroju oraz rozkład sił.



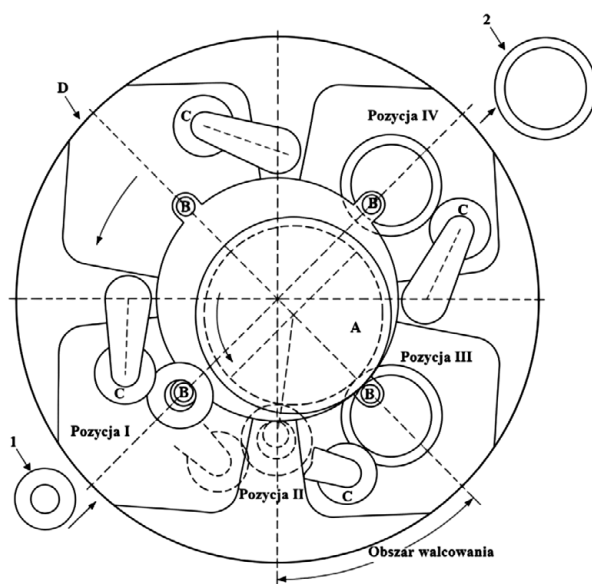
Ryc. 3.21. Schemat ustawienia walców głównych oraz relacje sił podczas procesu walcowania pierścieni na zautomatyzowanej pionowej walcarce do pierścieni profilowych [125]

Ciągły nacisk trzpienia w kierunku osi X prowadzi do kształtowania przekroju poprzecznego, dzięki czemu możliwe jest uzyskanie pierścieni o takim właśnie przekroju konturowym. Dzięki zastosowaniu kilku rolek

ograniczających, które korygują kształt pierścienia w końcowym procesie walcowania, możliwe jest bardziej precyzyjne kształtowanie. Wadą walcarki jest konieczność zmiany narzędzi do wykonania różnych pierścieni [125].

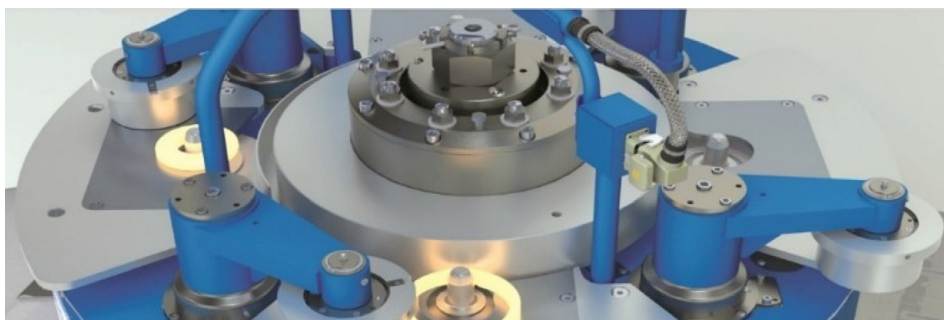
3.7.5 Walcarki stołowe z wieloma trzpieniami

W przemyśle stosowane są mechaniczne czterotrzpieniowe maszyny stołowe, które najczęściej są wykorzystywane przy produkcji łożysk tocznych (ryc. 3.22). Trzpień (B) są podparte tylko na ich dolnych końcach i zamontowane na obrotowym stole (D). Napędzana rolka główna (A) jest osadzona wewnątrz okrągłego stołu, osie obrotu rolki oraz stołu są przesunięte względem siebie. Pierścieniowy wsad jest umieszczany na trzpieniu w pozycji I, w której mimośrodowość stołu i środka walca głównego zapewniają odpowiedni prześwit między trzpieniem (A) i rolką (B). Za pomocą napędu elektrycznego następuje obrót stołu tak, że szczelina między trzpieniem a walcem głównym zmniejsza się aż do zetknięcia półwyrobu pierścienia (pozycja II). W trakcie dalszych obrotów stołu (przy znacznie mniejszej prędkości kątowej niż główny walec) minimalizuje się szczelina między trzpieniem a głównym walcem (pozycja III), powodując zmniejszenie grubości ścianki pierścienia i gwałtowny wzrost jego średnicy. Stół obraca się do pozycji IV, w której pierścień jest rozładowywany [8].



Ryc. 3.22. Schemat działania stołowej czterostanowiskowej promieniowej walcarki pierścieniowej z wieloma trzpieniami: A – walec główny (napędzany), B – trzpień, C – rolki prowadzące, D – stół obrotowy [8]

Podczas pracy na omawianych maszynach stołowych jako wsadu używa się półfabrykatu pierścieniowego o wysokości mniejszej niż gotowy pierścień. Stosowane jest również dodatkowe oprzyrządowanie, a każdy rodzaj pierścienia wymaga własnej specjalnej kombinacji narzędzi. Czasy przezbrajania są długie. Walcarki te są bardzo wydajne, a sumaryczny czas wykonania pierścienia relatywnie krótki. Ekonomiczne korzystanie z tego rodzaju maszyn wymaga dużych serii produkcyjnych [9]. Ich wydajność dla pierścieni o masie 1,75–2,75 kg osiąga do tysiąca dwustu sztuk na godzinę. Wysokość pierścienia często jest wynikowa (ryc. 3.23) bądź też kontrolowana przez zamknięty wykrój (ryc. 3.24).



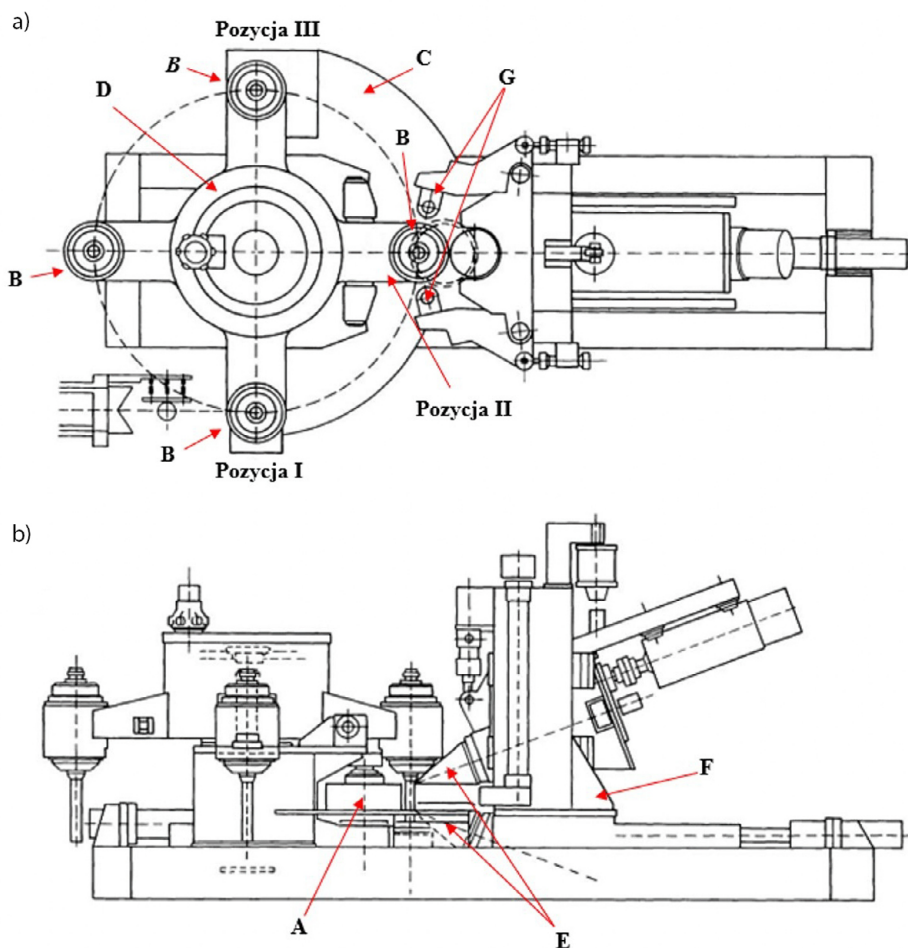
Ryc. 3.23. Walcarki stołowe z wieloma trzpieniami o prostej geometrii narzędzi [61]



Ryc. 3.24. Walcarki stołowe z wieloma trzpieniami o kształtowej geometrii narzędzi [35]

3.7.6 Automatyczna walcarka promieniowo-osiowa z wieloma trzpieniami

W 1976 roku w Niemczech zaprojektowano oraz wykonano nowoczesną jak na tamte czasy, bo sterowaną komputerowo, czterotrzpieniową walcarkę promieniowo-osiową (ryc. 3.25). Tak jak w przypadku walcarek stołowych z wieloma trzpieniami (rozdział 3.7.5), tak i tutaj trzpień (B) wykorzystano do transportu pierścieniowego półwyrobu. Nowością jest fakt, że górny koniec trzpienia jest umieszczony w szybko wymiennej kasecie, ta zaś znajduje się w obrotowej karuzeli (D).



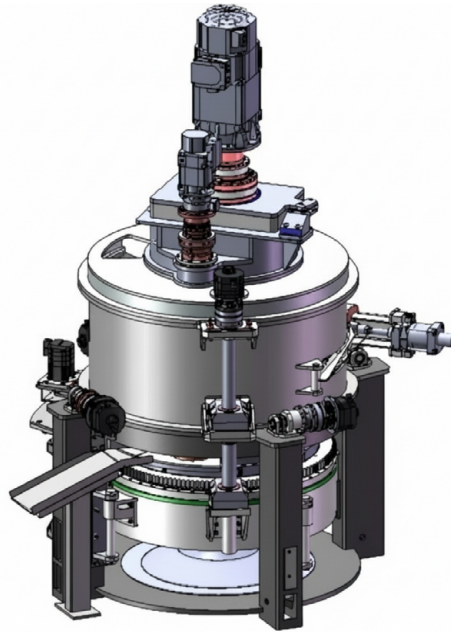
Ryc. 3.25. Schemat wielotrzpieniowej promieniowo-osiowej walcarki do pierścieni: a) widok z góry, b) widok z boku; A – wałek główny, B – trzpień, C – stół roboczy, D – ruchoma karuzela, E – rolki stożkowe, F – ruchomy wózek, G – ramiona centrujące [8]

Półfabrykat jest umieszczany na stole roboczym (C) na stanowisku załadunku (pozycja I), trzpień (B) obniża się w celu ułatwienia ułożenia wsadu, następnie wysuwa się tak, aby zająć pozycję w otworze półfabrykatu, co pozwala na umieszczenie go na trzpieniu. Gdy pierścień znajduje się już na trzpieniu, karuzela (D) obraca się o 90° do pozycji walcowania (pozycja II). Główny walec (A), który jest narzędziem napędowym, przesuwany się hydraulicznie, aby zapewnić siłę ściskającą oraz wprawić pierścień w ruch. Rolki stożkowe (E) zamontowane są w poziomym ruchomym wózku (F), przy czym górny walec porusza się również pionowo, by zapewnić osiową siłę walcowania. Ogólny sposób działania jest identyczny jak w opisywanych wcześniej poziomych maszynach do walcowania. Jediną różnicą konstrukcyjną jest występowanie ruchomego wózka głównego i ramion centrujących (G) zamontowanych na wózku osiowym. Po zakończeniu walcowania trzpień cofa się, zaś karuzela obraca o kolejne 90° . Ukształtowany pierścień zostaje przetransportowany do położenia rozładunku (pozycja III). Trzpień przemieszcza się w kierunku pionowym do maksymalnego dolnego położenia. Pozwala to na odsunięcie pierścienia przez urządzenie manipulacyjne. W tym samym czasie następny pierścieniowy wsad umieszczany jest w pozycji załadunku, a cała operacja powtarza się od początku.

W trakcie trwania procesu poszczególne parametry sterowane są komputerowo poprzez zespół czujników. Sterowanie komputerowe zapewnia uzyskanie pierścieni bez wad i kontrolę szybkości wzrostu średnicy. Wymiana oraz ustawianie narzędzia dla każdego typu pierścienia zwykle zajmuje około trzydziestu minut [8].

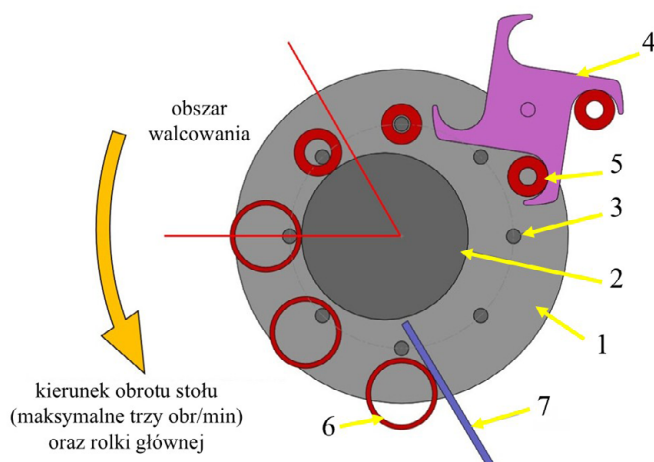
3.7.7 Stołowa walcarka typu „OCTOPUS”

Maszyna typu OCTOPUS (ryc. 3.26) do walcowania pierścieni została opracowana przez firmę Banning®. Pozwala ona na produkcję pierścieni o średnicy do 500 mm i wysokości do 150 mm przy maksymalnej wadze 75 kg. Producent oferuje maszynę w trzech typach: 16, 25 oraz 32 o sile kształtowania odpowiednio 160 kN, 250 kN oraz 320 kN. Maksymalna wydajność takiej maszyny wynosi osiemset sztuk na godzinę.



Ryc. 3.26. Model stołowej walcarki typu Ośmiornica [62]

Zasada pracy walcarki OCTOPUS polega na ciągłym walcowaniu (ryc. 3.27). Na obrotowym stole znajduje się osiem trzpień (3) obracających się w sposób ciągły wokół głównej rolki (2). Osie obrotu stołu i walca głównego są mimośrodowe, więc w zależności od położenia promieniowego trzpień poruszają się do i od walca głównego. Walcarka wyposażona jest w karuzelę załadunkową i urządzenie usuwające gotowy wyrób. Odległość mimośrodów może być dynamicznie regulowana, gwarantując tym samym różne gabaryty wyrobu. Każde stanowisko robocze składa się z dolnego i górnego urządzenia przytrzymującego trzpień zamocowany w górnym uchwycie. Dolne urządzenie przytrzymujące, poruszając się w górę i w dół, umożliwia załadunek i rozładunek pierścienia na walcarkę pierścieniowej. Osiem trzpień funkcjonuje w charakterze mobilnych jednostek obracających się wokół głównej rolki. Każde stanowisko wyposażone jest w dwa ramiona centrujące, które utrzymują pierścień w odpowiednim położeniu podczas procesu walcowania i mierzą jego zewnętrzną średnicę. Siła centrująca ramion jest wytwarzana przez krzywkę sterowaną tłokiem pneumatycznym [62]. Parametry techniczne walcarek typu OCTOPUS przedstawiono w tabeli 3.3.



Ryc. 3.27. Schemat stołowej walcarki typu OCTOPUS; 1 – stół, 2 – wałek główny, 3 – trzpień, 4 – karuzela załadunkowa, 5 – pierścieniowy wsad, 6 – rozwałcowany pierścień, 7 – pręt rozładunkowy [62]

Tab. 3.3. Najważniejsze parametry walcarek stołowych typu OCTOPUS [62]

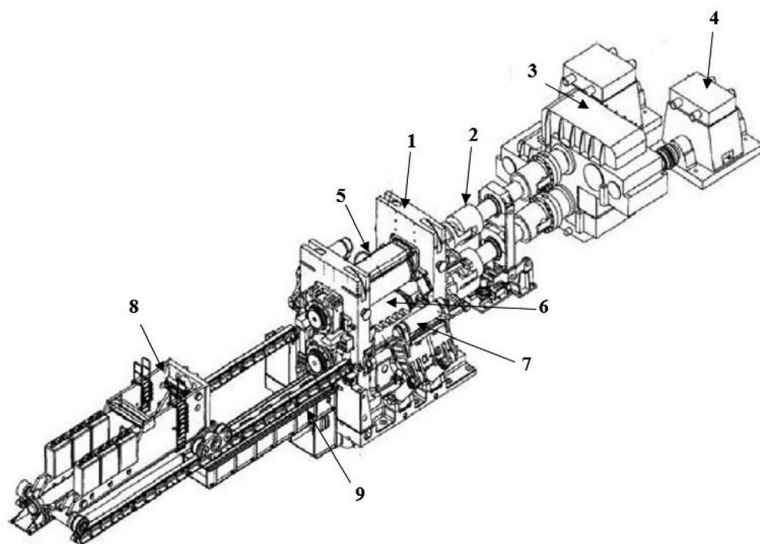
Parametr	Typ 16	Typ 25	Typ 32
maksymalna średnica zewnętrzna pierścienia [mm]	280	355	500
maksymalna wysokość pierścienia [mm]	80	125	150
maksymalna waga pierścienia [kg]	10	20	75
siła walcowania [kN]	160	250	320
system ładowania	Automatyczny		
system zdejmowania	Automatyczny		
szybkość walcowania [pierścień/godzina]	800		

3.7.8 Walcarki do dużych cylindrów

Cylindry są podstawowymi elementami ciężkich zbiorników ciśnieniowych – szeroko stosowanych w energetyce jądrowej oraz petrochemii. Rozmiary ciężkich cylindrów są ogromne, ich średnice dochodzą nawet do dziesięciu metrów, wysokość do trzech, zaś grubość ścianki osiąga ponad trzydzieści centymetrów. Pracują one w środowisku korozyjnym, poddawane są działaniu wysokich temperatur i ciśnień. Jako technologia formowania obrotowego walcowanie ciężkich walców jest specyficzną techniką walcowania pierścieni.

Obecnie można wyróżnić dwa typy maszyn używanych do produkcji dużych cylindrów, a mianowicie walcarkę poziomą i pionową. Typowy model walcarki poziomej pokazano na rycinie 3.28. Składa się ona z górnej i dolnej rolki

roboczej oraz rolki prowadzącej. Oba walce są walcami napędowymi, mają różną średnicę, a co za tym idzie – różną prędkość obrotową. Walcowanie wielkogylindrowe to wysoce wydajna, zaawansowana technologia wytwarzania kształtów zbliżonych do kształtu gotowego cylindra. Pod ciągłym działaniem dwóch rolek roboczych zwiększa się średnica cylindra, zaś zmniejsza grubość jego ścianki. Walcowanie cylindra wymaga stosunkowo małej siły walcowania. W przeciwieństwie do technologii konwencjonalnej zalety walcowania cylindrów to wysoka wydajność, krótki czas procesu oraz oszczędność materiału i energii [13, 14, 111, 150, 186]. Przykładowy wyrób przedstawiono na rycinie 3.29.



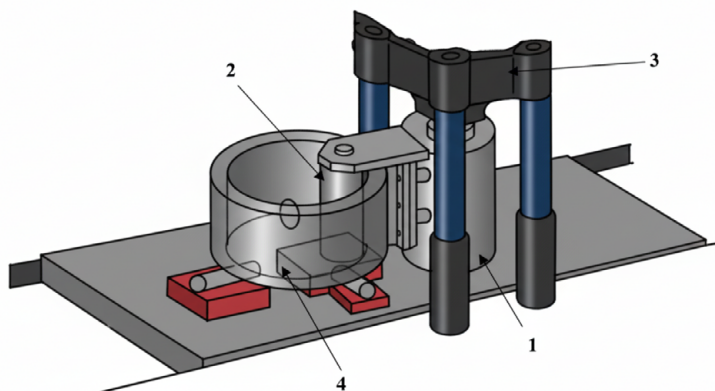
Ryc. 3.28. Schemat walcarki poziomej stosowanej do walcowania dużych cylindrów:

1 – rama, 2 – wał, 3 – retarder, 4 – silnik, 5 – górna rolka, 6 – dolna rolka, 7 – rolka kalibrująca, 8 – zmieniacz rolek, 9 – system załadunku [14, 150]



Ryc. 3.29. Odwalcowany cylinder [67]

Typowy model walcarki pionowej pokazano na rycinie 3.30. Przyjmuje ona układ pionowy, składa się z walcu głównego, trzpienia oraz rolki prowadzącej, w której rolka główna jest rolką napędową, zaś trzpień – rolką napędzaną. Na rycinie 3.31 przedstawiono przykładowy cylinder wykonany na walcarce pionowej.



Ryc. 3.30. Schemat walcarki pionowej stosowanej do walcowania dużych cylindrów:
1 – wałek główny, 2 – trzpień, 3 – rama, 4 – cylindryczny pierścień [151, 186]



Ryc. 3.31. Odwalcowany pierścień (cylinder) na specjalnej walcarce pionowej [120]

3.7.9 Numerycznie sterowana walcarka do walcowania pierścieni na zimno

W aktualnej ofercie przemysłowej znaleźć można walcarki sterowane numerycznie, które są stosowane w procesie walcowania pierścieni na zimno. Do wykształcenia tej technologii doszło w latach 80. XX wieku z potrzeby oszczędności energii i materiału i jest ściśle związane z firmą Profiroll. Pierwsza precyzyjna walcarka do walcowania pierścieni na zimno została zaprojektowana dzięki współpracy firm: Profiroll, TU Dresden oraz Kombinatu Wälzlager und Normteile Karl-Marx-Stadt. Poszerzanie na zimno i jednocześnie formowanie profilu zewnętrznego i wewnętrznego było dobrą alternatywą dla kosztownych operacji obróbki skrawaniem. Dodatkowo znakomita jakość powierzchni, a nawet nowe właściwości obrabianego przedmiotu przekonały do tej technologii użytkowników na całym świecie [70]. Jedną z walcarek firmy Profiroll przedstawiono na rycinie 3.32.

Proces realizowany na omawianej maszynie rozpoczyna się, gdy trzpień (2) znajduje się w pozycji załadunkowej – jest wysunięty poza obszar pracy (ryc. 3.33). Następnie pierścieniowy półfabrykat (3) umieszczany jest między rolkami ograniczającymi (4) tak, aby trzpień mógł wsunąć się w jego średnicę wewnętrzną. Następnie rolka główna (1) dosuwa się w stronę trzpienia, redukując przekrój półfabrykatu. Rolka cały czas obraca się z zadaną prędkością obrotową, wprawiając pierścień wraz z trzpieniem w ruch obrotowy i pozwalając na odkształcenia produktu na całym obwodzie.

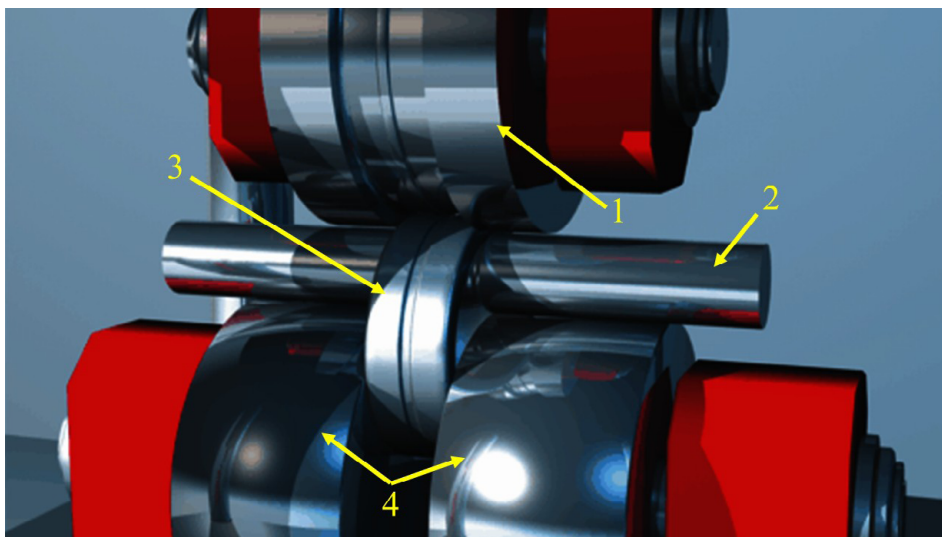


a)



b)

Ryc. 3.32. Walcarka URWA 100 S stosowana do walcowania pierścieni na zimno: a) wygląd rzeczywisty, b) przestrzeń robocza walcarki [70]



Ryc. 3.33. Schemat przestrzeni roboczej walcarki stosowanej w procesie walcowania pierścieni na zimno: 1 – rolka główna, 2 – trzpień, 3 – walcowany pierścień, 4 – rolki ograniczające [70]

3.8 Czynniki wpływające na przebieg procesu

Na podstawie przeglądu literatury specjalistycznej wytypowano najważniejsze czynniki wpływające na proces walcowania pierścieni stalowych. Zaliczono do nich:

- kształt, wymiary oraz objętość wsadu,
- zależności geometryczne pomiędzy narzędziami i kształtowanym pierścieniem,
- prędkość narzędzi,
- siłę, moment obrotowy walcowania,
- temperaturę wsadu,
- zastosowanie i położenie rolek kalibrujących.

3.8.1 Kształt, wymiary oraz objętość wsadu

Walcowanie pierścieni jest technologią, która pozwala na znaczną oszczędność materiału w stosunku do innych technologii wytwarzania. Wszelkie błędy przy doborze masy przedkuwki będą powodować trudności w procesie walcowania, zwłaszcza w przypadku walcowania pierścieni profilowych. Źle dobrana objętość wsadu często powoduje powstawanie zakuć bądź zawałców na różnych etapach produkcji, co prowadzi do powstawania wad powierzchniowych w gotowym produkcie [3, 145, 169, 182].

Proces produkcyjny bezszwowych pierścieni uzyskiwanych technologią walcowania składa się z dwóch podstawowych procesów: produkcji półfabrykatu (wstępnego pierścienia) oraz rozszerzania tegoż w procesie walcowania. Przygotowanie oraz kształtowanie półwyrobu mogą odbywać się w pobliżu walcarki do pierścieni – bez ponownego podgrzewania przed walcowaniem – bądź oddzielnie na kilku różnych maszynach, nawet w innych budynkach. Takie pierścieniowe wsady są zbierane w grupy i ponownie podgrzewane przed walcowaniem.

Drugie podejście często stosuje się w przypadku pierścieni, którym stawiane są wysokie wymagania jakościowe (np. w lotnictwie). Kontrola półfabrykatu na zimno pozwala na korektę wad półwyrobów jeszcze przed procesem walcowania [8].

W większości konwencjonalnych kuźni półfabrykat uzyskuje się poprzez kucie na młotach bądź prasach w otwartych matrycach przez wykwalifikowanych operatorów i przy użyciu szerokiej gamy elementów oprzyrządowania (np. stempli, prętów bądź podkładek). Młoty są szczególnie uniwersalne podczas produkcji pierścieniowych wsadów, jednak problemy związane z hałasem znacznie ograniczają nowe instalacje. Wykonanie przedkuwki na młotach oraz prasach ogólnego przeznaczenia jest zwykle pracochłonne i mało wydajne w porównaniu ze specjalnymi prasami zaprojektowanymi wprost z myślą o produkcji pierścieniowych półfabrykatów. W większości zakładów produkcyjnych prasa do wykrawania jest zintegrowana z walcarką do pierścieni i znajduje się w pobliżu [9].

Geometria wsadu używanego do procesu walcowania jest okrągła (pierścień), jednak do kształtowania można stosować wsady okrągłe, kwadratowe lub ośmiokątne. Jeśli użyty materiał nie jest okrągły, to wymagana jest jego wstępna obróbka poprzez spęczanie bądź kucie swobodne.

Ogólnie rzecz biorąc, proces przygotowania wsadu do procesu walcowania pierścieni obejmuje trzy podstawowe operacje: cięcie, spęczanie wsadu, a następnie wykonanie wewnętrznego otworu [9].

Ze względu na stałą objętość obrabianego przedmiotu o przekroju pierścienia rozstrzygają wymiary półfabrykatu i sekwencja kształtowania. Półfabrykat może być formowany już podczas etapu spęczania bądź kucia swobodnego, jeszcze w fazie przygotowawczej, w celu poprawy warunków wypełniania wykroju (najczęściej w przypadku pierścieni o przekroju innym niż prostokątny), a także zmniejszenia powstających defektów. W związku z tym dobór wsadu i wstępne jego kształtowanie są ważnymi kwestiami podczas planowania procesu. Objętość półwyrobu musi być stała oraz jak najmniejsza, by

jak najlepiej odwzorowywać geometrię wyrobu i zminimalizować późniejszą obróbkę. W celu uwzględnienia różnic w czasie przycinania prętów oraz zapewnienia spójności masy przychodzących półfabrykatów niektórzy producenci przyjęli schematy kontroli wsadu oparte na ważeniu wsadu. W literaturze znaleźć można trzy podstawowe metody wykonania pierścieniowego półfabrykatu. Różnią się one jedynie technologią wykonania wewnętrznego otworu.

Pierwsza z nich (ryc. 3.34) obejmuje wykonanie otworu poprzez kucie a następnie wykrawanie denka [13, 94, 124, 125, 138, 147]. Druga (ryc. 3.35) obejmuje niepełne dziurowanie, w którym półfabrykat zostaje obrócony „do góry dnem” i ponownie jest dziurowany [13, 83, 87, 134, 145, 172, 173]. Trzecia (ryc. 3.36) obejmuje pełne dziurowanie w jednej operacji [85, 97]. Jest to sposób najbardziej materiałochłonny. Półfabrykaty do walcowania pierścienia są zwykle przygotowywane z okrągłych kęsów w czterech etapach: spęczanie, wstępne wykrawanie, dziurowanie, kształtowanie wstępne. Fazowanie krawędzi, potrzebne do zmniejszenia efektu „rybiego ogona” w pierścieniach typu tarczowego, może być wykonywane w trakcie wstępnego wykrawania. Półfabrykaty na pierścienie typu tulejowego nie powinny mieć wybrzuszeń lub zmarszczeń na powierzchni, aby poprawić trwałość trzpienia; z tego powodu należy je wykuwać w matrycy kształtującej. Większość opracowań dotyczących wstępnego formowania wsadu jest eksperymentalna i opiera się na doświadczeniach prowadzonych metodą prób i błędów [4, 83].

Po procesie spęczania i przebijania otrzymuje się wsad o kształcie pierścienia. W procesie przebijania muszą zostać spełnione następujące warunki ograniczające [184]:

$$\gamma \leq 1, \gamma = \frac{H_0}{D_0}, \quad (3.1)$$

$$\frac{1}{5} \leq m \leq \frac{1}{3}, m = \frac{d}{D_0}, \quad (3.2)$$

$$\frac{2}{3} \leq \nu \leq \frac{3}{4}, \nu = \frac{h}{H_0}, \quad (3.3)$$

gdzie:

H_0 – wysokość dziurowanego elementu (po spęczaniu) [mm],

D_0 – średnica zewnętrzna dziurowanego elementu
(po spęczaniu) [mm],

d – średnica dziurowania [mm],
 h – głębokość zagłębienia stempla [mm],
 m – stosunek średnicy dziurowania do średnicy zewnętrznej
 dziurowanego elementu (po spęczaniu),
 ν – stosunek głębokości zagłębienia stempla do wysokości
 dziurowanego elementu.

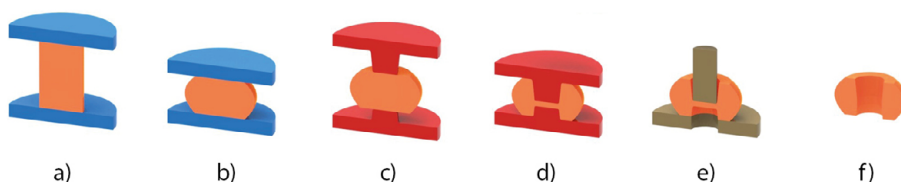
Zgodnie z zależnościami geometrycznymi objętość wsadu pierścieniowego wyraża się wzorem:

$$V_w = \frac{\pi}{4} D_0^2 H_0 - \frac{\pi}{4} d^2 (H_0 - h), \quad (3.4)$$

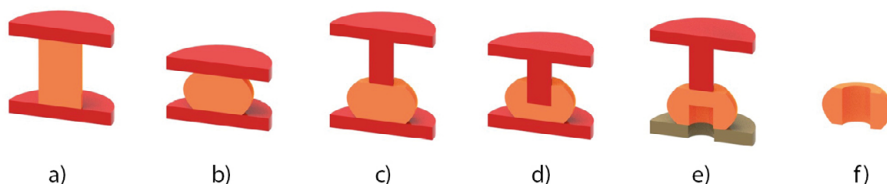
Łącząc powyższe zależności, otrzymuje się:

$$H_0 = \sqrt[3]{\frac{4\gamma^2 V_w}{\pi[1 - (1 - \nu)m^2]}} \leq 1,098 \sqrt[3]{V_w}. \quad (3.5)$$

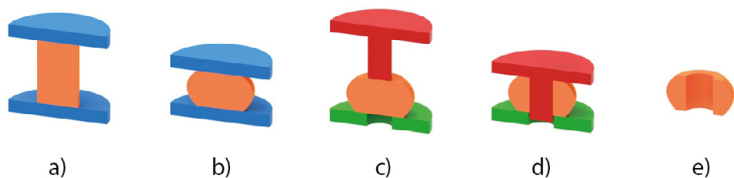
Powyższe zależności dotyczą głównie drugiego sposobu (ryc. 3.35) wykonania otworu wewnętrznego, można jednak z powodzeniem stosować je we wszystkich rodzajach.



Ryc. 3.34. Schemat procesu produkcji pierścieniowego półfabrykatu: a) spęczanie, b) koniec spęczania, c) kucie swobodne (dziurowanie), d) koniec kucia swobodnego, e) wykrawanie denka, f) gotowy półfabrykat



Ryc. 3.35. Schemat procesu produkcji pierścieniowego półfabrykatu: a) spęczanie, b) koniec spęczania, c) niepełne dziurowanie, d) koniec częściowego dziurowania, e) dziurowanie odwróconego wsadu, f) gotowy półfabrykat



Ryc. 3.36. Schemat procesu produkcji pierścieniowego półfabrykatu: a) spęczanie, b) koniec spęczania, c) pełne dziurowanie, d) koniec dziurowania, e) gotowy półfabrykat

Ważnym parametrem podczas opracowywania geometrii wsadu jest również określenie jego grubości b_0 , czyli różnicy między jego promieniem zewnętrznym R_0 a wewnętrznymi r_0 :

$$b_0 = R_0 - r_0, \quad (3.6)$$

Jeśli znana jest geometria narzędzi oraz współczynnik tarcia między narzędziami a wyrobem, to jego grubość musi być mniejsza od grubości maksymalnej [158]:

$$b_0 \leq b_{\max} = \frac{17,5\beta_t R_d}{1 + \frac{R_d}{R_t}}, \quad (3.7)$$

gdzie:

R_g – promień walca głównego [mm],

R_t – promień trzpienia [mm],

β_t – kąt tarcia między rolkami a pierścieniem [°].

Pierwszym krokiem w opracowywaniu procesu walcowania pierścienia jest określenie wymiarów pierścieniowego wsadu [9], które pozwolą na uzyskanie wyrobu o pożądanej końcowej geometrii. Stałość objętości w połączeniu z innymi zależnościami, jak wyszczególniono poniżej, pozwala na sformułowanie układu równań określającego wymiary początkowe półwyrobu pierścieniowego w zakresie grubości ścian pierścienia b_0 , średnicy zewnętrznej D_0 i jego wysokości h_0 . W celu zminimalizowania wad kształtu, takich jak „rybi ogon” i falistość, zaproponowano następującą zasadę dotyczącą wysokości pierścienia h i grubości jego ścianki b [3, 9, 85]:

$$h^2 - b^2 = \text{const.} \quad (3.8)$$

Powyższą regułę można sformułować również w postaci:

$$h_0^2 - b_0^2 = h_k^2 - b_k^2, \quad (3.9)$$

dlatego też:

$$\frac{h_0}{h_k} = \sqrt{1 - \left(\frac{b_k}{h_k}\right)^2 + \left(\frac{b_0}{h_k}\right)^2}, \quad (3.10)$$

gdzie:

- h_0 – początkowa wysokość wsadu [mm],
- b_0 – początkowa grubość ścianki półfabrykatu [mm],
- h_k – ostateczna wysokość pierścienia [mm],
- b_k – ostateczna grubość ścianki pierścienia [mm].

Pomijając odkształcenia sprężyste, na podstawie zasady stałej objętości można napisać następującą zależność:

$$\pi \cdot (D_0^2 - d_0^2) \cdot h_0 = \pi \cdot (D_k^2 - d_k^2) \cdot h_k, \quad (3.11)$$

gdzie:

- D_0 – jest początkową średnicą zewnętrzną wsadu pierścieniowego,
- d_0 – jest początkową średnicą wewnętrzną wsadu pierścieniowego,
- D_k – jest ostateczną średnicą zewnętrzną pierścienia,
- d_k – jest ostateczną średnicą wewnętrzną pierścienia.

Na podstawie równania (3.10) i (3.11) można wyprowadzić zależność:

$$\frac{D_k + d_k}{2 \cdot (D_0 + b_0)} = \frac{b_0}{b_k} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{b_k}{h_k}\right)^2 + \left(\frac{b_0}{h_k}\right)^2}. \quad (3.12)$$

Po przekształceniu równania (3.12) otrzymuje się następujące równanie wielomianowe z b_0 jako nieznaną wielkością:

$$4 \cdot b_0^6 + m \cdot b_0^5 + n \cdot b_0^4 + p \cdot b_0^3 + q \cdot b_0^2 + r = 0, \quad (3.13)$$

gdzie:

$$\begin{cases} m = & 8 \cdot d_0, \\ n = & 4 \cdot (d_0^2 + h_k^2 - b_k^2), \\ p = & 8 \cdot d_0 \cdot (h_k^2 - b_k^2), \\ q = & 4 \cdot d_0^2 \cdot (h_k^2 - b_k^2), \\ r = & -(D_k + d_k)^2 \cdot b_k^2 \cdot h_k^2. \end{cases} \quad (3.14)$$

Wewnętrzna średnica pierścieniowego wsadu d_0 powinna być nieco większa od średnicy trzpienia D_t . W celu zminimalizowania odpadu podczas procesu dziurowania przedkuwki sugeruje się zastosowanie wsadu o średnicy większej o 20–40 % od średnicy trzpienia [9]:

$$1,2 \cdot D_t \leq d_0 \leq 1,4 \cdot D_t. \quad (3.15)$$

Po obliczeniu grubości ścianki (b_0) możliwe jest uzyskanie początkowej średnicy zewnętrznej pierścieniowego wsadu:

$$D_0 = d_0 + 2 \cdot b_0. \quad (3.16)$$

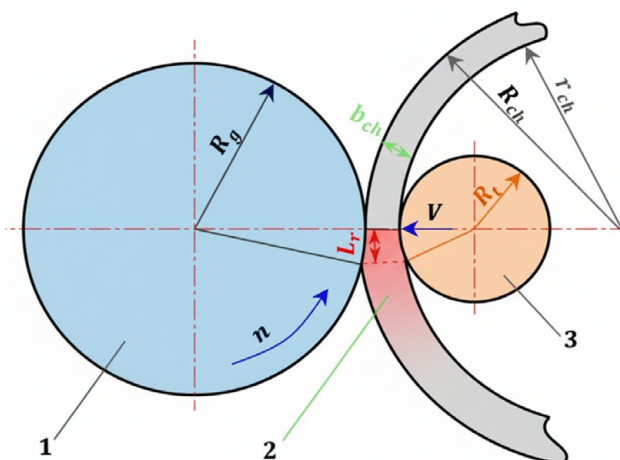
Ponadto na podstawie (3.9) możliwe jest obliczenie początkowej wysokości pierścienia:

$$h_0 = \sqrt{h_k^2 - b_k^2 + b_0^2}. \quad (3.17)$$

Obliczając na podstawie powyższych zależności D_0 , d_0 oraz h_0 , początkowa geometria wsadu jest określona jednoznacznie [9]. Powyższe zależności znajdują zastosowanie podczas procesu walcowania promieniowo-osowego. Jest to spowodowane tym, iż podczas procesu walcowania promieniowego często trudno jest określić końcową wysokość odkuwki, zwłaszcza przy zastosowaniu prostych narzędzi.

3.8.2 Zależności geometryczne pomiędzy narzędziami oraz kształtowanym pierścieniem

Strefa odkształcenia plastycznego kształtowanego pierścieniowego wsadu jest ściśle związana z gniotem Δb . Jeśli jest on zbyt mały, wtedy strefy plastyczne, które znajdują się na zewnętrznych i wewnętrznych powierzchniach przedmiotu, nie mogą przenikać przez całą grubość przedkuwki. W wyniku tego w centralnej części grubości znajduje się strefa sztywna, a pierścieniowy detal nie może powiększyć swojej średnicy. Żeby spowodować zwiększenie średnicy pierścieniowego przedmiotu obrabianego, wartość Δb musi przekraczać minimalną wartość potrzebną do uplastycznienia całej grubości elementu. W literaturze znaleźć można stosowane dla obu rodzajów procesu walcowania zależności potrzebne do określenia minimalnego oraz maksymalnego gniotu [5, 95, 111, 118, 184, 193, 194]. Charakterystykę procesu wraz z najważniejszymi parametrami przedstawiono na rycinie 3.37.



Ryc. 3.37. Schemat ilustrujący przejście promieniowe podczas walcowania pierścienia:
1 – wałek główny, 2 – pierścień, 3 – trzpień [198]

Hua oraz Zhao [107] zaproponowali poniższą zależność do obliczenia skrajnych wartości gniotu:

$$\frac{L_r}{b_{sr}} = \frac{1}{8,74}, \quad (3.18)$$

gdzie:

b_{sr} – średnia grubości obrabianego przedmiotu w strefie odkształcenia [mm], wyrażona zależnością:

$$b_{sr} = \frac{b_o + b_{ch}}{2} \approx b_{ch}, \quad (3.19)$$

b_{ch} – chwilowa grubości obrabianego przedmiotu w strefie odkształcenia [mm],

L_r – długości umownego łuku strefy odkształcenia [mm], wyrażona zależnością:

$$L_r = \sqrt{\frac{2\Delta b}{\frac{1}{R_g} + \frac{1}{R_t} + \frac{1}{R_{ch}} - \frac{1}{r_{ch}}}}, \quad (3.20)$$

gdzie:

R_g – promień walca głównego [mm],

R_t – promień trzpienia [mm],

R_{ch} – chwilowy promień zewnętrzny pierścienia [mm],

r_{ch} – chwilowy promień wewnętrzny pierścienia [mm].

Podstawiając zależność (3.20) do równania (3.18) i przekształcając wzór, otrzymuje się zależność na minimalny gniot:

$$\Delta b_{\min} = 6.55 \cdot 10^{-3} \cdot R_g \left(\frac{R_{\text{ch}}}{R_g} - \frac{r_{\text{ch}}}{R_g} \right)^2 \left(1 + \frac{R_g}{R_t} + \frac{R_g}{R_{\text{ch}}} - \frac{R_g}{r_{\text{ch}}} \right), \quad (3.21)$$

Istotą walcowania pierścieniowego jest ustawiczne wciąganie obrabianego przedmiotu do szczeliny, w której następuje jego formowanie. Jeśli gniot przekroczy wartość graniczną, nie będzie możliwe ciągłe wciąganie materiału. Wartość graniczną pozwala wyznaczyć zależność [109]:

$$\Delta b_{\text{limit}} = \frac{2\beta_t^2 R_g}{\left(1 + \frac{R_g}{R_t}\right)^2} \left(1 + \frac{R_g}{R_t} + \frac{R_g}{R_{\text{ch}}} - \frac{R_g}{r_{\text{ch}}} \right), \quad (3.22)$$

gdzie:

β_t – kąt tarcia [°], który można wyrazić jako:

$$\beta_t = \text{tg}^{-1} \mu. \quad (3.23)$$

Wartość kąta tarcia musi spełniać warunek:

$$\beta_t \geq \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2}, \quad (3.24)$$

gdzie:

$$\alpha_1 \approx \frac{L_r}{R_g}, \quad (3.25)$$

$$\alpha_2 \approx \frac{L_r}{R_t}. \quad (3.26)$$

Analizę stabilnych warunków procesu dla walcowania promieniowo-osieowego podano w opracowaniach [38, 136, 193]. Stwierdza się, że promieniowe odkształcenia (pomiędzy trzpieniem a walcem głównym) powstałe zarówno podczas walcowania promieniowego, jak i promieniowo-osieowego można opisać podobnymi zależnościami. Stabilny stan kształtowania w przestrzeni między walcem głównym a trzpieniem dla procesu walcowania promieniowo-osieowego można określić na podstawie poniższej zależności:

$$\frac{b_0}{8.74} \leq L_r \leq \frac{2\beta_r R_g R_t}{R_g + R_t}, \quad (3.27)$$

gdzie:

- b_0 – grubość wsadowego pierścienia (różnica między promieniami) [mm],
- L_r – długość promieniowej strefy odkształcenia plastycznego [mm],
- β_r – kąt tarcia w przestrzeni między walcem głównym a trzpieniem [°],
- R_g – promień walca głównego [mm],
- R_t – promień trzpienia [mm].

Długość strefy odkształcenia plastycznego w przestrzeni między walcem głównym a trzpieniem można określić na podstawie poniższej zależności [42]:

$$L_r = \sqrt{\frac{2\Delta p_r}{\frac{1}{R_g} + \frac{1}{R_t}}}, \quad (3.28)$$

gdzie:

- Δp_r – wielkość posuwu promieniowego na obrót [mm/obr.].

Pomijając poślizg między narzędziami a wsadem, wartość Δp_r można wyznaczyć na podstawie zależności [193]:

$$\Delta p_r = \frac{2\pi R_{ch} V_t}{n R_g}, \quad (3.29)$$

gdzie:

- n – prędkość obrotowa walca głównego [obr./min],
- V_t – prędkość dosuwu trzpienia [mm/s],
- R_{ch} – chwilowy promień zewnętrzny walcowanego pierścienia [mm].

Zakładając, że kontur pierścienia pozostaje okręgiem podczas całego procesu, R_{ch} może być wyprowadzone zgodnie z prawem zachowania objętości przy odkształceniu plastycznym metalu [193]:

$$R_{ch} = \frac{b_0 h_0 (R_0 + r_0)}{2 \cdot (b_0 - V_a t_1)(h_0 - V_r t_1)} + \frac{h_0 - V t_1}{2}, \quad (3.30)$$

gdzie:

- V – prędkość dosuwu narzędzia (trzpienia bądź walca głównego) [mm/s],
- t_1 – czas walcowania [s],
- b_0 – grubość pierścienia [mm],
- R_0 – promień zewnętrzny wsadu [mm],
- r_0 – promień wewnętrzny wsadu [mm].

Rozpatrując przejście osiowe (między rolkami stożkowymi) przedstawione na rycinie 3.38, można spróbować określić stabilny warunek kształtowania na podstawie zależności [193]:

$$\frac{h_0}{8.74} \leq L_o \leq 2\beta_a \left(S - \frac{b_0}{2} \right) \tan \frac{\gamma}{2}, \quad (3.31)$$

gdzie:

β_a – kąt tarcia w przestrzeni między rolkami stożkowymi [$^\circ$],

γ – kąt stożka walców osiowych [$^\circ$],

S – odległość od wierzchołka walca stożkowego do punktu styku między zewnętrzną powierzchnią pierścienia i walca stożkowego [mm],

L_o – długość strefy osiowego odkształcenia plastycznego [mm].

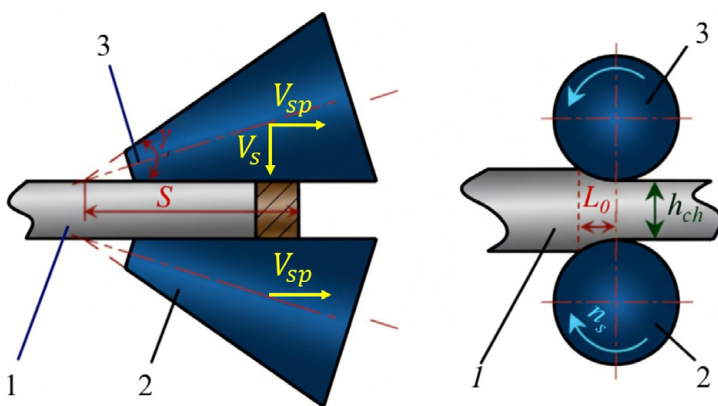
Długość osiowej strefy odkształcenia plastycznego można określić na podstawie zależności [193]:

$$L_a = \sqrt{\Delta b_a \left(S - \frac{b_{ch}}{2} \right) \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}}, \quad (3.32)$$

dla której:

$$b_{ch} = b_0 - V_r t_1, \quad (3.33)$$

$$\Delta h_a = \frac{2\pi R_t V_s}{n_r R_g}. \quad (3.34)$$



Ryc. 3.38. Schemat ilustrujący odkształcenie osiowe podczas walcowania pierścienia:

1 – pierścień, 2 – dolna rolka stożkowa, 3 – górna rolka stożkowa [193]

Z powyższego opisu wynika, że w procesie promieniowo-osowego walcowania pierścieni występują dwie strefy odkształceń. Proces zostanie zrealizowany prawidłowo, jeśli odkształcenia są skoordynowane. O osiągnięciu takiego przypadku pomiędzy przejściem promieniowym a przejściem osiowym decyduje spełnienie zależności [193]:

$$\frac{h_o - h}{V_s} = \frac{b_o - b}{V_r}. \quad (3.35)$$

Podstawiając równania (3.28), (3.29), (3.32) oraz (3.34) do równania (3.35), otrzymuje się warunek zgodności odkształceń pomiędzy przepustem promieniowym a osiowym, który można przedstawić jako:

$$\frac{L_r}{L_o} = \sqrt{\frac{2R_g R_t (b_o - b)}{(R_g + R_t)(h_o - h) \left(S - \frac{b_{ch}}{2} \right) \operatorname{tg}\left(\frac{\gamma}{2}\right)}. \quad (3.36)$$

Podczas kształtowania dużych pierścieni ważna jest ich sztywność. Jej wysoki współczynnik w trakcie walcowania jest jednym z podstawowych warunków uzyskania stabilnego procesu i uzyskania produktu o pożądanych właściwościach geometrycznych. Sztywność pierścienia podczas procesu walcowania promieniowo-osowego jest związana z wymiarem i położeniem półwyrobu, ale ma też związek z położeniem rolek centrujących, rolek stożkowych oraz ich kątem, wymiarami narzędzi, promieniową i osiową prędkością posuwu oraz tarciem [77].

W przypadku obu sposobów walcowania (promieniowego oraz promieniowo-osowego) trzpień oraz walec główny najczęściej posiadają stałą geometrię (stałą średnicę), dlatego długość styku na powierzchni przylegania zależy przede wszystkim od zmieniającej się geometrii kształtowanego pierścienia. Długość styku trzpienia z wyrobem na początku procesu jest maksymalna i zmniejsza się wraz ze wzrostem wartości średnic pierścienia. Dla walca głównego występuje odwrotna zależność: długość styku rośnie wraz ze wzrostem wymiarów pierścienia. Długość kontaktu ma duży wpływ na wielkość siły kształtowania oraz moment obrotowy. W przypadku walcowania promieniowo-osowego rozpatruje się również kontakt półfabrykatu z rolkami stożkowymi. Długość styku w szczelinie osiowej zależy od promieniowego położenia pierścienia wzdłuż powierzchni rolki. Krótsza długość kontaktu będzie bliższa końca rolki stożkowej (mniejsza jej średnica), czego konsekwencją jest odkształcenie w pobliżu wierzchołków rolek [30, 100].

Długość styku pierścienia z narzędziami L , należy utożsamiać z przedstawioną wcześniej długością strefy odkształcenia plastycznego w przestrzeni między walcem głównym a trzpieniem, co pozwala na zdefiniowanie identycznej zależności [110, 118, 125]:

$$L \approx \sqrt{\frac{2\Delta p}{\frac{1}{R_B} + \frac{1}{R_E}}}, \quad (3.37)$$

gdzie:

Δp – posuw narzędzia wykonującego ruch postępowy [mm/obr.],

R_g – promień walca głównego [mm],

R_t – promień trzpienia [mm].

Podczas walcowania promieniowo-osowego zarówno odkształcenia, jak i efekty termiczne występują głównie w dwóch przejściach narzędzi: promieniowym między walcem głównym a trzpieniem i osiowym między rolkami stożkowymi. Z tego względu geometria oraz rozmiary narzędzi mają zasadniczy wpływ na przebieg i stabilność procesu. W literaturze [108, 193] można znaleźć wytyczne dla określenia wymiarów poszczególnych narzędzi. Zależności pozwalają na określenie minimalnych promieni walca głównego R_g oraz trzpienia R_t :

$$R_g \geq R_{\min,g} = \frac{R_t(R_0 - r_0)}{17.5\beta_r R_t - (R_0 - r_0)'}, \quad (3.38)$$

$$R_t \geq R_{\min,t} = \frac{R_g(R_0 - r_0)}{17.5\beta_r R_g - (R_0 - r_0)'}, \quad (3.39)$$

gdzie:

$R_{\min,g}$ – minimalny promień walca głównego [mm],

$R_{\min,t}$ – minimalny promień trzpienia [mm],

R_0 – promień zewnętrzny pierścieniowego wsadu [mm],

r_0 – promień wewnętrzny pierścieniowego wsadu [mm],

β_r – kąt tarcia w promieniowym przejściu narzędzi [°].

Do określenia geometrii rolek stożkowych służy poniższa zależność [137]:

$$R_s = S \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right), \quad (3.40)$$

gdzie:

S – odległość od wierzchołka rolki stożkowej do miejsca styku między pierścieniem a rolkami [mm],

γ – kąt stożka rolek osiowych, który określa poniższa zależność [°]
[134, 165]:

$$\gamma \geq \gamma_{\min} = \arctg \frac{0,57h_0}{\beta_a S_0}, \quad (3.41)$$

gdzie:

β_a – kąt tarcia w osiowym przejściu narzędzi [°],

S_0 – początkowa odległość od wierzchołka rolki stożkowej do linii styku między wewnętrzną powierzchnią pierścienia a rolką osiową [mm],

h_0 – wysokość początkowa wsadu [mm].

Na podstawie dotychczasowych badań stwierdzono, że wzrost średnicy głównego walca skutkuje mniejszą równomiernością odkształceń formowanego elementu, zaś rozkład temperatury staje się bardziej jednorodny. Wzrost wartości średnicy walca głównego powoduje również zmniejszenie sił kształtowania. Biorąc pod uwagę wzrost wartości średnicy trzpienia, odkształcenia wyrobu podczas procesu najpierw stają się bardziej równomierne, by w pewnym momencie stracić na regularności. Rozkład temperatury staje się przez cały czas coraz bardziej niejednorodny, tymczasem promieniowa siła walcowania i moment promieniowy stopniowo wzrastają, podczas gdy osiowa siła i osiowy moment walcowania są prawie niezmiennie. Za najważniejszy parametr geometrii narzędzi osiowych uznaje się kąt rozwarcia stożka – wraz ze wzrostem jego wartości odkształcenie walcowanego pierścienia staje się bardziej jednorodne, w przeciwieństwie do rozkładu temperatury. Osiowa siła walcowania oraz osiowy moment kształtowania stopniowo wzrastają, podczas gdy promieniowa siła wraz z promieniowym momentem formowania pozostają prawie niezmiennie. Rozmiary rolek mają bardzo złożony wpływ na proces walcowania promieniowo-osiowego, dlatego należy dobierać optymalne rozmiary rolek zgodnie z rozsądnymi zakresami ich wartości, wymaganą jakością pierścienia walcowanego i parametrami walcarki [5, 194].

Analizując geometrię oraz rozmiar trzpienia, należy zauważyć, iż pożądanym jest jak najmniejszy jego promień, pozwala to bowiem zminimalizować straty materiału podczas przygotowania półfabrykatu. Z drugiej jednak strony mniejsza średnica trzpienia prowadzi do większego nacisku oraz momentu obrotowego walca, a w konsekwencji do krótszej trwałości narzędzia. Jeśli trzpień

nie jest odpowiednio sztywny, mogą wystąpić wady wywołane jego ugięciem. Siła walcowania jest proporcjonalna do powierzchni styku dla danego połączenia, trzpień ugina się więc bardziej z powodu większych momentów zginających podczas kształtowania szerokich pierścieni. Mała średnica trzpienia prowadzi do wysoce nierównomiernego rozkładu odkształceń i temperatury kształtowanego wyrobu, a tym samym do obniżenia jakości mikrostruktury oraz uwypuklenia wady „rybiego ogona”, co z kolei przyczynia się do dużego osiowego płynięcia materiału pierścienia, mniej równej i niższej jakościowo płaszczyzny czołowej pierścienia, a tym samym mniej jednorodnych odkształceń osiowych. Dobór optymalnego rozmiaru trzpienia jest zatem kluczowy – zbyt mała średnica może przyspieszyć proces przegrzewania się trzpienia, a zbyt duża zwiększa ponadto wymaganą siłę walcowania [6, 122, 196].

Podczas procesu walcowania promieniowego do wyznaczenia wymiarów narzędzi (rolki głównej oraz trzpienia) stosuje się takie same zależności, jak w przypadku walcowania promieniowo-osowego.

Geometria narzędzi ma wpływ na szereg parametrów podczas procesu walcowania pierścieni. Zmniejszenie stosunku promienia walca głównego względem promienia trzpienia (R_g/R_t) powoduje ujednolicanie rozkładu odkształcenia i temperatury, jednak w następnej kolejności stają się one niejednorodne. Należy więc znaleźć optymalną wartość [1, 102].

Ważnym parametrem podczas omawiania wpływu geometrii wsadu na proces jest współczynnik walcowania [25, 96] definiowany jako stosunek pola przekroju poprzecznego półwyrobu do pola przekroju poprzecznego pierścienia walcowanego, który jest uważany za parametr decydujący podczas opracowywania technologii walcowania pierścieni:

$$\delta = \frac{A_0}{A_k}, \quad (3.42)$$

gdzie:

A_0 – pole przekroju poprzecznego wsadu [mm^2],

A_k – pole przekroju poprzecznego uzyskanego pierścienia [mm^2].

Ów parametr wywiera bezpośredni wpływ na wymiar półwyrobu, jak dotąd był jednak rzadko badany, a jego znaczenie dla walcowania pierścieni jest pomijane. W związku z brakiem instrukcji teoretycznych wartość współczynnika walcowania jest zwykle dobierana przez powtarzanie eksperymentów walcowniczych, które pochłaniają dużą ilość materiałów i czasu. Wraz ze wzrostem współczynnika walcowania siła i moment walcowania najpierw

spadają, a następnie wzrastają, przy czym rosną błędy średnicy zewnętrznej i wewnętrznej walcowanego pierścienia [191].

3.8.3 Prędkość narzędzi

Ważnym aspektem podczas procesu walcowania pierścieni jest uniknięcie poślizgu między narzędziami a kształtowanym produktem. Istotne znaczenie dla występowania poślizgu ma stosunek prędkości obwodowej do prędkości posuwu walca głównego. Im większy posuw w stosunku do prędkości obwodowej walca głównego, tym większa redukcja grubości Δb i tym większe ryzyko poślizgu [36].

Najczęściej proces walcowania pierścieni dzielony jest na cztery etapy:

- początkowe wgłębianie,
- główny etap walcowania,
- etap precyzyjnego formowania,
- IV etap kalibrowania.

Podczas dwóch pierwszych faz środek pierścienia kołysze się w linii spiralnej, a proces jest niestabilny, kształt pierścienia odbiega od okręgu. Kiedy proces wchodzi w fazę precyzyjnego formowania, staje się bardziej stabilny dzięki rolkom formującym, a okrągłość pierścienia ma tendencję do poprawy. Rolki kalibrujące stykają się z pierścieniem podczas głównego etapu walcowania, następnie są odpychane przez pierścień na skutek wzrostu jego średnicy. Po osiągnięciu założonego położenia rolek proces przechodzi w etap kalibrowania [167].

Względny ruch trzpienia i walca formującego oraz walców osiowych należy zaplanować tak, żeby prowadził do stabilnego rozpoczęcia walcowania, efektywnej redukcji i dokładnej geometrii końcowej. Kontrola początkowego zagłębiania się walców w pierścień jest konieczna, aby uniknąć nadmiernego zagłębiania się lub poślizgu między pierścieniem a narzędziami.

Podczas procesu walcowania promieniowo-osiowego prędkość obrotowa walca głównego, prędkość posuwu trzpienia i rolek osiowych są określane przez operatora maszyny, jednak parametry ruchu rolek osiowych (prędkości obrotowa i cofania) oraz tor ruchu rolek prowadzących są podczas realizacji procesu modyfikowane przez urządzenia sterujące wyposażone w odpowiednie czujniki siły i przemieszczenia [7, 122].

Na podstawie dostępnej literatury stwierdzić należy, iż opisywany już maksymalny gniot można przedstawić jako iloczyn prędkości dosuwu walca głównego (bądź trzpienia) i przyrostu czasu [108]:

$$\Delta b = V \Delta t. \quad (3.43)$$

Jeżeli pominie się poślizg pomiędzy walcem głównym a pierścieniem, to wówczas obwód zewnętrznej powierzchni pierścieniowego przedmiotu obrabianego podczas jednego obrotu jest równy obwodowi walca głównego podczas czasu potrzebnego na obrót pierścienia:

$$2\pi R_k = 2\pi R_g n \Delta t. \quad (3.44)$$

Na podstawie powyższej zależności można wyznaczyć Δt opisane wzorem:

$$\Delta t = \frac{R_k}{n R_g}. \quad (3.45)$$

Podstawiając (3.43) do (3.45), otrzymuje się wzór na gniot:

$$\Delta b = \frac{V R_k}{n R_g}. \quad (3.46)$$

W dostępnej literaturze [108] znaleźć można zależności opisujące minimalną oraz maksymalną prędkość dosuwu walca głównego.

$$V_{\min} = 6.55 \cdot 10^{-3} \cdot n \frac{R_g^2}{R_{ch}} \left(\frac{R_{ch}}{R_g} - \frac{r_{ch}}{R_g} \right)^2 \left(1 + \frac{R_g}{R_t} + \frac{R_g}{R_{ch}} - \frac{R_g}{r_{ch}} \right), \quad (3.47)$$

$$V_{\max} = \frac{2\beta_t^2 n_1 R_g^2}{R_{ch} \left(1 + \frac{R_g}{R_t} \right)^2} \left(1 + \frac{R_g}{R_t} + \frac{R_g}{R_{ch}} - \frac{R_g}{r_{ch}} \right), \quad (3.48)$$

gdzie:

n – prędkość obrotowa walca głównego [obr./min],

R_g – promień walca głównego [mm],

R_{ch} – chwilowy zewnętrzny promień kształtowanego pierścienia [mm],

R_{ch} – chwilowy wewnętrzny promień kształtowanego pierścienia [mm],

β_t – kąt tarcia między rolkami a pierścieniem [°].

Według autorów opracowań [31, 164] aby zapewnić równomierny i stabilny wzrost pierścienia, szybkość wzrostu średnicy zewnętrznej musi być stała, a prędkość posuwu musi się stopniowo zmniejszać wraz ze zmniejszaniem się grubości pierścienia. Innym rozwiązaniem jest stosowanie zmiennej prędkości obrotowej walca głównego, pozwalającej na stałą prędkość wzrostu średnicy kształtowanego produktu [1]. Staje się to możliwe dzięki czujnikom

stosowanym podczas procesu walcownia promieniowo-osowego, jednak w przypadku procesu walcowania promieniowego taka produkcja jest bardzo trudna, a nawet bywa niemożliwa ze względu na krótkotrwałość procesu.

Prędkości obrotowe walców stożkowych muszą być obliczane na podstawie prędkości obrotowych walców napędowych. Prędkość liniowa pierścienia w punkcie styku z rolkami stożkowymi powinna być taka sama jak prędkość liniowa tych ostatnich. Można ją wyznaczyć na podstawie zależności [194]:

$$nR_g = n_s S \sin \frac{\gamma}{2}, \quad (3.49)$$

gdzie:

n – prędkość obrotowa walca głównego [obr./min],

n_s – prędkość obrotowa rolek stożkowych [obr./min],

S – jest odległością od wierzchołka walca osiowego do linii styku między powierzchnią środkową pierścienia i walca osiowego [mm],

γ – kąt rozwarcia rolki stożkowej [°].

Pionową prędkość przemieszczania się rolek stożkowych można wyznaczyć za pomocą zależności [40]:

$$V_a = \frac{nR_g \Delta b}{R_k}, \quad (3.50)$$

gdzie:

Δb – redukcja grubości pierścienia na jeden jego obrót [mm].

Rolki osiowe poruszają się poziomo wraz z przyrostem średnicy. Zazwyczaj prędkość walców osiowych jest równa prędkości wzrostu średnic pierścienia, a zatem prędkość poziomą walców osiowych można wyrazić w następujący sposób:

$$V_{sp} = 2V_r, \quad (3.51)$$

gdzie:

V_r – prędkość wzrostu średnicy pierścienia [mm/s].

W literaturze [198] znaleźć można zależność opisującą powyższą prędkość jako:

$$V_{sp} = \frac{b_0 h_0 (R_0 + r_0)}{(b_0 - V_a t)(h_0 - V_r t)} \left(\frac{V_a}{h_0 - V_a t} + \frac{V_r}{b_0 - V_r t} \right) - V, \quad (3.52)$$

gdzie:

- b_0 – początkowa grubość pierścienia [mm],
- h_0 – początkowa wysokość pierścienia [mm],
- R_0 – początkowy zewnętrzny promień kształtowanego pierścienia [mm],
- r_0 – początkowy wewnętrzny promień kształtowanego pierścienia [mm],
- V_{so} – osiowa prędkość przemieszczania rolki stożkowej [mm/s],
- t – czas [s],
- V – prędkość przemieszczania się trzpienia [mm/s].

Rozpatrując prędkość obrotową walca głównego podczas procesu, należy zauważyć, iż średnica zewnętrzna pierścienia zwiększa się parabolicznie wraz z postępem czasu trwania procesu, tak więc okres jednego obrotu wyrobu ulega wydłużeniu. Na początkowym etapie walcowania pierścień obraca się nieco szybciej niż prędkość obwodowa głównego walca, następnie jego prędkość stopniowo maleje aż w końcowej fazie procesu spada poniżej prędkości obwodowej walca głównego [164].

Analizując wpływ prędkości obrotowej walca głównego na rozkład naprężeń oraz temperatury, stwierdzono, iż rozkład naprężeń staje się mniej, a rozkład temperatury bardziej jednorodny wraz ze wzrostem prędkości obrotowej n .

Wpływ prędkości obrotowej na geometrię pierścienia jest niejednoznaczny ze względu na różnice w uzyskanych wynikach. Niektórzy badacze [184] twierdzą, że gdy prędkość obrotowa n walca głównego maleje, to współczynnik „rybiego ogona” wzrasta. Inni uważają, że wraz ze wzrostem tej prędkości, współczynnik „rybiego ogona” najpierw maleje, a następnie rośnie [178].

Wraz ze wzrostem n siła oraz moment kształtowania stopniowo maleją [178]. Niska prędkość dosuwu powoduje powstawanie znacznych pustek w strukturze, które koncentrują się w środkowej części grubości ścianki wyrobu [173]. Jeśli stosunek prędkości obrotowej walca głównego względem prędkości dosuwu przemieszczającego się narzędzia (walca głównego bądź trzpienia) pozostaje stały, czyli jeśli prędkość obrotowa zmienia się wprost proporcjonalnie do wzrostu bądź spadku prędkości dosuwu przemieszczającego się narzędzia, to nie zauważa się dużych zmian w przebiegu oraz efektach procesu [104]. Rozpatrując zaś wpływ prędkości dosuwu przemieszczającego się narzędzia przy stałej prędkości obrotowej walca głównego, stwierdzić należy, że im większa jej wartość, tym wyraźniej prostokątny staje się przekrój poprzeczny pierścienia. Mniejsza wartość posuwu narzędzia na obrót powoduje zwiększenie wady „rybiego ogona”, a co za tym idzie – większe straty materiału [152].

W ostatnich czasach obserwuje się próby optymalizacji prędkości podczas procesu walcowania promieniowo-osowego [121]. Stwierdzono, iż stosując optymalne prędkości posuwu trzpienia (czasem walca głównego), możliwe jest zmniejszenie obciążenia poszczególnych narzędzi. Optymalizacja prędkości trzpienia i rolek osiowych, podczas gdy prędkości innych narzędzi pozostaną niezmiennie, pozwala na zmniejszenie obciążenia narzędzi. Najlepsze efekty uzyskuje się podczas jednoczesnej optymalizacji parametrów prędkościowych trzpienia i rolek osiowych.

3.8.4 Siła, moment obrotowy

Siła docisku trzpienia (głównie w walcarkach poziomych) bądź walca głównego (głównie w walcarkach pionowych) oraz moment obrotowy walca są często parametrami sterującymi procesem. Podczas walcowania pierścieni odkształcenia w szczelinach między narzędziami są szczególnie skomplikowane, dlatego modele sił walcowania oraz momentu opierają się na uproszczonych zależnościach. Zakłada się, że siła walcowania rośnie wraz ze wzrostem ilości podanego materiału [128, 129]. Większe jego ilości prowadzą również do większych momentów obrotowych, które mogą osiągnąć wartość limitu maszyny przed uzyskaniem wymaganej siły.

Omawiając proces walcowania promieniowo-osowego, należy zwrócić uwagę na fakt, że stożkowy zarys osiowych rolek i względny ruch pierścienia w stosunku do osiowych rolek w kierunku promieniowym tworzy kombinację, która nie daje się opisać w rozwiązaniach analitycznych. Prowadzone przez badaczy obliczenia siły osiowej i momentu obrotowego często opierają się na wyznaczeniu równoważnej średnicy rolki, dla której można użyć uproszczonej formuły dla siły i momentu obrotowego [29]. Dokładność wyników takiego podejścia jest wątpliwa, jeśli wziąć pod uwagę przybliżony charakter zastosowanych opisów szczeliny promieniowej. Dotychczas nie opublikowano prac koncentrujących się na osiowej szczelinie walcowniczej (przestrzeń między narzędziami) w procesie walcowania pierścieni.

Podczas walcowania promieniowo-osowego moment obrotowy walca głównego zwiększa się wraz ze wzrostem jego prędkości obrotowej, stąd też z punktu widzenia zużycia energii preferowana jest niższa prędkość obrotowa. Przy niższych prędkościach praca maszyny jest bardziej stabilna, jeśli jednak będzie zbyt niska, zwłaszcza poniżej 20 obr./min, zwiększy się czas pracy jednostek podtrzymujących. Prowadzi to do skrócenia trwałości narzędzi i zmniejszenia wydajności. W rezultacie optymalna prędkość walca głównego

jawi się jako kompromis między zużyciem energii, budową maszyny, trwałością narzędzi i wydajnością.

Biorąc pod uwagę posuw przemieszczającego się narzędzia, wykazano, że niskie prędkości posuwu (niski poziom przesunięcia na obrót) podczas walcowania zwiększają prawdopodobieństwa utworzenia się „rybiego ogona” [152]. Zarazem stwierdzono jednak, że wymagany jest minimalny posuw podczas walcowania pierścienia, który powoduje odkształcenie plastyczne całego przekroju. Na przykład, jeśli tylko zewnętrzne strefy przekroju zostaną zdeformowane, powstałe naprężenia resztkowe mogą spowodować, że pierścień będzie miał kształt wielokąta [3]. W związku z tym warunkiem wstępnym odkształcenia bez wad jest krytyczna siła walcowania, która gwarantuje stabilny przebieg procesu.

Zmienność siły walcowania wynika ze zmiany geometrii obciążonego obszaru (geometrii strefy odkształcenia) i umocnienia obrabianego przedmiotu. Geometria strefy odkształcenia wywiera silny wpływ na pracę, siły tarcia oraz całkowite siły kształtowania. Geometrię strefy odkształcenia można scharakteryzować stosunkiem średniej grubości do długości kontaktu między narzędziem a przedmiotem obrabianym. W przebiegu całego procesu obserwuje się gwałtowny wzrost siły walcowania podczas zbliżania się do około 50 % redukcji przekroju. Stanowi to wynik szybkiego wzrostu redukcji podczas jednego obrotu walca głównego w tym etapie [34].

3.8.5 Temperatura wsadu

Rozkład temperatury na początku i na końcu procesu walcowania nie jest ani równomierny, ani symetryczny. Temperatura na powierzchni zewnętrznej i w obszarze centralnym obniża się, podczas gdy w innych regionach wzrasta podczas walcowania.

Analizując rozkład temperatury podczas całego procesu przygotowania wsadu przez kucie, stwierdzić należy, że temperatura w obszarach styku przedmiotu i matrycy spada wyraźnie po spęczaniu, ponieważ znaczna ilość ciepła przenika do matrycy, co ma miejsce również po wstępnym wykrawaniu. Podczas dziurowania na wewnętrznej powierzchni bocznej (przy otworze) występują duże odkształcenia, co powoduje wzrost temperatury w środku ścianki otworu. Po walcowaniu temperatura całego przedmiotu staje się niższa [134].

3.8.6 Zastosowanie rolek kalibrujących

Procesowi walcowania pierścieni towarzyszy asymetria odkształceń powodująca przesunięcie środka pierścienia. Również siły tarcia, które przeciwstawiają się względnemu ruchowi na powierzchni pierścienia, mogą powodować odchylenie półwyrobu od jego pożądanego położenia. Jeśli płaszczyzna symetrii zespołu osiowego nie pokrywa się z płaszczyzną symetrii walca, to środek pierścienia często się przesuwa. Dochodzi do tego, gdy prędkości walca nie są odpowiednio kontrolowane lub jeśli zespół osiowy nie został dokładnie ustawiony.

W trakcie walcowania pierścień jest podtrzymywany przez rolki kalibrujące (ryc. 3.1 oraz ryc. 3.3) zwane również centrującymi. W toku walcowania promieniowo-osiowego rolki te znajdują się na ruchliwych ramionach; podczas procesu walcowania promieniowego mogą znajdować się na sprężynach pozwalających na ruch podczas wzrostu średnic oraz udzielających ciągłego punktu podparcia [167, 168] bądź zostać zamontowane na stałe, dostarczając punktu podparcia w końcowym etapie [33, 34, 168, 170]. Zwłaszcza na początku procesu, w zależności od mimośrodów związanego z przebijaniem wsadu, sukces w uzyskiwaniu okrągłego kształtu produktu zależy głównie od zastosowania omawianych rolek centrujących. Z drugiej strony w miarę postępu procesu nie mogą one naciskać zbyt mocno, ponieważ sztywność zmniejsza się wraz ze zmniejszeniem grubości ścianki, a pierścień może stać się owalny. Podczas walcowania pierścieni z profilowanymi konturami zewnętrznymi rolki centrujące mogą posiadać kształt profilowy i w części przejąć zadanie formowania [22].

Pojedyncza rolka centrująca z wahliwym ramieniem jest szczególnie korzystna w zautomatyzowanej produkcji małych pierścieni. Walcarki stołowe są w nie wyposażone w celu ułatwienia obsługi.

Jeśli podczas procesu pierścieni z powodu nadmiernego tarcia zostanie odchyłony od swojej osi symetrii, to drugi walec po stronie podającej walca głównego jest używany do utrzymania pierścienia w odpowiedniej pozycji. Tensometry zamontowane na rolkach kalibrujących wykrywają przyłożone siły, a prędkość obrotowa rolek osiowych jest dostosowywana w celu jej skompensowania [29].

Konwencjonalnie produkty pierścieniowe są okrągłe, a proces jest ściśle ograniczony za pomocą rolek prowadzących, aby zapewnić stabilność oraz okrągłość i jednorodność pierścienia.

W trakcie walcowania promieniowo-osiowego funkcję kalibrowania przejmują rolki prowadzące umieszczone na ramionach sterowanych hydraulicznie. Podczas całego procesu przemieszczają się one odpowiednio do przyrostu

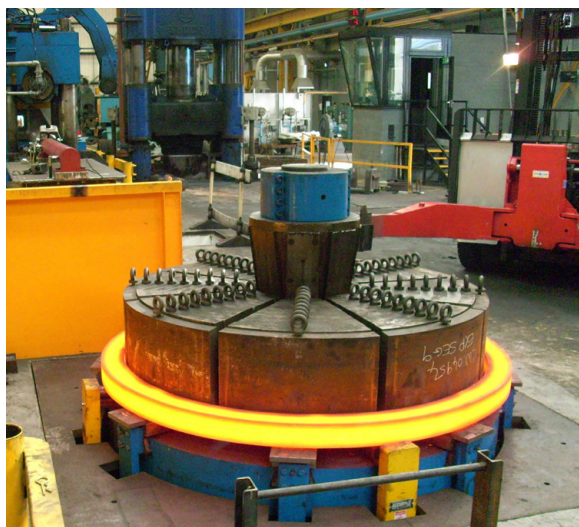
średnicy zewnętrznej kształtowanego wyrobu, zapewniając ciągły punkt podparcia [33, 104].

3.8.7 Tolerancja wymiarowa

W procesie walcowania pierścieni istnieje wiele źródeł zmienności wymiarów kształtowanego elementu. Zaczynając od cięcia materiału, poprzez spęczanie, dziurowanie bądź wykrawanie denka. Masa elementu zmienia się również poprzez odpadnięcie zgorzeliny po każdym nagrzewaniu półfabrykatu. Poza tym na wymiary wpływa również temperatura walcowania, praca maszyny, dokładność pomiaru gabarytów przedkuwki, okrągłość pierścienia, odkształcenia w dalszej obróbce cieplnej, wady powierzchni i nieściśności kształtu przekroju poprzecznego.

Stopień precyzji osiągalny w procesie walcowania zależy od cech konstrukcyjnych poszczególnych typów walcarek i różni się dość znacznie w całym przemyśle. W nowoczesnych, sterowanych komputerowo walcarkach do pierścieni możliwe jest uzyskanie dokładności w zakresie 0,1 mm, co sprawia, że sterowanie maszyną jest bardzo istotne. Istnieje jednak wiele maszyn, które opierają się na umiejętnościach operatora bądź wyłącznie na kontroli wagi w zakresie kontroli wymiarów.

Powszechnie stosuje się zabieg polegający na przeciśnięciu odwalcowanych pierścieni przez matrycę bądź celowe rozprężanie niewymiarowych pierścieni na segmentowej maszynie rozprężającej (ryc. 3.39) [3, 120, 156, 157].



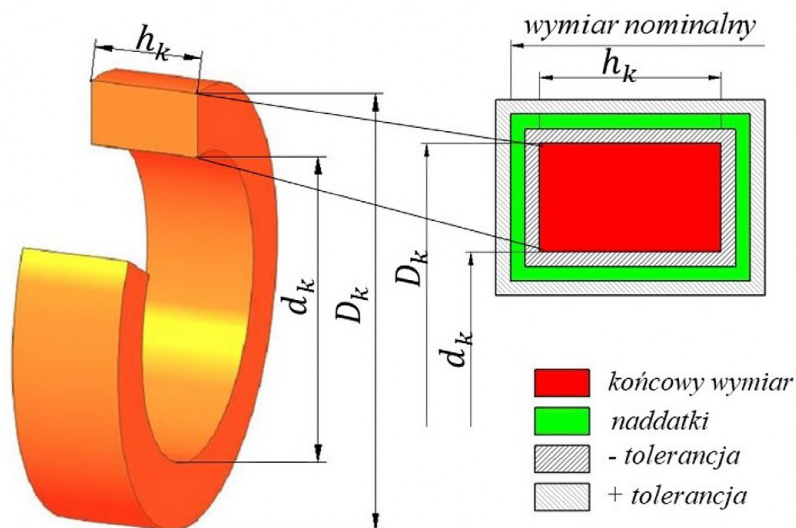
Ryc. 3.39. Przyrząd do kalibrowania pierścieni

Coraz bardziej powszechną cechą sterowanych komputerowo walcarek jest możliwość jak najlepszego rozprowadzania materiału. Nawet podczas walcowania można podjąć decyzję o umieszczeniu nadmiaru materiału na wewnętrznej bądź zewnętrznej średnicy lub na wysokości.

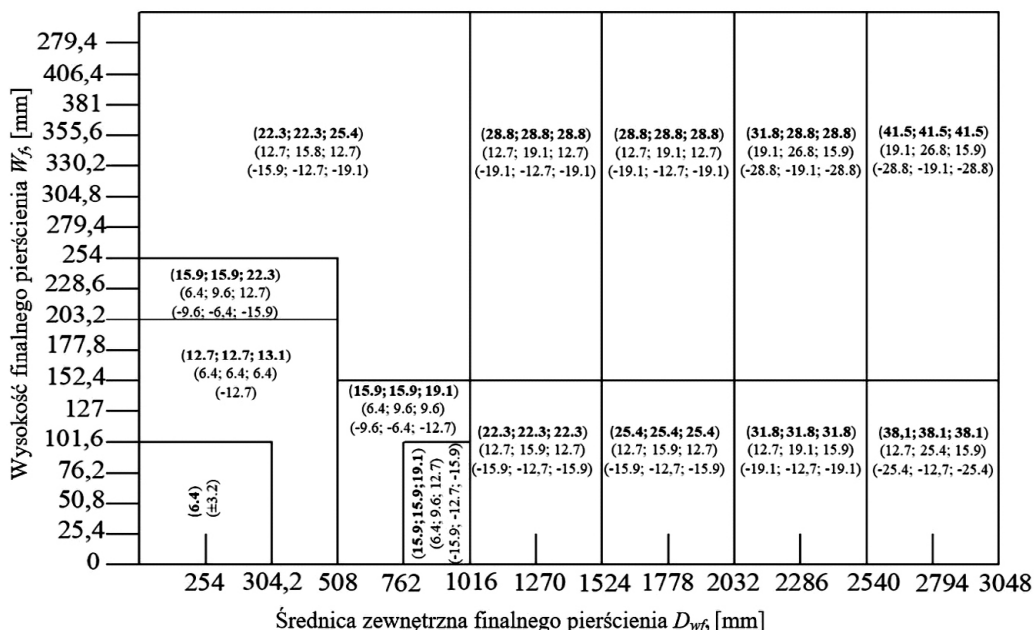
Informacje o tolerancjach powinny być zatem traktowane tylko jako ogólne wskazówki. Należy również mieć na uwadze, że możliwości poszczególnych producentów walcowanych pierścieni znacznie się różnią.

W celu zapewnienia odpowiedniej jakości pierścienia podczas obróbki do jego gotowych (obrabianych) wymiarów dodaje się obwiednie. Obwiednia, określona na podstawie doświadczenia wraz z tolerancją $\pm$, ma na celu uwzględnienie wyżej wymienionych warunków powierzchni, niedokładności przekroju poprzecznego i współczynników zmienności wymiarowej. Na rycinie 3.40 oraz 3.41 zilustrowano tolerancję wymiarową dla pierścieni stalowych.

Na podstawie historycznych, uśrednionych danych branżowych wytypowano tolerancje wymiarowe dla pierścieni wykonanych z różnych materiałów [9].



Ryc. 3.40. Schemat tolerancji dla stalowych pierścieni (opracowanie własne na podstawie [8])



Ryc. 3.41. Tolerancje wymiarowe (dla pierścienia stalowego) [8]

3.9 Operacje pomocnicze w procesie walcowania pierścieni

Podczas procesu walcowania pierścieni walcarki wspierane są przez cały szereg urządzeń pomocniczych. Najważniejszymi z nich są urządzenia do kształtowania półfabrykatów, zwykle młoty bądź prasy. Do operacji pomocniczych zaliczono między innymi cięcie oraz nagrzewanie wsadu, kolejne jego dogrzewanie, chłodzenie, smarowanie podczas procesu.

3.9.1 Cięcie wsadu

Pierwszą operacją podczas przygotowania wsadu do procesu walcowania jest jego cięcie. Dąży się do jak najdokładniejszego cięcia surowca, aby zapewnić wymaganą masę wejściową. Proces najczęściej realizowany jest na zimno; przeprowadza się go na gorąco, gdy stanowi zintegrowaną część linii produkcyjnej. Najczęściej stosowanymi narzędziami są piły tarczowe bądź taśmowe, zdarza się również cięcie z wlewków na tokarkach wielonarzędziowych, cięcie płomieniem bądź nacinane płomieniowe, a następnie łamanie na dużej prasie [8, 130].

3.9.2 Nagrzewanie wsadu

Nagrzewanie pociętych półfabrykatów odbywa się zazwyczaj w piecach skrzyniowych bądź też obrotowych. Rzadziej – do mniejszych wsadów – stosuje się nagrzewanie indukcyjne, które ma tę zaletę, że minimalizuje powstawanie zgorzeli, nieuniknione podczas procesów obróbki plastycznej stali na gorąco. Do jej usunięcia stosowane są różne metody, zarówno mechaniczne (na przykład poprzez obracające się szczotki), jak i wysokociśnieniowe (bardzo skuteczne natryskiwanie wodą) [8, 130].

3.9.3 Dogrzewanie

Jeżeli podczas procesu temperatura robocza nie może być utrzymana, wymagane jest pośrednie dogrzewanie kształtowanego elementu. Szczególnie ważne jest to w przypadku nadstopów oraz materiałów, które mają wąski zakres temperatury roboczej. Do kształtowania takich elementów projektowane są specjalne linie produkcyjne uwzględniające stratę temperatury obrabianego przedmiotu w miarę jego przemieszczania się po linii produkcyjnej.

Operacja dogrzewania ma na celu podwyższenie temperatury materiału do poziomu odpowiedniego dla walcowania na gorąco. Szybkie osiągnięcie satysfakcjonującej temperatury podczas przebiegu procesu jest zadaniem trudnym. Ciepło musi być dostarczane na powierzchnię wyrobu. Zbyt szybkie tempo wzrostu temperatury często prowadzi do znacznego osłabienia właściwości materiału lub do utworzenia się naprężeń termicznych, które mogą szkodliwie wpłynąć na jakość produktu [3, 8].

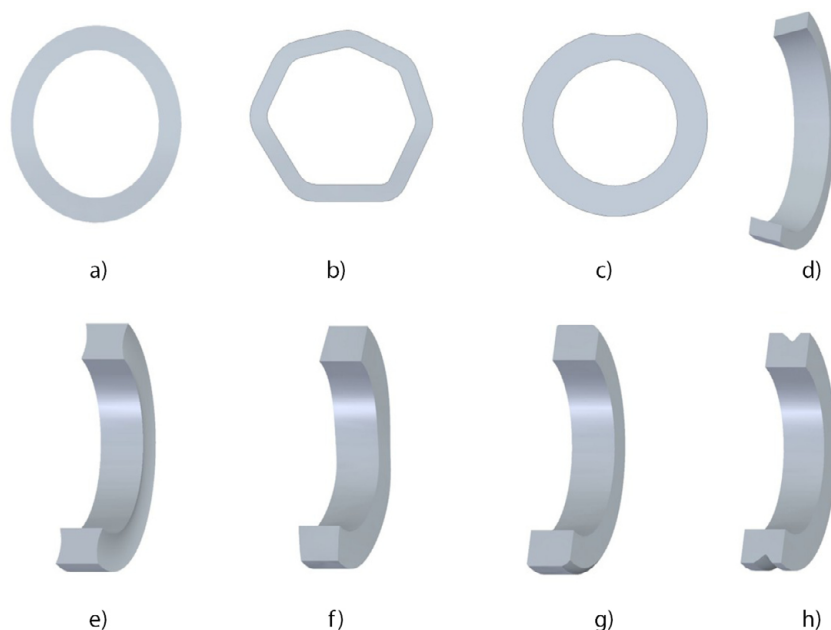
3.9.4 Chłodzenie i smarowanie narzędzi

Obniżanie temperatury walca głównego odbywa się zazwyczaj przez natryskiwanie płynu chłodzącego bezpośrednio na jego powierzchnię. Wybór chłodziwa determinuje jego działanie smarujące na styku pierścienia z narzędziami, dlatego też dobiera się je na podstawie analizy różnych parametrów procesu, spośród których najważniejsza będzie temperatura. Ilość płynu chłodzącego ustawiana jest za pomocą odpowiednich zaworów. Wysuwane trzpienie są chłodzone w pozycji złożonej, co pozwala na uniknięcie kontaktu wody chłodzącej z powierzchnią pierścienia – to ważne zwłaszcza w przypadku wrażliwych na ciepło materiałów pierścieni. Wiele maszyn jest wyposażonych w centralne jednostki smarujące wszystkie powierzchnie [3, 8].

3.9.5 Kalibrowanie

Niektóre zakłady przemysłowe stosują urządzenia do kalibrowania pierścieni zaraz po procesie walcowania. Operacja może odbywać się na prasie hydraulicznej, przez którą pierścień jest przeciskany przez okrągły otwór matrycy. W większości zakładów produkcyjnych stosowane są bardziej skomplikowane (w stosunku do prasy) ekspandery, które rozciągają pierścień poprzez przykładanie siły do wielu odpowiednio ukształtowanych segmentów działających w kierunku promieniowym na jego wewnętrzną średnicę [8, 93].

3.10 Wady wyrobów uzyskanych w procesie walcowania pierścieni



Ryc. 3.42. Najczęściej występujące wady odwalcowanych pierścieni: a) brak okrągłości, b) kształt wielokąta, c) wgłębienie spowodowane poślizgiem, d) stożkowość, e) „rybi ogon”, f) falistość, g) ubytki, h) powstanie wnęki

Podczas procesu walcowania pierścień może być narażony na różne rodzaje błędów kształtu. Najczęściej uzyskiwane pierścienie posiadają przekrój poprzeczny w kształcie prostokąta. Do głównych wad takich wyrobów należy

zaliczyć: nieokrągłość (ryc. 3.42a) bądź kształt wielokąta (ryc. 3.42b), wgłębienie spowodowane poślizgiem (ryc. 3.42c), stożkowatość (ryc. 3.42d), falistość (ryc. 3.42e), „rybi ogon” (ryc. 3.42f), ubytki materiału (ryc. 3.42g), powstawanie wnęki w procesie walcowania promieniowo-osowego (ryc. 3.42h). Jednym z najczęściej stosowanych rozwiązań pozwalających na zniwelowanie bądź całkowite skompensowanie błędów kształtu pierścienia polega na zastosowaniu nadmiaru materiału [3]. Wada stożkowatości może prowadzić do niestabilności lub chybotańcia się pierścienia podczas jego obrotu.

Jedną z podstawowych wad pierścieni walcowanych jest tzw. wada „rybiego ogona”, która wynika z nierównomiernego rozłożenia materiału w szczelinie formującej. Zmniejszenie omawianej wady uzyskuje się poprzez zwiększenie wartości prędkości posuwu. W literaturze znaleźć można również informację, że im mniejsza wysokość początkowa wsadu, tym defekt jest mniejszy [97].

Kolejną bardzo częstą wadą jest brak okrągłości uzyskanego produktu. Spowodowana jest ona niedostarczeniem odpowiedniej liczby punktów podparcia podczas przebiegu procesu i zwiększa się wraz ze zmniejszeniem grubości produktu [18]. Wadę tę najczęściej usuwa się poprzez kalibrację pierścienia na specjalnych narzędziach [156, 157].

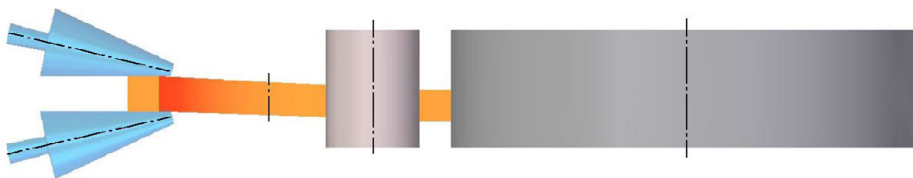
Wgłębienie spowodowane poślizgiem (ryc. 3.42c) w wyniku nieprawidłowego doboru prędkości narzędzi usuwa się poprzez korektę stosunku tej ostatniej. W przemyśle dąży się do jak największej wydajności, dlatego też faworyzowane są jak największe prędkości narzędzi [36].

Zarówno podczas walcowania promieniowego, jak i promieniowo-osowego przyłożenie nieadekwatnej siły powoduje utratę okrągłości uzyskanego wyrobu. Może się nawet zdarzyć, iż wyrób będzie wykazywał geometrię wielokąta (ryc. 3.42b) [50, 109]. Wada ta powstaje, jeśli prędkość posuwu w stosunku do prędkości obrotowej walca roboczego lub współczynnik redukcji przekraczają wartość krytyczną. Rzeczywisty kształt wielokąta (ryc. 3.43) i liczba kątów mogą się różnić, jeżeli warunki pracy są nieco inne, co sugeruje, że defekty w kształcie wielokątów stanowią rodzaj problemu niestabilności [51].

Kolejną wadą występującą podczas procesu walcowania promieniowo-osowego jest „wspinanie się” pierścienia po rolce głównej (ryc. 3.44). Wada ta powstaje na skutek oderwania się pierścienia od stołu w kierunku pionowym i prowadzi do falistości wyrobu. Konwencjonalne czujniki promieniowo-osowej walcarki do pierścieni nie są w stanie wykryć „wspinania się” pierścieni [80]. Najczęstsze wady występujące podczas procesu walcowania promieniowo-osowego przedstawiono na rycinie 3.45 oraz rycinie 3.46.



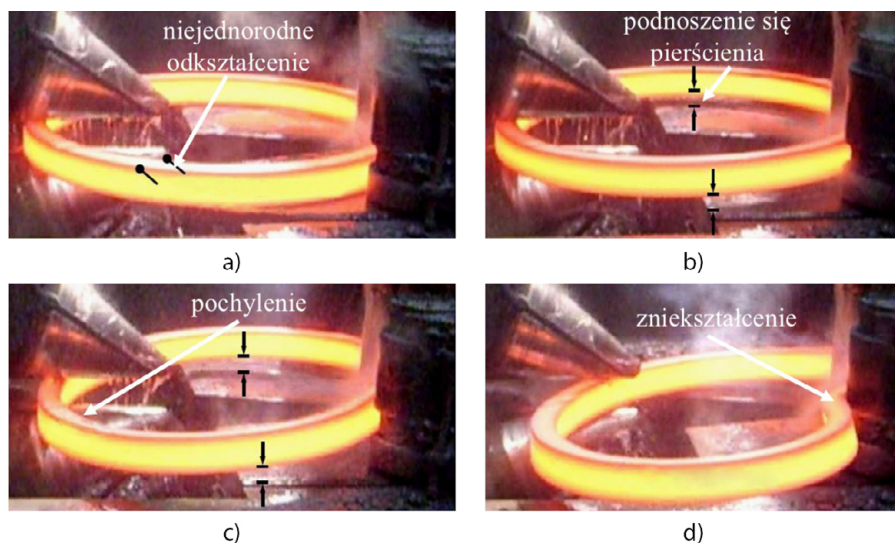
Ryc. 3.43. Wadliwe pierścienie – kształt wielokąta [51]



Ryc. 3.44. „Wspinianie się” pierścienia podczas jego promieniowo-osiowego walcowania

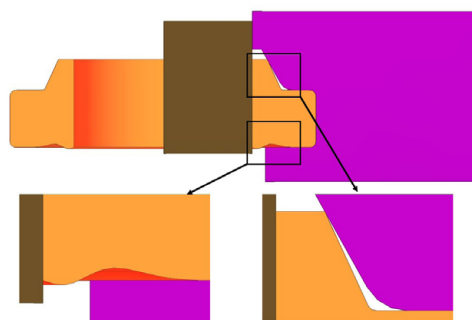


Ryc. 3.45. Wadliwe pierścienie uzyskane podczas walcowania promieniowo-osiowego [80]



Ryc. 3.46. Najczęstsze wady występujące podczas walcowania premiowo-osiowego pierścieni:
a) niejednorodne odkształcenie, b) „podnoszenie się” pierścienia, c) „podnoszenie się” pierścienia oraz pochylenie, d) zniekształcenie [95]

Kolejną wadą, jeśli chodzi o pierścienie kształtowe, jest niewypełnienie wnęki narzędzi [79, 123] (ryc. 3.47) spowodowane różnicą między geometriami kołnierza półwyrobu a kształtowego narzędzia. Niewypełnienie wystąpi, jeśli pozycja naroża kształtowanego wyrobu podczas kontaktu z narzędziem będzie niższa od pożądanej grubości kołnierza. Często spowodowane jest to mylną geometrią wsadu. Zmiana geometrii naroża półfabrykatu poprzez nadanie odpowiednich kątów, może zmniejszyć niewypełnienie. Następną wadą podczas formowania pierścieni kształtowych jest rowek u dołu elementu (ryc. 3.47) spowodowany złą geometrią narzędzi. Zwiększenie wcięcia występującego w narzędziu (głównie walca głównym) powoduje zmniejszenie bądź całkowity zanik powstawania defektu [79, 123, 124].



Ryc. 3.47. Wady kształtu pierścieni kształtowych

3.11 Analiza wpływu parametrów procesu na geometrię pierścienia

Przegląd literatury wykazał, że istnieją prace badające wpływ parametrów procesu walcowania pierścieni na różne aspekty – w tym geometryczne – uzyskanego wyrobu, jednak większość z nich poświęcona jest technologii kształtowania promieniowo-osowego.

Uchibori wraz ze współpracownikami [164] badali prędkość obwodową stalowego pierścienia podczas walcowania na gorąco. Analizie poddali proces promieniowo-osowego walcowania dla stalowego pierścienia o przekroju prostokątnym, stosując przy tym różne prędkości dosuwu trzpienia. Stwierdzili, że zmniejszenie redukcji szerokości pierścienia na jego obrót prowadzi do zwiększenia płynięcia materiału w kierunku obwodowym, co może powodować wzrost jego owalności. Zaobserwowali również, że prędkość obwodowa obrabianego przedmiotu była podobna do prędkości walca głównego, malała jednak wraz z postępem procesu. Ponadto zaobserwowali, że na początku procesu walcowania prędkość obwodowa pierścienia była nieco większa od prędkości obwodowej walca głównego, po czym stopniowo malała i pod koniec procesu walcowania spadła poniżej prędkości obwodowej walca głównego. Zespół Uchiboriego odnotował również, że pod koniec procesu walcowania poślizg pierścienia względem walca głównego malał wraz ze wzrostem stosunku prędkości dosuwu trzpienia do prędkości obrotowej walca głównego. Stosunek ten miał również wpływ na owalność pierścienia, gdyż jego wzrost prowadził do jej zwiększenia. Autorzy zaproponowali zastosowanie stosunkowo niskiej wartości tego stosunku w celu spełnienia wymagań dotyczących tolerancji wymiarowej. Swoje badania przeprowadzili w warunkach przemysłowych.

Allegri wraz ze współpracownikami [1] badali wpływ prędkości obrotowej walca głównego na proces walcowania promieniowo-osowego. Wyniki oparli jedynie na podstawie analizy MES przeprowadzonej w środowisku programu DEFORM 3D. Na podstawie jej wyników stwierdzili, że wraz z postępem procesu stała prędkość obrotowa rolki głównej powoduje zmniejszenie prędkości obrotowej pierścienia. Podobne spostrzeżenie zaprezentowano wcześniej [166]. Autorzy twierdzą, iż taka kinematyka procesu prowadzi do powstawania wady kształtu przekroju poprzecznego zwanej „rybim ogonem”, a także do dużych odchyłek wysokości i szerokości w produkowanych pierścieniach. Badacze zaproponowali nowe podejście polegające na utrzymywaniu stałej prędkości kątowej przedmiotu poprzez ciągłą zmianę prędkości obrotowej walca

głównego. Takie warunki kinematyczne mogą przyczynić się do zmniejszenia wspomnianej wyżej wady przekroju poprzecznego pierścienia walcowanego.

Fen-Lin i inni [32] w swej pracy przedstawili wpływ prędkości posuwu narzędzi podczas promieniowego procesu walcowania na zimno. Używając MATLAB, opracowali model matematyczny opisujący zależność pomiędzy prędkością posuwu trzpienia a wzrostem średnicy zewnętrznej odkuwki. Określili również maksymalne i minimalne wartości badanej prędkości w kontekście stabilności procesu. Model matematyczny zweryfikowali poprzez badania stanowiskowe, które wykazały, że stała prędkość posuwu narzędzia nie prowadzi do uzyskania wymaganej tolerancji wymiarowej wyrobów (identyczne wyniki uzyskano w innej pracy [88]). Autorzy stwierdzili, że zależność pomiędzy przyrostem średnicy zewnętrznej pierścienia a prędkością posuwu jest nieliniowa. W celu zapewnienia równomiernego i stabilnego wzrostu pierścienia szybkość wzrostu średnicy zewnętrznej należało utrzymywać na stałym poziomie, natomiast prędkość posuwu należało zmniejszać w korelacji ze spadkiem grubości pierścienia.

Podobne wyniki uzyskano w pracy [98], w której analizie podano proces kształtowania pierścieniowego wsadu ze stali AISI 1035. Badacze przeprowadzili badania teoretyczne, stosując program Forge, a następnie porównali rezultaty z wynikami eksperymentalnymi, które wykazały zadowalającą zgodność między nimi i potwierdziły poprawność opracowanej technologii, nie podano jednak, jak dalece wyniki różniły się od siebie.

Lin i Zhi [108] wykorzystali model numeryczny do określenia m.in. minimalnej i maksymalnej prędkości posuwu trzpienia, jak również głębokości penetracji narzędzia podczas jednego obrotu pierścienia, które zapewniłyby stabilność procesu walcowania. Na podstawie analizy teoretycznej określili również m.in. maksymalne wymiary narzędzia oraz maksymalną grubość pierścienia. Wyniki nie zostały w żaden sposób zweryfikowane.

Yang i inni [184] badali proces promieniowo-osowego walcowania aluminiowych pierścieni na zimno. Wyniki swoich badań oparli na symulacji numerycznej przeprowadzonej przy użyciu programu ABAQUS. Autorzy stwierdzili, że podstawowymi parametrami wpływającymi na geometrię wyrobu są prędkości: obrotowa walca głównego oraz dosuwu trzpienia. Wyniki wykazały, że wzrost prędkości obrotowej walca głównego prowadził do zwiększenia wady przekroju poprzecznego zwanej „rybim ogonem”, natomiast wzrost prędkości dosuwu trzpienia prowadził do powstania bardziej prostokątnego przekroju poprzecznego (mniejszy „rybi ogon”).

Ling i He [110] badali wpływ średnicy walca głównego i trzpienia w procesie walcowania pierścieniowego na zimno dla pierścieni ze stopów aluminium. W ramach badań przeprowadzono symulacje MES w programie ABAQUS. Badacze stwierdzili, że zmiany średnic narzędzia prowadzą do zmiany kształtu i wielkości strefy odkształcenia w szczelinie walcowniczej. Miało to istotny wpływ na przepływ materiału i jakość pierścienia. Wyniki pokazały, że zwiększanie do pewnej wartości średnicy walca głównego prowadziło do przyrostu zniekształcenia przekroju porzecznego, przy czym po przekroczeniu maksymalnej wartości obserwowano tendencję odwrotną. Z drugiej strony zwiększenie średnicy trzpienia prowadziło do zmniejszenia wady przekroju poprzecznego zwanej „rybim ogonem”, zaś po przekroczeniu maksymalnej wartości dalszy wzrost średnicy trzpienia prowadził do uwypuklenia tej wady.

Podobne badania przeprowadzili Anjami i Basti [5], przyglądając się wpływowi średnicy narzędzia na wybrane aspekty procesu walcowania pierścieniowego. Analizę teoretyczną oparli na symulacjach procesu w programie ABAQUS. Pozwoliły one określić wpływ średnic narzędzi na rozkład odkształceń, temperatury i naprężenia, a także na defekty przekroju poprzecznego. Wyniki wykazały, że istnieje optymalna średnica trzpienia i walca głównego, która zapewniała wymagane rozkłady naprężeń i temperatury pierścienia, a także pożądane wartości współczynnika „rybiego ogona” i parametrów siłowych. Wyniki nie zostały sprawdzone podczas prób stanowiskowych.

Xiaodong Luo wraz ze współpracownikami [178] badali wpływ prędkości obrotowej walca głównego podczas promieniowo-osowego procesu walcowania magnezowych pierścieni ze stopu AZ31. Badania przeprowadzili za pomocą modelowania numerycznego w programie ABAQUS. Wyniki wykazały, że zwiększenie prędkości obrotowej walca głównego prowadzi do mniej równomiernego rozkładu odkształceń w walcowanym pierścieniu, podczas gdy rozkład temperatury stał się bardziej równomierny. Autorzy przeanalizowali również wartość współczynnika „rybiego ogona”, stwierdzając, że parametr ten początkowo malał wraz ze wzrostem prędkości obrotowej walca głównego, następnie – po osiągnięciu wartości minimalnej – zaczął wzrastać. Obserwacja ta różni się od innych wyników, np. Anjamina i Bastina [5].

Zhou i inni w swej pracy [194] postanowili określić zakresy rozmiarów rolek i parametrów formowania podczas promieniowo-osowego procesu walcowania. Analizę procesu oparli na wynikach symulacji numerycznych w programie ABAQUS Explicit, które zweryfikowano podczas prób eksperymentalnych. Wraz ze wzrostem średnicy głównej rolki odkształcenie walcowanego pierścienia staje się bardziej niejednorodne, podczas gdy rozkład temperatury

staje się bardziej jednorodny. Badacze stwierdzili również, że wraz ze wzrostem średnicy trzpienia odkształcenie walcowanego pierścienia staje się bardziej jednolite na początku, ale pogarsza się po przekroczeniu wartości granicznej.

Analizując kąt stożka walców osiowych, stwierdzili, że wraz z jego wzrostem odkształcenie walcowanego pierścienia staje się bardziej jednolite, ale rozkład temperatury staje się bardziej niejednorodny.

W opracowaniu [178] przedstawiono wpływ geometrii półwyrobów o przekroju prostokątnym na wyniki kształtowania tytanowego pierścienia podczas promieniowego procesu walcowania. Autorzy zaprezentowali wyniki na podstawie analizy teoretycznej opracowanej w programie ABAQUS Explicit. Badanie wykazało, iż zmniejszenie grubości półfabrykatu b_0 , a co za tym idzie zwiększenie promieni wsadu, może spowodować bardziej równomierną geometrię gotowej odkuwki.

Na podstawie powyższej analizy należy stwierdzić, że temat wpływu parametrów procesu na geometrię uzyskanego pierścienia nie został dostatecznie zbadany. Większość prac opiera się jedynie na analizie teoretycznej z wykluczeniem weryfikacji doświadczalnej oraz dotyczy procesu walcowania promieniowo-osiowego.

3.12 Podsumowanie stanu zagadnienia

Przedstawiona analiza aktualnego stanu wiedzy odnośnie do procesu walcowania pierścieni potwierdza potencjał, jaki oferuje ta technologia. Jednocześnie wykazuje, że ze względu na małe wymagania dotyczące przemieszczania materiału proces walcowania pierścieni wydaje się prosty, jednakże jego mechanika jest bardzo skomplikowana, każda część obrabianego przedmiotu przechodzi bowiem wiele razy do obszaru odkształcenia między narzędziami, a każde przyłożenie siły do kształtowanej części pierścienia wpływa na całościową kondycję jego naprężenia.

Analiza stanu zagadnienia obejmuje przegląd zastosowań oraz metod wytwarzania wyrobów pierścieniowych, które wykorzystywane są w wielu gałęziach przemysłu, takich jak: motoryzacyjny, rolniczy, lotniczy, naftowy, gazowy, energetyczny bądź kolejowy. Scharakteryzowano oraz opisano pracę walcarek dostępnych w ofercie przemysłowej. Ukazano różne metody wytwarzania pierścieni. Z uwagi na tematykę pracy metody plastycznego kształtowania odkuwek o kształcie pierścienia zostały opisane obszerniej od pozostałych technologii, które przedstawiono dość szkicowo, sygnalizując jedynie, że mają

one swój określony i uzasadniony udział w ogóle technologii wytwarzania omawianych wyrobów. Na podstawie przeglądu metod kształtowania pierścieni można zauważyć, że każda z przedstawionych technologii pozwala uzyskać produkt o innych właściwościach. Podczas omawiania procesu walcowania wytypowano wady oraz ograniczenia procesu. Do najczęściej występujących defektów zaliczono powstawianie „rybiego ogona” oraz brak okrągłości uzyskanego produktu. Za największe ograniczenie uznano wystąpienie poślizgu na skutek mylnie określonych parametrów procesu.

Analiza literatury dostarczyła niewielu szczegółowych informacji na temat warunków przeprowadzania procesu w odniesieniu do poszczególnych technologii kształtowania. Niemniej jednak można wnioskować, że spośród wszystkich wymienionych w przeglądzie technologii największy potencjał ma proces walcowania pierścieni przeprowadzany na gorąco.

W dostępnej literaturze naukowej trudno znaleźć wytyczne dotyczące sposobu oraz parametrów przeprowadzania procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco. W związku z powyższym za celowe uznano zbadanie najważniejszych parametrów technologii walcowania promieniowego na gorąco pierścieni stalowych. Podjęto próbę opracowania wskazówek doboru najważniejszych parametrów, takich jak: temperatura wsadu, prędkość poszczególnych narzędzi, położenie rolek kalibrujących. W tym celu zostały podjęte badania precyzujące prawidłowe parametry procesu, a w związku z tym zapewniające jego niezakłócony przebieg i uzyskanie wyrobów o założonej jakości.

Analiza literatury naukowej pozwala również stwierdzić, iż mało jest wyników badań uzyskanych na podstawie eksperymentu; większość artykułów przedstawia wyniki analiz MES, które w wątpliwy sposób odzwierciedlają rzeczywisty przebieg procesu. Należy również stwierdzić, że większość dostępnej literatury obejmuje zagadnienie walcowania promieniowo-osowego pierścieni.

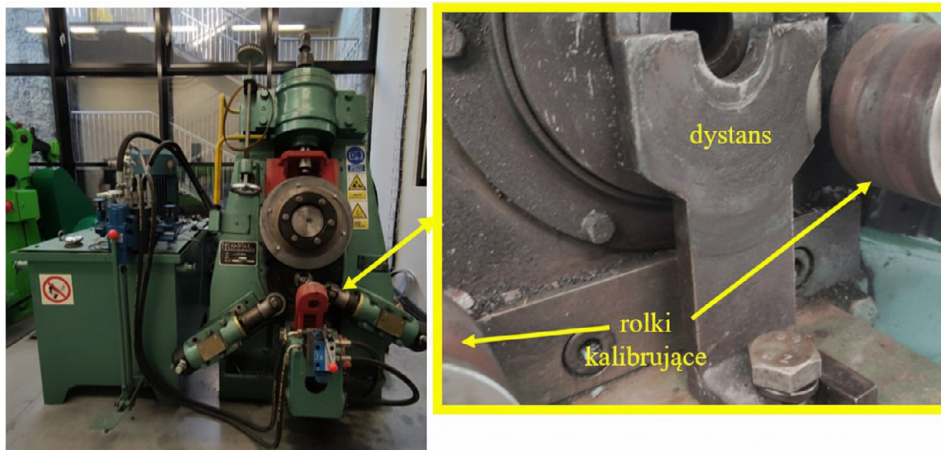
Na podstawie powyższych obserwacji uznano za uzasadnione podjęcie badań procesu walcowania promieniowego pierścieni stalowych.

4. Stanowisko i metody badawcze

Genezą podjętych prac badawczych była wyrażana przez przemysł potrzeba uruchomienia w kraju produkcji stalowych pierścieni walcowanych o średnicy do 200 mm. W odpowiedzi Politechnika Lubelska zakupiła walcarkę do walcowania promieniowego pierścieni. Wstępne próby wykazały, że uzyskanie żądanej średnicy pierścienia przy jednoczesnej powtarzalności procesu jest zadaniem bardzo trudnym. Kwerenda obejmująca wytyczne projektowania tej technologii obnażyła duże niedostatki publikacyjne w tym zakresie, pomimo że walcowanie promieniowe pierścieni jest znane i stosowane od dawna. Podjęto zatem wstępne badania mające na celu zdiagnozowanie czynników, od których zależy prawidłowy przebieg procesu oraz końcowy kształt i wymiary pierścienia. Okazało się, że udział płynięcia materiału w kierunkach obwodowym i osiowym zależy od szeregu parametrów procesu, zwłaszcza od prędkości narzędzi kształtujących i temperatury odkształcanego materiału. Wykonano zatem badania własne, których celem naukowym było określenie zależności pomiędzy parametrami a przebiegiem procesu walcowania promieniowego pierścieni stalowych na gorąco i jakością wyrobów, natomiast celem użytkowym – opracowanie wytycznych do projektowania procesu walcowania na gorąco pierścieni stalowych o średnicach do 200 mm.

4.1 Opis stanowiska badawczego

Badania procesu promieniowego walcowania pierścieni realizowano na walcierce do pierścieni D51Y-160E (ryc. 4.1), która jest używana w zakładach produkcyjnych na całym świecie. Jest to maszyna zaliczana do maszyn pionowych. Jej najważniejsze parametry podano w tabeli 4.1.



Ryc. 4.1. Walcarka do pierścieni D51Y-160E znajdująca się w Laboratorium Innowacyjnych Maszyn i Technologii Obróbki Plastycznej Metali (Politechnika Lubelska)

Tab. 4.1. Parametry walcarki do walcowania pierścieni D51Y-160E [57]

Parametr	Wartość
Maksymalna średnica zewnętrzna uzyskiwanego pierścienia	200 mm
Maksymalna wysokość uzyskiwanego pierścienia	70 mm
Maksymalna wydajność	600 szt./min
Nominalny docisk siłownika	11300 kg
Maksymalna skok siłownika	70 mm
Prędkość dosuwu walca głównego – po modernizacji	0–45 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego – po modernizacji	0–92 obr./min
Średnica zewnętrzna walca głównego	380 mm
Moc silnika głównego	30 kW
Moc silnika hydraulicznego	7,5 kW
Całkowite wymiary	2350 mm × 1700 mm × 2100 mm
Masa	3500 kg

Układ sterowania walcarką składa się z dwóch elementów:

- szafy rozdzielczej z wyłącznikiem i układem sygnalizacyjnym (ryc. 4.2a),
- falownika LSLV-S100 (tu LSLV 0370 S100-4CONDS) (ryc. 4.2b).

Do pomiarów i gromadzenia danych opracowano system oparty na karcie pomiarowej National Instruments USB-6008 zaprogramowanej w środowisku LabVIEW.



a)



b)

Ryc. 4.2. Szafa sterownicza z panelem sterowniczym (a) oraz falownik umieszczony na ścianie bocznej szafy sterowniczej (b)

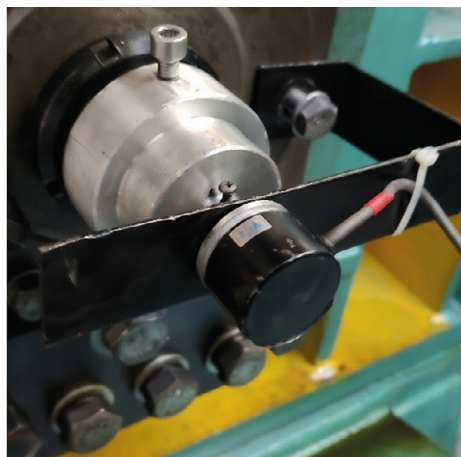
System gromadzenia danych zapewnia rejestrację pięciu wielkości fizycznych, które można podzielić na dwa rodzaje:

1. parametry prędkościowe:
 - przemieszczenie liniowe walca głównego (s_g),
 - prędkość obrotową wału głównego (n),
 - prędkość obrotową trzpienia (n_t),
2. parametry siłowe:
 - ciśnienie oleju na wlocie w cylindrze hydraulicznym napędzającym walec główny,
 - ciśnienie oleju na wylocie w cylindrze hydraulicznym napędzającym walec główny.

Do rejestracji przemieszczenia walca głównego zastosowano czujnik przemieszczeń WDS-300-P60-S-RU (ryc. 4.3a). Do rejestracji prędkości obrotowej wału głównego walcarki oraz prędkości obrotowej trzpienia zastosowano optoelektroniczne przetworniki obrotowo-impulsowe MOB 1200/1026/BZ/K.



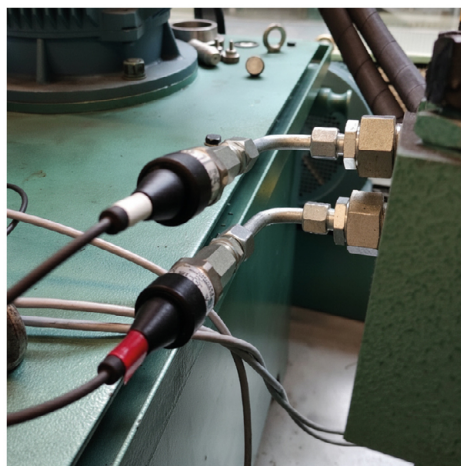
a)



b)



c)



d)

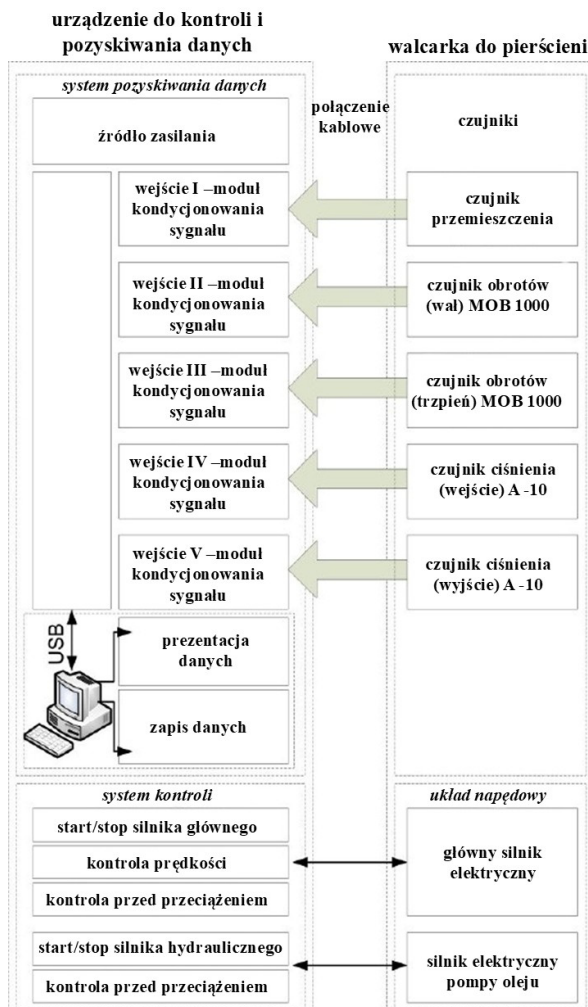
Ryc. 4.3. Zastosowane czujniki: a) czujnik przemieszczeń WDS-300-P60-S-RU, b) optoelektroniczny przetwornik obrotowo-impulsowy MOB 1200/1026/BZ/K zamontowany na trzpieniu, c) optoelektroniczny przetwornik obrotowo-impulsowy MOB 1200/1026/BZ/K zamontowany na walcu głównym, d) przewodowy przetwornik ciśnienia Wika A-10

Czujnik do pomiaru prędkości obrotowej trzpienia jest zamontowany bezpośrednio na wale narzędzia (ryc. 4.3b), zaś czujnik do pomiaru prędkości obrotowej walca głównego (ryc. 4.3c) za pomocą przekładni redukującej prędkość obrotową.

Do rejestracji ciśnienia oleju na wlocie i wylocie układu roboczego walca głównego zastosowano przewodowy przetwornik ciśnienia Wika A-10 (ryc. 4.3d).

Dane z przetworników przemieszczenia, prędkości obrotowej i ciśnienia oleju są zbierane przez kartę pomiarową National Instruments USB-6008.

Karta umożliwia pomiar i generowanie sygnałów analogowych i cyfrowych (ryc. 4.4).



Ryc. 4.4. Schemat ideowy połączenia układu sterowania i akwizycji danych z walcarką

Do układu hydraulicznego zamontowano również zaworowy dzielnik strumienia z regulacją przepływu oleju (ryc. 4.5). Służy on do regulacji i utrzymania stałego natężenia przepływu oleju także w przypadku zmian ciśnienia – nadmiar przekierowywany jest do drugiego portu. Dzielnik wyposażony jest w pokrętło regulacyjne, które umożliwia ustawienie przepływu oleju. Za pomocą zmiany przepływu oleju możliwa jest zmiana prędkości dosuwu walca głównego.



Ryc. 4.5. Dzielnik strumienia RFP70G z regulacją przepływu

Na wyposażeniu walcarki do pierścieni D51Y-160E znajduje się również dystans (ryc. 4.1), którego celem jest wykluczenie przemieszczenia się kształtowanego wyrobu w przestrzeń między wałek główny a korpus maszyny. Dystans zastosowano podczas procesu realizowanego na narzędziach gładkich, nie użyto go natomiast podczas stosowania narzędzi kształtowych.

Wsady zostały podgrzane do temperatury walcowania w piecu elektrycznym (ryc. 4.6). Po uzyskaniu odpowiedniej temperatury poddawano je procesowi kształtowania.

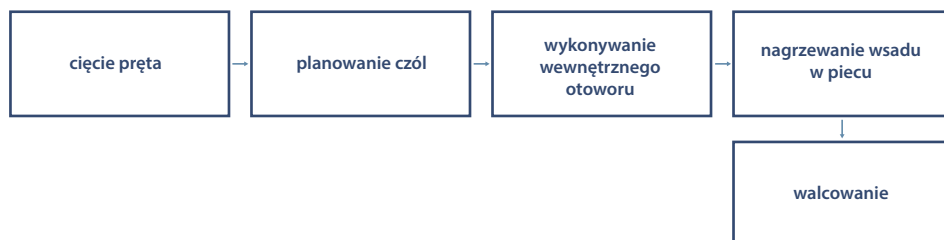


Ryc. 4.6. Piec elektryczny typu PK 10/12 R

4.2 Przygotowanie wsadów pierścieniowych do walcowania

W przemyśle technologia walcowania pierścieni opiera się głównie na kształtowaniu pierścieniowego wsadu uzyskanego w procesie kucia, tak jak to opisano w rozdziale 3.8.1, stąd też w literaturze często spotyka się nazwę pierścienie kuto-walcowane. Do celów badawczych zastosowano pierścieniowe wsady ze stali C45 (1.0503) o różnych geometriach wykonane metodą obróbki skrawaniem.

Założono, iż zabieg taki nie wpłynie znacząco na poznanie zależności pomiędzy parametrami a przebiegiem procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco oraz jakością kształtową wyrobów. Próbki uzyskane taką technologią nie różnią się istotnie od pierścieniowych kutych przedkuwek. Wykorzystanie półfabrykatów uzyskanych metodą obróbki skrawaniem spowodowane było wysokim kosztem kilku zestawów narzędzi używanych podczas kucia oraz brakiem dostępności odpowiednich maszyn (do kucia oraz dziurowania). Technologia obróbki skrawaniem w celu uzyskania półfabrykatów potrzebnych podczas prób była znacznie tańsza w porównaniu z kuciem. Z tego powodu podczas wszystkich badań stanowiskowych stosowano próbki, których sposób przygotowania przedstawiono na rycinie 4.7.



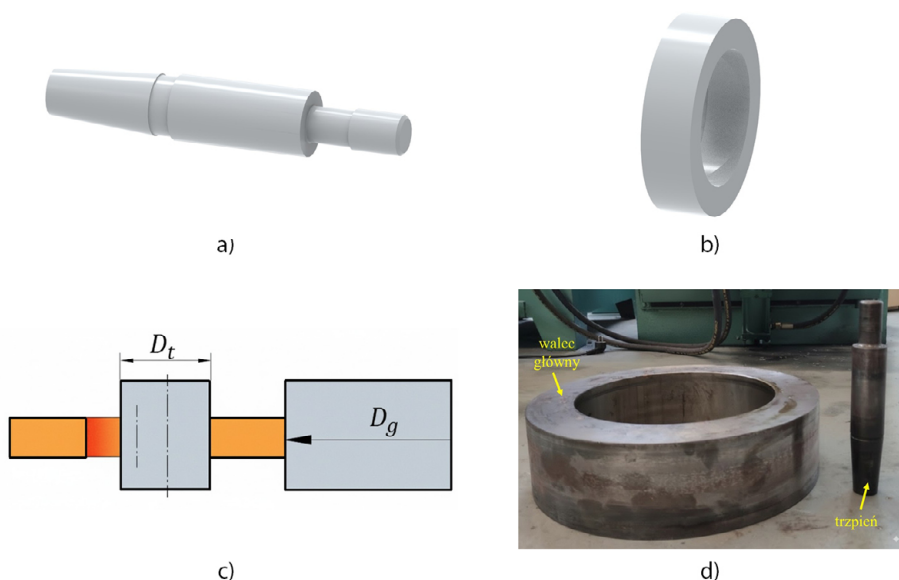
Ryc. 4.7. Etapy przygotowania pierścieniowego wsadu

4.3 Narzędzia użyte podczas procesu walcowania promieniowego

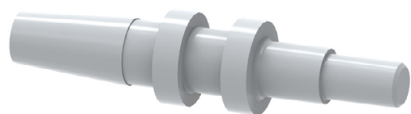
Podczas prób stanowiskowych przeprowadzanych na walcierce do pierścieni D51Y-160E używano narzędzi o różnych geometriach i w różnych konfiguracjach. Można je podzielić na trzy główne kategorie:

- gładkie, bez żadnych podcięć (ryc. 4.8),
- kształtowe o podcięciach technologicznych, służących jako wykroje kształtujące (ryc. 4.9),
- modułowe, składające się z licznych nakładek mocowanych śrubami z narzędziem głównymi (trzcień, wałek główny), które pozwalały uzyskiwać różne szerokości i głębokości wykrojów na walcu głównym i trzpieniu (ryc. 4.10).

Narzędzia gładkie były na wyposażeniu walcarki. Narzędzia kształtowe wykonano we własnym zakresie w celu ustabilizowania w wykroju walcowanego pierścienia podczas procesu. Narzędzia modułowe zaprojektowano oraz wykonano również we własnym zakresie w celu realizacji walcowania w wykrojach o różnych szerokościach i głębokościach regulowanych przykręcanymi pierścieniami oraz podkładkami o różnych wymiarach (ryc. 4.10). Rozwiązanie takie zostało objęte ochroną patentową: nr patentu B1 237771 [155]. Najważniejsze wymiary stosowanych narzędzi podano w tabeli 4.2 i 4.3. Wszystkie narzędzia do badań zostały wykonane ze stali WCLV. Narzędzia posiadały specjalne podcięcia technologiczne, do których dla walca głównego należy zaliczyć: wysokość (W_g) oraz szerokość podcięcia na walcu głównym (P_g), zaś dla trzpienia były to odpowiednio wysokość podcięcia (W_t) oraz szerokość podcięcia na trzpieniu (P_t).



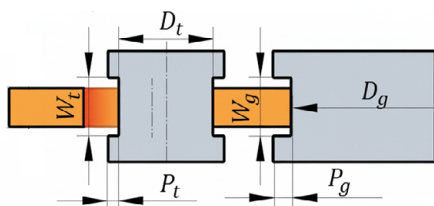
Ryc. 4.8. Modele gładkich narzędzi: a) gładki trzcień, b) gładki wałek główny, c) schemat z najważniejszymi wymiarami, d) rzeczywiste narzędzia



a)



b)



c)

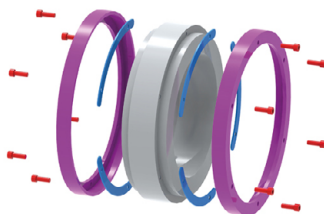


d)

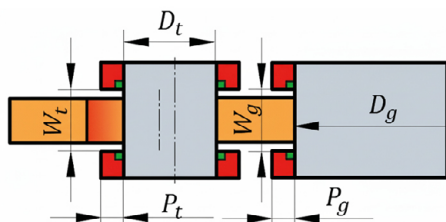
Ryc. 4.9. Modele kształtowych narzędzi: a) kształtowy trząpień, b) kształtowy walec główny, c) schemat walcowania z najważniejszymi wymiarami, d) rzeczywiste narzędzia



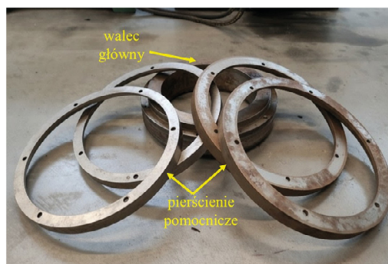
a)



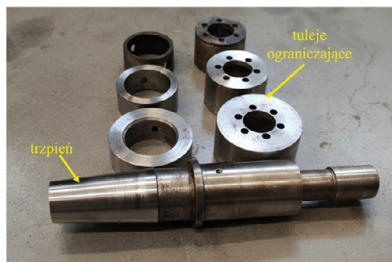
b)



c)



d)



e)

Ryc. 4.10. Modele modułowych narzędzi: a) modułowy trząpień, b) modułowy walec główny, c) schemat walcowania z najważniejszymi wymiarami, d) rzeczywisty walec główny wraz z pierścieniami pomocniczymi, e) rzeczywisty trząpień wraz z tulejami ograniczającymi

Tab. 4.2. Najważniejsze wymiary stosowanych trzpieni

Nazwa	D_t [mm]	W_t [mm]	P_t [mm]
gładki	38 lub 28	0	0
kształtowy	36	23	4
modułowy	40	15–30	4, 7, 10,

Tab. 4.3. Najważniejsze wymiary stosowanych walców głównych

Nazwa	D_g [mm]	W_g [mm]	P_g [mm]
gładki	380	0	0
kształtowy	380	23	7
modułowy	380	15–30	4, 7, 10,

5. Wybrane aspekty symulacji numerycznych

W przypadku procesów kształtowania wyrobów metodą obróbki plastycznej szczególnie ważną rolę odgrywają programy umożliwiające symulacje numeryczne procesów. Obecnie podstawowym narzędziem są programy oparte na metodzie elementów skończonych (MES).

Dąży się do tego, aby model numeryczny był jak najbardziej zbliżony do rzeczywistego procesu. W przypadku procesów 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 oraz kinematyka ruchu narzędzi.

Istotą omawianej metody w obrębie modelowania procesów kształtowania plastycznego jest zamiana obiektów rzeczywistych (materiału kształtowanego, narzędzi) na modele dyskretne, których geometria jest opisana skończoną liczbą elementów połączonych węzłami. Do węzłów tych są przypisane odpowiednie własności określające jednoznacznie ich przemieszczenia, na podstawie których obliczane są odkształcenia, a następnie naprężenia we wszystkich punktach obiektu.

Duża liczba opracowań specjalistycznych opisuje wyniki badań procesu walcowania pierścieni wykonanych na podstawie symulacji numerycznych bez weryfikacji doświadczalnej. Analizę dokładności wyników przeprowadzono na potrzeby własnych badań. Na wyposażeniu Katedry Obróbki Plastycznej

Metali znajdują się trzy programy przeznaczone do symulacji procesów obróbki plastycznej: Deform 2D/3D v. 11.0, Forge NxT 1.1, Simufact.forming v. 15.0.

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

czynnik tarcia opisujący warunki kontaktu pomiędzy materiałem wsadu – stal 1.0503 (stal C45), a stalą narzędziową – WCLV, program, który w najlepszy sposób odwzorowuje przebieg procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco.

Ważnym zagadnieniem podczas prowadzenia badań teoretycznych jest prawidłowy dobór modelu materiałowego opisującego badany materiał.

Model materiałowy stali 45C opisano według modelu Hansela Spittela [41, 42, 46]. Został on opisany zależnością [52]:

$$\sigma = A \cdot e^{m1T} \cdot T^{m9} \varepsilon^{m2} e^{(m4/\varepsilon)} (1 + \varepsilon)^{m5T} e^{m7\varepsilon} \varepsilon^{m3} \varepsilon^{m8T}, \quad (5.1)$$

gdzie:

T – temperatura [°C],

$m1$ oraz $m9$ – współczynniki określające wrażliwość materiału na temperaturę,

$m5$ – współczynnik określający sprzężenie temperatury i odkształceń,

$m8$ – współczynnik sprzężenia temperatury i prędkości odkształcenia,

$m2$, $m4$ oraz $m7$ – współczynniki określające wrażliwość materiału na wartość odkształcenia,

$m3$ – współczynnik zależny od wrażliwości materiału na prędkość odkształcenia.

Przyjęte wartości współczynników na podstawie materiałów pomocniczych do programu Forge NxT. 1.1 podano w tabeli 5.1.

Tab. 5.1. Współczynniki przyjęte do opisu modelu materiałowego stali C45

A	1521,3
$m1$	-0,00269
$m2$	-0,12651
$m3$	0,14542
$m4$	-0,05957
$m5, m7, m8, m9$	0

5.1 Badanie warunków tarcia

W przypadku procesów obróbki plastycznej, zwłaszcza w procesach walcowania, tarcie odgrywa istotną rolę. Największa przypada tarcu zewnętrznemu, które występuje między materiałem odkształcanym plastycznie a narzędziem. Wpływa ono na przebieg procesu, własności użytkowe wyrobu oraz trwałość narzędzi. Siły tarcia oddziałują na rozkład naprężeń i odkształceń w kształtowanym pierścieniu.

W przeważającej części procesów obróbki plastycznej tarcie jest zjawiskiem niekorzystnym, jednakże w przypadku procesu walcowania pierścieni jest wręcz niezbędne, gdyż dzięki sile tarcia materiał jest wciągany pomiędzy narzędzia, co umożliwia realizację procesu.

W niniejszej pracy za potrzebne uznano wyznaczenie wartości czynnika tarcia, ponieważ w literaturze specjalistycznej spotyka się rozbieżności dotyczące tej kwestii. W symulacjach numerycznych procesu walcowania pierścieni za prawidłowe przyjęto opisywanie warunków tarcia modelem tarcia stałego, w ramach którego naprężenie styczne τ na powierzchni styku uzależnione jest od granicy plastyczności materiału przy czystym ścinaniu k według zależności [130, 131]:

$$\tau = mk, \quad (5.2)$$

gdzie: m – czynnik tarcia na powierzchni styku, przyjmujący wartość $0 \leq m \leq 1$.

Z powyższego równania (5.2) wynika, że naprężenie τ nie zależy od stanu naprężenia, a od własności formowanego metalu. Wartość czynnika tarcia określa jakość połączenia tarcowego i wskazuje, na ile wartość τ różni się od granicy plastyczności przy czystym ścinaniu k .

Niektórzy badacze opisują warunki tarcia modelem Amontonsa (Coulomba), w którym jakość połączenia tarcowego określa współczynnik tarcia μ . Przykładowe wartości czynnika bądź współczynnika tarcia dla formowanych pierścieni stalowych przedstawiono w tabeli 5.2 oraz tabeli 5.3.

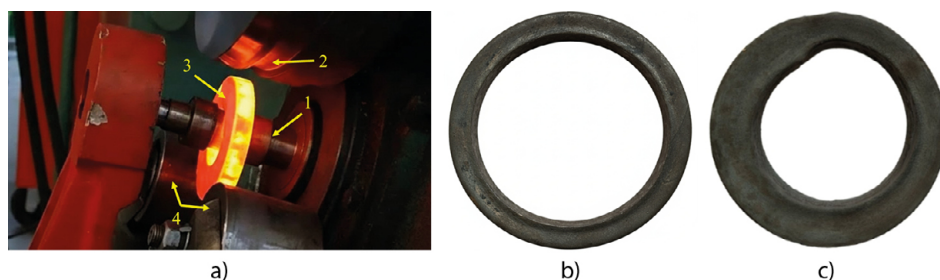
Tab. 5.2. Wartości czynnika tarcia dla stali stosowane przez badaczy

Wartość czynnika tarcia m	Źródło
0,1	[11, 85]
0,2	[82]
0,3	[49, 91]
0,7	[1, 28, 134]
0,85	[138]
1	[165]

Tab. 5.3. Wartości współczynnika tarcia dla stali stosowane przez badaczy

Wartość współczynnika tarcia μ	Źródło
0,075	[44]
0,1	[103]
0,2	[50, 100, 102]
0,3	[9, 36, 80, 109, 143, 167]
0,35	[23, 181, 193, 194, 195]
0,4	[123, 171]
0,5	[35, 84, 121, 166, 185]

Czynnik tarcia wyznaczono metodą analityczno-doświadczalną. Metoda ta zbliżona jest koncepcyjnie do metody spęczania walca znanej badaczom zajmującym się symulacjami procesów obróbki plastycznej [131]. Przyjęto, że do wyznaczenia czynnika tarcia m dla pary trącej walec główny–walcowany pierścien zasadne będzie doświadczalne wyznaczenie dwóch charakterystycznych prędkości dosuwu rolki głównej, pierwszej – pozwalającej na prawidłowy przebieg procesu oraz drugiej – powodującej poślizg. W tym celu na walcierce pionowej przeprowadzono próby laboratoryjne walcowania na gorąco pierścienia stalowego (ryc. 5.1a). W procesie zastosowano specjalny trzpień z podcięciami technologicznymi, którego zadaniem było ograniczenie osiowego przemieszczania się kształtowanego wyrobu bez wpływu na jego ostateczny kształt.



Ryc. 5.1. Badania wyznaczenia czynnika tarcia: a) początek procesu, b) uzyskany pierścień bez wad wykonany przy prędkości dosuwu 30 mm/s, c) uzyskany pierścień z wadą wykonany z prędkością 35 mm/s; 1 – kształtowy trzpień, 2 – walec główny, 3 – wsad, 4 – rolki kalibrujące

Wsad ze stali C45 o wymiarach początkowych $\varnothing 110 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ podgrzano do temperatury 1100°C , a następnie poddano procesowi walcowania. Realizowano je ze stałą prędkością obrotową walca głównego $n = 60 \text{ obr./min}$, zmianie ulegała jedynie prędkość dosuwu walca głównego V . Proces utrzymywano do momentu osiągnięcia przez walcowany

pierścień grubości 13 mm (odległość między powierzchnią roboczą walca głównego oraz trzpienia).

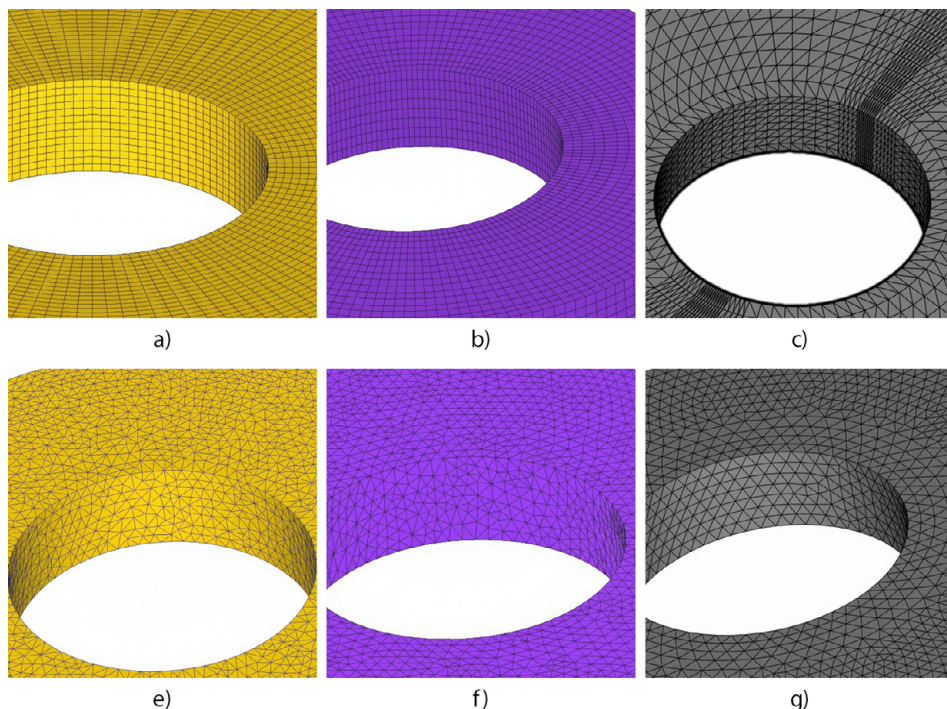
Na podstawie badań przeprowadzanych w laboratorium w warunkach zbliżonych do przemysłowych stwierdzono, że warunkująca prawidłowy przebieg procesu graniczna prędkość dosuwu walca głównego wynosi $V = 30$ mm/s. Przy wyższych prędkościach prawidłowe przeprowadzenie procesu okazało się niemożliwe – wsad ulegał zgnieceniu wskutek poślizgu. Na podstawie prób ustalono, że przy prędkości $V = 35$ mm/s występuje poślizg i proces walcowania nie może być zrealizowany prawidłowo. Uzyskane wyroby przedstawiono na rycinie 5.1b, c.

Następnym etapem badań było przeprowadzenie szeregu symulacji numerycznych przy użyciu trzech komercyjnych programów przeznaczonych do analizy procesów obróbki plastycznej metali: DEFORM–2D/3D v. 11.0, Simufact.forming v. 15.0 oraz Forge NxT 1.1. W każdym z wymienionych programów wykonano obliczenia w module Ring Rolling i module ogólnym. Podczas analiz teoretycznych z zastosowaniem modułu Ring Rolling dokonano dyskretyzacji wsadu przy użyciu ośmiowęzłowych elementów typu hexahedral (ryc. 5.2a, b, c), zaś dla analiz przeprowadzanych w module ogólnym – przy użyciu czterowęzłowych typu tetrahedral (ryc. 5.2d, e, f). W tabeli 5.4 zaprezentowano charakterystyczne parametry opisujące symulacje numeryczne.

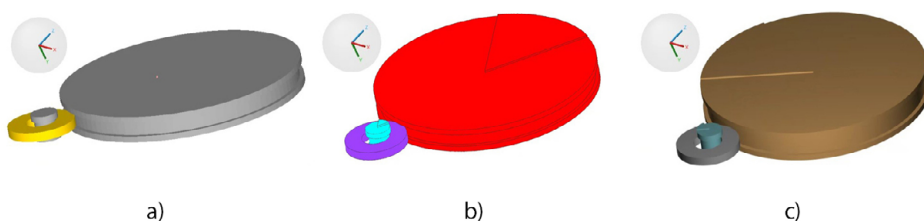
Tab. 5.4. Parametry analiz numerycznych

Program	Moduł	Rodzaj siatki	Ilość elementów
DEFORM–2D/3D v. 11.0	Ring Rolling	hexahedral	19560
DEFORM–2D/3D v. 11.0	ogólny	tetrahedral	80000
Simufact.forming v. 15.0	Ring Rolling	hexahedral	22272
Simufact.forming v. 15.0	ogólny	tetrahedral	60614
Forge NxT 1.1	Ring Rolling	hexahedral	66200
Forge NxT 1.1	ogólny	tetrahedral	45285

W analizach zastosowano modele narzędzi i wsadu o geometriach identycznych z rzeczywistymi (ryc. 5.3). Zgodnie z eksperymentem założono, że główne ruchy wykonuje walec główny. Obraca się on z zadaną prędkością obrotową $n = 60$ obr./min oraz przemieszcza w kierunku trzpienia z prędkością $V = 30$ bądź 35 mm/s, powodując zmianę przekroju poprzecznego kształtowanego wyrobu. Pod wpływem ruchu obrotowego walca głównego półfabrykat wraz z trzpieniem zostają wprowadzone w wynikowy ruch obrotowy. W każdej z analiz zablokowano stopnie swobody dla trzpienia, pozostawiając jedynie możliwość obrotu względem własnej osi.



Ryc. 5.2. Podział na elementy skończone pierścieniowego wsadu: a) DEFORM-2D/3D v. 11.0-Ring Rolling, b) DEFORM-2D/3D v. 11.0 – ogólny, c) Simufact.forming v.15.0-Ring Rolling, d) Simufact.forming v.15.0 – ogólny, e) Forge NxT 1.1-Ring Rolling, f) Forge NxT 1.1 – ogólny



Ryc. 5.3. Modele geometryczne procesu walcowania pierścieni: a) DEFORM-2D/3D v. 11.0, b) Simufact.forming v.15.0, c) Forge NxT 1.1

Należy dodać, że w module Ring Rolling dostępnym w środowisku programu DEFORM-2D/3D v. 11.0 nie było możliwości wykonania symulacji procesu z użyciem rolek kalibrujących. Fakt ten należy uznać za poważne ograniczenie modułu. W celu dokładnego porównania możliwości trzech badanych programów w każdym z nich obliczenia przeprowadzono bez wspomnianych rolek, co odróżniało model teoretyczny od rzeczywistego procesu.

Zasymulowano również dwa procesy chłodzenia odpowiadające odpowiednio: przenoszeniu wsadu z pieca na walcarkę w czasie $t_1 = 3$ s oraz usytuowaniu

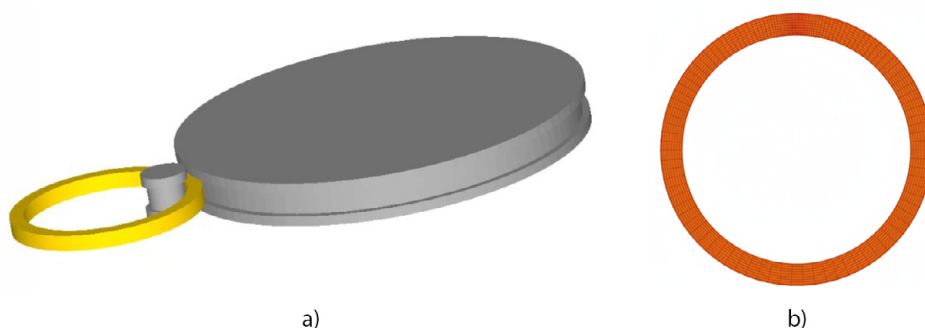
wsadu na trzpieniu w czasie $t_2 = 2$ s. Do obliczeń użyto modelu tarcia stałego (*shear friction model*). Zmieniając wartość czynnika tarcia, dążono do uzyskania zgodności wyników symulacji z rezultatami doświadczalnymi w zakresie wpływu prędkości dosuwu walca głównego na przebieg procesu (poślizgu).

W tabeli 5.5 przedstawiono parametry, z zastosowaniem których przeprowadzano każdą z symulacji.

Tab. 5.5. Parametry symulacji numerycznych

Parametr	Wartość	Jednostka
Prędkość liniowa walca głównego	35/40	mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60	obr./min
Temperatura otoczenia	20	°C
Temperatura narzędzi	150	°C
Temperatura wsadu	1100	°C
Współczynnik wymiany ciepła dla stali C45	11000	W/(mm ² K)
Współczynnik wymiany ciepła z otoczeniem	20	W/(mm ² K)
Czynnik tarcia między narzędziami a wsadem (<i>shear friction model</i>)	0,1–1	–

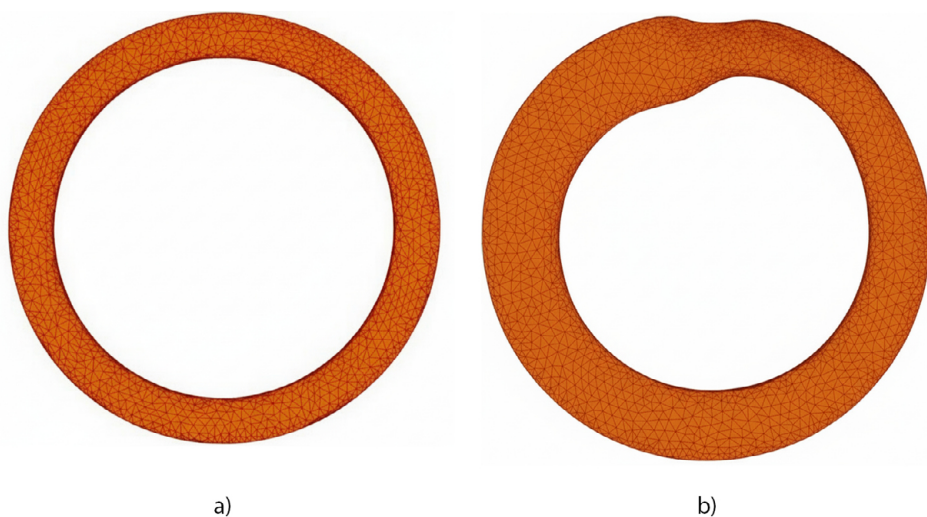
Przeprowadzając analizy numeryczne w programie DEFORM–2D/3D v. 11.0 przy użyciu modułu Ring Rolling, nie udało się wyznaczyć czynnika tarcia. Zmieniając jego wartość od 1 do 0,1 dla prędkości walca głównego równej 30 mm/s i 35 mm/s, w każdym z przypadków uzyskano prawidłowy pierścień (ryc. 5.4). Taki wynik jest niezgodny z rzeczywistością; przy prędkości $V = 35$ mm/s i wartości czynnika tarcia $m = 0,1$ powinien wystąpić poślizg.



Ryc. 5.4. Wyniki analizy numerycznej w środowisku programu Deform 2D/3D przy użyciu modułu Ring Rolling dla wartości czynnika tarcia 0,1: a) koniec analizy, b) uzyskany pierścień

Przeprowadzając analizy numeryczne w programie Deform 2D/3D z użyciem modułu ogólnego, wyznaczono czynnik tarcia $m = 0,92$ jako najbardziej odpowiedni. Wyniki symulacji przedstawiono na rycinie 5.5.

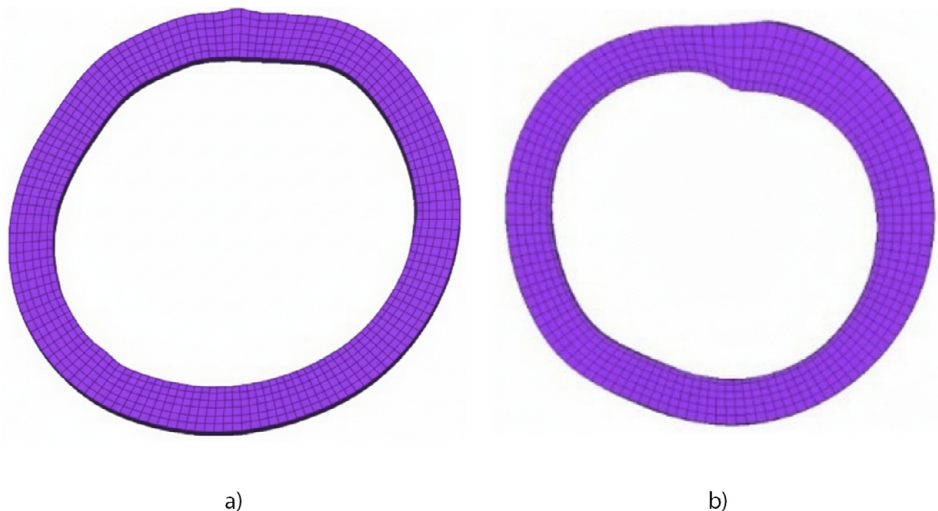
Odnotowano zgodność z eksperymentem, tj. dla czynnika tarcia $m = 0,92$ dla symulacji przeprowadzanej z prędkością dosuwu walca głównego równą 30 mm/s proces przebiegł prawidłowo (ryc. 5.5a), zaś dla prędkości dosuwu 35 mm/s wystąpił poślizg powodujący uzyskanie wadliwego wyrobu (ryc. 5.5b). Symulacje z większą ($m = 0,93$) oraz mniejszą ($m = 0,91$) wartością czynnika tarcia nie wykazały zgodności z wynikami badań doświadczalnych.



Ryc. 5.5. Wyniki analizy numerycznej przeprowadzonej w środowisku programu Deform 2D/3D dla czynnika tarcia $m = 0,92$ i prędkości liniowej walca głównego V równej: a) 30 mm/s, b) 35 mm/s

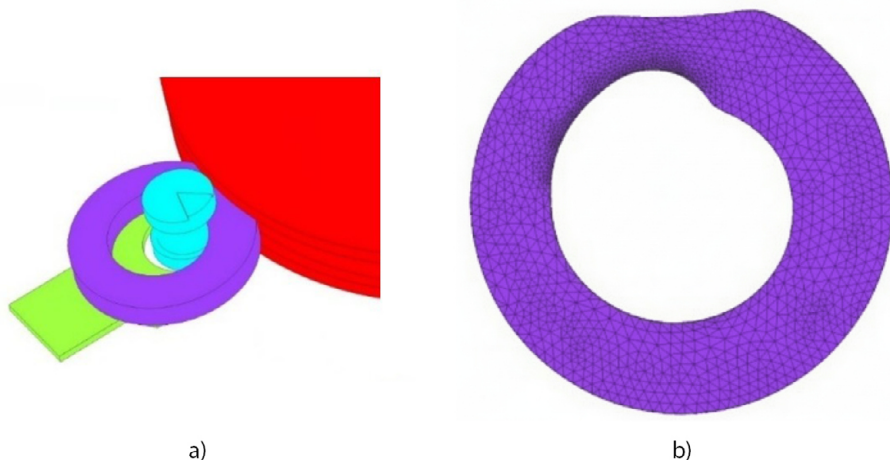
Przeprowadzając analizy numeryczne w programie Simufact.forming v.15.0 z użyciem modułu Ring Rolling, wyznaczono czynnik tarcia $m = 0,65$ jako najbardziej odpowiedni. Wyniki symulacji przedstawiono na rycinie 5.6.

Dla takiego wariantu odnotowano zgodność z eksperymentem. Symulacje z większą ($m = 0,66$) oraz mniejszą ($m = 0,64$) wartością czynnika tarcia nie wykazały zgodności z wynikami badań doświadczalnych.



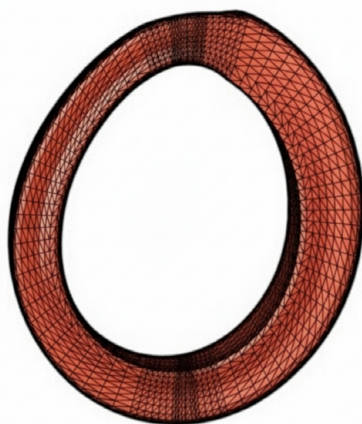
Ryc. 5.6. Wyniki analizy numerycznej przeprowadzonej w Simufact.forming v.15.0 dla czynnika tarcia $m = 0,65$, dla czynnika tarcia $m = 0,92$ i prędkości liniowej walca głównego V równej: a) 30 mm/s, b) 35 mm/s

Analiza przeprowadzana w module ogólnym programu Simufact.forming v.15.0 z zastosowaniem siatki tetrahedral nie pozwoliła na wyznaczenie prawidłowej wartości badanego czynnika. Po zmianie jego wartość od 0,5 do 1 w każdym z przypadków wystąpił poślizg i nie uzyskano prawidłowego pierścienia (ryc. 5.7). Fakt ten należy uznać za duże ograniczenie programu.



Ryc. 5.7. Wyniki analizy numerycznej w środowisku programu Simufact.forming v.15.0 przy wartości czynnika tarcia $m = 1$: a) koniec analizy, b) uzyskany pierścień – wadliwy

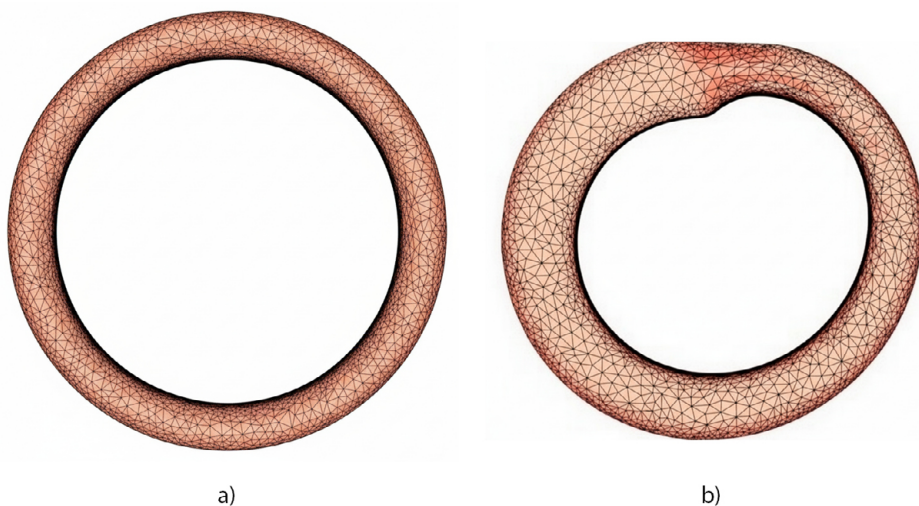
Badania teoretyczne przeprowadzane w środowisku programu Forge NxT 1.1 przy zastosowaniu modułu Ring Rolling nie dostarczyły zadowalających wyników. Analiza prowadzona przy różnych parametrach prędkościowych zakończyła się uzyskaniem pierścienia o geometrii znacznie różniącej się od rzeczywistej odkuwki (ryc. 5.8). Na etapie poprzedzającym kalibrację pierścień znacznie różni się od okręgu. Należy wspomnieć, iż podczas procesu kalibracji pierścień uzyskiwał kształt okręgu.



Ryc. 5.8. Pierścień uzyskany podczas analizy przeprowadzonej w Forge NxT 1.1 w module Ring Rolling (przed kalibracją)

Analiza procesu przeprowadzona w środowisku programu Forge NxT 1.1 z zastosowaniem modułu ogólnego pozwoliła na określenie wartości czynnika tarcia m .

Na podstawie omawianej metodyki badawczej wyznaczono czynnik tarcia $m = 0,74$ jako najbardziej odpowiedni do analiz numerycznych przy użyciu zastosowanego programu. Tak jak w przypadku poprzedniego programu, również i tym razem sprawdzono wyniki analiz dla obu prędkości dosuwu walca głównego dla wartości czynnika tarcia $m = 0,74$. Dla wartości $V = 30$ mm/s zaobserwowano prawidłowy przebieg procesu (ryc. 5.9a), zaś dla $V = 35$ mm/s wystąpił poślizg (ryc. 5.9b). Symulacje z większą ($m = 0,75$) oraz mniejszą ($m = 0,73$) wartością czynnika tarcia nie wykazały zgodności z wynikami badań doświadczalnych.



Ryc. 5.9. Wyniki analizy numerycznej przeprowadzonej w Forge NxT 1.1 dla czynnika tarcia $m = 0,74$ i prędkości liniowej walca głównego V równej: a) 30 mm/s, b) 35 mm/s

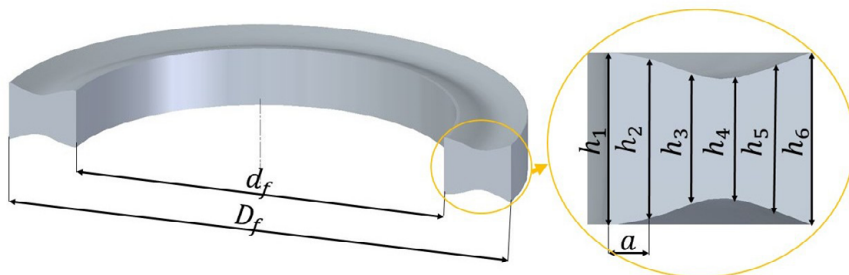
Podsumowując należy stwierdzić, że:

- w programie DEFORM-2D/3D v. 11.0 z zastosowaniem Ring Rolling niemożliwe jest wyznaczenie czynnika tarcia dla parametrów uzyskanych podczas prób stanowiskowych,
- w programie DEFORM-2D/3D v. 11.0 w module Ring Rolling nie ma możliwości wykonania symulacji procesu z użyciem rolek kalibrujących, co należy uznać za poważne ograniczenie modułu,
- wyniki otrzymane podczas badań przeprowadzanych w środowisku DEFORM-2D/3D v. 11.0 w module ogólnym pozwalają stwierdzić, że założone kryteria zostały najlepiej spełnione dla czynnika tarcia $m = 0,92$, który przyjęto jako odpowiedni do stosowania w symulacjach procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco przy użyciu badanego oprogramowania,
- wyniki otrzymane podczas badań przeprowadzanych w środowisku Simufact.forming v. 15 w module Ring Rolling pozwalają stwierdzić, że założone kryteria zostały najlepiej spełnione dla czynnika tarcia $m = 0,65$, który przyjęto jako odpowiedni do stosowania w symulacjach procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco przy użyciu badanego oprogramowania,
- analiza omawianego procesu w programie Simufact.forming v. 15 w module ogólnym nie pozwoliła na wyznaczenie wartości czynnika tarcia,

- analiza przeprowadzona w programie Forge NxT 1.1 w module Ring Rolling nie pozwoliła na wyznaczenie wartości czynnika tarcia ze względu na znaczną różnicę uzyskanej geometrii względem rzeczywistej odkuwki,
- wyniki otrzymane podczas badań prowadzonych w środowisku Forge NxT 1.1 przy użyciu modułu ogólnego pozwalają stwierdzić, że założone kryteria zostały najlepiej spełnione dla czynnika tarcia $m = 0,74$, który przyjęto jako odpowiedni do stosowania w symulacjach procesu walcowania pierścieni stalowych na gorąco przy użyciu badanego oprogramowania.

5.2 Badanie dokładności analiz numerycznych – porównanie geometrii pierścienia

Na kolejnym etapie badania dokładności obliczeń przyjęto, że ocena jakości modeli MES przeprowadzona zostanie na podstawie porównania wybranych wymiarów dwóch pierścieni otrzymanych w symulacji z wymiarami pierścieni wykonanych w badaniach doświadczalnych. Zastosowano dwa warianty badań: pierwszy dotyczył pierścienia uzyskanego podczas swobodnego walcowania płaskimi narzędziami (ryc. 4.8), drugi dotyczył procesu, w którym pierścień uformowano narzędziami kształtowymi (ryc. 4.9) ograniczającymi wysokość uzyskanego wyrobu. W tym przypadku spodziewano się powstania wady w postaci wypływki, która często sprawia trudności podczas symulacji numerycznych. Do najważniejszych wymiarów zaliczono końcową średnicę zewnętrzną i wewnętrzną pierścienia oraz wysokości przekroju mierzone w jednakowej odległości a (ryc. 5.10).



Ryc. 5.10. Schemat pomiaru wartości poszczególnych wymiarów odkuwki

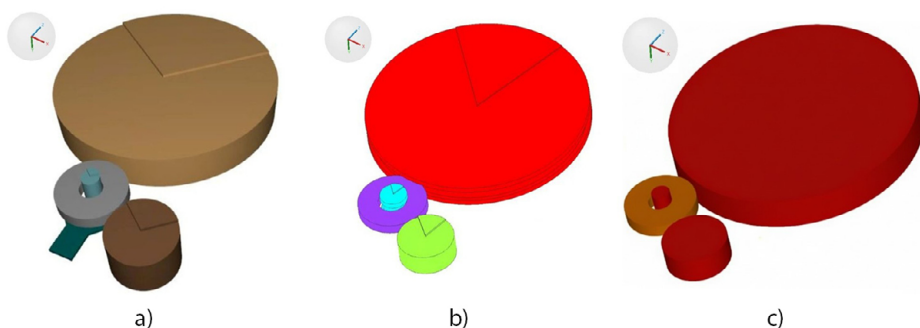
W celu opracowania pierwszego wariantu przeprowadzono stanowiskowe próby walcowania pierścienia stalowego na gorąco. Wstępnie wykonany stalowy wsad o wymiarach początkowych $\varnothing 110 \text{ mm} \times \varnothing 36 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ podgrzano do temperatury 1100°C . Następnie poddano go procesowi walcowania, stosując następujące parametry:

- prędkość dosuwu walca głównego równa 30 mm/s ,
- prędkość obrotowa walca głównego równa 92 obr./min .

Do walcowania zastosowano gładkie narzędzia (ryc. 4.8) o następujących wymiarach: średnica trzpienia $D_t = 28 \text{ mm}$, średnica walca głównego $D_g = 380 \text{ mm}$, średnice rolek prowadzących $D_r = 100 \text{ mm}$. Proces realizowano do uzyskania grubości pierścienia (odległość pomiędzy powierzchniami zewnętrznymi walca głównego i trzpienia) równej $b_k = 20 \text{ mm}$. W procesie użyto jedynie prawej rolki kalibrującej, której zadaniem było dostarczenie punktu podparcia, nie wpływając na końcową geometrię wyrobu.

Do analizy teoretycznej użyto trzech programów przeznaczonych do symulacji kształtowania plastycznego metali, opartych na metodzie elementów skończonych: Simufact.forming v. 15 z zastosowaniem modułu Ring Rolling, Forge NxT 1.1 przy użyciu modułu ogólnego oraz DEFORM-2D/3D v. 11.0 przy użyciu modułu ogólnego.

W każdej z symulacji zastosowano identyczne parametry procesu, zgodne z parametrami doświadczalnymi (tab. 5.6). Model geometryczny procesu przedstawiono na rycinie 5.11.



Ryc. 5.11. Modele geometryczne procesu walcowania pierścieni dla poszczególnych programów: a) Forge NxT 1.1, b) Simufact.forming v. 15, c) DEFORM-2D/3D v. 11.0

Tab. 5.6. Parametry procesu zastosowane w symulacjach numerycznych

Parametr	Wartość	Jednostka
Prędkość liniowa walca głównego	30	mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	92	obr./min
Temperatura otoczenia	20	°C
Temperatura narzędzi	150	°C
Temperatura wsadu	1100	°C
Współczynnik wymiany ciepła dla stali C45	11000	W/(mm²K)
Współczynnik wymiany ciepła z otoczeniem	20	W/(mm²K)
Czynnik tarcia między narzędziami a wsadem (<i>shear friction model</i>)	0,74 – Forge NxT 1.1 0,65 – Simufact.forming v. 15.0 0,92 – DEFORM-2D/3D v. 11.0	–

Wyniki symulacji porównano z wynikami uzyskanymi w badaniach doświadczalnych. Do oceny jakości obliczeń zastosowano funkcję wyrażającą różnicę wymiarów przekroju poprzecznego pierścienia rzeczywistego i pierścieni otrzymanych w symulacjach w postaci:

$$F_h = \frac{1}{w} \sqrt{\sum_{i=1}^w \frac{(h_{rzi} - h_{ti})^2}{h_{rzi}^2}} \cdot 100\%, \quad (5.3)$$

gdzie:

h_{rzi} – i -ty pomiar wysokości przekroju poprzecznego pierścienia rzeczywistego [mm],

h_{ti} – i -ty pomiar wysokości przekroju poprzecznego pierścienia teoretycznego [mm],

w – liczba pomiarów.

Wykonano sześć pomiarów poszczególnych wysokości przekroju poprzecznego odwalcowanego pierścienia (ryc. 5.10). W celu oceny zbieżności wyników teoretycznych i doświadczalnych dokonano również porównania średnic zewnętrznych i wewnętrznych pierścieni (ryc. 5.10). Średnice mierzono w dwóch prostopadłych płaszczyznach i wyniki uśredniano. Jako miary jakości obliczeń średnicy zewnętrznej i wewnętrznej przyjęto różnice (wyrażone procentowo) pomiędzy rzeczywistymi wymiarami i wynikami symulacji, obliczone z zależności:

$$F_D = \frac{(D_{rz} - D_{tp})^2}{D_{rz}^2} \cdot 100\%, \quad (5.4)$$

$$F_d = \frac{(d_{rz} - d_{tp})^2}{d_{rz}^2} \cdot 100\%, \quad (5.5)$$

gdzie:

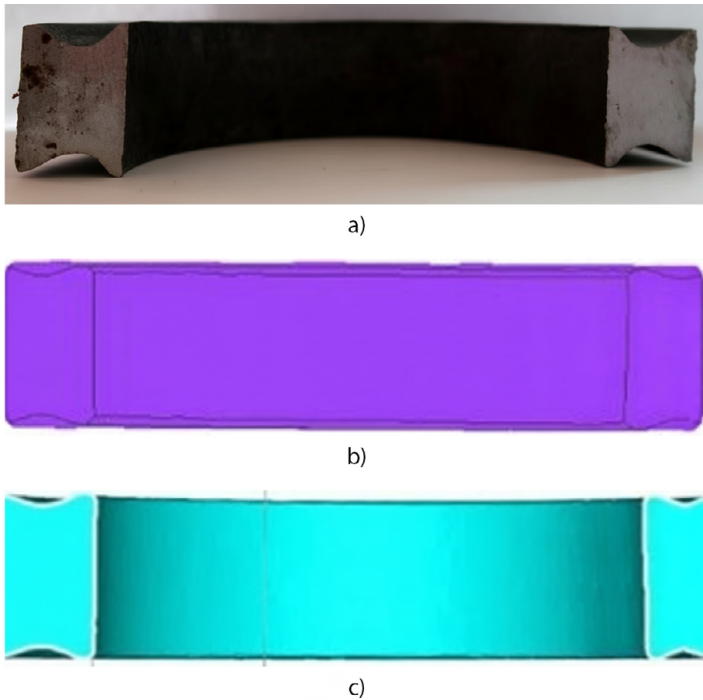
D_{rz} – wartość średnicy zewnętrznej rzeczywistego pierścienia [mm],

D_{tp} – wartość średnicy zewnętrznej teoretycznego pierścienia [mm],

d_{rz} – wartość średnicy wewnętrznej rzeczywistego pierścienia [mm],

d_{tp} – wartość średnicy wewnętrznej teoretycznego pierścienia [mm].

Podczas analizy przeprowadzonej w programie DEFORM-2D/3D v. 11.0 przy wyznaczanym wcześniej współczynniku tarcia nie uzyskano oczekiwanej odkuwki – wystąpił poślizg. Fakt ten należy uznać za duże ograniczenie programu. Kształt pierścienia rzeczywistego i pierścieni otrzymanych w wyniku badań teoretycznych przy użyciu pozostałych programów przedstawiono na rycinie 5.12.



Ryc. 5.12. Kształty przekrojów poprzecznych uformowanych pierścieni: a) rzeczywisty wyrób, b) Simufact.forming v. 15.0, c) Forge NxT 1.1

Tab. 5.7. Wymiary pierścieni uzyskane podczas prób stanowiskowych i w symulacjach

Wariant	h_1 [mm]	h_2 [mm]	h_3 [mm]	h_4 [mm]	h_5 [mm]	h_6 [mm]	F_h [%]	D_z [mm]	d_w [mm]	F_D [%]	F_d [%]
Dośw.	29,1	25,8	20,3	20,0	28,1	27,2	–	135,3	95,30	–	–
Forge NxT 1.1	25,7	25,5	23	23,6	25,8	26	1,16	128,5	88,5	0,25	0,5
Simufact v. 15.0	23,3	27	23,7	22,7	25	23,5	1,95	129,3	89,3	0,19	0,39

W tabeli 5.7 przedstawiono wyniki pomiarów wysokości oraz wartość funkcji F_h obliczonej na podstawie funkcji (5.3) dla poszczególnych przypadków obliczeniowych. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że najlepsze odwzorowanie rzeczywistego przekroju pierścienia uzyskano w programie Forge NxT 1.1 ($F_h = 1,16$ %).

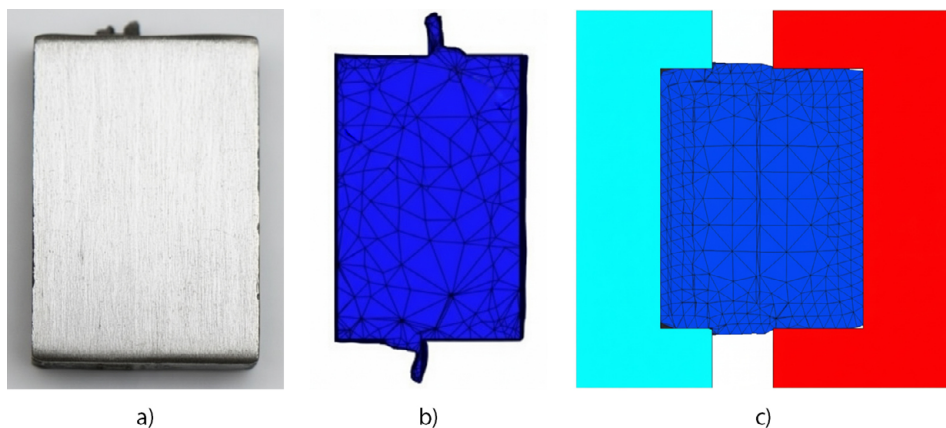
Na podstawie porównania średnic pierścienia (tab. 5.7) stwierdzono, że lepszą zgodność z wymiarami odkuwki rzeczywistej uzyskano w programie Simufact.forming v. 15, dla którego różnica względna średnic zewnętrznych F_D i wewnętrznych F_d wyniosła odpowiednio 0,19 % i 0,39 %. Należy również zauważyć, iż wartości parametrów analizowanych w programie Forge NxT. 1.1. nie odbiegały znacznie od uzyskanych w Simufact.forming v. 15.

W celu opracowania drugiego wariantu przeprowadzono stanowiskowe próby walcowania pierścienia stalowego na gorąco. Wstępnie wykonany stalowy wsad o wymiarach początkowych $\varnothing 102$ mm $\times$ $\varnothing 50$ mm $\times$ 18 mm podgrzano do temperatury 1100 °C. Następnie poddano go procesowi walcowania, stosując następujące parametry:

- prędkość dosuwu walca głównego równa 30 mm/s,
- prędkość obrotowa walca głównego równa 60 obr./min.

Do walcowania zastosowano modułowe narzędzia (ryc. 4.9) o następujących wymiarach: średnica kształtująca trzpienia $D_t = 40$ mm z podcięciem $P_t = 4$ mm, średnica kształtująca walca głównego $D_g = 380$ mm z podcięciem $P_g = 7$ mm, średnice rolek prowadzących $D_r = 100$ mm. Oba kształtowe narzędzia posiadały wykroje o szerokości $W_t = W_g = 20$ mm odpowiadające końcowej wysokości uzyskanego pierścienia.

Proces realizowano do uzyskania grubości pierścienia (odległość pomiędzy powierzchniami zewnętrznymi walca głównego i trzpienia) równej 13 mm. Zastosowano jedynie prawą rolę kalibrującą, której zadaniem było dostarczenie punktu podparcia. Uzyskane wyniki doświadczalne i teoretyczne przedstawiono na rycinie 5.13.



Ryc. 5.13. Wyniki procesu przeprowadzonego na narzędziach kształtowych: a) przekrój rzeczywistego pierścienia, b) przekrój pierścienia uzyskany w programie Forge NxT. 1.1, c) przekrój pierścienia uzyskany w programie Simufact.forming v.15.0

Na podstawie wykonanych badań teoretyczno-doświadczalnych stwierdzono, że w module Ring Rolling programu Simufact.forming v. 15.0 niemożliwe jest ukształtowanie wypływkę tworzonej przez materiał wciskający się w szczelinę pomiędzy narzędziami tak, jak miało to miejsce w procesie rzeczywistym. Pomimo zmniejszenia wielkości i zwiększenia liczby elementów skończonych nie uzyskano odwzorowania kształtu pierścienia z wypływką (ryc. 5.13c). Taki wynik wykluczył możliwość stosowania programu Simufact.forming v. 15.0 w dalszych badaniach teoretycznych, przynajmniej w zakresie stosowania narzędzi kształtowych.

W analizie przeprowadzonej w module ogólnym programu Forge NxT. 1.1 otrzymano odkuwkę pierścienia z wypływką na obu powierzchniach czołowych (ryc. 5.13b), co było częściowo zgodne z wynikami eksperymentu (ryc. 5.13a).

Na podstawie całej analizy dokładności dostępnego oprogramowania do analizy procesu walcowania pierścieni stalowych do zastosowania w dalszych badaniach wytypowano moduł ogólny programu Forge NxT. 1.1.

Należy podkreślić, że uzyskane wyniki badań wykazały duże ograniczenia testowanych programów w zastosowaniach do symulacji walcowania pierścieni na gorąco. Świadczy to o dużej przewadze jakościowej wyników badań doświadczalnych nad wynikami analizy teoretycznej, na której oparta jest znacząca część specjalistycznych opracowań dotyczących analizowanego procesu.

6. Badania kluczowych zjawisk wpływających na prawidłowy przebieg procesu

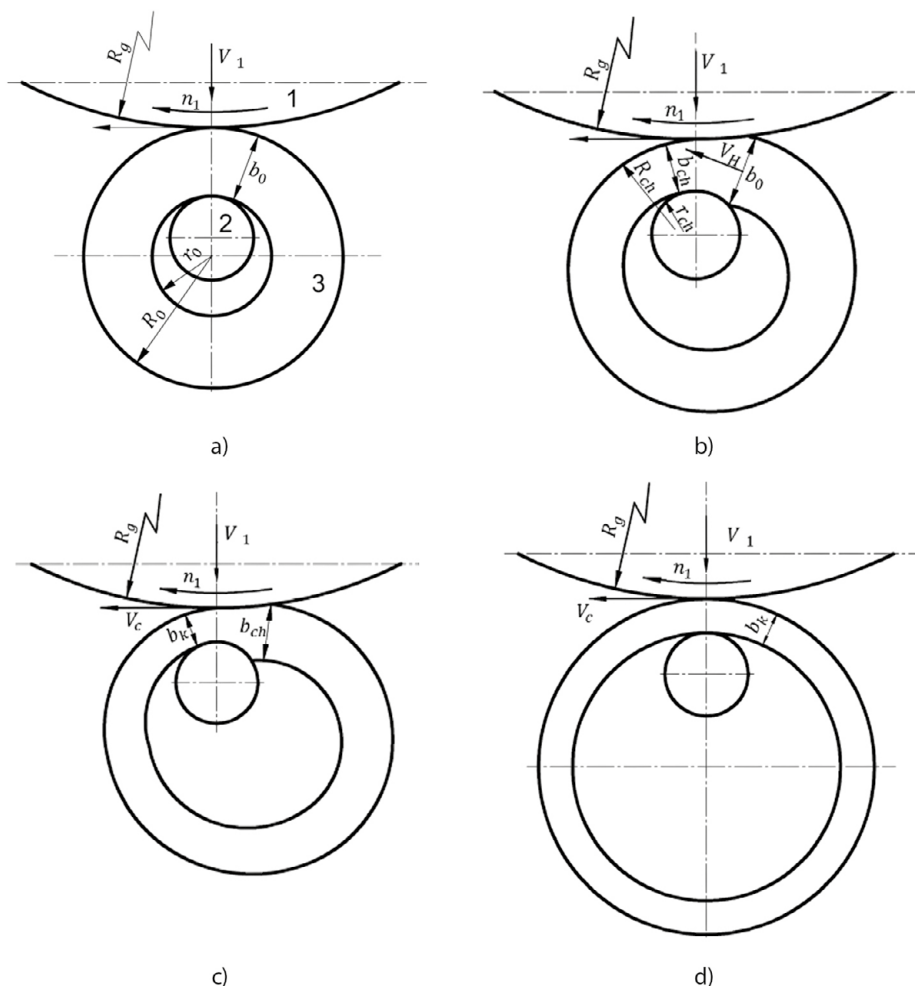
6.1 Poślizg

Poślizg jest zjawiskiem niepożądanym podczas procesu walcowania pierścieni. Jego następstwem jest nierozwalcowanie pierścieniowego wsadu.

6.1.1 Redukcja grubości pierścienia

Poślizg występuje, jeżeli zmiana grubości Δb walcowanego pierścienia przekroczy wartość graniczną. Wartość Δb zależy od prędkości i wymiarów narzędzi oraz od wymiarów walcowanego pierścienia i jest zmienna w czasie. W niniejszym podrozdziale podjęto próbę analizy teoretycznej wpływu zmiany grubości walcowanego pierścienia na zjawisko poślizgu.

Do analizy przyjęto schemat walcowania, w którym ruch obrotowy i posuwowy wykonuje tylko walec główny (ryc. 6.1).



Ryc. 6.1. Schemat procesu promieniowego walcowania pierścienia: a) początek I etapu, b) początek II etapu, c) początek III etapu, d) koniec III etapu; 1 – wałek główny, 2 – trzpień, 3 – wsad

Chwilowa zmiana grubości pierścienia określona jest zależnością:

$$\Delta b = b_0 - b_{ch}, \quad (6.1)$$

gdzie:

b_0 – grubość pierścienia przed strefą odkształcenia [mm],

b_{ch} – chwilowa grubość pierścienia za strefą odkształcenia [mm].

Dla uniknięcia poślizgu w całym procesie walcowania wartość określona zależnością (6.1) nie może przekroczyć wartości granicznej Δb_{limit} . Określenie wartości granicznej jest odrębnym problemem, który jest rzadko poruszany

przez badaczy procesu walcowania pierścieni. Do analizy przyjęto jedną z nielicznych (lub jedyną) zależności dostępnych w literaturze specjalistycznej, opracowaną przez Lin i Zhi [110], a warunek niewystąpienia poślizgu opisano nierównością:

$$\Delta b_{max} \leq \Delta b_{limit} = \frac{2\beta_t^2 R_g}{\left(1 + \frac{R_g}{R_t}\right)^2} \left(1 + \frac{R_l}{R_t} + \frac{R_g}{R} - \frac{R_g}{r}\right), \quad (6.2)$$

gdzie:

R_g – promień walca głównego [mm],

R_t – promień trzpienia [mm],

R – chwilowy zewnętrzny promień pierścienia [mm],

r – chwilowy wewnętrzny promień pierścienia [mm],

$\beta_t = \tan^{-1} \mu$, gdzie μ – współczynnik tarcia.

Problemem do rozwiązania jest obliczenie wartości Δb w każdym momencie procesu walcowania, co umożliwi określenie maksymalnego zakresu zmian grubości pierścienia Δb_{max} . Porównanie wartości Δb_{max} z Δb_{limit} pozwoliłoby ocenić, czy w trakcie walcowania wystąpi poślizg.

Na podstawie analizy przebiegu procesu walcowania założono, że w zależności od zmiany grubości walcowanego pierścienia Δb proces można podzielić na trzy etapy.

Etap pierwszy odpowiada pierwszemu obrotowi pierścienia (ryc. 6.1a, b). W tej fazie procesu grubość pierścienia przed strefą odkształcenia równa jest początkowej grubości pierścienia:

$$b = b_0 = R_0 - r_0, \quad (6.3)$$

Zmiana grubości jest więc równa przemieszczeniu promieniowemu walca głównego:

$$\Delta b_I = V \cdot \Delta t, \quad (6.4)$$

gdzie:

V – prędkość dosuwu walca głównego [mm/s],

Δt – jednostkowy przedział czasowy [s].

Etap pierwszy kończy się, gdy pierścień wykona pełny obrót, a więc po czasie:

$$t_I = 2 \cdot \pi \cdot R_{sr} / V_H, \quad (6.5)$$

gdzie:

R_{sr} – początkowy średni promień wsadu pierścieniowego,

$$R_{sr} = 0.5 \cdot (R_0 - r_0) \text{ [mm]},$$

V_H – początkowa średnia prędkość obwodowa liczona w połowie grubości pierścienia (ryc. 6.1b) [mm/s].

W drugim etapie grubość pierścienia przed strefą odkształcenia b nie jest już stała – jej wartość zmniejsza się w trakcie obrotu walcowanego pierścienia (ryc. 6.1b, c). Zmiana grubości Δb_{II} jest wynikiem ruchu promieniowego walca głównego oraz zmniejszania się grubości pierścienia:

$$\Delta b_{II} = V \cdot \Delta t - \Delta b, \quad (6.6)$$

gdzie:

Δb – zmiana grubości pierścienia przed strefą odkształcenia w czasie Δt [mm].

Etap drugi trwa do zatrzymania ruchu posuwowego walca głównego ($V = 0$), tj. do momentu, gdy odległość powierzchni walca głównego i trzpienia osiągnie wartość równą końcowej grubości pierścienia. Czas od rozpoczęcia procesu walcowania do końca drugiego etapu wynosi:

$$t_{II} = (b_0 - b_k)/V, \quad (6.7)$$

gdzie b_k jest grubością końcową pierścienia [mm].

W trzecim etapie (ryc. 6.1c, d), w którym walec główny wykonuje tylko ruch obrotowy, grubość pierścienia za strefą odkształcenia jest stała i jest równa grubości końcowej pierścienia b_k . Grubość pierścienia przed strefą odkształcenia jest zmienna (zmniejsza się w trakcie obrotu), a zmiana grubości jest równa:

$$\Delta b_{III} = b - b_k, \quad (6.8)$$

gdzie:

b – grubość pierścienia przed strefą odkształcenia [mm],

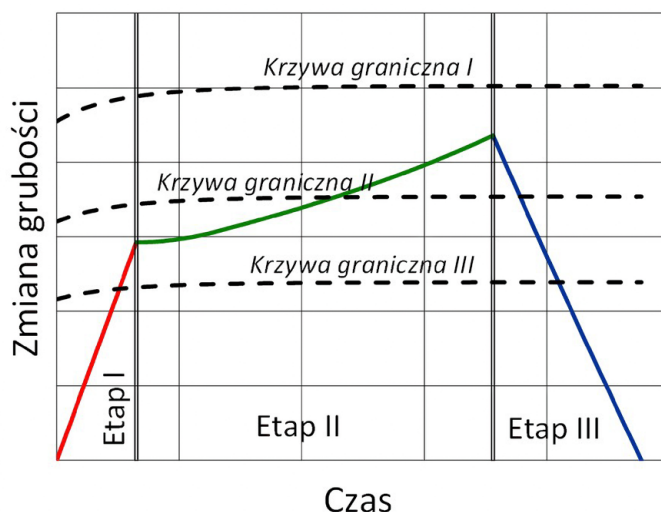
b_k – grubość końcowa pierścienia [mm].

Etap ten trwa do momentu, aż pierścień wykona cały obrót i osiągnie stałą grubość b_k na całym obwodzie. W etapie tym Δb_{III} maleje do zera.

Na rycinie 6.2 schematycznie przedstawiono zmiany grubości pierścienia w funkcji czasu w całym procesie walcowania. Na pierwszym etapie Δb_I rośnie

liniowo w czasie i wzrost ten zależny jest od prędkości dosuwu walca głównego V . Na drugim etapie wartość Δb_{II} dalej rośnie, chociaż tempo wzrostu jest mniejsze niż w etapie pierwszym i zależność od czasu nie jest już liniowa. Zmiana grubości jest zależna od prędkości dosuwu walca głównego oraz zmian grubości pierścienia b przed strefą odkształcenia, która zależy m.in. od prędkości obwodowej walca głównego ($V_o = n \cdot R_g$). Pod koniec drugiego etapu zmiana grubości pierścienia osiąga wartość maksymalną. Zjawisko poślizgu nie wystąpi, jeżeli maksymalna wartość Δb_{max} nie przekroczy wartości granicznej Δb_{limit} , tj. jeżeli spełniony jest warunek (6.2). Na trzecim etapie redukcja grubości pierścienia spada do zera.

Na rycinie naniesiono również poglądowo trzy różne linie wartości granicznych zmian grubości pierścienia. Jeżeli zmiana grubości Δb nie przekracza w żadnym momencie procesu linii granicznej, tak jak to ma miejsce w przypadku linii granicznej nr 1, zjawisko poślizgu nie wystąpi. Jeżeli Δb przekracza wartości graniczne w dowolnym momencie walcowania, to poślizg powinien wystąpić. Może to mieć miejsce albo na pierwszym etapie procesu (przypadek linii granicznej nr 2), albo na drugim (przypadek linii granicznej nr 3). Maksymalna wartość zmian grubości pierścienia występuje w końcowym momencie etapu drugiego. Jest to najbardziej niebezpieczny moment procesu z uwagi na możliwość wystąpienia poślizgu. Po zakończeniu drugiego etapu / rozpoczęciu trzeciego zmiana grubości pierścienia ulega ciągłemu, liniowemu zmniejszaniu aż do wartości zerowej. Na trzecim etapie poślizg nie powinien wystąpić.



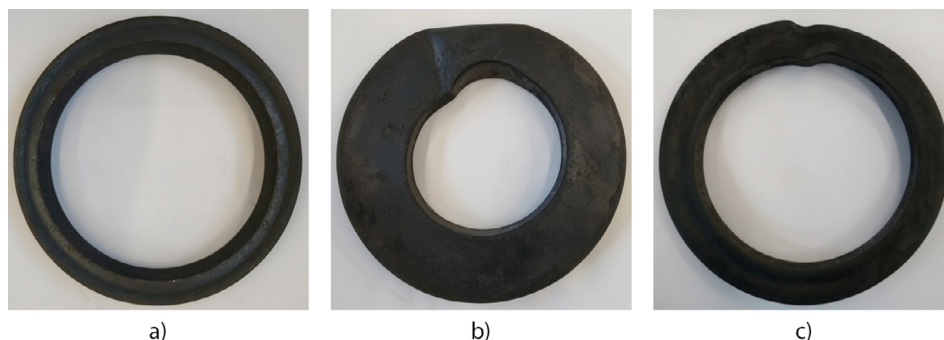
Ryc. 6.2. Schemat zmian grubości walcowanego pierścienia w procesie walcowania

Na rycinie 6.2 krzywe graniczne wyznaczono na podstawie zależności (6.2). Weryfikację słuszności koncepcji prognozowania poślizgu wykonano na podstawie testów. Do badań stosowano wsady w kształcie pierścieni o wymiarach $\varnothing 110 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ wykonane ze stali C45 (1.0503). Wsad nagrzewano do temperatury 1100°C , zakładano go na trzpień i walcowano do osiągnięcia końcowej grubości 14 mm . Przeprowadzono trzy próby walcowania zgodnie z warunkami prędkościowymi przedstawionymi w tabeli 6.1.

Tab. 6.1. Parametry badań zjawiska poślizgu

Nr testu	V , mm/s	n , obr./min	V_c , mm/s	Wystąpienie poślizgu
1	5	54	1073.9	Nie
2	17	54	1073.9	Tak
3	40	54	1073.9	Tak

W próbach walcowania zgodnie z parametrami przedstawionymi w tabeli 6.1 uzyskano zróżnicowane wyniki. W próbie nr 1 uzyskano odkuwkę prawidłową (ryc. 6.3a), natomiast w próbach nr 2 i 3 uzyskano odkuwki wadliwe wskutek wystąpienia poślizgu, przy czym w próbie nr 2 poślizg wystąpił na pierwszym etapie (ryc. 6.3b), natomiast w próbie nr 3 na drugim etapie walcowania (ryc. 6.3c).



Ryc. 6.3. Pierścienie uzyskane w procesie walcowania zgodnie z parametrami podanymi w tabeli 6.1: a) próba nr 1 – pierścień prawidłowy, b) próba nr 2 – poślizg na etapie I, c) próba nr 3 – poślizg na etapie II

Zmiany grubości na drugim i trzecim etapie trudno jest obliczyć analitycznie, można natomiast obliczyć je numerycznie. Na rycinie 6.4 przedstawiono obliczone zmiany grubości pierścienia w czasie procesu oraz linie graniczne opracowane na podstawie zależności (6.2) dla każdego przypadku walcowania. Do obliczeń przyjęto współczynnik tarcia Coulomba $\mu = 0,37$. Wartość tę przyjęto na podstawie wcześniej wyznaczonego czynnika tarcia

$m = 0,74$ – szacując, iż między oboma współczynnikami zachodzi zależność $m = 2\mu$ [131]. Jak widać w przypadku próby nr 1, zmiana grubości pierścienia Δb znajduje się poniżej linii granicznej w całym cyklu walcowania. Tym samym spełniony został warunek (6.2), a więc zjawisko poślizgu nie powinno wystąpić. Znalazło to potwierdzenie w wynikach eksperymentu zakończonego uzyskaniem prawidłowego wyrobu (ryc. 6.3a).

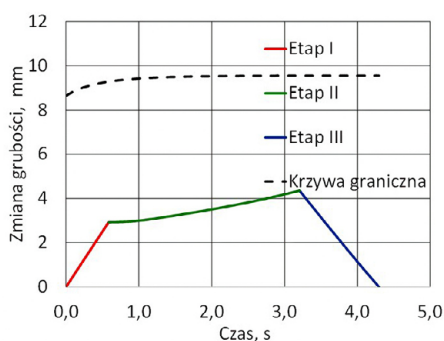
W pozostałych dwóch przypadkach zmiana grubości pierścienia przekracza wartość graniczną, co powinno spowodować poślizg (ryc. 6.4b, c).

Warto zauważyć, że dla próby nr 2 prędkość dosuwu walca głównego jest na tyle duża, że zatrzymanie jego ruchu posuwowego w położeniu końcowym ($V = 0$) następuje zanim pierścień wykona jeden obrót. W tym przypadku etap II procesu w ogóle nie występuje; bezpośrednio po etapie I rozpoczyna się etap III, w którym walec główny wykonuje tylko ruch obrotowy. Zmiana grubości pierścienia Δb jest na tyle duża, że przekracza wartość graniczną na pierwszym etapie procesu, co powinno spowodować poślizg. Badania doświadczalne potwierdziły taki przebieg procesu – poślizg wystąpił na pierwszym etapie procesu i w efekcie uzyskano wadliwy pierścień (ryc. 6.3b).

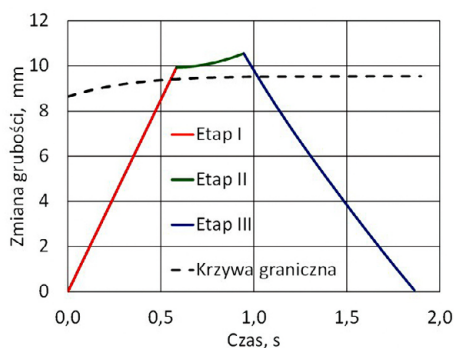
W próbie nr 3 wyniki doświadczalne wykazały, że poślizg wystąpił na drugim etapie procesu, jednak z obliczeń wynika, że powinien był wystąpić na pierwszym (ryc. 6.4c). W tym przypadku nie uzyskano zgodności wyników obliczeń z wynikami doświadczalnymi w zakresie oceny momentu wystąpienia poślizgu. Należy jednak podkreślić, że graniczną wartość zmian grubości przyjęto na podstawie kwerendy przeprowadzonej wśród tekstów [30, 108], których autorzy przy wyprowadzeniu zależności (6.2) stosowali szereg założeń upraszczających.

Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że zmiana grubości pierścienia w czasie walcowania ma zasadnicze znaczenie, jeśli chodzi o możliwość wystąpienia poślizgu. Podczas walcowania występują trzy charakterystyczne etapy dotyczące zmian grubości pierścienia. Maksymalna wartość zmiany grubości występuje na końcu drugiego etapu tj. w chwili ustania ruchu posuwowego walca głównego. Proces przebiega prawidłowo, jeśli ta wartość nie przekracza wartości granicznej.

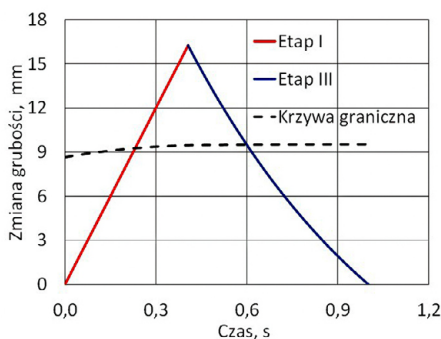
Zastosowana metodyka pozwala określić z dużym przybliżeniem, czy wystąpi poślizg. Ograniczeniem jest konieczność stosowania metod numerycznych do obliczania zmian grubości pierścienia Δb w celu określenia Δb_{max} .



a)



b)



c)

Ryc. 6.4. Zmiany grubości pierścienia w czasie walcowania:

a) próba nr 1, b) próba nr 2, c) próba nr 3

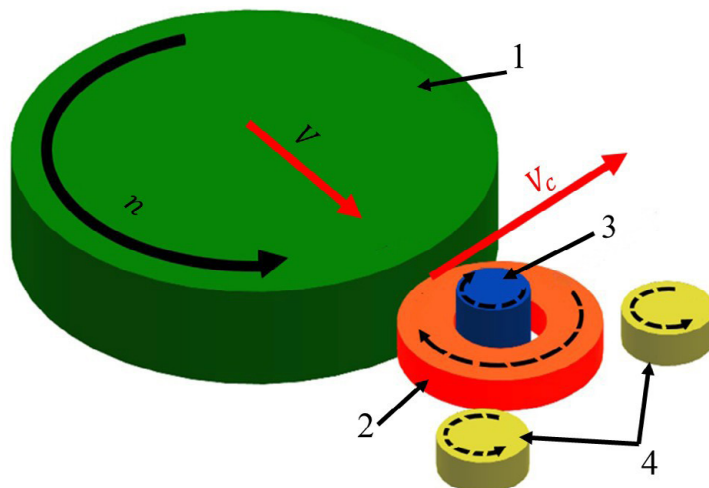
6.1.2 Wpływ prędkości narzędzi na poślizg

Do prawidłowego przebiegu procesu walcowania pierścieni niezbędne jest określenie głównych jego parametrów prędkościowych, do których należy zaliczyć prędkość obrotową walca głównego, jego prędkość dosuwu oraz stosunek obu tych wielkości. Prawidłowe określenie tego stosunku pozwoli na uniknięcie poślizgu już na etapie projektowania procesu, a co za tym idzie także na uzyskanie prawidłowego pierścienia bez konieczności stosowania metody analitycznej przedstawionej w poprzednim podrozdziale.

Należy zauważyć, że zbyt duża prędkość dosuwu V (przy danej prędkości obrotowej n) powoduje poślizg pomiędzy walcem głównym i kształtowanym pierścieniem; siły tarcia są zbyt małe, żeby wprowadzić pierścień w ruch obrotowy.

W pracy podjęto próbę wyznaczenia prawidłowych relacji prędkości narzędzi (w analizowanym przypadku walca głównego) dla pierścienia o założonych wymiarach. Jako że prędkość obrotowa rolki głównej jest mało obiektywną

wielkością, postanowiono poddać badaniom stosunek prędkości dosuwu przemieszczającego się walca głównego (V) do prędkości liniowej walca głównego w miejscu styku narzędzia z pierścieniowym wsadem (V_c). Schemat ilustrujący opisywane prędkości przedstawiono na rycinie 6.5.



Ryc. 6.5. Schemat prędkości podczas promieniowego procesu walcowania pierścieni:
 n – prędkość obrotowa walca głównego, V – prędkość dosuwu walca głównego, V_c – prędkość liniowa walca głównego w miejscu styku z pierścieniem; 1 – walec główny, 2 – pierścień, 3 – trzpień, 4 – rolki kalibrujące

Wspomnianą zależność prędkości opisano współczynnikiem k :

$$k = \frac{V}{V_c}, \quad (6.9)$$

gdzie:

V – prędkość dosuwu walca głównego [mm/s],

V_c – prędkość liniowa walca głównego w miejscu styku z pierścieniem [mm/s]:

$$V_c = \frac{D_g \pi n}{60}, \quad (6.10)$$

gdzie:

n – prędkość obrotowa walca głównego [obr./min],

D_g – średnica walca głównego [mm].

Założono, że proces przeprowadzony zostanie przy użyciu kształtowych narzędzi (ryc. 4.9) o wymiarach: trzpień – $D_t = 38$ mm, $P_t = 4$ mm, $W_t = 23$ mm, wałek główny – $D_g = 380$ mm, $P_g = 7$ mm, $W_g = 23$ mm. Narzędzia te ograniczają przemieszczanie się kształtowanej odkuwki wzdłuż osi trzpienia. Zabieg taki w żaden sposób nie spowoduje błędów w uzyskanych wynikach, gdyż głównym celem analizy jest wyznaczenie maksymalnego stosunku parametrów prędkościowych. Podczas procesu postanowiono używać jedynie prawej rolki kalibrującej, dostarczającej punkt podparcia kształtowanej odkuwce. Spowodowane jest to faktem, że średnica zewnętrzna uzyskanego pierścienia jest wielkością wynikową, która zależy od szeregu parametrów procesu, między innymi prędkościowych. W przypadku zastosowania obu rolek kalibrujących i nieprawidłowego usytuowania lewej rolki proces zakończyłby się niepowodzeniem wskutek zniekształcenia pierścienia.

W procesie walcowania pierścieni ważna jest geometria wsadu; przy różnych jego wymiarach graniczne stosunki prędkości mogą mieć inne wartości. Z tego powodu przedstawione badania pozwolą jedynie na lepsze poznanie procesu, określenie charakteru zmiany omawianego parametru oraz wskażą drogę w dalszych badaniach.

W celu wyznaczenia granicznej wartości stosunku prędkości dosuwu walca głównego V do prędkości liniowej w miejscu styku z pierścieniem V_c , pozwalającego na uniknięcie poślizgu, przeprowadzono symulacje numeryczne w programie Forge NxT 1.1. Podczas badań zamodelowano trzpień z podcięciami technologicznymi ograniczającymi osiowe poruszanie się kształtowanego wsadu oraz kształtowy wałek główny. W charakterze wsadu użyto próbek stalowych C45 o wymiarach początkowych $\varnothing 110$ mm $\times$ $\varnothing 50$ mm $\times$ 15 mm podgrzane do temperatury 1100 °C. W badaniach teoretycznych zasymulowano również dwa procesy chłodzenia odpowiadające przenoszeniu wsadu z pieca na walcarkę w czasie $t_1 = 3$ s oraz usytuowaniu wsadu na trzpieniu w czasie $t_2 = 2$ s. Założono, że współczynnik k będzie wyznaczony dla wartości dosuwu co 10 mm/s w zakresie 10–40 mm/s. Zmieniało prędkość obrotową walca głównego w zakresie –92 obr./min. Proces trwał do momentu osiągnięcia przez walcowany pierścień grubości 14 mm. W tabeli 6.2 podano parametry, dla których przeprowadzano analizę numeryczną.

Tab. 6.2. Parametry zastosowane podczas analiz numerycznych

Parametr	Wartość	Jednostka
Prędkość liniowa walca głównego	10/20/30/40	mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	10–92	obr./min
Temperatura otoczenia	20	°C
Temperatura narzędzi	150	°C
Temperatura wsadu	1100	°C
Współczynnik wymiany ciepła dla stali C45	11000	W/(mm²K)
Współczynnik wymiany ciepła z otoczeniem	20	W/(mm²K)
Czynnik tarcia między narzędziami a wsadem (<i>shear friction model</i>)	0,74	–

Liczne symulacje numeryczne prowadzono do momentu wyznaczenia granicznego stosunku prędkości walca głównego k dla każdej z wytypowanych wcześniej prędkości dosuwu (10–40 mm/s). Prędkość obrotowa głównego narzędzia spadała aż do momentu otrzymania wadliwego wyrobu. Za graniczną uznano ostatnią prędkość obrotową (tym samym prędkość obwodową V_c walca głównego), dla której dany proces zakończył się sukcesem. Wyniki otrzymane podczas analiz teoretycznych sprawdzono w badaniach stanowiskowych w identycznych warunkach jak opisane w symulacjach: temperatura wsadu 1100 °C, prędkość dosuwu narzędzia (10–40 mm/s), jego prędkość obrotowa (10–92 obr./min).

W toku licznych analiz teoretycznych i prób stanowiskowych uzyskano zarówno pierścienie bez wad (ryc. 6.6a, b), jak i z wadami (ryc. 6.6c, d), które były spowodowane zbyt dużym stosunkiem prędkości dosuwu walca głównego względem prędkości liniowej walca w miejscu styku z kształtowaną odkuwką, a w konsekwencji – poślizgiem. Na podstawie otrzymanych wyników analiz teoretycznych (ryc. 6.7a) i badań stanowiskowych (ryc. 6.7b) stwierdzić należy, że graniczny stosunek prędkości dosuwu walca głównego względem prędkości liniowej w miejscu styku walca z pierścieniem ma charakter liniowy.



a)



b)

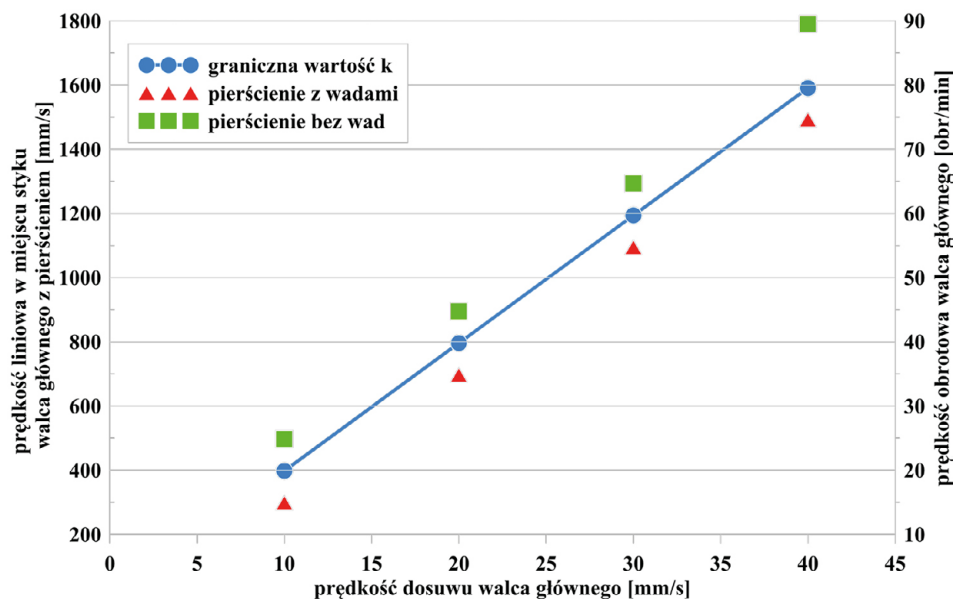


c)

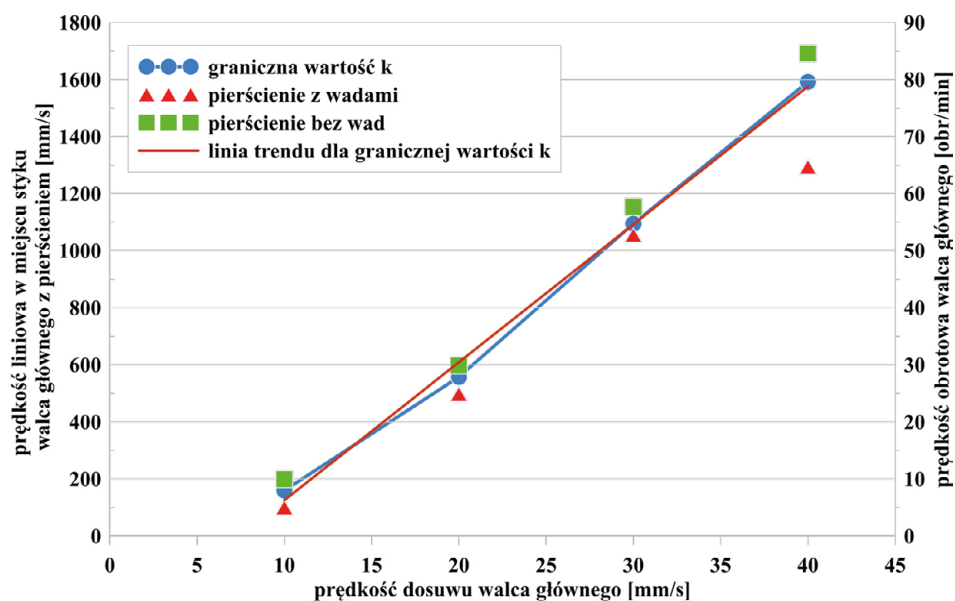


d)

Ryc. 6.6. Uzyskane pierścienie: a) z graniczną wartością czynnika k (analiza teoretyczna), b) z graniczną wartością czynnika k (badania doświadczalne), c) wadliwy pierścień uzyskany z wartością k poniżej wartości granicznej (analiza teoretyczna), d) wadliwy pierścień uzyskany z wartością k poniżej wartości granicznej (badania doświadczalne)



a)



b)

Ryc. 6.7. Graniczna wartość prędkości linowej w funkcji dosuwu walca głównego:
a) wyniki prób stanowiskowych, b) wyniki analiz teoretycznych

W tabelach 6.3 oraz 6.4 zebrano wartości granicznych prędkości parametru k dla analizy teoretycznej oraz doświadczalnej.

Tab. 6.3. Wartości granicznego stosunku prędkości k – analiza teoretyczna

V [mm/s]	V_c [mm/s]	n [obr./min]	k [-]
10	159,17	8	0,063
20	557,11	28	0,036
30	1094,32	55	0,027
40	1591,74	80	0,025

Tab. 6.4. Wartości granicznego stosunku prędkości k – analiza doświadczana

V [mm/s]	V_c [mm/s]	n [obr./min]	k [-]
10	397,94	20	0,025
20	795,87	40	0,025
30	1193,81	60	0,025
40	1591,74	80	0,025

Na ich podstawie (tab. 6.3 oraz tab. 6.4.) oraz na podstawie powyższych wykresów (ryc. 6.7) można uznać wyniki za zgodne pod względem jakościowym, jednak pod względem ilościowym uwidoczniły się różnice, zwłaszcza dla małych wartości V . Uwzględniając problemy z uzyskaniem zadowalającej dokładności obliczeń numerycznych, założono, że wyniki eksperymentalne są bardziej miarodajne. Jak widać, dla wszystkich badanych wartości prędkości V graniczna wartość współczynnika k wynosi 0,025. Oznacza to, że jeżeli stosunek prędkości liniowej V dosuwu walca głównego do prędkości obwodowej V_c walca głównego w miejscu styku z walcowanym pierścieniem jest równy lub mniejszy od wartości granicznej ($k \leq 0,025$), to proces przebiega prawidłowo – poślizg nie występuje. Warunek ten powinien być uwzględniany przy projektowaniu procesu walcowania pierścieni ze stali C45 z zastosowaniem temperatury nagrzewania wsadu do 1100 °C.

6.1.3 Wpływ temperatury nagrzewania wsadu na poślizg

Temperatura początkowa wsadu wywiera znaczący wpływ na proces walcowania pierścieni stalowych na gorąco, właściwości mechaniczne wyrobu, jego geometrię, a przede wszystkim na wystąpienie poślizgu.

Warto nadmienić, że podczas procesu walcowania pierścieni przeprowadzanego na gorąco należy brać pod uwagę czynniki takie jak skurcz czy straty

materiału spowodowane zgorzeliną; mają one istotny wpływ na końcowe wymiary wyrobu.

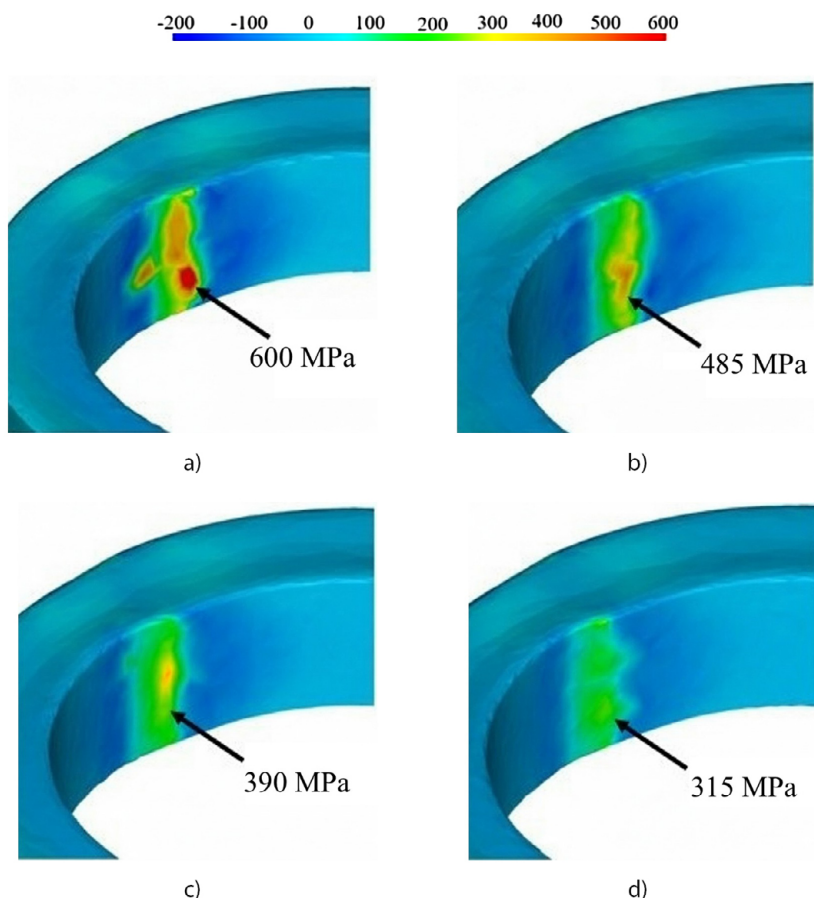
Badania wpływu temperatury na wystąpienie poślizgu przeprowadzono metodą teoretyczną oraz eksperymentalną. Założono, że analizie zostanie poddany proces kształtowania realizowany ze zmienną prędkością dosuwu walca głównego V , w zakresie 540 mm/s, przy jednakowej stałej prędkości obrotowej głównego narzędzia $n = 60$ obr./min, dla której prędkość odwodowa V_c w miejscu styku walca głównego z pierścieniem wynosi 1194 mm/s. Zmianie ulegał więc współczynnik k oraz dosuw walca głównego. Założono, że pozwoli to również na wyznaczenie wpływu temperatury nagrzewania wsadu na graniczną wartość współczynnika k (oddziałującego na możliwość wystąpienia poślizgu).

Jako wsadu użyto próbek stalowych C45 o wymiarach początkowych $\varnothing 100 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ podgrzane do czterech temperatur: 900 °C, 1000 °C, 1100 °C oraz 1200 °C.

Proces walcowania przeprowadzano na narzędziach gładkich (ryc. 4.8) z zastosowaniem jedynie prawej rolki kalibrującej, gdyż przy nieznanej końcowej wyjściowej średnicy zewnętrznej kształtowanego wyrobu, która jest wartością wynikową, użycie dwóch rolek kalibrujących mogłoby spowodować zniekształcenie pierścienia.

Teoretyczna analiza w środowisku Forge NxT 1.1 w niewielkim stopniu zgadzała się z rzeczywistymi wynikami uzyskanymi podczas prób stanowiskowych przeprowadzanych na walcierce do pierścieni D51Y-160E. Nie pozwoliła ona na określenie granicznej wartości współczynnika k – podczas badań teoretycznych otrzymano odwrotną zależność współczynnika k od temperatury wsadu niż podczas prób stanowiskowych. W pracy postanowiono pokazać jedynie wybrane wyniki teoretyczne dla jednej z zastosowanych prędkości dosuwu walca głównego $V = 10 \text{ mm/s}$, której analiza teoretyczna dostarczyła wyniki zbliżone do eksperymentu. Rezultaty analizy teoretycznej przedstawiono na rycinie 6.8, na którym zobrazowano naciski powierzchniowe dla analizowanego zakresu temperatur.

Analizując wpływ temperatury na naciski powierzchniowe (ryc. 6.8), stwierdzić należy, że ich wartość spada wraz ze wzrostem temperatury początkowej wsadu. Dla analizowanego zakresu temperatury wartość omawianego parametru spadła niemal dwukrotnie: od 600 MPa dla temperatury 900 °C do 315 MPa dla temperatury 1200 °C. Wraz ze wzrostem temperatury naprężenia uplastyczniające maleją, co ma kluczowy wpływ na naciski powierzchniowe oraz przebieg procesu walcowania.

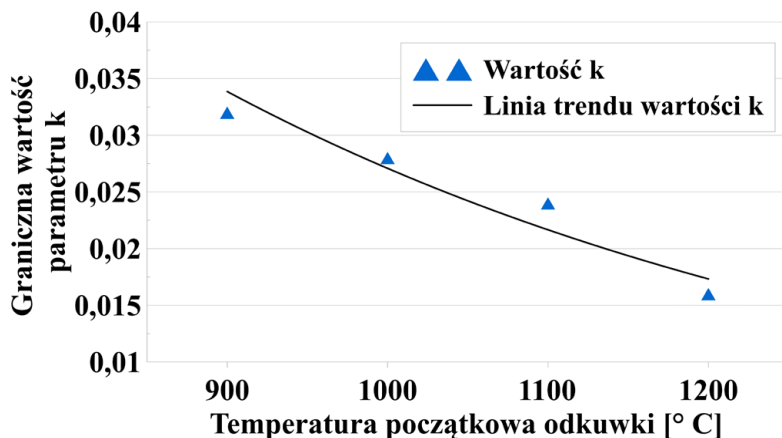


Ryc. 6.8. Rozkład nacisków powierzchniowych dla poszczególnych temperatur początkowych wsadu po 1,2 s czasu walcowania: a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C

Jednostkowe siły tarcia przy stałych warunkach tarcia zgodnie z modelem Amontonsa są wprost proporcjonalnie do nacisków powierzchniowych. Im mniejsze naciski powierzchniowe, tym mniejsze siły tarcia, które umożliwiają wciąganie materiału pomiędzy walec główny i trzpień. Jednocześnie należy zaznaczyć, że wraz ze wzrostem temperatury opór plastyczny materiału maleje, co z kolei ułatwia odkształcanie materiału w kotlinie walcowniczej. Wpływ temperatury na warunki poślizgu (graniczną wartość współczynnika k) ma więc charakter złożony.

Na rycinie 6.9 przedstawiono zależność granicznej wartości współczynnika k , tj. maksymalnej wartości, dla której nie nastąpił poślizg – względem temperatury początkowej wsadu. Na podstawie prób stanowiskowych stwierdzono, iż graniczny stosunek prędkości dosuwu walca głównego względem

jego prędkości obwodowej w miejscu styku (współczynnik k) spada wraz ze wzrostem początkowej temperatury wsadu. Zależność ta jest w przybliżeniu liniowa, graniczny współczynnik k maleje od wartości 0,032 przy temperaturze 900 °C do 0,016 przy 1200 °C.



Ryc. 6.9. Graniczne wartości współczynnika k w funkcji temperatury początkowej wsadu

Powyższe wyniki wpływu temperatury na wystąpienie poślizgu przemawiają za stosowaniem niższych temperatur początkowych kształtowanego pierścienia, także z uwagi na korzyści energetyczne. Wraz ze wzrostem temperatury początkowej wsadu rośnie prawdopodobieństwo wystąpienia poślizgu przy tych samych warunkach prędkościowych procesu.

6.2 Poszerzenie

Podczas procesu walcowania materiał płynie obwodowo i osiowo. Przepływ obwodowy powoduje zwiększenie średnicy wyrobu walcowanego, natomiast przepływ osiowy – zwiększenie wysokości przekroju pierścienia. Zmianę wysokości można opisać za pomocą współczynnika zwanego poszerzeniem, opisanego następującą zależnością:

$$\alpha = \frac{h_{k,sr} - h_0}{h_0} \cdot 100\%, \quad (6.11)$$

gdzie:

h_0 – początkowa wysokość wsadu [mm],

$h_{k,śr}$ – średnia wysokość przekroju poprzecznego po walcowaniu [mm]
(ryc. 6.10).

Ze względu na fakt, że wysokość przekroju poprzecznego nie jest stała (przekrój nieprostokątny) we wzorze (6.11) zastosowano wysokość średnią wyrażoną jako:

$$h_{k,śr} = \frac{4 \cdot V_k}{\pi \cdot (D_k^2 - d_k^2)}, \quad (6.12)$$

gdzie:

V_k – objętość pierścienia po walcowaniu [mm³],

D_k – zewnętrzna średnica pierścienia po walcowaniu [mm],

d_k – wewnętrzna średnica pierścienia po walcowaniu [mm].

Im większa jest wartość poszerzenia, tym większą tendencję do przepływu osiowego wykazuje objętość materiału i tym mniejsza jest średnica pierścienia. Określenie wpływu parametrów procesu na poszerzenie ma zatem zasadnicze znaczenie przy projektowaniu walcowania pierścieni o określonej wysokości oraz średnicy zewnętrznej i wewnętrznej.

6.2.1 Wpływ prędkości narzędzi

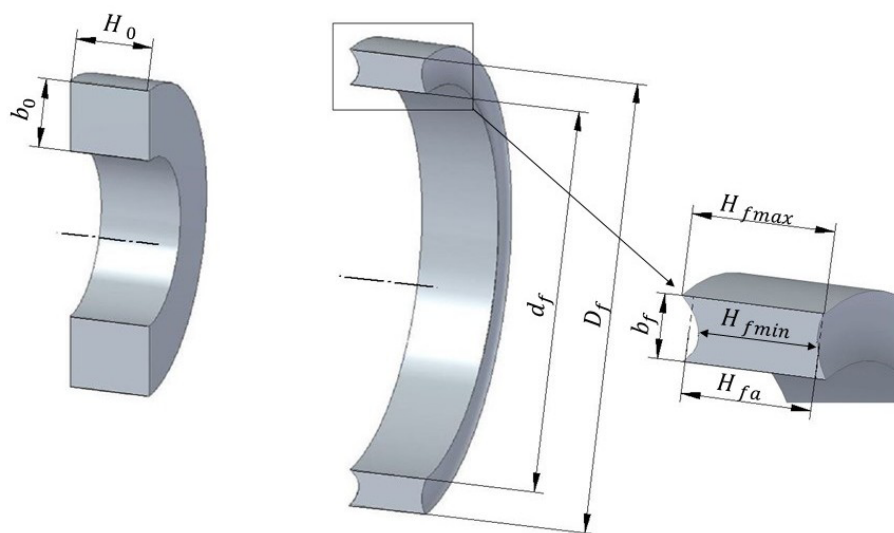
Własne badania wstępne wykazały, że parametry prędkościowe narzędzi mają znaczący wpływ na poszerzenie wyrobu podczas całego procesu walcowania. Należy poznać charakter płynięcia materiału, co znacząco ułatwi zaplanowanie wymiarów formowanego pierścienia.

Badania wpływu prędkości narzędzi na poszerzenie przeprowadzono metodą teoretyczną oraz eksperymentalną. Założono, że analizie zostanie poddany wpływ prędkości dosuwu walca głównego V przy jednakowej prędkości obrotowej głównego narzędzia n . W badaniach użyto pierścieniowych wsadów ze stali C45 o wymiarach $\varnothing 102,5 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$. Proces walcowania przeprowadzano na narzędziach gładkich (ryc. 4.8a), realizując go z zastosowaniem jedynie prawej rolki kalibrującej, gdyż przy nieznannej finalnej średnicy zewnętrznej kształtowanego wyrobu, która jest wartością wynikową, prawa rolka mogłaby spowodować zniekształcenie pierścienia oraz wpłynąć na końcową geometrię.

Symulacje numeryczne przeprowadzono z założeniami zgodnymi z opisywaną wcześniej metodą. Analizę teoretyczną dokonano w module ogólnym programu Forge NxT 1.1. Założono, że wsad podgrzany jest do temperatury 1100 °C.

Zasymulowano również dwa procesy chłodzenia odpowiadające: przenoszeniu wsadu z pieca na walcarkę trwającemu $t_1 = 3$ s oraz usytuowaniu wsadu na trzpieniu w czasie $t_2 = 2$ s. Symulacje przeprowadzono przy jednakowej prędkości obrotowej walca głównego $n = 60$ obr./min oraz różnych jego prędkościach dosuwu V w zakresie 5–45 mm/s z krokiem co 5 mm/s. Proces trwał do momentu osiągnięcia przez walcowany pierścień grubości 13 mm.

Tak jak w przypadku poprzednich badań wyniki otrzymane w toku analiz teoretycznych sprawdzono w badaniach stanowiskowych w warunkach identycznych z opisanymi w symulacjach: temperatura wsadu 1100 °C, prędkość dosuwu narzędzia $V = 5$ –40 mm/s z krokiem co 5 mm/s, jego prędkość obrotowa $n = 60$ obr./min (tab. 6.5). Po walcowaniu mierzono najważniejsze parametry, do których zaliczono: końcowe średnice wyrobu, najmniejszą oraz największą wysokość przekroju poprzecznego gotowego pierścienia (ryc. 6.10). Dodatkowo próbki po procesie walcowania ważono w celu określenia ubytków objętości materiału na skutek zgorzeliny.



Ryc. 6.10. Schemat przekroju poprzecznego pierścienia przed i po procesie walcowania:

b_0 – początkowa szerokość przedkuwki, H_0 – początkowa wysokość przedkuwki, $H_{f,max}$ – końcowa maksymalna wysokość pierścienia, $H_{f,min}$ – końcowa minimalna wysokość pierścienia, H_{fa} – końcowa średnia wysokość pierścienia, b_f – końcowa szerokość pierścienia

Na podstawie wyników analizy teoretycznej stwierdzono, że maksymalna prędkość dosuwu, z jaką możliwy jest prawidłowy przebieg procesu dla prędkości obrotowej walca głównego $n = 60$ obr./min, wynosi 35 mm/s. Dla prędkości

dosuwu równej 40 mm/s uzyskano wadliwy pierścień (ryc. 6.11a), który uległ zniekształceniu na skutek wystąpienia poślizgu między narzędziem a wyrobem. Takie same wyniki uzyskano podczas prób stanowiskowych (ryc. 6.11b). Na rycinie 6.10 przedstawiono zmianę kształtu pierścienia podczas formowania przy dwóch skrajnych prędkościach dosuwu walca głównego.

Biorąc pod uwagę wcześniejsze wyniki, które wykazały, że na proces walcowania pierścieniowego istotny wpływ ma zależność pomiędzy prędkością liniową a prędkością obwodową walca głównego, ponownie wskazano wpływ współczynnika k na proces.

Tab. 6.5. Parametry prędkościowe walcowania

V , [mm/s]	n , [obr./min]	V_g , [mm/s]	k , [-]
40	60	1193,2	0,0335
35	60	1193,2	0,0293
30	60	1193,2	0,0251
25	60	1193,2	0,0210
20	60	1193,2	0,0168
15	60	1193,2	0,0126
10	60	1193,2	0,0084
5	60	1193,2	0,0042



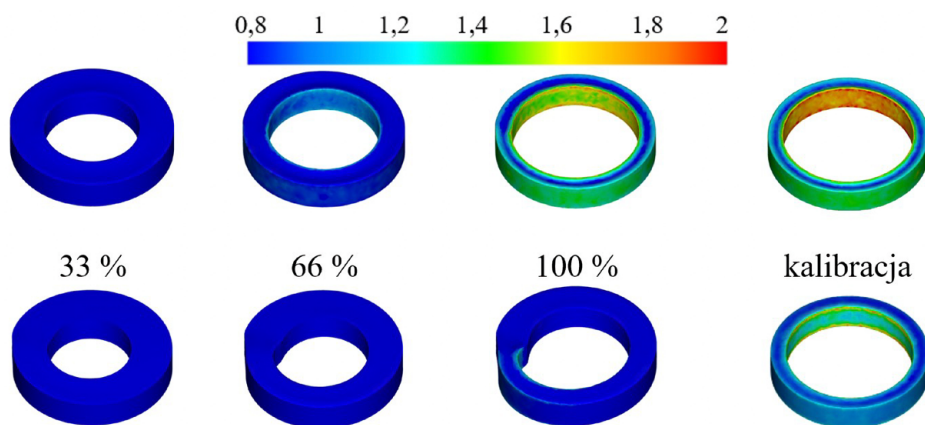
a)



b)

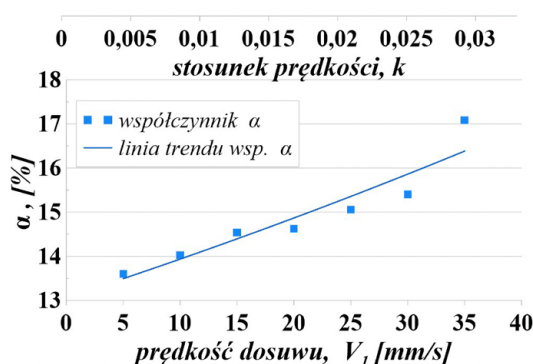
Ryc. 6.11. Wadliwe pierścienie uzyskane w procesie przeprowadzonym z prędkością obrotową $n = 60$ obr./min oraz prędkością dosuwu walca głównego $V = 40$ mm/s: a) analiza teoretyczna, b) analiza stanowiskowa

Na rycinie 6.12 zaobserwować można dwa przebiegi procesu walcowania pierścieni przy takiej samej prędkości obrotowej walca głównego, lecz przy innej wartości parametru k . Przy małej wartości dosuwu walca głównego (5 mm/s) pierścień zmienia swoją geometrię, a zwłaszcza przekrój poprzeczny, w sposób ciągły – brak widocznego wgłębienia narzędzi w formowany wyrób. Pierścień jest kilkakrotnie odkształcany w szczelinie między narzędziami, podczas jego jednego obrotu następuje niewielka redukcja grubości odkuwki. Podczas procesu kształtowania odkuwki z maksymalną prędkością dosuwu walca głównego (35 mm/s) widać dużą redukcję przekroju (wgłębienie narzędzi). Pierścień wykonuje o wiele mniejszą liczbę obrotów niż w przypadku formowania z prędkością 5 mm/s. Oba procesy cechują się inną charakterystyką zmiany przekroju poprzecznego pierścienia. Przy niskich wartościach dosuwu walca formowany element osiąga ostateczny kształt podczas etapu kalibracji (prędkość dosuwu walca $V = 0$ mm/s) bez znacznej zmiany kształtu przekroju poprzecznego. W przypadku maksymalnej wartości kształtowania podczas etapu kalibracji następuje duża zmiana geometrii wyrobu. Spowodowane jest to ilością materiału, który przemieszczany jest przez kotlinę walcowniczą. Na tym etapie materiał płynie głównie osiowo, kształtując ostateczny kształt pierścienia. Na omawianej rycinie widać również, że pierścień uzyskany z maksymalną prędkością dosuwu walca cechuje się mniejszymi średnicami. Spowodowane jest to charakterem płynięcia materiału w szczelinie między trzpieniem a walcem głównym. Stwierdzić można, że wraz ze wzrostem prędkości dosuwu walca głównego uzyskuje się pierścienie o większym poszerzeniu.



Ryc. 6.12. Wyniki symulacji numerycznych dwóch skrajnych przypadków (5 mm/s – górny rząd, 35 mm/s – dolny rząd); rozkład intensywności odkształceń

Na rycinie 6.13 przedstawiono zależności między współczynnikami α a prędkością dosuwu V i stosunkiem prędkości k . Wartości współczynnika α są liniowo rosnące, tzn. im większe są prędkość dosuwu V i stosunek prędkości k , tym większa wartość poszerzenia α . Oznacza to, że przy większym stosunku prędkości dosuwu do prędkości obwodowej (prędkości obrotowej) walca głównego zwiększa się osiowy przepływ materiału, a zmniejsza obwodowy. Dla prędkości dosuwu $V = 5$ mm/s, odpowiadającej współczynnikowi $k = 0,004$ (przy prędkości obrotowej $n = 60$ obr./min), poszerzenie wynosi blisko 13,6 %, natomiast dla $V = 35$ mm/s ($k = 0,028$) osiąga wartość około 17 %. W rezultacie wraz ze wzrostem współczynnika prędkości k zmniejszają się średnice wewnętrzna i zewnętrzna produkowanych pierścieni.



Ryc. 6.13. Współczynnik α w funkcji prędkości dosuwu walca głównego V_1 i współczynnika prędkości k

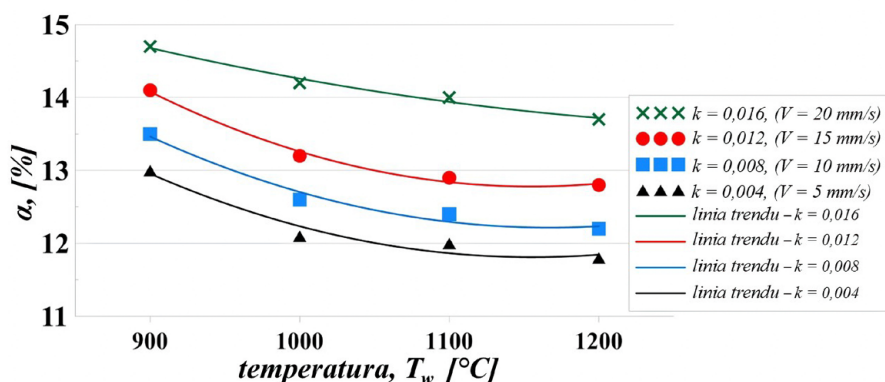
6.2.2 Wpływ temperatury wsadu

Temperatura początkowa wsadu wpływa na geometrię końcowej odkuwki. W celu określenia wpływu temperatury na poszerzenie przeprowadzono badania stanowiskowe analogiczne do wcześniejszych (podrozdział 6.1.2).

Tab. 6.6. Parametry realizowanego procesu

Parametr	Wartość
Temperatura	900 °C, 1000 °C, 1100 °C, 1200 °C
Wymiary wsadu	ø110 mm × ø36 mm × 20 mm
Prędkość dosuwu walca głównego	5–40 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60 obr./min
Geometria trzpienia	$D_t = 40$ mm
Geometria walca głównego	$D_g = 380$ mm

Na rycinie 6.14 przedstawiono zależność poszerzenia α od temperatury nagrzewania wsadu w zakresie 900–1200 °C dla różnych wartości współczynnika k , tj. różnego stosunku prędkości dosuwu do prędkości obwodowej walca głównego na powierzchni kontaktu z walcowanym pierścieniem. W celu osiągnięcia przejrzystości porównania wyników wartość współczynnika k na wykresie ograniczono do 0,016, czyli do wartości granicznej, jaką uzyskano dla temperatury 1200 °C, pomimo że dla mniejszych temperatur wartości graniczne współczynnika k były większe. Jak widać na wykresie, poszerzenie maleje wraz ze wzrostem temperatury nagrzewania wsadu od $\alpha = 12,8\%$ do $\alpha = 12\%$ dla $k = 0,004$ oraz od $\alpha = 14,4\%$ do $\alpha = 13,7\%$ dla $k = 0,016$. Oznacza to, że im większa temperatura nagrzewania wsadu, tym niższe plastyczne płynięcie osiowe materiału, a tym samym wysokość pierścienia jest mniejsza, a średnica większa. Badania potwierdziły również wyniki prezentowane w poprzednim podrozdziale, że im większy współczynnik k , tym większe poszerzenie. Uzyskane zależności są istotne przy projektowaniu procesu, gdyż zawierają informację o tym, jakie wymiary gotowego pierścienia uzyska się przy dobranych parametrach prędkościowych i temperaturowych walcowania.



Ryc. 6.14. Współczynnik α w funkcji temperatury początkowej wsadu

7. Wady kształtu i błędy wymiarów

7.1. Wpływ parametrów procesu na zniekształcenie przekroju poprzecznego kształtowanego pierścienia

Wada zwana „rybim ogonem” występuje najczęściej podczas procesu promieniowego walcowania pierścieni (por. ryc. 3.42e). Powstaje w rezultacie braku ograniczenia wysokości odkuwki podczas walcowania. W tym rozdziale opisano wpływ poszczególnych parametrów procesu na wielkość i kształt omawianego defektu. Do najistotniejszych parametrów zaliczono:

- prędkość kształtujących narzędzi,
- temperaturę początkową wsadu,
- geometrię oraz konstrukcję narzędzi.

7.1.1 Prędkość narzędzi

W promieniowym procesie walcowania pierścieni tylko jeden wymiar przekroju poprzecznego może być kontrolowany, tj. grubość końcowa, która jest definiowana jako odległość pomiędzy roboczymi powierzchniami walca głównego i trzpienia, mierzona po ustaniu dosuwu poruszającego się liniowo narzędzia. Jeśli chodzi o inny wymiar przekroju poprzecznego, tj. wysokość, to najczęściej nie jest on kontrolowany, a przepływu metalu nic nie ogranicza w przeciwieństwie do procesu promieniowo-osowego walcowania pierścieni, gdzie

w tym celu stosuje się walce stożkowe. W procesie promieniowego walcowania pierścieni czasami stosuje się kształtowe narzędzia, które ograniczają wysokość uzyskanych wyrobów, jednak i w tym przypadku często obarczone są one wadami w rodzaju „rybiego ogona” bądź wypłytki.

Brak kontroli nad wysokością wyrobu uniemożliwia kontrolę przekroju poprzecznego pierścienia, a tym samym średnicy produktu końcowego. W związku z tym proces walcowania promieniowego pierścieni jest w porównaniu z innymi procesami obróbki plastycznej prowadzony ze stosunkowo znacznym naddatkiem materiału w celu zapewnienia odpowiednich wymiarów odkuwki pierścienia [15]. Z uwagi na to zaprojektowanie efektywnego procesu walcowania pierścieni wymaga znajomości relacji pomiędzy parametrami procesu a wymiarami walcowanych pierścieni.

Do ilościowej oceny wady przekroju poprzecznego przyjęto współczynnik „rybiego ogona”, który to definiuje się poprzez odniesienie różnicy pomiędzy maksymalną i minimalną wysokością przekroju poprzecznego do średniej wysokości przekroju poprzecznego i opisuje następującą zależnością:

$$\beta = \frac{h_{k,max} - h_{k,min}}{h_{k,\acute{s}r}} \cdot 100\%, \quad (7.1)$$

gdzie:

- $h_{k,max}$ – maksymalna wysokość przekroju poprzecznego finalnego produktu [mm],
- $h_{k,min}$ – minimalna wysokość przekroju poprzecznego finalnego produktu [mm],
- $h_{k,\acute{s}r}$ – średnia wysokość przekroju poprzecznego finalnego produktu [mm].

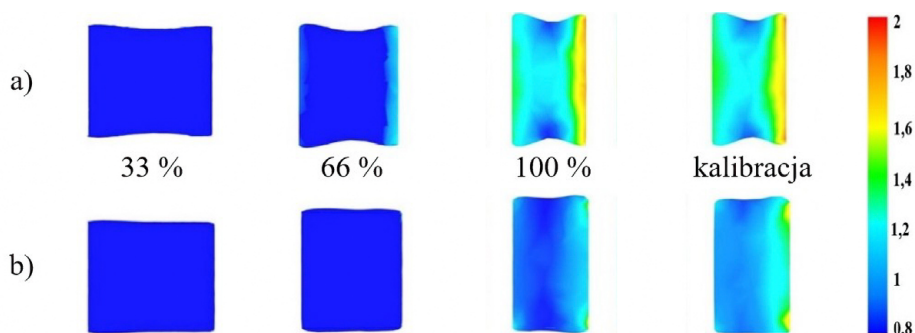
W przypadku, gdy ostateczny przekrój poprzeczny jest prostokątny, współczynnik β jest równy 0. Im większa jest jego wartość, tym bardziej znacząca staje się wada przekroju poprzecznego (widoczny „rybi ogon”).

Badania przeprowadzono metodą teoretyczną oraz eksperymentalną. W tabeli 7.1 podano najważniejsze parametry procesu.

Tab. 7.1. Parametry realizowanego procesu

Parametr	Wartość
Temperatura	1100 °C
Wymiary wsadu	ø102,5 mm × ø50 mm × 20 mm
Prędkość liniowa walca głównego	5–45 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60 obr./min
Geometria trzpienia	$D_t = 38$ mm, $P_t = 4$ mm, $W_t = 23$ mm
Geometria walca głównego	$D_g = 380$ mm, $P_g = 7$ mm, $W_g = 23$ mm

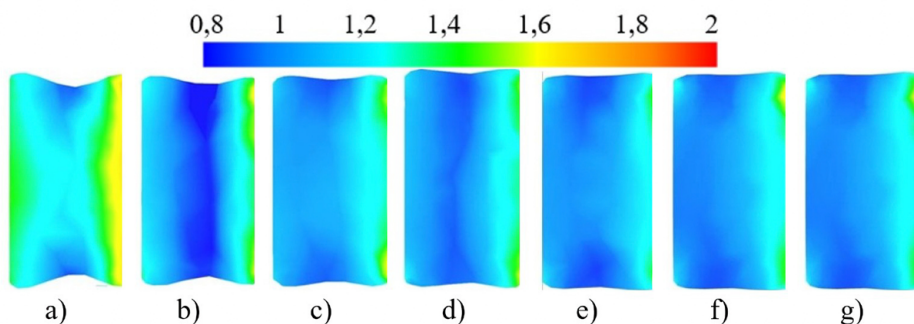
Uzyskany w symulacjach charakter zmian przekroju pierścienia podczas kształtowania przedstawiono na rycinie 7.1. Zaprezentowane wyniki pozwalają na stwierdzenie, że dla małej prędkości dosuwu formującego narzędzia materiał płynie bardziej osiowo przy narzędziach (niż w przypadku maksymalnych prędkości), czego efektem jest pogłębienie wady „rybiego ogona”. Należy również zauważyć, że środek „rybiego ogona” jest przesunięty w stronę walca głównego. Oznacza to, że materiał płynie bardziej osiowo przy trzpieniu.



Ryc. 7.1 Zmiana geometrii przekroju poprzecznego pierścienia z rozkładem intensywności odkształceń (wyniki symulacji): a) prędkość dosuwu 5 mm/s ($k = 0,004$), b) prędkość dosuwu 35 mm/s ($k = 0,028$)

Na rycinie 7.2 przedstawiono rozkład odkształceń w przekroju pierścieni walcowanych z prędkością dosuwu V w zakresie 5 mm/s ($k = 0,004$)–35 mm/s ($k = 0,028$). Można zauważyć, że zarówno od strony walca głównego, jak i trzpienia największe wartości odkształceń występują w pobliżu powierzchni styku materiału z narzędziem. Zwiększone lokalne płynięcie plastyczne materiału powoduje wzrost wysokości przekroju pierścienia w miejscach kontaktu z narzędziami w stosunku do wysokości w środku szerokości przekroju. Rozkład odkształceń w przekroju poprzecznym jest bardziej równomierny dla prędkości dosuwu $V = 35$ mm/s ($k=0,028$), co skutkuje mniejszym zniekształceniem

przekroju poprzecznego. Rzeczywiste przekroje uzyskanych pierścieni pokazano na rycinie 7.3.



Ryc. 7.2. Rozkład intensywności odkształcenia w przekroju poprzecznym pierścienia dla prędkości V : a) 5 mm/s, b) 10 mm/s, c) 15 mm/s, d) 20 mm/s, e) 25 mm/s, f) 30 mm/s, g) 35 mm/s



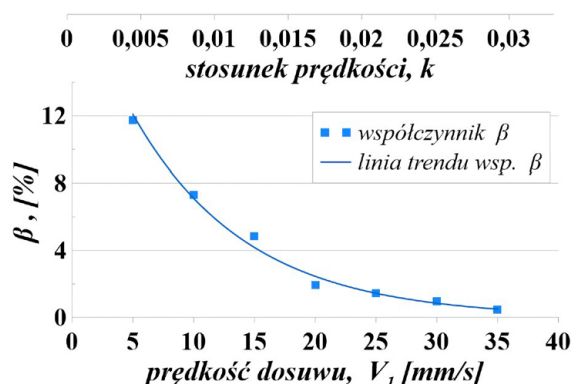
Ryc. 7.3. Kształt przekroju poprzecznego pierścienia uzyskanego w badaniach doświadczalnych przy prędkościach 5–35 mm/s (z krokiem 5 mm/s); strzałki wskazują wadę „rybiego ogona”

Porównanie wyników numerycznych z wynikami eksperymentalnymi wykazało wysoką zgodność pod względem jakościowym (podobne kształty przekrojów pierścieni), ale niską zgodność pod względem ilościowym. W symulacjach osiowy przepływ metalu jest większy, a obwodowy mniejszy od uzyskanego w eksperymentach. W efekcie w badaniach doświadczalnych odkuwki pierścieni miały większe średnice i mniejsze wysokości niż w symulacjach.

W świetle powyższych zależności można stwierdzić korzystność zastosowania najwyższej badanej prędkości posuwu i stosunku prędkości. Należy jednak podkreślić, że stosunek prędkości nie może przekroczyć wartości granicznej, w przeciwnym wypadku wystąpi bowiem poślizg, a w efekcie otrzyma się wadliwy wyrób.

Badanie współczynnika β (współczynnik „rybiego ogona”) wykazało, że jego wartość maleje wykładniczo wraz ze wzrostem prędkości dosuwu V i współczynnika prędkości k (ryc. 7.4). Oznacza to, że im większe są wartości V i k , tym kształt przekroju staje się bardziej prostokątny. Można to zaobserwować na

rycinie 7.3 przedstawiającym przekroje poprzeczne otrzymanych pierścieni. Warto zauważyć, że po przekroczeniu wartości współczynnika prędkości $k > 0,017$ współczynnik β jest niski i wynosi poniżej 2 %. W związku z tym można stwierdzić, że ze względu na zniekształcenie przekroju poprzecznego analizowany proces walcowania pierścieni powinien być realizowany z parametrami prędkościowymi, dla których $k > 0,017$.



Ryc. 7.4. Współczynniki β w funkcji prędkości dosuwu walca głównego V i współczynnika prędkości k

Analiza powyższych wyników pozwala na stwierdzenie, że parametry prędkościowe mają istotny wpływ na wymiary i kształt przekroju poprzecznego pierścienia, a w konsekwencji na średnice zewnętrzną i wewnętrzną pierścieni walcowanych. Znajomość tych zależności jest niezbędna przy projektowaniu procesu walcowania pierścieni o określonych wymiarach. Ponadto zmniejsza ona potrzebę stosowania metody prób i błędów przy uruchomieniu produkcji nowych odkuwek pierścieni.

Im większy jest współczynnik prędkości, tym mniejsze są zniekształcenia przekroju poprzecznego wyrobu. W związku z tym w przypadku walcowania odkuwki o prostokątnym przekroju poprzecznym maleją również naddatki na obróbkę skrawaniem spowodowane zniekształceniem przekroju poprzecznego.

7.1.2 Temperatura wsadu

Wpływ temperatury nagrzewania wsadu na zniekształcenie przekroju poprzecznego określono na podstawie badań doświadczalnych, których główne parametry zebrano w tabeli 7.2.

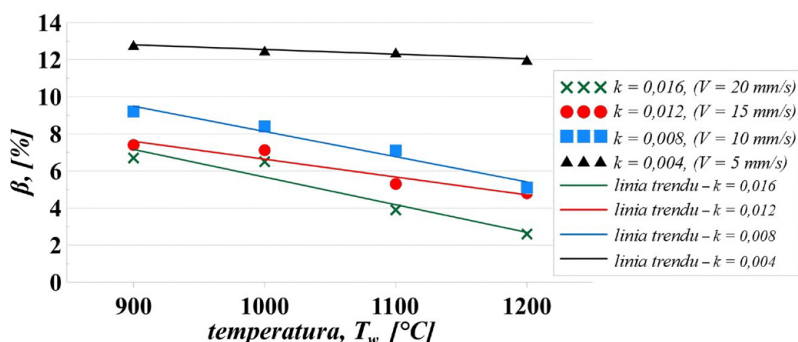
Tab. 7.2. Parametry realizowanego procesu

Parametr	Wartość
Temperatura	900 °C, 1000 °C, 1100 °C, 1200 °C
Wymiary wsadu	ø100 mm × ø50 mm × 20 mm
Prędkość dosuwu walca głównego	5–40 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60 obr./min
Średnica trzpienia	$D_t = 40$ mm
Średnica walca głównego	$D_g = 380$ mm

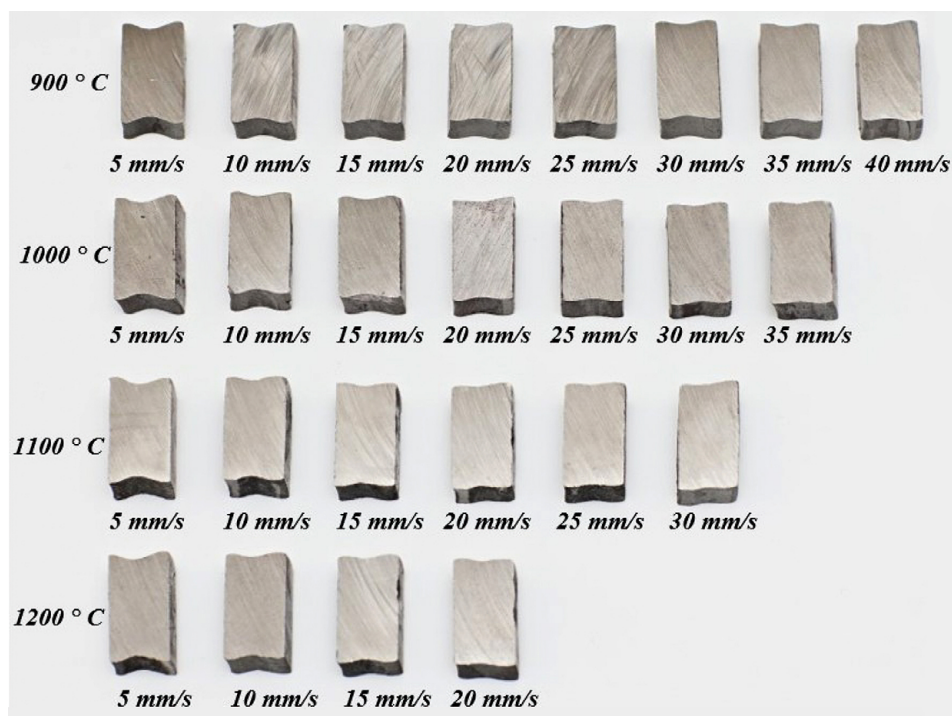
Na rycinie 7.5 przedstawiono zależności ilościowe pomiędzy współczynnikiem β , a temperaturą nagrzewania wsadu dla różnych wartości współczynnika k .

Na rycinie 7.6 przedstawiono przekroje odkuwki pierścieni dla temperatur w zakresie 900–1200 °C i prędkości dosuwu walca głównego $V = 5\text{--}40$ mm/s, dla której przy stałej prędkości obrotowej walca głównego $n = 60$ obr./min współczynnik k wynosił odpowiednio od 0,004 do 0,032. Zmiana parametrów prędkościowych wyraźnie wpływa na tzw. „rybi ogon”, co dokładniej opisano w poprzednim podrozdziale. Wpływ temperatury jest mniej zauważalny.

Wpływ temperatury na współczynnik β zniekształcenia przekroju poprzecznego ogólnie wykazuje tendencję malejącą, tzn. im wyższa temperatura, tym mniejszy współczynnik β . Intensywność tej zależności zależy od parametrów prędkościowych. Dla współczynnika $k = 0,004$ wpływ temperatury jest prawie niezauważalny, współczynnik β zawiera się w przedziale wartości od 12 % do 12,8 %. Dla większych wartości współczynnika k różnice współczynnika β są wyraźniejsze i dochodzą do 4 %, przyjmując mniejsze wartości dla wyższych temperatur. Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że w aspekcie zniekształcenia przekroju poprzecznego (wady „rybiego ogona”) korzystne jest nagrzewanie wsadu do wyższych temperatur.



Ryc. 7.5. Zależność współczynnika β od temperatury nagrzewania wsadu dla różnych wartości współczynnika k : a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C



Ryc. 7.6. Przekroje poprzeczne pierścieni uzyskane czterema różnymi temperaturami początkowymi wsadu przy różnych prędkościach dosuwu walca głównego V ($n = 60$ obr./min)

7.1.3 Konstrukcja narzędzi

Częstym zabiegiem podczas procesu walcowania pierścieni jest stosowanie narzędzi ze specjalnymi podcięciami technologicznymi, które wyhamowują osiowe płynięcie materiału. Ograniczenie takie pozwala na zdefiniowanie końcowej wysokości wyrobu. Należy zauważyć, iż geometria kształtowego trzpienia wpływa na geometrię wsadu, a ściślej ujmując, na jego średnicę wewnętrzną. Im większe podcięcie, tym większa musi być średnica wewnętrzna wsadu, by móc umieścić go na narzędziu. Średnica trzpienia nie może być zbyt mała z powodu jego wytrzymałości; trzpień o małej średnicy jest narażony na zniszczenie.

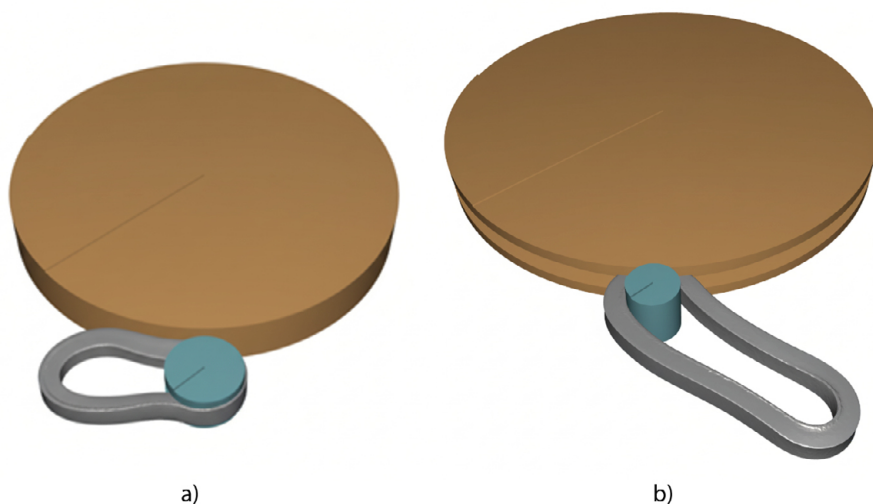
W tym podrozdziale przedstawiono wyniki wpływu konstrukcji narzędzi na geometrię wyrobu, a w szczególności kształt przekroju poprzecznego pierścienia – zniekształcenie w postaci „rybiego ogona”. Zostaną pokazane wyniki dla odkuwki kształtowanej narzędziami modułowymi (ryc. 4.10). Następnie zostaną przedstawione wady oraz zalety takich rozwiązań.

Badania przeprowadzono metodą teoretyczną oraz eksperymentalną. Analizie poddano wpływ różnej konstrukcji narzędzi na uzyskany wyrób.

Zmianie ulegały wartości podcięć technologicznych: P_t – podcięcie na trzpieniu, P_g – podcięcie na walcu głównym. Stałe były zaś średnica trzpienia $D_t = 40$ mm oraz średnica walca głównego $D_g = 380$ mm. W tabeli 7.3 podano wartości poszczególnych wymiarów.

Badania przeprowadzono dla dwóch wartości dosuwu głównego narzędzia, pamiętając o wpływie prędkości narzędzi na kinematykę płynięcia materiału odkuwki. Walec główny przemieszczał się z prędkością $V = 5$ mm/s bądź 25 mm/s w kierunku trzpienia, obracając się z prędkością obrotową $n = 60$ obr./min. W badaniach użyto pierścieniowych wsadów ze stali C45 o wymiarach $\varnothing 120$ mm $\times$ $\varnothing 70$ mm $\times$ 15 mm. Taki pierścień należy uznać za smukły, dlatego zalecane jest kształtowanie go z użyciem narzędzi kształtowych. Założono, iż końcowy wyrób będzie miał przekrój poprzeczny o wymiarach: wysokość $h_k = 17$ mm oraz grubość (różnica między zewnętrznym a wewnętrznym promieniem wyrobu) $b_k = 15$ mm.

Teoretyczna analiza przeprowadzona w środowisku Forge NxT 1.1 nie przyniosła oczekiwanych wyników. Podczas analiz uzyskiwano pierścienie zniekształcone na skutek oddziaływania narzędzi (ryc. 7.7), co nie wystąpiło podczas prób stanowiskowych. Z tego powodu tę część badań oparto na próbach doświadczalnych.



Ryc. 7.7. Wyniki analiz numerycznych: a) wada uzyskana przy największym podcięciu technologicznym na trzpieniu, b) wada uzyskana przy największym podcięciu technologicznym na walcu głównym

W tabeli 7.3 zebrano analizowane warianty prób oraz nazwy, które ułatwią dalszą analizę wyników. Na rycinie 7.8 przedstawiono uzyskane pierścienie.

Przejęto następujące oznaczenia poszczególnych przypadków:

$$Ta_Gb_Vc,$$

gdzie:

T – trzpień,

G – wałek główny,

V – prędkość dosuwu,

a – indeks wielkości podcięcia na trzpieniu [mm],

b – indeks wielkości podcięcia na walcu głównym [mm],

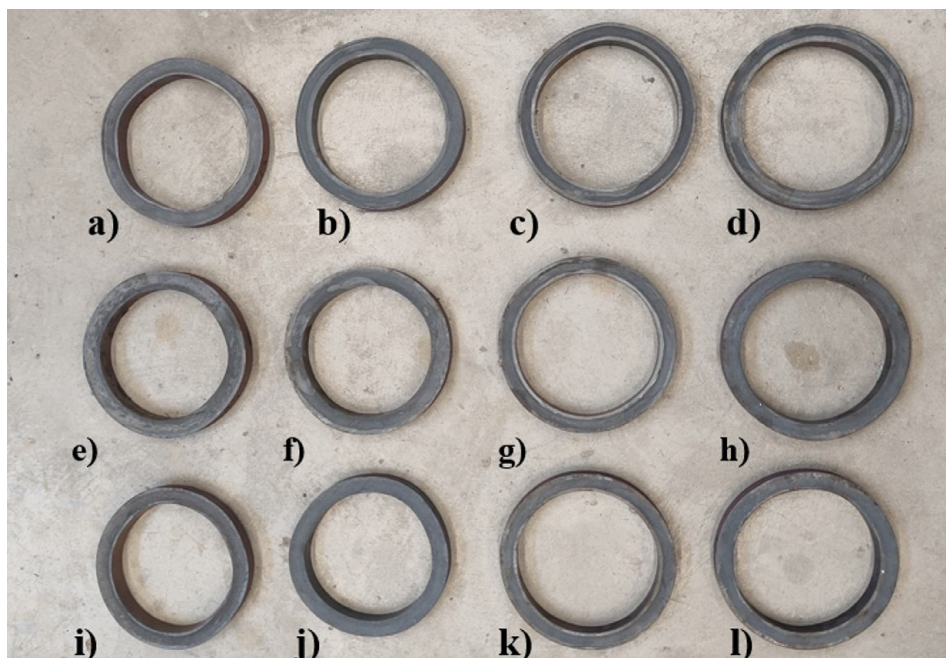
c – indeks wartości prędkości dosuwu walca głównego [mm/s].

Tab. 7.3. Analizowane warianty prób wraz nazwami

Numer próbki	P_t [mm]	P_g [mm]	V [mm/s]	Nazwa
1	13	0	5	$T13_G0_V5$
2	13	0	25	$T13_G0_V25$
3	7	7	5	$T7_G7_V5$
4	7	7	25	$T7_G7_V25$
5	0	13	5	$T0_G13_V5$
6	0	13	25	$T0_G13_V25$
7	4	7	5	$T4_G7_V5$
8	4	7	25	$T4_G7_V25$
9	0	0	5	$T0_G0_V5$
10	0	13	25	$T0_G0_V25$
11	7	4	5	$T7_G4_V5$
12	7	4	25	$T7_G4_V25$

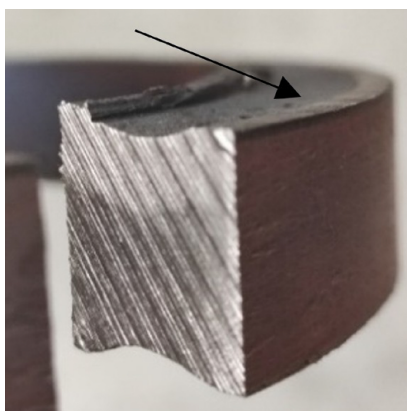
Wizualna analiza powyższej ryciny 7.8 pozwala na stwierdzenie, iż wszystkie pierścienie uzyskane podczas prób dla prędkości dosuwu walca głównego $V = 25$ mm/s cechują się geometrią bardziej zbliżoną do okręgu niż pierścienie uzyskane podczas prób z prędkością dosuwu $V = 5$ mm/s.

Należy również zauważyć, iż pierścień $T13_G0_V5$ (ryc. 7.8a) posiada kształt wielokąta, który to defekt spowodował sam przebieg próby – podczas procesu formowania element został kilkukrotnie zakleszczony w narzędziach, czego efektem było jego skokowe formowanie.



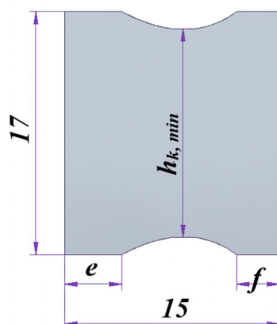
Ryc. 7.8. Otrzymane pierścienie podczas prób stanowiskowych: a) T13_G0_V5, b) T13_G0_V25, c) T7_G7_V5, d) T7_G7_V25, e) T0_G13_V5, f) T0_G13_V25, g) T4_G7_V5, h) T4_G7_V25, i) T0_G0_V5, j) T0_G0_V25, k) T7_G4_V5, l) T7_G4_V25

Analizując kształt kolejnych pierścieni, zauważyć można, iż odkuwki formowane na parze narzędzi, które posiadały wykroń tylko na walcu głównym (ryc. 7.8e, f), mają mniejszą średnicę niż pozostałe. Spowodowane jest to tym, że materiał znajdujący się przy płaszczyźnie gładkiego trzpienia nie był ograniczany, czego efektem było swobodne jego płynięcie plastyczne w przestrzeń między narzędzia i powstanie wypływk (ryc. 7.9).



Ryc. 7.9. Wada w postaci wypłynięcia materiału w przestrzeń między narzędzia

Do jakościowej analizy wyników każdy z przekrojów został zmierzony zgodnie ze schematem przedstawionym na rycinie 7.10. Za reprezentatywne przyjęto parametry: e – długość strefy kształtowania trzpienia, f – długość strefy kształtowania walca głównego, $h_{k,min}$ – minimalna wysokość przekroju. Wyniki pomiarów podano w tabeli 7.4.

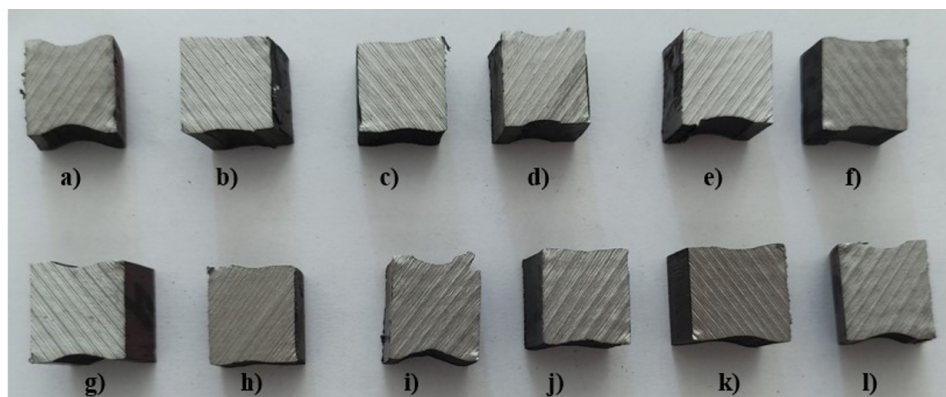


Ryc. 7.10. Schemat wymiarów charakterystycznych podczas badania wpływu geometrii narzędzi na proces

Na rycinie 7.11 przedstawiono przekroje poprzeczne pierścieni uzyskane podczas prób stanowiskowych. Zauważyć można, że za każdym razem otrzymano różny przekrój poprzeczny, zależny od konstrukcji narzędzia oraz od prędkości dosuwu walca głównego. W żadnym przypadku nie uzyskano całkowitego wypełnienia wykroju.

Tab. 7.4. Wyniki pomiarów przekrojów poprzecznych uzyskanych pierścieni

L.P	Nazwa próbki	e [mm]	f [mm]	$h_{k,min}$ [mm]	D_k [mm]	d_k [mm]
1	T13_G0_V5	3,6	0	16	147,2	117,2
2	T13_G0_V25	5,7	0	16,8	145,8	115,8
3	T7_G7_V5	4	4,2	15,4	155,7	125,7
4	T7_G7_V25	5,5	4	15,8	153,2	123,2
5	T0_G13_V5	0	4	15,9	143,2	113,2
6	T0_G13_V25	0	4,2	16,5	144,1	114,2
7	T4_G7_V5	3,8	3,6	15,2	156	126
8	T4_G7_V25	4	4,3	16,4	154,2	124,2
9	T0_G0_V5	0	0	16	150,3	120,3
10	T0_G0_V25	0	0	16,3	148,7	118,8
11	T7_G4_V5	3	4	15,1	155,3	125,3
12	T7_G4_V25	3,7	4	16,4	153,7	125,7



Ryc. 7.11. Pierścienie otrzymane podczas prób stanowiskowych: a) T13_G0_V5, b) T13_G0_V25, c) T7_G7_V5, d) T7_G7_V25, e) T0_G13_V5, f) T0_G13_V25, g) T4_G7_V5, h) T4_G7_V25, i) T0_G0_V5, j) T0_G0_V25, k) T7_G4_V5, l) T7_G4_V25

Na podstawie wszystkich wyników należy stwierdzić, że przekroje najbardziej zbliżone do zakładanych posiadają pierścienie wykonane podczas procesu realizowanego z większą prędkością dosuwu $V = 25 \text{ mm/s}$. Potwierdza to słuszność wcześniejszych badań. Należy również stwierdzić, że wskazane jest przeprowadzanie procesu przy użyciu narzędzi kształtowych. Podczas prób na gładkich narzędziach, dla których uzyskano przekroje przedstawione na rycinie 7.10j oraz 7.10k, pierścień drgał oraz przemieszczał się wzdłuż trzpienia, co znacząco wpłynęło na zniekształcenie jego geometrii.

Zasadne jest więc formowanie pierścieni w narzędziach z wykrojami roboczymi, które ograniczają przemieszczanie wyrobu oraz kształtują jego wysokość. Zaobserwowano również intensywniejsze płynięcie plastyczne materiału przy powierzchni trzpienia, co może sugerować stosowanie w takich wypadkach narzędzi z większym podcięciem technologicznym. Niestety takie rozwiązanie powoduje przyrost średnicy trzpienia, a w konsekwencji – z uwagi na konieczność wykonania wsadu z większą średnicą wewnętrzną – rosną straty materiału.

7.2 Wpływ parametrów procesu na owalizację

Do opisu wady braku okrągłości postanowiono wyznaczyć odchyłkę okrągłości, która jest miarą niezgodności rzeczywistego zarysu przedmiotu z kształtem graficznym okręgu.

Najczęściej spotykanymi odchyłkami okrągłości są owalność i graniałość. Najprostszym i najmniej dokładnym sposobem pomiaru owalności jest pomiar dwu dowolnych, lecz wzajemnie prostopadłych średnic pierścienia,

wykonany uniwersalnym przyrządem pomiarowym (suwmiarka, mikrometr). Ocena zyska na precyzji, gdy pomiar zostanie wykonany w kilku miejscach na obwodzie, po kolejnych obróceniach przedmiotu o odpowiedni kąt (np. zmierzenie czterech średnic, z których każda jest obrócona w stosunku do poprzedniej pod kątem 45°).

W ten sposób znajduje się największą oraz najmniejszą średnicę zewnętrzną ukształtowanego pierścienia. Różnica średnic (czyli różnica wskazań D_{max} i D_{min} przyrządu pomiarowego) jest wartością odchyłki okrągłości O (owalizacji), czyli:

$$O = D_{kmax} - D_{kmin}, \quad (7.2)$$

gdzie:

$D_{k,max}$ – maksymalna wartość końcowej średnicy zewnętrznej odkuwki [mm],

$D_{k,min}$ – minimalna wartość końcowej średnicy zewnętrznej odkuwki [mm].

7.2.1 Prędkość narzędzi

Na rycinie 7.12 przedstawiono pierścienie uzyskane podczas prób stanowiskowych, których główne parametry podano w tabeli 7.5.



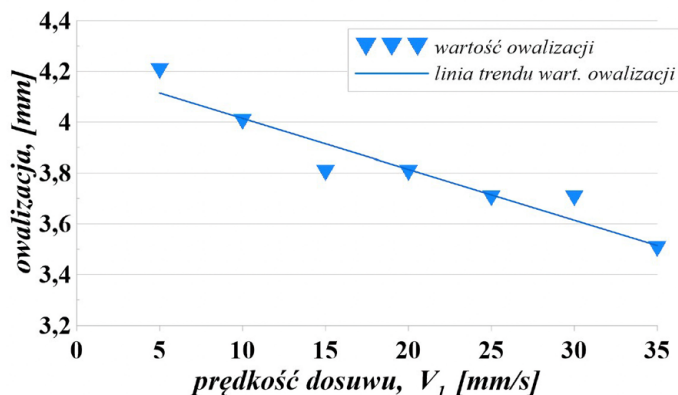
Ryc. 7.12. Pierścienie uzyskane podczas prób stanowiskowych dla poszczególnych wartości dosuwu V : a) 5 mm/s, b) 10 mm/s, c) 15 mm/s, d) 20 mm/s, e) 25 mm/s, f) 30 mm/s, g) 35 mm/s

Tab. 7.5. Parametry realizowanego procesu

Parametr	Wartość
Temperatura	1000 °C
Wymiary wsadu	ø102,5 mm × ø50 mm × 20 mm
Prędkość dosuwu walca głównego	5–42 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60 obr./min
Geometria trzpienia	$D_t = 38$ mm, $P_t = 4$ mm, $W_t = 23$ mm
Geometria walca głównego	$D_g = 380$ mm, $P_g = 7$ mm, $W_g = 23$ mm

Wizualna analiza geometrii odkuwek (ryc. 7.12) pozwala na stwierdzenie, że wraz ze wzrostem prędkości dosuwu walca głównego (przy jednakowej jego prędkości obrotowej n) kształt pierścienia staje się coraz bardziej zbliżony do okręgu. Spowodowane jest to czasem oraz sposobem formowania odkuwki. Dla niskich prędkości dosuwu narzędzia ($V = 5$ mm/s, 10 mm/s) podczas procesu zaobserwowano niestabilność formowanego pierścienia – przemieszczał się on wzdłuż trzpienia oraz drgał wskutek małej redukcji grubości na jeden obrót walca głównego. Dla maksymalnych wartości parametru k proces przebiegał w sposób bardziej stabilny.

Na poniższym wykresie (ryc. 7.13) przedstawiono wartość owalizacji zależną od prędkości V dosuwu walca głównego przy jego jednakowej prędkości obrotowej wynoszącej $n = 60$ obr./min.

**Ryc. 7.13.** Wykres wielkości owalizacji pierścienia względem prędkości dosuwu walca głównego

Zaobserwować można, iż wartość analizowanego parametru maleje wraz ze wzrostem prędkości dosuwu narzędzia. Oznacza to, że wyrób uzyskiwany z większą prędkością dosuwu posiadał mniejszą odchyłkę okrągłości, tj. geometrię bardziej zbliżoną do okręgu. Fakt ten przemawia za stosowaniem

najwyższych prędkości dosuwu kształtującego narzędzia. W żadnym z badanych przypadków nie uzyskano odkuwki idealnie okrągłej, co potwierdza, że po walcowaniu należy wykonać kalibrowanie odkuwki.

7.2.2 Temperatura wsadu

Temperatura początkowa wsadu ma znaczący wpływ na owalizację końcowej odkuwki. Już wizualna analiza pierścieni otrzymanych podczas prób stanowiskowych, zgodnie z parametrami podanymi w tabeli 7.6, pozwoliła na wstępne określenie jej wpływu na rozpatrywany parametr.

Tab. 7.6. Parametry badań wpływu temperatury wsadu na owalizację odkuwki

Parametr	Wartość
Temperatura	900 °C, 1000 °C, 1100 °C, 1200 °C
Wymiary wsadu	ø100 mm × ø50 mm × 20 mm
Prędkość dosuwu walca głównego	5–40 mm/s
Prędkość obrotowa walca głównego	60 obr./min
Geometria trzpienia	$D_t = 40$ mm
Geometria walca głównego	$D_g = 380$ mm

Na rycinie 7.14 przedstawiono odkuwki pierścieni wykonane z wsadów nagranych do temperatur równych 900, 1000, 1100 oraz 1200 °C walcowane przy różnych parametrach prędkościowych walca głównego ($n = 60$ obr./min, $V = 5 \div 40$ mm/s). Prędkość dosuwu walca głównego przy każdej temperaturze zwiększano od 5 mm/s krokiem co 5 mm/s aż do wystąpienia poślizgu. Im mniejsza liczba odkuwek pierścieni przy danej temperaturze na rycinie 7.14, tym niższa prędkość V wywoływała poślizg.

Należy również stwierdzić, że wzrost początkowej temperatury wsadu znacznie pogarsza kształt gotowej odkuwki, co zauważalne jest nawet przy ocenie wizualnej (ryc. 7.14 oraz 7.15). Wyższa temperatura przedkuwki zmniejsza własności wytrzymałościowe, a więc zwiększa podatność materiału na wpływ sił bezwładności przy walcowaniu, pociągając za sobą nieprawidłowy kształt pierścienia.



a)



b)

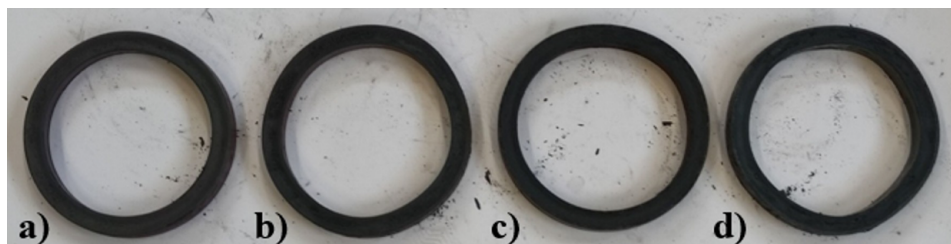


c)



e)

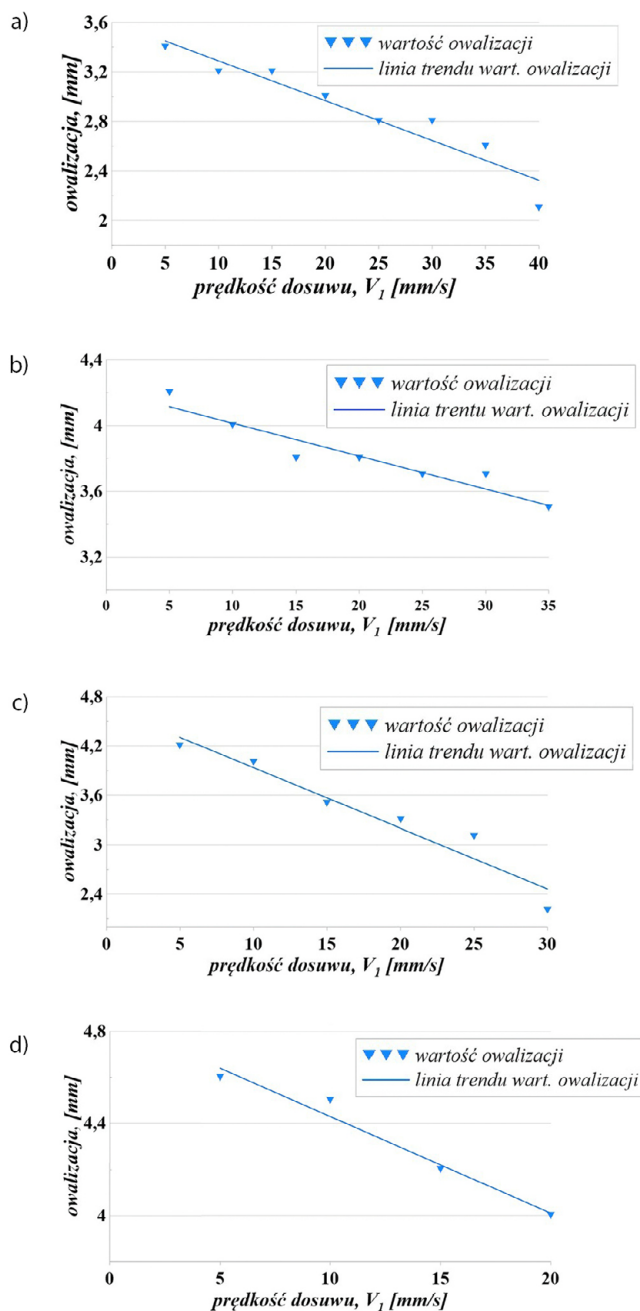
Ryc. 7.14. Pierścienie uzyskane podczas prób stanowiskowych z zastosowaniem początkowej temperatury wsadu: a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C; kolejne odkuwki, licząc od lewej górnej strony, kształtowane były z rosnącymi prędkościami od $V = 5 \text{ mm/s}$ z krokiem co 5 mm/s



Ryc. 7.15. Pierścienie uzyskane podczas kształtowania z prędkością dosuwu walca głównego $V = 5 \text{ mm/s}$ ($n = 60 \text{ obr./min}$, $k = 0,004$): a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C

Na rycinie 7.16 przedstawiono zmierzone odchyłki okrągłości dla każdej temperatury nagrzewania wsadu oraz stosowanych parametrów prędkościowych. Pomiary potwierdziły wstępną ocenę wizualną, że im wyższa temperatura nagrzewania wsadu, tym odchyłka okrągłości jest większa. W związku ze zjawiskiem owalizacji zalecane jest stosowanie niższych temperatur początkowych wstępniaka. Należy ponadto zaznaczyć, że przedstawione na rycinie 7.16 wyniki potwierdziły również wcześniej wyznaczoną dla stałej

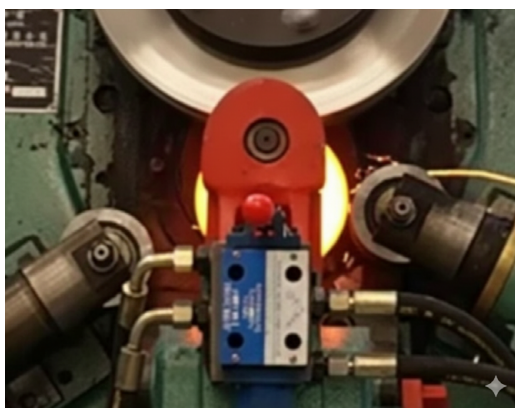
prędkości obrotowej zależność spadku odchyłki okrągłości przy wzroście prędkości dosuwu walca głównego.



Ryc. 7.16. Wartości owalizacji zależnie od temperatury początkowej wsadu: a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C

7.2.3 Położenie rolek kalibrujących

Proces walcowania pierścieni jest niesymetryczny – pierścień przyjmuje kształt owalny, a jego środek zostaje przesunięty zgodnie z kierunkiem walcowania (ryc. 7.17). W trakcie procesu pierścień jest podtrzymywany przez rolki kalibrujące zwane również centrującymi. W stosowanym stanowisku badawczym rolki kalibrujące w czasie walcowania przyjmują stałe położenie (brak możliwości przemieszczania podczas trwania procesu), a co za tym idzie dostarczają punktu podparcia na końcowym etapie walcowania. To ich położenie decyduje o skuteczności w uzyskiwaniu okrągłego kształtu produktu. Warto też podkreślić, że w miarę postępu procesu rolki nie mogą naciskać zbyt mocno na walcowany materiał, ponieważ sztywność pierścienia zmniejsza się wraz ze zmniejszeniem grubości ścianki, a pierścień może stać się owalny.



Ryc. 7.17. Kształt pierścienia w czasie walcowania

W tym podrozdziale przedstawiono wyniki wpływu położenia rolek kalibrujących na proces walcowania pierścieni oraz na kształt gotowej odkuwki, głównie odchyłki okrągłości. Badania przeprowadzono metodą teoretyczną oraz eksperymentalną. Analizie poddano wpływ położenia rolek kalibrujących dla dwóch prędkości dosuwu walca głównego – $V = 5 \text{ mm/s}$ oraz 20 mm/s – przy jednakowej prędkości obrotowej walca głównego $n = 60 \text{ obr./min}$. W badaniach użyto pierścieniowych wsadów ze stali C45 o wymiarach początkowych: $\varnothing 110 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$. Proces walcowania przeprowadzano na narzędziach kształtowych (ryc. 4.10b) o wymiarach: trzpień – $D_t = 38 \text{ mm}$, $P_t = 4 \text{ mm}$, $W_t = 23 \text{ mm}$; wałek główny – $D_g = 380 \text{ mm}$, $P_g = 7 \text{ mm}$, $W_t = 23 \text{ mm}$. Analizie poddano głównie wpływ położenia prawej rolki. Podczas wcześniejszych badań zaobserwowano, iż lewa powinna być stosowana jedynie podczas procesu, w którym znana jest

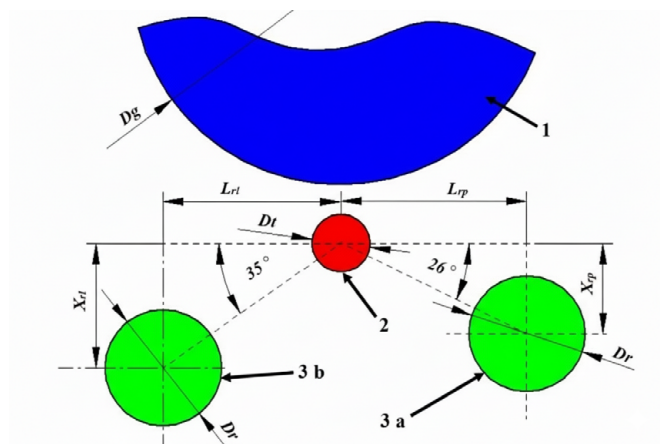
końcowa średnica zewnętrzna odkuwki. Może ona być również stosowana w celu zamontowania czujnika ruchu, który powodowałby zatrzymanie przemieszczania się walca głównego w momencie zetknięcia odkuwki z rolką w celu uniknięcia wyboczenia pierścienia i uzyskania odpowiedniej średnicy. Złe usytuowanie tej rolki powoduje zniekształcenie wyrobu na skutek uderzania kształtowanego pierścienia w rolkę (ryc. 7.18).



Ryc. 7.18. Pierścień zniekształcony na skutek złego ustawienia lewej rolki kalibrującej

Na rycinie 7.19 przedstawiono schemat usytuowania narzędzi podczas procesu walcowania promieniowego pierścienia. Podczas badań zmieniano położenie prawej rolki kalibrującej opisane poziomą odległością środka rolki od środka trzpienia L_{rp} . Pionowe położenie rolki było wartością wynikową opisaną zależnością:

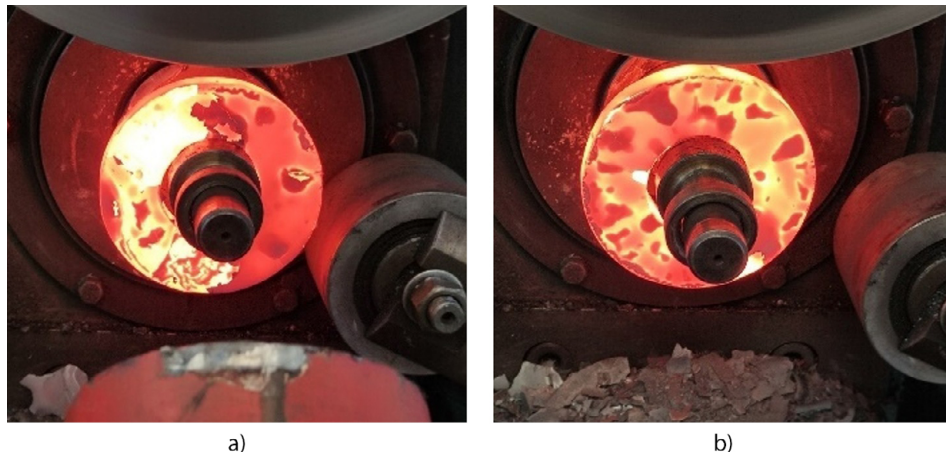
$$X_{rp} = \operatorname{tg} 26^{\circ} \cdot L_{rp}. \quad (7.3)$$



Ryc. 7.19. Schemat ustawienia narzędzi: 1 – walec główny, 2 – trzpień, 3a – rolka kalibrująca prawa, 3b – rolka kalibrująca lewa

Położenie lewej rolki kalibrującej opisane zostało poziomą odległością środka rolki od środka trzpienia L_{rl} , zaś pionowe jej położenie również jest wartością wynikową opisaną zależnością:

$$X_{rl} = tg35^\circ \cdot L_{rl}, \quad (7.4)$$

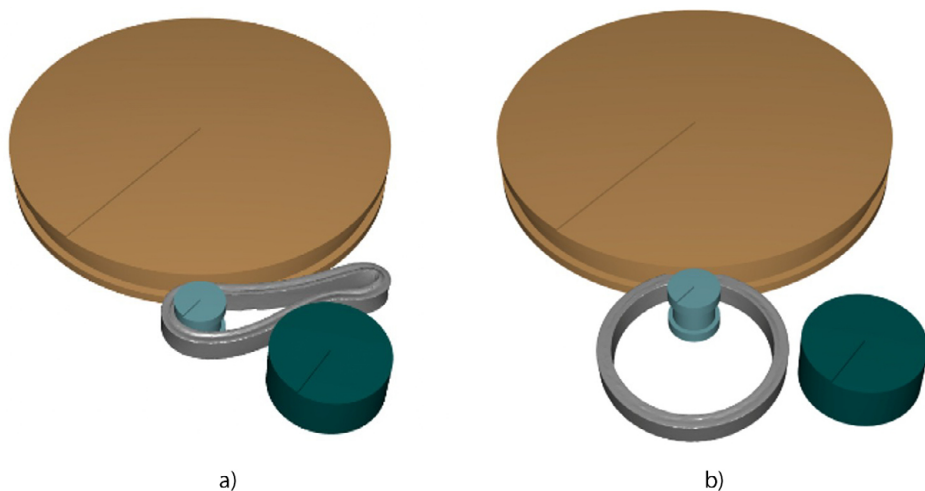


Ryc. 7.20. Początek procesu z dwoma skrajnymi pozycjami prawej rolki kalibrującej:
a) $L_{rp}=110$ mm, b) $L_{rp}=145$ mm

Początek procesu dla dwóch skrajnych położen lewej rolki przedstawiono na rycinie 7.20. Teoretyczna analiza przeprowadzona w środowisku Forge NxT 1.1 nie przyniosła oczekiwanych wyników – dla zbyt bliskiego położenia lewej rolki uzyskiwano zniekształcony pierścień (ryc. 7.21a). W rzeczywistym procesie pierścień opiera się o rolkę, odsuwa w lewą stronę i nie jest wciągany pomiędzy wałek główny a rolkę. Analiza numeryczna przeprowadzona dla prawidłowego usytuowania rolki (potwierdzonego w badaniach doświadczalnych) również dała negatywne wyniki (ryc. 7.21b). W symulacji nie wystąpił kontakt pierścienia z rolką, co nie jest zgodne z rzeczywistym procesem, w którym pierścień opiera się o prawą rolkę prawie przez cały czas walcowania.

Podczas analizy stanowiskowej, w której zmieniano położenie prawej rolki kalibrującej, dla prędkości dosuwu walca głównego wynoszącej 5 mm/s otrzymano pierścienie o geometrii przedstawionej na rycinie 7.22. Wyniki dla prędkości dosuwu równej 20 mm/s zilustrowano na rycinie 7.23.

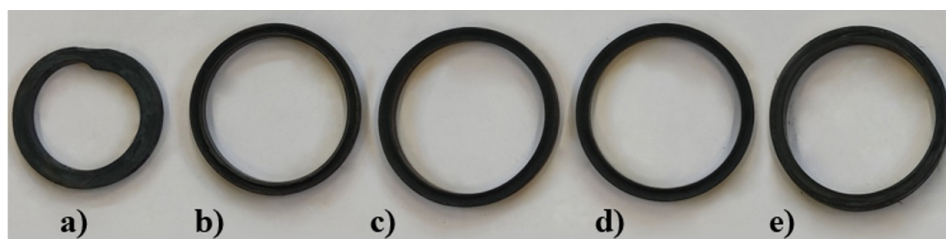
Na rycinie 7.24 przedstawiono wartości odchyłek kształtu w relacji do usytuowania prawej rolki dla dwóch analizowanych prędkości. Na ich podstawie można stwierdzić, że znalezienie takiego usytuowania rolek kalibrujących, które gwarantowałoby uzyskanie pierścienia o najmniejszych odchyłkach, jest możliwe.



Ryc. 7.21. Wyniki analiz numerycznych: a) zbyt bliskie usytuowanie rolki, b) prawidłowe usytuowanie ($L_{rp} = 135$ mm)



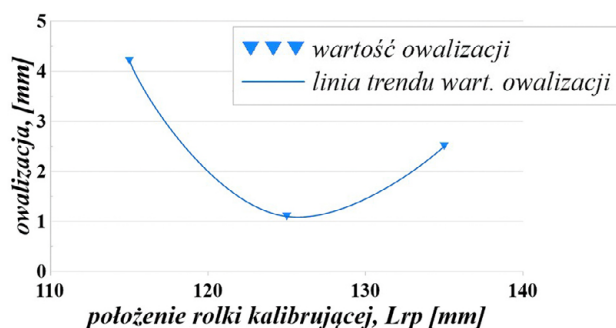
Ryc. 7.22. Wyniki uzyskane podczas procesu przeprowadzonego z prędkością dosuwu $V = 5$ mm/s: a) $L_{rp} = 110$ mm, b) $L_{rp} = 115$ mm, c) $L_{rp} = 125$ mm, d) $L_{rp} = 135$ mm



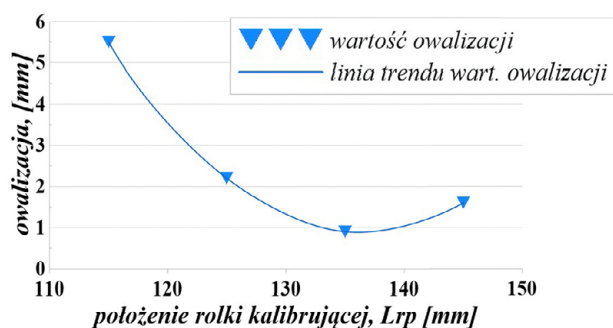
Ryc. 7.23. Wyniki uzyskane podczas procesu przeprowadzonego z prędkością dosuwu $V = 20$ mm/s: a) $L_{rp} = 110$ mm, b) $L_{rp} = 115$ mm, c) $L_{rp} = 125$ mm, d) $L_{rp} = 135$ mm, e) $L_{rp} = 145$ mm

Dla prędkości dosuwu walca głównego $V = 5$ mm/s ($k = 0,004$) najlepszy kształt odkuwki uzyskano dla położenia prawej rolki kalibrującej $L_{rp} = 125$ mm, natomiast dla prędkości $V = 20$ mm/s optymalne położenie wyniosło $L_{rp} = 135$ mm. Jak widać, mniejsze lub większe wartości położenia prawej rolki kalibrującej powodują większą owalizację odkuwki. Na podstawie uzyskanych

wyników stwierdzić należy, że w zależności od parametrów prędkościowych procesu walcowania istnieje optymalne położenie prawej rolki kalibrującej, przy którym odchyłka okrągłości odkuwki pierścienia jest minimalna. Dodać należy, że optymalne położenie prawej rolki kalibrującej (odległość osi rolki od osi trzpienia) jest tym większe, im większa jest prędkość V dosuwu walca głównego (przy stałej prędkości obrotowej). Wpływu położenia lewej rolki kalibrującej nie udało się zbadać, gdyż w dowolnym jej położeniu w momencie zetknięcia z nią materiału walcowanego pierścień ulegał wciągnięciu pomiędzy wałek główny i prawą rolkę kalibrującą, czego efektem było nieodwracalne zniekształcenie pierścienia (por. ryc. 7.18).



a)



b)

Ryc. 7.24. Wykres relacji między wartościami owalizacji zależnie od położenia rolki kalibrującej dla prędkości dosuwu walca głównego V : a) 5 mm/s, b) 20 mm/s

8. Efektywność procesu

Podczas promieniowego procesu walcowania pierścieni często stosuje się znaczne naddatki materiałowe. Jest to spowodowane między innymi występowaniem wad kształtu przekroju poprzecznego, brakiem okrągłości czy problemami z uzyskaniem dokładnej średnicy. Należy dążyć do ukształtowania takiej odkuwki, aby podczas obróbki skrawaniem usunięta została jak najmniejsza ilość materiału.

Minimalna uzyskana wysokość odkuwki $h_{k,min}$ ma duże znaczenie dla oceny efektywności procesu. Od tego wymiaru zależy możliwa do uzyskania wysokość wyrobu gotowego o przekroju prostokątnym po obróbce skrawaniem (ryc. 8.1). Do oceny strat materiału zastosowano współczynnik wyrażony następującą zależnością:

$$\delta = \frac{V_l}{V_0} \cdot 100\%, \quad (8.1)$$

gdzie:

V_0 – początkowa objętość wsadu [mm^3],

V_l – objętość ubytku materiału podczas obróbki w mm^3 , którą można obliczyć z następującej zależności:

$$V_l = V_f - \frac{\pi \cdot (D_k^2 - d_k^2) \cdot h_{k,min}}{4}, \quad (8.2)$$

gdzie:

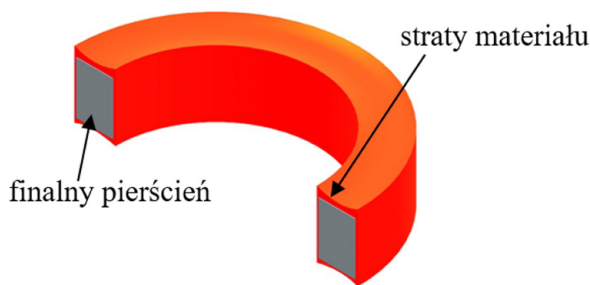
V_f – objętość gotowej odkuwki [mm^3],

D_k – średnica zewnętrzna gotowego wyrobu po obróbce skrawaniem [mm],

d_k – średnica wewnętrzna gotowego wyrobu po obróbce skrawaniem [mm],

$h_{k,min}$ – wysokość gotowego wyrobu po obróbce skrawaniem [mm].

Współczynnik δ opisuje procentowy udział strat materiału w operacji obróbki skrawaniem (ryc. 8.1) spowodowanych wadami przekroju poprzecznego i/lub niedokładnościami średnic wewnętrznej i zewnętrznej odkuwki. Im wyższa jest wartość współczynnika δ , tym mniej efektywny staje się proces, a w konsekwencji rosną straty objętościowe materiału podczas obróbki skrawaniem.

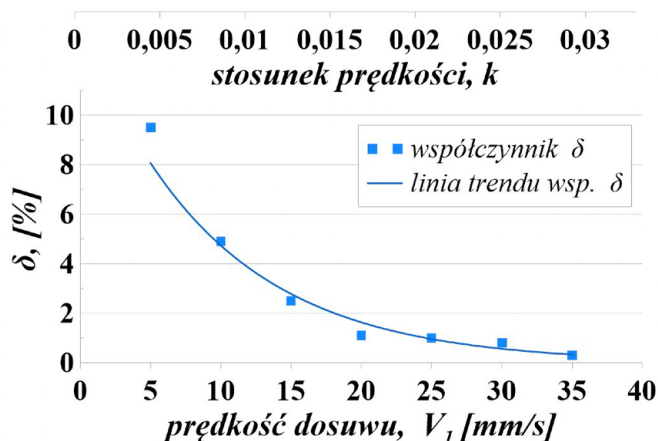


Ryc. 8.1. Schemat obrazujący straty materiału przy obróbce odkuwki pierścienia skrawaniem

Analizując na podstawie badań stanowiskowych kształtowania pierścienia o wymiarach $\varnothing 102,5 \text{ mm} \times \varnothing 50 \text{ mm} \times 18 \text{ mm}$ wyniki wpływu prędkości narzędzi na proces opisany w poprzednich rozdziałach, uzyskano wykres obrazujący wpływ prędkości narzędzia na analizowany parametr δ (ryc. 8.2). Wykres ten przedstawia wpływ prędkości dosuwu walca głównego V i stosunku prędkości k na współczynnik δ opisany równaniem (8.1).

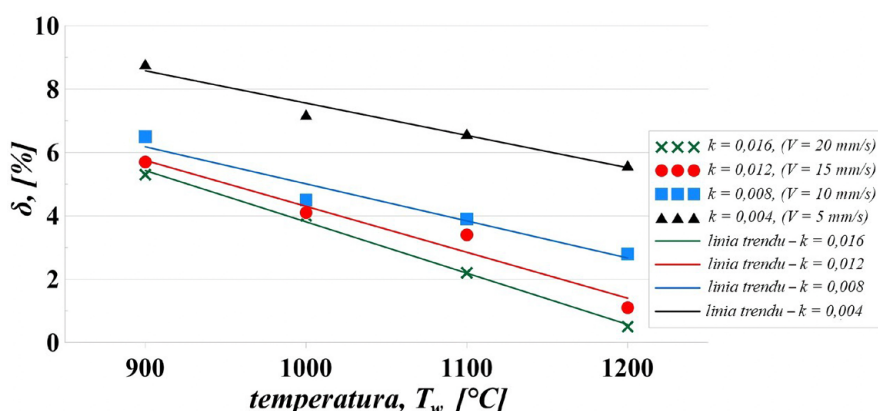
Można zauważyć, że im większe są wartości prędkości dosuwu V i stosunku prędkości k , tym mniejszy staje się ubytek objętości materiału. Dla badanych prędkości dosuwu współczynnik δ waha się od 9,5 % dla $V = 5 \text{ mm/s}$ i $k = 0,0042$ do 1 % dla $V = 35 \text{ mm/s}$ i $k = 0,0293$. Można zauważyć, że dla prędkości dosuwu V powyżej 20 mm/s ($k \geq 0,0168$) ubytek wynosi około 1 %. Oznacza to, że takie wartości powinny być stosowane w celu zmniejszenia strat materiału. W pozostałym zakresie parametrów prędkościowych straty materiałowe są stosunkowo

duże, zważywszy na fakt, że pierścienie często produkowane są w dużych seriach. Powyższe zjawisko związane jest również z opisanym powyżej współczynnikiem β , a mianowicie im bardziej zniekształcony jest przekrój poprzeczny (większa wartość β), tym więcej materiału należy usunąć poprzez obróbkę skrawaniem, aby uzyskać pierścienie o przekroju prostokątnym.



Ryc. 8.2. Współczynniki δ w funkcji prędkości dosuwu walca głównego V i współczynnika prędkości k

W pracy podjęto się również analizy wpływu temperatury początkowej wsadu na efektywność procesu. Na podstawie badań opisanych we wcześniejszych rozdziałach opracowano wykresy obrazujące tę zależność. Wartości rozpatrywanego współczynnika przedstawiono na wykresach (ryc. 8.3).



Ryc. 8.3. Zależność strat materiału od temperatury nagrzewania wsadu dla różnych wartości współczynnika k

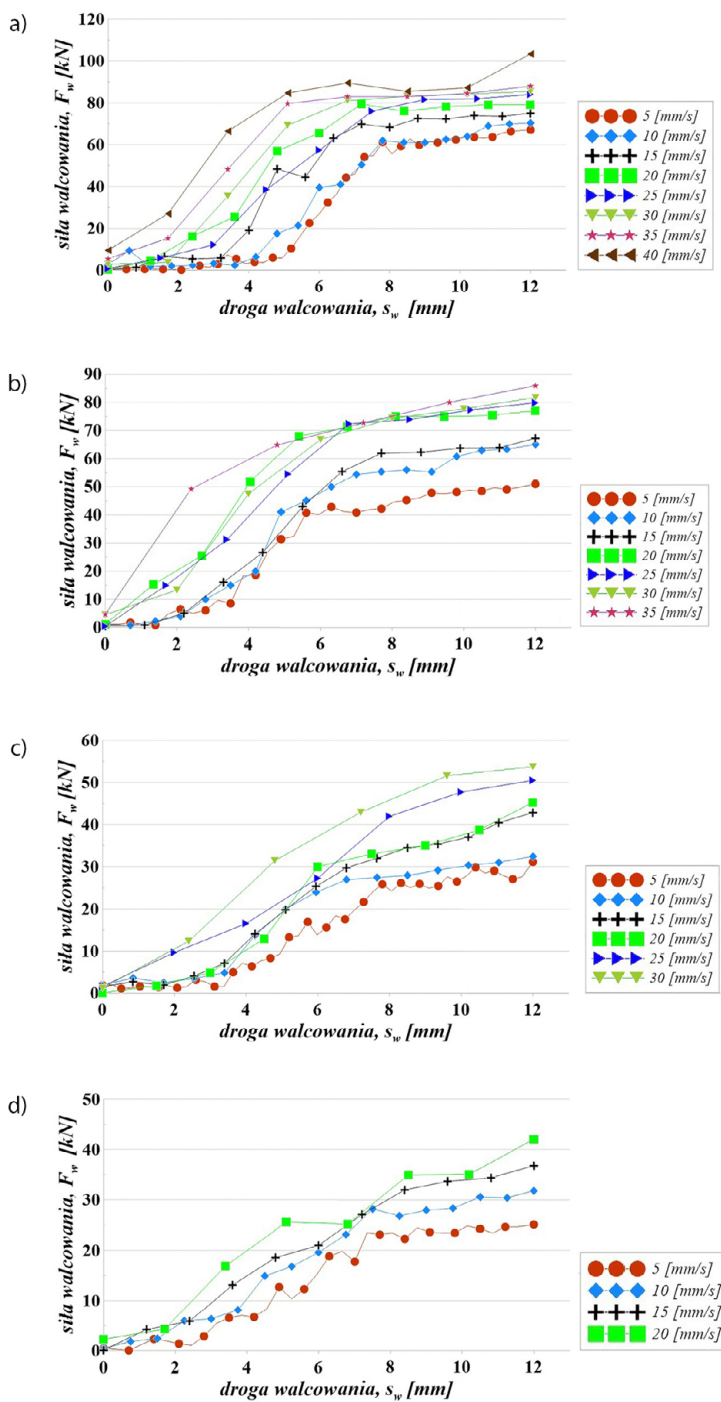
Na podstawie powyższych wykresów należy stwierdzić, że im wyższa temperatura początkowa wsadu, tym mniejsza wartość współczynnika strat materiału. Dla wyższych temperatur materiał płynie bardziej osiowo, powodując powstawianie mniejszych wad przekroju poprzecznego pierścienia. Przykładowo dla temperatury równej $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ i $k = 0,016$ straty materiału wynoszą $\delta = 0,5\%$, czy też dla temperatury równej $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ i $k = 0,024$ – $\delta = 0,3\%$ (tego punktu pomiarowego nie przedstawiono na rycinie 8.3). Wynika to z kształtu przekroju poprzecznego pierścienia, który dla wymienionych warunków zbliżony jest do prostokąta. Tak więc im wyższa temperatura wsadu, tym bardziej efektywny staje się proces. Poza tym wykresy potwierdzają wcześniejsze wyniki wpływu prędkości narzędzi na wartość współczynnika strat materiałowych. Dla wyższych wartości prędkości dosuwu walca głównego uzyskano niższe wartości współczynnika δ .

9. Parametry siłowe

Podczas każdego z procesów obróbki plastycznej należy poddać analizie siłę kształtowania. Wartość siły określa wymagania odnośnie do parametrów siłowych i energetycznych walcarki. Na rycinie 9.1 przedstawiono przebieg siły walcowania w funkcji przemieszczenia liniowego walca głównego dla temperatur 900, 1000, 1100 oraz 1200 °C. Na każdej rycinie zamieszczono krzywe dla różnych prędkości dosuwu walca głównego w zakresie od $V = 5$ mm/s do maksymalnej prędkości V , przy której w danej temperaturze nie występuje poślizg. Prędkość obrotowa walca głównego w czasie badań wynosiła $n = 60$ obr./min. Walcowano wsady o wymiarach $\varnothing 100$ mm $\times$ $\varnothing 50$ mm $\times$ 20 mm, przy czym założono, że grubość końcowa odkuwki będzie równa $b_k = 13$ mm. Przemieszczenie walca głównego od momentu zetknięcia się z wsadem do momentu zatrzymania ruchu liniowego wynosiło 12 mm.

Na podstawie powyższych wykresów należy stwierdzić, że wraz ze wzrostem prędkości dosuwu walca głównego wzrasta siła potrzebna do prawidłowego przebiegu procesu. Zależność taka dotyczy każdego z analizowanych przypadków, co wyraźniej widoczne jest na rycinie 9.2, na którym przedstawiono zależność maksymalnej wartości siły walcowania w funkcji prędkości dosuwu walca głównego V przy różnych temperaturach nagrzewania wsadu.

Jak można zauważyć na wykresach (ryc. 9.1), proces walcowania z uwagi na przebieg siły można podzielić na trzy etapy, przy czym najwyraźniej ten podział widoczny jest dla temperatury 900 °C. Na pierwszym etapie wzrost

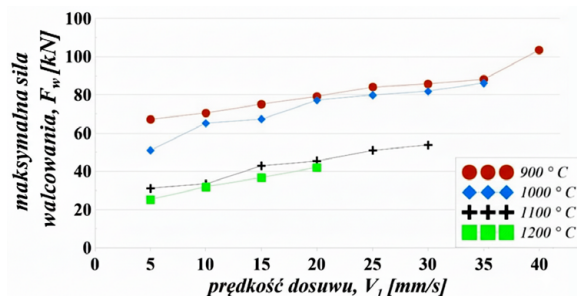


Ryc. 9.1. Wykres zależności siły kształtowania w funkcji drogi walca głównego dla różnych prędkości kształtującego narzędzia dosuwu V przy temperaturze nagrzewania wsadu:

a) 900 °C, b) 1000 °C, c) 1100 °C, d) 1200 °C

siły jest minimalny, na drugim siła w funkcji przemieszczenia walca głównego rośnie zdecydowanie szybciej, po czym na ostatnim ponownie osiąga nieznaczny wzrost. Przy interpretacji takiego przebiegu siły można odwołać się do wykresu zmian grubości Δb przedstawionego na rycinie 6.2. Przyjmując, że powierzchnia kontaktu pomiędzy walcem głównym a walcowanym pierścieniem zwiększa się wraz ze wzrostem Δb , a siła jest wprost proporcjonalna do tej powierzchni kontaktu, to trzy etapy przebiegu siły wykazują analogię do trzech etapów redukcji grubości walcowanego pierścienia.

Na podstawie uzyskanych rezultatów można stwierdzić, że wzrost temperatury walcowanego materiału oraz spadek parametrów prędkościowych narzędzi powoduje spadek siły kształtowania (ryc. 9.2). Wynika to z własności stali C45, dla której naprężenia uplastyczniające przyjmują mniejsze wartości dla większych wartości temperatury i mniejszych wartości prędkości odkształcenia. Różnice siły są bardzo wyraźne, np. przy temperaturze równej 900 °C i prędkości dosuwu walca głównego $V = 40$ mm/s maksymalna siła walcowania przekracza 100 kN, natomiast przy temperaturze 1200 °C i prędkości $V = 5$ mm/s wynosi około 25 kN. Jest to ponad czterokrotna różnica, co należy uznać za wartość znaczącą. Tak duża zależność siły od temperatury wsadu i prędkości narzędzi umożliwia sterowanie parametrami siłowymi w dużym zakresie.



Ryc. 9.2. Wykres zależności maksymalnej siły kształtowania w funkcji prędkości dosuwu walca głównego dla różnych temperatur nagrzewania wsadu

Na podstawie przedstawionych badań można stwierdzić, że jeśli podstawowym kryterium przy projektowaniu procesu jest minimalizacja parametrów siłowych, to zalecane jest walcowanie pierścieni z jak najmniejszą prędkością dosuwu walca głównego (dla danej prędkości obrotowej walca głównego) oraz możliwie najwyższą temperaturą początkową przedkuwki.

10. Aspekty praktyczne wyników badań

10.1 Wytyczne projektowania procesu walcowania pierścieni

Na podstawie wyników badań sformułowano zasady projektowania procesu walcowania pierścieni ze stali C45. Można założyć, że dla innych gatunków wyznaczone zależności powinny być podobne jakościowo, natomiast zależności ilościowe należy określić dla konkretnego gatunku materiału. Poniższy zbiór zasad określonych dla stali C45 w przypadku innych gatunków należy traktować jako wskazówki dotyczące tego, które parametry procesu są istotne oraz jaki jest ich wpływ na przebieg procesu i jakość odkuwki. W początkowym etapie należy dobrać temperaturę nagrzewania wsadu oraz parametry prędkościowe. Mają one istotny wpływ zarówno na prawidłowy przebieg procesu, jak też kształt i wymiary odkuwki. Dopiero w następnym etapie należy dobrać wymiary wsadu.

10.1.1 Dobór temperatury nagrzewania wsadu

Wpływ temperatury nagrzewania wsadu (lub temperatury wsadu po operacji kucia) na przebieg procesu i jakość odkuwki jest złożony. Korzyści ze stosowania niższej temperatury są następujące:

- mniejsze zużycie energii przy nagrzewaniu,
- większy zakres prędkości narzędzi możliwych do stosowania i w rezultacie większa wydajność procesu,

- mniejsza owalizacja odkuwki.

Korzyści ze stosowania wyższej temperatury nagrzewania wsadu są następujące:

- mniejsza siła walcowania,
- lepsza plastyczność kształtowania materiału,
- mniejsze zniekształcenie przekroju poprzecznego i w rezultacie mniejsze straty na obróbkę skrawaniem.

Ponadto należy zaznaczyć, że temperatura nagrzewania wsadu zależy również od dalszych operacji w procesie. Jeżeli po walcowaniu zaplanowane są dalsze operacje, np. kalibrowanie lub kucie, to należy stosować wyższe temperatury wsadu tak, aby wszystkie operacje można było wykonać z jednego nagrzewania.

Dobór temperatury nagrzewania wsadu, jak wynika z powyższych rozważań, zależy od przyjętych kryteriów. Jeżeli istotne jest minimalizowanie energii przy nagrzewaniu i/lub duża wydajność, to należy stosować niższe temperatury, uwzględniając przy tym możliwość podjęcia kolejnych operacji. Jeżeli natomiast ważne jest zmniejszenie siły walcowania (np. ze względu na obawy przed przeciążeniem walcarki) i/lub zmniejszenie materiałochłonności (np. w przy produkcji dużych serii), to korzystniej stosować wyższą temperaturę nagrzewania wsadu.

10.1.2 Dobór parametrów prędkościowych

Przed wszystkim żeby nie wystąpił poślizg, stosunek prędkości dosuwu V do prędkości obwodowej (zależnej od prędkości obrotowej n) walca głównego, tj. współczynnik k , nie może przekraczać wartości granicznej, co można opisać zależnością:

$$k \leq k_{gr}, \quad (10.1)$$

gdzie:

k_{gr} – graniczny stosunek prędkości dosuwu do prędkości obwodowej walca głównego, wyznaczony w badaniach,

k – stosunek przyjętej do realizacji procesu prędkości dosuwu do prędkości obwodowej walca głównego, opisany zależnością:

$$k = \frac{60 \cdot V}{\pi \cdot n \cdot D_g} \quad (10.2)$$

gdzie:

V – prędkość dosuwu walca głównego [mm/s],

n – prędkość obrotowa walca głównego [obr./min],

D_g – średnica walca głównego [mm].

Powyższy warunek oznacza, że prędkość dosuwu walca głównego V nie może być zbyt duża w stosunku do jego prędkości obrotowej n . Na podstawie wyników przedstawionych w rozdziale szóstym można przyjąć, że współczynnik k_{gr} ma stałą wartość dla danej temperatury i dla stali C45; można go odczytać z wykresu 6.7.

Należy nadmienić, że możliwe jest również sprawdzenie warunku na poślizg na podstawie redukcji grubości pierścienia (zależność (6.2)), jednak jest to metoda problematyczna, gdyż maksymalną redukcję grubości pierścienia przy danych parametrach procesu, która musi być mniejsza od wartości granicznej, trzeba obliczyć numerycznie. W warunkach krajowego przemysłu stanowi to duże ograniczenie tej metody.

Dobór prędkości dosuwu i prędkości obrotowej walca głównego zależy od przyjętych kryteriów. Jeżeli głównym kryterium jest osiągnięcie dużej wydajności procesu, to korzystne jest stosowanie jak największych prędkości dla danego typu walcarki, przy zachowaniu zależności (10.1). Większe prędkości wpływają również na zmniejszenie owalizacji, chociaż nie jest to bardzo istotny czynnik, gdyż zazwyczaj zachodzi konieczność stosowania kalibrowania odkuwki po walcowaniu. Należy również pamiętać, że przy dużych prędkościach stabilność procesu jest niższa, walcowany pierścień częściej ulega deformacji lub uszkodzeniu. Jeżeli zatem głównym kryterium jest spokojny i powtarzalny przebieg procesu, to należy dobrać odpowiednio mniejsze prędkości.

Przy dobieraniu parametrów prędkościowych należy uwzględnić również ich wpływ na zniekształcenie przekroju poprzecznego odkuwki (tzw. „rybi ogon”). Z tego powodu korzystne jest realizowanie procesu dla $k > 0,017$ (ryc. 7.4). Przy takich warunkach prędkościowych zniekształcenie przekroju jest nieduże, co pozwala zmniejszyć naddatki technologiczne, a tym samym materiałochłonność procesu i pracochłonność obróbki skrawaniem. Dodatkowo zalecane jest stosowanie narzędzi kształtowych (z wykrojami), które również wpływają na zmniejszenie odkształceń przekroju poprzecznego.

Podsumowując, należy dobrać taką prędkość dosuwu V oraz prędkość obrotową n walca głównego, żeby współczynnik k spełniał zależność:

$$0,017 < k \leq k_{gr}, \quad (10.3)$$

gdzie:

k – obliczone z zależności (10.2),

k_{gr} – dobrane w zależności od przyjętych prędkości narzędzi i temperatury nagrzewania wsadu (ryc. 6.7 i 6.9).

10.1.3 Dobór wymiarów wsadu

Proponuje się, aby kolejność doboru wymiarów wsadu pierścieniowego była następująca:

1. dobór średnicy wewnętrznej (otworu) wsadu,
2. dobór wysokości wsadu,
3. dobór średnicy zewnętrznej wsadu.

Średnica wewnętrzna wsadu d_0 powinna być jak najmniejsza, aby w procesie kucia wsadu – dziurowania otworu – parametry energetyczne i zużycie narzędzi były jak najmniejsze. Wymiar otworu ograniczony jest jednak przez średnicę trzpienia, który musi posiadać odpowiednią sztywność. Na podstawie własnych doświadczeń walcowania pierścieni o średnicy do 200 mm oceniono, że aby wygodnie zakładać wsad na trzpień średnica wewnętrzna powinna być przynajmniej o 4 mm większa od średnicy trzpienia. Biorąc powyższe aspekty pod uwagę, sugeruje się, aby średnicę wewnętrzną wsadu pierścieniowego obliczać z zależności:

$$d_0 = d_t + 4 \text{ mm}, \quad (10.4)$$

gdzie:

d_0 – średnica wewnętrzna wsadu [mm],

d_t – średnica trzpienia [mm] (jeśli trzpień jest stopniowany, należy przyjąć jego największą średnicę).

Wysokość wsadu h_0 powinna być mniejsza od średniej wysokości gotowej odkuwki o wartość poszerzenia α , które zależne jest od parametrów procesu. Wyznaczony w badaniach współczynnik poszerzenia i jego zależność od prędkości narzędzi i temperatury nagrzewania wsadu dotyczy szczególnego przypadku konkretnych wymiarów wsadu i gotowej odkuwki. Uogólniając wyniki, można jednak na tej jednak podstawie stwierdzić, że jeżeli znane jest poszerzenie α dla przyjętych parametrów prędkościowych i temperaturowych procesu, to wysokość wsadu można określić jako:

$$h_0 = \frac{h_{k,sr}}{1 + \alpha} + h_n, \quad (10.5)$$

gdzie:

$h_{k,sr}$ – średnia wysokość gotowej odkuwki obliczana na podstawie zależności (6.12) [mm],

h_n – naddatek technologiczny [mm].

Jeżeli przekrój poprzeczny po walcowaniu miałby kształt prostokąta, to wystarczy stosować tylko pierwszy składnik prawej strony równania (10.5), a naddatek technologiczny $h_n = 0$. W praktyce jednak w większości przypadków przekrój poprzeczny ulega zniekształceniu („rybi ogon”), należy więc uwzględnić kompensujący je naddatek technologiczny. Naddatek h_n zależy od parametrów prędkościowych i temperaturowych procesu, które decydują również o deformacji przekroju poprzecznego (wyniki w tym zakresie przedstawiono w podrozdziale 7.1).

Średnica zewnętrzna wsadu D_0 wynika z zasady stałej objętości, tj. równości objętości gotowej odkuwki pierścienia i objętości wsadu pomniejszonej o straty na zgorzelinę w zależności od stosowanego sposobu nagrzewania. Można ją obliczyć z zależności:

$$D_0 = \sqrt{\frac{D_k^2 - d_k^2}{h_0(1 - \eta)} \cdot h_k + d_0^2}, \quad (10.6)$$

gdzie:

D_k, d_k i h_k – średnice zewnętrzna i wewnętrzna oraz wysokość gotowej odkuwki [mm],

d_0, h_0 – średnica wewnętrzna i wysokość wsadu [mm],

h – współczynnik strat na zgorzelinę.

Współczynnik strat na zgorzelinę (z) należy dobrać w oparciu o dostępne dane literaturowe na temat walcowania na gorąco [174].

Tab. 10.1. Wartości współczynnika strat na zgorzelinę (z)

Rodzaj nagrzewania	z , [%]
Piec komorowy na paliwo ciekłe	4–3
Piec komorowy gazowy	3–2,5
Piec elektryczny	1,5–1
Nagrzewanie elektryczne oporowe lub indukcyjne	1–0,5

Po wyznaczeniu wymiarów wsadu należy sprawdzić warunek na wyboczenie przekroju wsadu:

$$\frac{b_0}{h_0} \leq 2, \quad (10.7)$$

co można również zapisać w postaci:

$$\frac{D_0 - d_0}{h_0} \leq 4, \quad (10.8)$$

gdzie:

D_0 , d_0 i h_0 – średnica zewnętrzna, wewnętrzna i wysokość wsadu [mm].

Jeżeli warunek na spękanie nie jest spełniony, to należy zwiększyć h_0 i jednocześnie zmniejszyć D_0 lub zwiększyć d_0 . W celu uniknięcia zbyt dużej wysokości gotowej odkuwki i żeby ograniczyć poszerzenie można skorygować parametry prędkościowe i temperaturowe po zwiększeniu wysokości wsadu.

10.2 Wykonanie pierścienia o przekroju prostokątnym

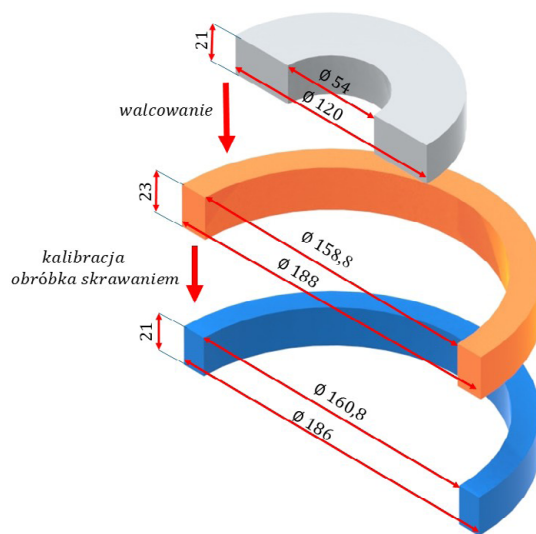
Na podstawie wyników badań oraz opracowanych wytycznych podjęto próbę wykonania pierścienia o przekroju prostokątnym i odpowiednich wymiarach. Do badań wytypowano pierścień o wymiarach gotowej części $\varnothing 186 \text{ mm} \times \varnothing 160,8 \text{ mm} \times 21 \text{ mm}$. Założono, że odkuwka będzie miała wymiary przekroju poprzecznego powiększone o naddatki z każdej strony wynoszące 1 mm w stosunku do gotowej części. Oznacza to, że wymiary odkuwki wynoszą $\varnothing 188 \text{ mm} \times \varnothing 158,8 \text{ mm} \times 23 \text{ mm}$. Uwzględniając wystąpienie owalizacji odkuwki, zaplanowano operację kalibrowania na gorąco bezpośrednio po walcowaniu. Z tego powodu, aby zachować przy kalibracji dobrą plastyczność materiału, przyjęto temperaturę nagrzewania wsadu równą $1100 \text{ }^\circ\text{C}$. Kolejnym etapem projektowania procesu był dobór odpowiednich parametrów prędkościowych, które zapewnią prawidłowy jego przebieg bez wystąpienia poślizgu. Na podstawie wyników badań przedstawionych na rycinie 6.7 i 6.9 dobrano graniczny współczynnik $k_{gr} = 0,025$. Do realizacji procesu przyjęto prędkość dosuwu walca głównego $V = 30 \text{ mm/s}$ oraz prędkość obrotową walca głównego $n = 60 \text{ obr./min}$. Dla takich wartości współczynnik k obliczony na podstawie zależności (10.2) wynosi $k = 0,025$. Jest to wartość spełniająca zależność (10.3), co oznacza, że poślizg w ogóle nie powinien wystąpić, a zniekształcenie wykroju („rybi ogon”) winno być minimalne.

Następnie dobrano wymiary wsadu. Korzystając z zależności (10.4) oraz przyjmując średnicę trzpienia $d_t = 50 \text{ mm}$, obliczono średnicę wewnętrzną wsadu $d_0 = 54 \text{ mm}$. Uwzględniając poszerzenie dla przyjętych warunków temperaturowych i prędkościowych wynoszące $\alpha \approx 16 \%$ i korzystając z zależności

(10.5) oraz przyjmując naddatek technologiczny $h_n \approx 1,2$ mm, obliczono wysokość wsadu $h_0 = 21$ mm (h_0 zaokrąglono do pełnej wartości). Mała wartość naddatku h_n wynika z prognozowania kształtu przekroju poprzecznego odkuwki, który dla przyjętych parametrów temperaturowych i prędkościowych powinien być zbliżony do prostokątnego. Na podstawie zależności (10.6), przyjmując współczynnik strat na zgorzelinę $h = 3$ % oraz zaokrąglając wymiar do liczby całkowitej, obliczono średnicę zewnętrzną wsadu, która wyniosła $D_0 = 120$ mm. Tak przyjęte wymiary wsadu spełniają warunek (10.8) na wyboczenie.

Na podstawie powyższych rozważań przyjęto, że technologia wytwarzania pierścienia o prostokątnym przekroju poprzecznym (ryc. 10.1) zostanie przeprowadzona z udziałem następujących operacji:

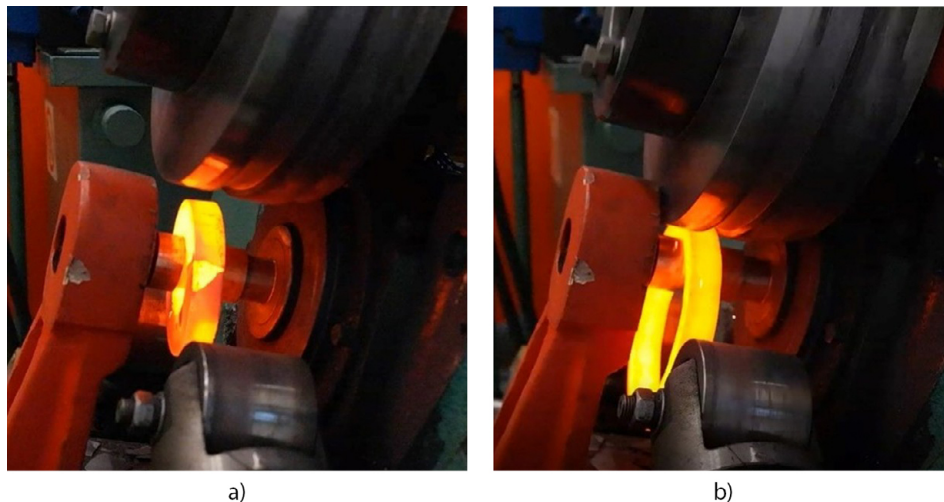
- cięcie wsadu w postaci pręta ze stali C45 na wymiar: $\varnothing 120$ mm $\times$ 22 mm,
- obróbka skrawaniem w celu uzyskania pierścieniowego wsadu o wymiarach $\varnothing 120$ mm $\times$ $\varnothing 54$ mm $\times$ 21 mm,
- nagrzanie materiału wsadowego do temperatury 1100 °C,
- walcowanie pierścienia z parametrami: dosuw walca głównego 30 mm/s, prędkość obrotowa walca głównego 60 obr./min,
- kalibrowanie pierścienia,
- chłodzenie na powietrzu,
- obróbka skrawaniem w celu uzyskania gotowej części o wymiarach $\varnothing 186$ mm $\times$ $\varnothing 160,8$ mm $\times$ 21 mm.



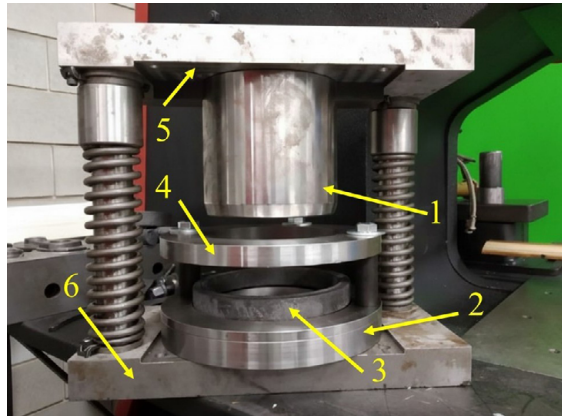
Ryc. 10.1. Schemat wykonania pierścienia o prostokątnym przekroju

Należy dodać, że pierścieniowy wsad wykonano metodą obróbki skrawaniem w celu zmniejszenia kosztów badań. W warunkach przemysłowych po etapie cięcia wsad byłby kuty i dziurowany w celu uzyskania wewnętrznej średnicy wstępniaka. Dodatkowo założono zastosowanie walca głównego i trzpienia z wykrojem, co powinno wpłynąć dodatnio na kształt odkuwki po walcowaniu.

Następnym etapem było przeprowadzenie prób walcowania (ryc. 10.2) przy użyciu narzędzi kształtowych o parametrach zbliżonych z opracowanymi w poprzednich etapach badań. Podczas prób uzyskano partię odkuwek pierścieni, które posiadały niewielką wypływkę oraz owalizację (około 3 mm). Oba zniekształcenia nie stanowiły problemu, gdyż wypływka – materiał, który przemieścił się w szczelinę między narzędzia – została usunięta podczas końcowej obróbki skrawaniem. Do pozbycia się braku okrągłości odkuwek zastosowano wykonany na podstawie własnej koncepcji przyrząd kalibrujący napędzany prasą hydrauliczną (ryc. 10.3). Głównym narzędziem kształtującym średnicę wewnętrzną pierścienia jest stempel, który kalibruje odkuwkę, wgłębiając się w płytę oporową dolną. Po operacji kalibracji na gorąco odkuwki poddano obróbce skrawaniem w celu uzyskania gotowego wyrobu. Wsad, odkuwkę i gotowy wyrób, który spełniał przyjęte założenia dotyczące kształtu i wymiarów, przedstawiono na rycinie 10.4.



Ryc. 10.2. Walcowanie pierścienia o przekroju prostokątnym: a) początek procesu, b) koniec procesu



Ryc. 10.3. Przyrząd do kalibrowania pierścieni stalowych – koncepcja własna: 1 – stempel, 2 – płyta oporowa dolna, 3 – kalibrowany pierścień, 4 – płyta oporowa górna (ściągacz), 5 – płyta górna, 6 – płyta dolna



a)



b)



c)

Ryc. 10.4. Pierścień w kolejnych etapach kształtowania: a) po walcowaniu, b) po kalibracji, c) po obróbce skrawaniem

11. Podsumowanie i wnioski

W monografii przedstawiono technologię walcowania pierścieni stalowych realizowanego na gorąco. Mimo że proces wydaje się prosty, to w realizacji wykazano, iż na prawidłowy jego przebieg wpływa szereg czynników. Zaliczono do nich prędkość narzędzi, wzajemny stosunek ich wartości, temperaturę początkową wsadu, położenie rolek kalibrujących oraz geometrię narzędzi.

Przeprowadzone badania pozwoliły określić wpływ podstawowych parametrów na przebieg procesu oraz końcową geometrię wyrobu. Podstawowym źródłem informacji były badania doświadczalne. Wyniki symulacji numerycznych w dużym stopniu nie wykazywały zgodności z rezultatami eksperymentu. Weryfikację doświadczalną obliczeń teoretycznych przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych Katedry Obróbki Plastycznej Metali Politechniki Lubelskiej. Badania przeprowadzono na przemysłowej walcarce do pierścieni D51Y–160E. Na podstawie uzyskanych wyników opracowano wytyczne do projektowania procesu walcowania odkuwek pierścieniowych ze stali C45, które pozytywnie zweryfikowano na praktycznym przykładzie. Wyniki analiz teoretycznych oraz badań doświadczalnych dały podstawę do sformułowania wniosków zarówno o charakterze poznawczym, jak i praktycznym.

1. Podstawowym zjawiskiem ograniczającym proces walcowania pierścieni jest poślizg. Można go prognozować, stosując metodą analityczną, opartą na badaniu warunków granicznych redukcji grubości walcowanego pierścienia lub na podstawie określonych doświadczalnie warunków

granicznych dotyczących prędkości narzędzi. Drugi ze sposobów jest łatwiejszy do zastosowania w warunkach przemysłowych.

2. Istnieje graniczny stosunek prędkości dosuwu walca głównego do jego prędkości obwodowej (zależnej od jego średnicy i prędkości obrotowej), powyżej którego realizacja procesu jest niemożliwa ze względu na wystąpienie poślizgu. Wartość graniczna jest tym większa, im mniejsza jest temperatura walcowanego materiału.
3. Udział objętości materiału, który płynie osiowo i obwodowo w czasie walcowania, zależy od parametrów procesu, głównie od temperatury pierścienia i prędkości narzędzi. Poznanie ilościowych zależności pomiędzy tymi parametrami a charakterem płynięcia materiału stanowi podstawę do prawidłowego projektowania procesu zapewniającego uzyskanie odkuwki o założonych wymiarach.
4. Wraz ze wzrostem stosunku prędkości dosuwu walca głównego do jego prędkości obwodowej (określonego, jako współczynnik k) wzrasta poszerzenie przekroju poprzecznego walcowanego pierścienia, tzn. osiowy przepływ materiału jest zwiększony, podczas gdy obwodowy przepływ ulega zmniejszeniu. Im większy współczynnik k , tym produkowane pierścienie mają mniejsze średnice i większą wysokość.
5. Im większy jest współczynnik k , tym mniejsze są odchyłki od okrągłości oraz zniekształcenia przekroju poprzecznego wyrobu w postaci wklęśnięcia zwanego „rybim ogonem”. W związku z tym, aby w procesie walcowania pierścieni o prostokątnym przekroju poprzecznym straty materiału wynikające z nadmiaru na obróbkę skrawaniem były mniejsze, należy dobierać takie parametry prędkościowe, żeby współczynnik k był jak największy, ale nie przekraczał wartości granicznej.
6. Temperatura początkowa pierścieniowego wsadu ma istotny wpływ na parametry kształtowania. Wraz ze wzrostem temperatury wsadu spadają wartości nacisków powierzchniowych, graniczna wartość współczynnika k oraz wartość siły potrzebnej do realizacji procesu.
7. Im wyższa temperatura wsadu, tym mniejsze poszerzenie (plastyczne płynięcie osiowe materiału) oraz zniekształcenie przekroju poprzecznego, rosną natomiast odchyłki okrągłości wyrobu.
8. Konstrukcja narzędzi kształtujących ma znaczący wpływ na przebieg procesu i końcową geometrię wyrobu. Zalecane jest używanie narzędzi z podcięciami technologicznymi (wykrojami), które ograniczają przemieszczanie wyrobu wzdłuż osi trzpienia. Jeśli chodzi o minimalizację odchyłek od okrągłości walcowanych pierścieni, to istotne jest również prawidłowe

położenie prawej rolki kalibrującej, które zależy przede wszystkim od parametrów prędkościowych narzędzi.

9. Walidacja trzech programów opartych na metodzie elementów skończonych (Forge NxT 1.1, DEFORM-2D/3D v. 11.0 oraz Simufact.formin v. 15.0), przeznaczonych do symulacji procesów kształtowania plastycznego metali, wykazała, że nie są one jeszcze odpowiednio przygotowane do analizy procesu walcowania pierścieni. Uzyskiwane rozbieżności wyników z eksperymentem i jedynie wyrywkowe zgodności z rezultatami doświadczalnymi nie dały podstawy do uznania symulacji numerycznych za rzetelne narzędzie analityczne. Zaleca się stosowanie badań doświadczalnych jako podstawowego źródła procesu poznawczego.

Literatura

- [1] Allegria G. i in., *Driver roll speed influence in ring rolling process*, "Procedia Engineering" 2017, Vol. 207, s. 1230–1235.
- [2] Allwood J.M., Kopp R., Michels D., Music O., Oztop M., Stanistreet T.F., Tekkaya A.E., Tiedemman I., *The technical and commercial potential of an incremental ring rolling process*, "CIRP Annals" 2005, Vol. 54, s. 233–236.
- [3] Allwood J.M., Tekkaya A.E., Stanistreet T.F., *The development of ring rolling technology*, "Steel Research International" 2016, Vol. 76, Issue 2–3, s. 111–120.
- [4] Allwood J.M., Tekkaya A.E., Stanistreet T.F., *The development of ring rolling technology – part 2: Investigation of process behavior and production equipment*, "Steel Research International" 2016, Vol. 76, Issue 7, s. 491–507.
- [5] Anjami N., Basti A., *Investigation of rolls size effects on hot ring rolling process by coupled thermo-mechanical 3D-FEA*, "Journal of Materials Processing Technology" 2010, Vol. 210, s. 1364–1377.
- [6] Arbak M., Tekkaya A.E., Ozhan F., *Comparison of various preforms for hot forging of bearing rings*, "Journal of Materials Processing Technology" 2005, Vol. 169, s. 72–82.
- [7] Arthington M.R., Cleaver Ch., Allwood J., Duncan S., *Measurement and control of variable geometry during ring rolling*, "IFAC-Papers Online" 2016, Vol. 49, s. 244–249.
- [8] „ASM Metals Handbook" 1993, Vol. 14: *Forming and Forging*.
- [9] Berti G.A., Quagliato L., Monti M., *Set-up of radial-axial ring-rolling process: Process worksheet and ring geometry expansion prediction*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2015, Vol. 99, s. 58–71.
- [10] Biały W., Midor K., *Systemy wspomagania w inżynierii produkcji: innowacyjność, jakość, zarządzanie*, Wydawnictwo PA NOVA, Gliwice 2013.

- [11] BongSu K., HoKeun M., EungZu K., MooHo Ch., ManSoo J., *A dual-mesh approach to ring-rolling simulations with emphasis on remeshing*, "Journal of Manufacturing Processes" 2013, Vol. 15, s. 635–643.
- [12] Burdek M., Garbarz B., Sińczak J., Kobic J., *Zastosowanie symulacji numerycznych do opracowania zmodyfikowanej technologii wytwarzania odkuwek pierścieniowych o wysokiej jakości powierzchni*, „Prace Instytutu Metalurgii Żelaza” 2009, vol. 61, s. 13–19.
- [13] Ceretti E., Giardini C., Giorleo L., *3D simulation of a hot ring rolling industrial proces*, "International Journal of Material Forming" 2010, Vol. 3, s. 323–326.
- [14] Chen S., Li J., Yuan X., Gu D., Liu H., *A fast calculation method of large-cylinder asymmetrical rolling force considering shear effect*, "Advances in Mechanical Engineering" 2019, Vol. 11, s. 1–8.
- [15] Chudzikiewicz R., *Odlewnictwo i obróbka plastyczna w zarysie*, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Szczecińskiej, Szczecin 1996.
- [16] Chyła P., Sińczak J., *Studium rozkuwania swobodnego pierścienia kowadłem płaskim na trzpieniu okrągłym*, „Obróbka Plastyczna Metali” 2011, Vol. 22, s. 245–254.
- [17] Cleaver Ch.J., Allwood J.M., *Curvature development in ring rolling*, "Journal of Materials Processing Tech" 2018, Vol. 267, s. 316–337.
- [18] Cleaver Ch., Allwood J., *Incremental profile ring rolling with axial and circumferential constraints*, "CIRP Annals–Manufacturing Technology" 2017, Vol. 66, s. 285–288.
- [19] Cleavera Ch. J., Allwooda J.M., *Incremental ring rolling to create conical profile rings*, "Procedia Engineering" 2017, Vol. 207, s. 1248–1253.
- [20] Czumaczenko E.N., Kukuryk B., *Modelowanie procesu kucia matrycowego pierścieni łożyskowych na prasach*, „Rudy i Metale Nieżelazne” 2004, Vol 49, s. 233–237.
- [21] Davey K., Ward M.J., *The practicalities of ring rolling simulation for profiled rings*, "Journal of Materials Processing Technology" 2002, Vol. 125–126, s. 619–625.
- [22] Deng J., Mao H., *A blank optimization design method for three-roll cross rolling of complex-groove and small-hole ring*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2015, Vol. 93, s. 218–228.
- [23] Deng S., Hua L., *Influence of hot ring rolling on uniform deformation of High-speed rail bearing ring*, "Procedia Engineering" 2017, Vol. 207, s. 1218–1223.
- [24] Deng S., Qian D., *Grain refinement–plastic deformation – texture of bearing ring blank in cold ring rolling*, "Journal of Mechanical Science and Technology" 2017, Vol. 31, s. 2965–2973.
- [25] Dong Sheng Q., Lin H., *Blank design optimization for stepped-section profile ring rolling*, "Science China Technological Sciences" 2010, Vol. 53, s. 1612–1619.
- [26] Dong-Sheng Q., Hua L., Li-Bo P., *Research on gripping conditions in profile ring rolling of raceway groove*, "Journal of Materials Processing Technology" 2009, Vol. 209, s. 2794–2802.
- [27] Dongsheng Qian D., Mao H., J., Yue J., *Processing optimization for large spherical valve body based on FE simulation*, "Procedia Engineering" 2014, Vol. 81, s. 2481–2487.

- [28] Dyja H., Sałganik W.M., Piesin A.M., Kawalek A., *Asymetryczne walcowanie blach cienkich. Teoria, technologia i nowe rozwiązania*, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2008.
- [29] Eruc E., Rajiv S., *A summary of ring rolling technology – I. Recent trends in machines, processes and production lines*, “International Journal of Machine Tools and Manufacture” 1992, Vol. 32, s. 379–398.
- [30] Eruc E., Rajiv S., *A summary of ring rolling technology – II. Recent trends in machines, processes and production lines*, “International Journal of Machine Tools and Manufacture” 1992, Vol. 32, s. 399–413.
- [31] Feng-Lin Y. Lin H., Yong-Qiao W., *Planning feed speed in cold ring rolling*, “International Journal of Machine Tools & Manufacture” 2007, Vol. 47, s. 695–1701.
- [32] Ficker T., Hardtmann A., Houska M., *Ring rolling research at the Dresden University of Technology – its history from the beginning in the 70s to the present*, “Steel Research International” 2016, Vol. 76, s. 121–124.
- [33] Forouzan M.R., Salimi M., Gadala M.S., Aljawi A.A., *Guide roll simulation in FE analysis of ring rolling*, “Journal of Materials Processing Technology” 2003, Vol. 142, s. 213–223.
- [34] Forouzana M.R., Salimia M., Gadala M.S., *Three-dimensional FE analysis of ring rolling by employing thermal spokes method*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2003, Vol. 45, s. 1975–1998.
- [35] Glühende Ringe–Das Ringwalzen als wichtiges Verfahren der Massivumformung. Katalog z czerwca 2018.
- [36] Gontarz A., Surdacki P., *Investigation of slip occurrence in the ring rolling process*, 2019, MATEC Web of Conferences 291, St. Petersburg, Russian Federation.
- [37] Guenthera S., Seitz J., Schwicha G., Hirta G., *Investigation of a composite ring rolling process considering bonding behavior in FEM and experiment*, “Procedia Engineering” 2017, Vol. 207, s.1236–1241.
- [38] Guo L., Yang H., *Towards a steady forming condition for radial-axial ring rolling*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2011, Vol. 53, s. 286–299.
- [39] Guo R.P., Xu L., Zong B.Y., Yanga R., *Preparation and ring rolling processing of large size Ti–6Al–4V powder compact*, “Materials and Design” 2016, Vol. 99, s. 341–348.
- [40] Guo R.P., Xua L., Zong B.Y., Yang R., *Preparation and ring rolling processing of large size Ti–6Al–4V powder compact*, “Materials and Design” 2016, Vol. 99, s.341–348.
- [41] Hadasik E., *Badania plastyczności metali*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2008.
- [42] Hadasik E., *Przetwórstwo metali. Plastyczność a struktura*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2006.
- [43] Han X., Hua L., Zhou G., Lu B., Wang X., Lu B., *An innovative eccentric ring rolling method for fabricating eccentric rings*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2017, Vol 120, s. 120–135.
- [44] Han X., Hua L., Zhou G., Lu B., Wang X., *A new cylindrical ring rolling technology for manufacturing thin-walled cylindrical ring*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2014, Vol 81, s. 95–108.

- [45] Han X., Hua L., *3D FE modeling of cold rotary forging of a ring workpiece*, "Journal of Materials Processing Technology" 2009, Vol. 209, s. 5353–5362.
- [46] Hansel A., Spittel T., *Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren. Leipzig, VEBDeutscherVerlag für Grundstoffindustrie*, Leipzig 1978.
- [47] Hawkyard J.B., Navaratne F.R., Johnson W., *Cold rolling of ring gears*, Proceedings of the Fifteenth International Machine Tool Design and Research Conference, 1975, s. 507–513.
- [48] He Y., Yun L.L., Min W., Liang G. L., *Research on the expanding deformation of ring radius in cold profiled ring rolling process*, "Science China Technological Sciences" 2010, Vol. 53, s. 813–821.
- [49] Hempowicz E., *Odlewnictwo*, Państwowe Wydawnictwo Szkolnictwa Zawodowego, Warszawa 1964.
- [50] Ho Keun Moona H.K., Leeb M.Ch., Joun M.S., *Predicting polygonal-shaped defects during hot ring rolling using a rigid-viscoplastic finite element method*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2008, Vol. 50, s. 306–314.
- [51] Hong-wei L., Feng L., Yang H., *Deformation mechanism of cold ring rolling in view of texture evolution predicted by a newly proposed polycrystal plasticity model*, "Transaction Nonferrous Metals Society of China" 2013, Vol. 23, s. 3729–3738.
- [52] Materiały pomocnicze do programu Forge NxT 1.1, http://docs.transvalor.com/forgem/en/nxt2_0/ [dostęp czerwiec 2025].
- [53] *Pierścienie i obręcze*, <https://hutabankowa.pl/pl/wyroby/pierscienie-i-obrecze>, materiały internetowe [dostęp czerwiec 2025].
- [54] <https://sklep.promotorpolska.com/y3-160m-6-b3-7-5-kw-970-obr-min,3,9,796>, materiały internetowe [dostęp styczeń 2020].
- [55] <https://sklep.promotorpolska.com/yx3-200l-4-b3-30-kw-1475-obr-min,3,9,872>, materiały internetowe [dostęp styczeń 2020].
- [56] <http://sinbrma.com/page.php?cid=6>, materiały internetowe [dostęp marzec 2019].
- [57] <http://waimetals.com/rolled-rings.html>, materiały internetowe [dostęp wrzesień 2020].
- [58] <https://www.ni.com/en/shop/pxi.html> materiały internetowe [dostęp kwiecień 2021].
- [59] <http://www.zarmenfp.pl/oferta/pierscienie-kuto-walcowane>, [dostęp czerwiec 2017].
- [60] <https://appmeas.co.uk/pdf/draw-wire-position-sensors/P96.pdf>, materiały internetowe, [dostęp grudzień 2019].
- [61] https://banning-forging.com/en/multi_mandrel_ring_roll_kfrwt.htm, materiały internetowe [dostęp styczeń 2020].
- [62] https://banning-forging.com/fr/ring_roll_octopus.htm, materiały internetowe [dostęp styczeń 2022].
- [63] <https://euskalforging.com/en/process-production-equipment/production-equipment/ring-rolling-machines>, materiały internetowe [dostęp październik 2017].
- [64] <https://euskalforging.com/en/process-production-equipment/production-equipment/ring-rolling-machines?166>, materiały internetowe [dostęp styczeń 2020].
- [65] <https://www.flt.krasnik.pl/lozyska-niekompletne/wyroby-i-polfabrykaty/1279-odkuwki-pierscieni-lozyskowych>, materiały internetowe, [dostęp czerwiec 2021].

- [66] <https://jacek-boron.de/odlewy.html>, materiały internetowe [dostęp luty 2017].
- [67] <https://www.danobatusa.com/bearings-rings-turning>, materiały internetowe [dostęp styczeń 2022].
- [68] <https://www.hydro.com.pl/produkt/400/rfp-g-dzielnik-strumienia-z-regulacja-przeplywu>, materiały internetowe, [dostęp lipiec 2017].
- [69] <https://www.megatron.de/en/products/more-products-angle-sensors/optoelectronic-incremental-encoder-series-mob.html>, materiały internetowe [dostęp luty 2017].
- [70] <https://www.profiroll.com/pl/maszyny/maszyny-do-walcowania-pierscieni/linia-maszyn-urwa.html>, materiały internetowe, stan sierpień 2018.
- [71] <https://www.pro-mar.com.pl/oferta/kuznia-swobodna-2/>, materiały internetowe [dostęp marzec 2019].
- [72] <https://www.ringrollingmachine.com/hot-ring-rolling-machine-bearing-production/>, materiały internetowe [dostęp styczeń 2020].
- [73] *Forging and Rolling Railway Wheels and Rings*, https://www.schulergroup.com/major/download_center/broschuere_forging/download_forging_forging_broschuere_schmieden_walzen_e.pdf, [dostęp czerwiec 2025].
- [74] *Ring Rolling Lines for the Manufacturing of Seamless Rings*, https://www.schulergroup.com/major/download_center/broschuere_forging/download_forging_forging_broschuere_rollinglines_seamless_ring_e.pdf [dostęp grudzień 2020].
- [75] *Bearing forging producing line*, <https://www.youtube.com/watch?v=kge-HWIqw9L0> [dostęp styczeń 2021].
- [76] <https://zhuanlan.zhihu.com/p/258856364>, materiały internetowe [dostęp sierpień 2020].
- [77] Hua L., Pan L., Lan J., *Researches on the ring stiffness condition in radial-axial ring rolling*, "Journal of Materials Processing Technology" 2009, Vol. 209, s. 2570–2575.
- [78] Hua L., Qian D.S., Pan L.B., *Analysis of plastic penetration in process of groove ball-section ring rolling*, "Journal of Mechanical Science and Technology" 2008, Vol. 22, s. 1374–1382.
- [79] Huiping Q., Yongtang L., *Research status and developing trends on the ring rolling process of profile ring parts*, „Procedia Engineering” 2017, Vol. 207, s. 1260–1265.
- [80] Husmanna S., Kuhlentöttera B., *Investigation for an Automated Avoidance of Ring Climbing in Radial-Axial Ring Rolling*, "Procedia Engineering” 2017, Vol. 207, s. 1242–1247.
- [81] Jenkouk V., Hirt G., Franzke M., Zhang T., *Finite element analysis of the ring rolling process with integrated closed-loop control*, "CIRP Annals–Manufacturing Technology” 2012, Vol. 61, s. 267–270.
- [82] Jian L., Zhang W., Lin H., Huajie M., *The combined ring rolling process and the stiffness condition*, MATEC Web of Conferences 21, 2015.
- [83] Jiang H., Yanran S., Wu Y., Shan D., Zong Y., *Macrostructure, microstructure and mechanical properties evolution during 8Cr4Mo4V steel roller bearing inner ring forging process*, "Materials Science & Engineering A" 2020, Vol. 798, s. 1–14.
- [84] Joachim Seitz J., Kordtomeikel F., Hirt G., *Improvement of the dishing process in ring rolling using conical guide rolls*, "Production Engineering” 2017, Vol. 11, s. 29–39.

- [85] Jong-Taek Y., Jeoung H. K., Jae-Keun H., Jin M. L., Kook J. K., Tae O. K., Nam Y. K. Hi S. Ch., *Ring-rolling design of yaw ring for wind turbines*, "Metals and Materials International" 2014, Vol. 20, s. 521–526.
- [86] Jouna M.S., Chungb J.H., Shivpuric R., *An axisymmetric forging approach to pre-form design in ring rolling using a rigid-viscoplastic finite element method*, „International Journal of Machine Tools & Manufacture” 1998, Vol. 38, s. 1183–1191.
- [87] Abhay K. Jha, Sreekumar K., Tharian T., Sinha P.P., *Process optimization for high fracture toughness of maraging steel rings formed by mandrel forging*, "Journal of Manufacturing Processes" 2010, Vol. 12, s. 38–44.
- [88] Karwiński A., Wieliczko P., Leśniewski W., *Zastosowanie odlewania odśrodkowego do wykonywania cienkościennych odlewów precyzyjnych*, „Archiwum Odlewnictwa” 2006, Nr 18, s. 255–260.
- [89] Katalog firmy SMS grup, *Radial and radial-axial ring rolling machines. Improved efficiency and product quality in ring production*, <https://studylib.net/doc/18253432/radial-and-radial-axial-ring-rolling-machines> [czerwiec 2025].
- [90] Kazanecki J., Wiencek K., Skowronek T., Kajtoch J., *Walcowanie zmiękczo-nych pierścieni łożyskowych*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2009, Vol. 76, s. 253–257.
- [91] Kazanecki K., Pater Z., *Analiza termomechaniczna procesu walcowania pierścieni w trójwalcowej walcarce skośnej*, „Rudy i Metale Nieżelazne” 2007, Vol. 55, s. 861–866.
- [92] Kim K.H., Suk H.G., Huh M.Y., *Development of the profile ring rolling process for large slewing rings of alloy steels*, "Journal of Materials Processing Technology" 2007, Vol. 187–188, s. 730–733.
- [93] Korolev A.V., Korolev A.A., Vasin A.N., *High efficiency automated line for precise cold rolling of bearing rings*, "Russian Engineering Research" 2010, Vol. 30, s. 751–752.
- [94] Kostysheva V.A., Erisova Y.A., *Technological schemes and conditions for the production of rolling rings from hollow as-cast blanks*, "Russian Metallurgy (Metally)" 2019, Vol. 7, s. 737–742.
- [95] Kyung-Hun L., Byung-Min K., *Advanced feasible forming condition for reducing ring spreads in radial-axial ring rolling*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2013, Vol. 76, s. 21–32.
- [96] Kyung-Hun L., Dae-Cheol K., Dong-Hwan K., Seon-Bong L., Nag-Mun S., Byung-Min K., *Design method for intermediate roll in multi-stage profile ring rolling process: the case for excavator idler rim*, "International Journal of Precision Engineering and Manufacturing" 2014, Vol. 15, s. 503–512.
- [97] L. Giorleo L., Ceretti E., Giardini C., *Energy consumption reduction in ring rolling processes: A FEM analysis*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2013, Vol. 74, s. 55–64.
- [98] Lee K. H., Kim B.M., *Advanced feasible forming condition for reducing ring spreads*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2013, Vol. 76, s. 21–32
- [99] Li L., Li X., Liu J., He Z., *Effects of roll sizes on uniformity of strain and variation of configuration in cold-closed T-shaped rolling process of HE30 aluminum alloy ring*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2016, Vol. 86, s. 191–201.

- [100] Li L., Li X., Liu J., He Z., *Effects of roll sizes on uniformity of strain and variation*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2015, Vol. 86, s. 191–201.
- [101] Li L., Li X., Liu J., He Z., *Modeling and simulation of cold rolling process for double groove ball-section ring*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2013, Vol. 69, s. 1717–1729.
- [102] Li L., Li X., Liu J., & Zhi He Z., *A quantitative planning method of variable feed rates for cold profiled ring rolling process*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2016, Vol 86, s. 2585–2593.
- [103] Li L., Yang H., Guo L., Sun Z., *A control method of guide rolls in 3D-FE simulation of ring rolling*, "Journal of Materials Processing Technology" 2008, Vol. 205, s. 99–110.
- [104] Li L., Yang H., Guo L., Sun Z., *Research on interactive influences of parameters on T-shaped cold ring rolling by 3d-FE numerical simulation*, "Journal of Mechanical Science and Technology" 2007, Vol. 21, s. 1541–1547.
- [105] Li Q., Wu L., Li F., Liu T., Wang S., Wei Z., Su Ch., *Experiments study on the rolling process for heavy disk*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2013, Vol. 65, s. 1171–1175.
- [106] Li X., Guo L., Liang L., Yang W., *Motion control log guide rolls in intelligent simulation for profiled ring rolling process*, "Procedia Manufacturing" 2017, Vol. 15, s. 97–104.
- [107] Liang L., Guo L., Li X., Yang W., *Intelligent simulation for real-time force-controlled radial-axial rolling process of supersized aluminium alloy rings*, "Procedia Manufacturing" 2017, Vol. 15, s. 105–112.
- [108] Lin H., Zhi Z.Z., *The extremum parameters in ring rolling*, "Journal of Materials Processing Technology" 1997, Vol. 69, s. 273–276.
- [109] Lin Hua L., Deng J., Qian D., Lan J., Long H., *Modeling and application of ring stiffness condition for radial-axial ring rolling*, "International Journal of Machine Tools & Manufacture" 2016, Vol. 110, s. 66–79.
- [110] Ling-gang G., He Y., *Effect of size of forming rolls on cold ring rolling by 3D-FE numerical simulation*. "Trans. Nonferrous Met. Soc. of China" 2006, Vol. 16, s. 645–651.
- [111] Liu H., Chen S., Peng Y., Sun J., *Strip layer method for analysis of the three-dimensional stresses and spread of large cylindrical shell rolling*, "Chinese Journal of Mechanical Engineering" 2015, Vol. 28, s. 556–564.
- [112] Lulkiewicz J., Szkudelski Sz., Ziółkiewicz S., *Badania modelowe procesu walcowania pierścieni*, „Obróbka Plastyczna Metali” 2019, Vol. 30, s. 201–212.
- [113] Malinowski Z., Głowacki M., Pietrzyk M., Wcisło J., Hajduk Z., Musiał A., *Komputerowa symulacja procesu walcowania pierścieni w walcowni Huty Bankowa*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2003, Vol. 70, s. 14–19.
- [114] Malinowski Z., Madej W., Musiał A., Hajduk Z., Wolski A., *Design of manufacturing of welding neck type rings*, "Metallurgy and Foundry Engineering" 2005, Vol. 31, s. 201–210.
- [115] Mazurkiewicz J., Szymshal J., Ścierski J., *Podstawy technologii przetwórstwa metali*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2003.

- [116] Meng W., Zhao G., *Effects of key simulation parameters on conical ring rolling process*, "Procedia Engineering" 2014, Vol. 81, s. 286–291.
- [117] Min W., He Y., Lianggang G., Zhichao S., *Effects and optimization of roll sizes in hot rolling of large rings of titanium alloy*, "Rare Metal Materials and Engineering" 2009, Vol. 38, s. 393–397.
- [118] Min W., *Comparison of evolution laws of stress and strain fields in hot rolling of titanium alloy large rings with different sizes*, "Transactions of Nonferrous Metals Society of China" 2011, Vol. 21, s. 1611–1619.
- [119] Modrzyński A., *Technologia odlewnictwa*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 2015.
- [120] Muster A., *Kucie matrycowe: projektowanie procesów technologicznych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1986.
- [121] Naksoo K., Honglae K., Kai J., *Optimal design to reduce the maximum load in Ring Rolling Process*, "International Journal of Precision Engineering and Manufacturing" 2012, Vol. 13, s. 1821–1828.
- [122] Naksoo K., Honglae K., Kai J., *Optimal design to reduce the maximum load in ring rolling process*, "International Journal of Precision Engineering and Manufacturing" 2012, Vol. 13, s. 1821–1828.
- [123] Oh I.Y., Hwang T.W., Woo Y.Y., Yun H.J., Moon Y.H., *Analysis of defects in L-section profiling rolling*, "Procedia Manufacturing" 2018, Vol. 15, s. 81–88.
- [124] Oh I.Y., Hwang T.W., Woo Y.Y., Yun H.J., Moon Y.H., *Process-induced defects in an L-shape profile ring rolling process*, "International Journal of Material Forming" 2019, Vol. 12, s. 727–740.
- [125] Oka E., Higashi R., Nomiya T., *Full automatic vertical ring rolling mill (VRRM) for rolling rings with profiled cross section*, 2011, 18th International Forgemasters Meeting in Pittsburgh, PA (USA).
- [126] Pająk E., *Obróbka ubytkowa: technologia obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej oraz systemów mikroelektromechanicznych*, Wydawnictwo Państwowej Wyższej Szkoły Zawodowej, Konin 2016.
- [127] Park M., Lee Ch., Lee J., Lee I., Joun M., Kim B., Lee K., *Development of L-sectioned ring for construction machines by profile ring rolling process*, "International Journal of Precision Engineering and Manufacturing" 2016, Vol. 17, s. 233–240.
- [128] Parvizi A., Abrinia K., Salimi M., *Slab analysis of ring rolling assuming constant shear friction*, "Journal of Materials Engineering and Performance" 2011, Vol. 20, s. 1505–1511.
- [129] Parvizi A., Abrinia K., *A two-dimensional upper bound analysis of the ring rolling process with experimental and FEM verifications*, "International Journal of Mechanical Sciences" 2014, Vol. 79, s. 176–181.
- [130] Pater Z., Samołyk G., *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali*, Politechnika Lubelska, Lublin 2013.
- [131] Pater Z., Samołyk G., *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali*, Politechnika Lubelska, Lublin 2011.
- [132] Pater Z., *Podstawy metalurgii i odlewnictwa*, Politechnika Lubelska, Lublin 2014.
- [133] Qian D., Deng J., He S., *Precision rolling methods for groove-section ring based on different contact and feed mode*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2018, Vol. 95, s. 3953–3968.

- [134] Qian D., Pan Y., *3D coupled macro–microscopic finite element modelling and simulation for combined blank-forging and rolling process of alloy steel large ring*, “Computational Materials Science” 2013, Vol. 70, s. 24–36.
- [135] Qian D., Zhang Z., Hua L., *An advanced manufacturing method for thick-wall and deep-groove ring — combined ring rolling*, “Journal of Materials Processing Technology” 2013, Vol. 213, s. 1258–1267.
- [136] Quagliato L., Berti G.A., Kim D., Kim N., *Slip line model for forces estimation in the radial-axial ring rolling process*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2018, Vol. 138–139, s. 17–33.
- [137] Rosochowska A., Rosochowska M., Olejnik L., *A method of forming oblique rings*, “Procedia Engineering” 2014, Vol. 81, s. 568–573.
- [138] Runguang L., Yan L., Qiaohu D., Qirang S., *A new forming technology for bearing rings by means of precision rolling*, “Journal of Materials Processing Technology” 1995, Vol. 52, s. 515–523.
- [139] Samołyk G., *Podstawy teoretyczne i modelowanie prasowania obwiedniowego*, Politechnika Lubelska, Lublin 2012.
- [140] Samołyk G., *Prędkość posuwu w prasowaniu obwiedniowym wyprasek pierścieniowych*, „Rudy i Metale Nieżelazne” 2009, Vol. 54, s. 806–808.
- [141] Samołyk G., *Wybrane zagadnienia technologii i teorii prasowania obwiedniowego*, Politechnika Lubelska, Lublin 2012.
- [142] Seitz J., Jenkouv V., Hirt G., *Manufacturing dish shaped rings on radial-axial ring rolling mills*, “Production Engineering” 2013 Vol. 7, s. 611–618.
- [143] Seitz J., Schwich G., Guenther S., Hirt G., *Investigation of a composite ring rolling process by FEM and experiment*, MATEC Web Conf. 2016, Vol. 80, s. 1–7.
- [144] Shilun Yu S., Liu Ch., Gao Y., Jiang S., Bao Z., *Dynamic recrystallization mechanism of Mg–8.5Gd–2.5Y–0.4Zr alloy during hot ring rolling*, “Materials Characterization” 2017, Vol. 131, s. 135–139.
- [145] Sińczak J., Kuźmiński Z., Godek P., *Proces przygotowania odkuwek do walcowania obręczy w walcierce promieniowo-osiowej*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2004, Vol. 71, s. 106–112.
- [146] Sińczak J., Madej W., *Modelowanie kucia przedkuwki pierścieni i obręczy walcowanych*, „Obróbka Plastyczna Metali” 1998, Vol. 9, s. 5–12.
- [147] Sińczak J., *Podstawy procesów przeróbki plastycznej*, Wydawnictwo Naukowe AKAPIT, Kraków 2010.
- [148] Słupik H., *Obróbka skrawaniem: podstawy teoretyczne*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2010.
- [149] Stanistreet T.F., Allwood J.M., Willoughby A.M., *The design of a flexible model ring rolling machine*, “Journal of Materials Processing Technology” 2006, Vol. 177, s. 630–633.
- [150] Sun J., Peng Y., Dong Z., Du X., *Study on asymmetrical deformation and curvature of heavy cylinder rolling*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2017, Vol. 133, s. 720–727.
- [151] Sun J., Peng Y., Dong Z., Du X., *Study on asymmetrical deformation and curvature of heavy cylinder rolling*, “International Journal of Mechanical Sciences” 2017, Vol. 133, s. 720–727.

- [152] Surdacki P., Gontarz A., Winiarski G., Samołyk G., *Research of the tool velocity and product shape aspects of the hot radial rolling of C45 steel ring*, "Advances in Science and Technology Research Journal" 2021, Vol. s. 352–363.
- [153] Surdacki P., Gontarz A., Winiarski G., *Zestaw narzędzi do walcowania pierścieni*, Urząd Patentowy Rzeczypospolitej Polskiej, Patent B1 237771, 2021 r.
- [154] Surdacki P., Gontarz A., *Analiza teoretyczna parametrów geometrycznych i prędkościowych w procesie walcowania pierścieni na gorąco*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2017, Vol. 84, s. 420–424.
- [155] Surdacki P., Gontarz A., *Badanie warunków tarcia w procesie walcowania pierścieni na gorąco*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2018, Vol. 85, s. 182–185.
- [156] Świątoniowski A., Gregorczyk R., Tomecki L., *Analiza stanu naprężeń w konstrukcji prasy hydraulicznej do usuwania odchyłek geometrycznych pierścieni walcowanych na gorąco*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2011, Vol. 78, s. 482–490.
- [157] Świątoniowski A., Gregorczyk R., Tomecki L., *Wykorzystanie MES w analizie numerycznej procesu usuwania owalizacji i wichrowatości pierścieni walcowanych na gorąco*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2010, Vol. 77, s. 578–585.
- [158] Szabo Z.J., Dittrich E., *Manufacturing systems for the production of seamless-rolled rings*, "Journal of Materials Processing Technology" 1996, Vol. 60, s. 67–72.
- [159] Szcześniak A., Szcześniak Z., *Proces technologiczny i automatyzacja w produkcji łożysk tocznych*, „Logistyka” 2014, Vol. 6, s. 10271–10278.
- [160] Tasak E., *Obróbka ubytkowa i spajanie*, AGH Uczelniane Wydawnictwa Naukowo-Dydaktyczne, Kraków 2001.
- [161] Tobar A., Rączka J., Kowalski J., Brachowski T., Stachańczyk J., Pałczyński E., Wiecheć R., Szołucha Z., *Technologia wytwarzania odlewów pierścieni zaworów silników samochodów osobowych*, „Krzepnięcie Metali i Stopów” 2010, Nr 24, s. 125–133.
- [162] Tofil A., *Procesy kształtowania półwyrobów w uniwersalnej walcierce kuźniczej*, Politechnika Lubelska, Lublin 2016.
- [163] Tomczak J., Pater Z., Bulzak T., *Obciskanie obrotowe walcami mimośrodowymi odkuwek pierścieni*, „Hutnik – Wiadomości Hutnicze” 2014, Vol. 81, s. 92–98.
- [164] Uchibori T., Matsumoto R., Utsunomiya H., *Peripheral speed of steel ring during hot ring rolling*, "Procedia Manufacturing" 2018, Vol. 15, s. 28–30.
- [165] Utsunomiya H., Saito Y., Shinoda T., Takasu I., *Elastic-plastic finite element analysis of cold ring rolling process*, "Journal of Materials Processing Technology" 2002, Vol. 125–126, s. 613–618.
- [166] Wang M., Yang H., Sun Z.C., Guo L.G., *Analysis of coupled mechanical and thermal behaviors in hot rolling of large rings of titanium alloy using 3D dynamic explicit FEM*, "Journal of Materials Processing Technology" 2009, Vol. 209, s. 3384–3395.
- [167] Wang X., Hua L., Han X., Wang X., Wang D., Liu Y., *Numerical simulation and experimental study on geometry variations and process control method of vertical hot ring rolling*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2014, Vol. 73, s. 389–398.

- [168] Wang X., Hua L., *Analysis of guide modes in vertical hot ring rolling and their effects on the ring's dimensional precision using FE method*, "Journal of Mechanical Science and Technology" 2011, Vol. 25, s. 655–662.
- [169] Wang X., Hua L., *Modeling of on-line measurement for rolling the rings with blank size errors in vertical hot ring rolling process*, "Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2013, Vol. 68, s. 257–262.
- [170] Wang Xiaokai W., Lin., *On-line measurement method for various guide modes of vertical ring rolling mill*, "Measurement" 2011, Vol. 44, s. 685–691.
- [171] Wang Z.W., Zeng S.Q., Yang X.H., Cheng C., *The key technology and realization of virtual ring rolling*, "Journal of Materials Processing Technology" 2007, Vol. 182, s. 374–381.
- [172] Wanga C., Geijselaers H.J.M., Omerspahic E., Recinac V., Van den Boogaard A.H., *Influence of ring growth rate on damage development in hot ring rolling*, "Journal of Materials Processing Technology" 2016, Vol. 227, s. 268–280.
- [173] Wanga Ch., Boogaard T., Omerspahic E., Recina V., Geijselaers B., *Influence of feed rate on damage development in hot ring rolling*, "Procedia Engineering" 2014, Vol. 81, s. 292–297.
- [174] Wasiunyk P., *Kucie matrycowe*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1987.
- [175] Werys W., *Kontrola czynna*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 1978.
- [176] WIKA Alexander Wiegand SE & Co., KGWIK data sheet PE 81.60 – katalog producenta, stan lipiec 2021.
- [177] Wu M., Hua L., Shao Y.C., Zhou Q.J., *Influence of the annealing cooling rate on the microstructure evolution and deformation behaviors in the cold ring rolling of medium steel*, "Materials & Design" 2011, Vol. 32, s. 2292–2300.
- [178] Xiaodong Luo X., Li L., Xu W., Zhu Y., *Effect of driver roll rotational speed on hot ring rolling of AZ31 magnesium*, "Journal of Magnesium and Alloys" 2014, Vol. 2, s. 154–158.
- [179] Xiaotao G., Fan Y., *Research of PEEQ for Conical Ring with Outer Steps Ring Rolling*, "Physics Procedia" 2012, Vol. 25, s. 257–261.
- [180] Xinghui Han X., Hua L., Wang X., Zhou G., Lu B., *Ring blank design and its effect on combined radial and axial ring rolling*, "Int J Adv Manuf Technol" 2014, Vol. 72, s. 161–1173.
- [181] Xu W., Chen F., Guo Z., Wang Q., Yang X., *Parametric design of ring billet for profile ring rolling process based on electric field method and feeding strategy design*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2017, Vol. 93, s. 1017–1027.
- [182] Xu W., Wang Q., Zhou X., Yang X., *Quantitative design methodology for flat ring rolling process*, "Procedia Engineering" 2014, Vol. 81, s. 280–285.
- [183] Xu W., Zhou X., Long J., Wang Q., Yang X., *Feeding interval design considering multiconstraints in flat ring rolling process*, "Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2015, Vol. 81, s. 219–229.
- [184] Yang H., Guo L., Zhan M., Sun Z., *Research on the influence of material properties on cold ring rolling processes by 3D-FE numerical simulation*, "Journal of Materials Processing Technology" 2006, Vol. 177, s. 634–638.

- [185] Yang H., Wang M., Guo L.G, Sun Z.C., *3D coupled thermo-mechanical FE modeling of blank size effects on the uniformity of strain and temperature distributions during hot rolling of titanium alloy large rings*, "Computational Materials Science" 2008, Vol. 44, s. 611–621.
- [186] Yasuhiko Tanaka Y., Sato I., *Development of high purity large forgings for nuclear power plants*, "Journal of Nuclear Materials" 2011, Vol. 417, s. 854–859.
- [187] Yea Y., Ko Y., Naksoo Kim N., Lee J., *Prediction of spread, pressure distribution and roll force in ring rolling process using rigid-plastic finite element method*, "Journal of Materials Processing Technology" 2003, Vol. 140, s. 478–486.
- [188] Zeng G., Liu Ch., Gao Y., Jiang S., *Microstructure and mechanical properties of AZ80–Ag alloy processed by hot ring rolling*, "Materials Science & Engineering" 2016, Vol. A 674, s. 491–497.
- [189] Zeng G., Yu S., Yonghao Gao Y., Liu Ch., Han X., *Effects of aging temperature on microstructure, tensile and creep properties of ring rolled AZ80–Ag alloy*, "Materials Science & Engineering" 2015, Vol. A 645, s. 273–279.
- [190] Zeng G., Yu S., Gao Y., Liu Ch., Han X., *Effects of hot ring rolling and aging treatment on microstructure and mechanical properties of AZ80–Ag alloy*, "Materials Science & Engineering" 2015, Vol. 645, s. 273–279.
- [191] Zhao Y. M., Qian D.S., *Effect of rolling ratio on groove-section profile ring rolling*, "Journal of Mechanical Science and Technology" 2010, Vol. 24, s. 1679–1687.
- [192] Zheng-Guan Lu, Wu J., Guo R.P., Xu L., Yang R., *Hot deformation mechanism and ring rolling behavior of powder metallurgy Ti2AlNb intermetallics*, "Acta Metallurgica Sinica (English Letters)" 2017, Vol. 30, s. 621–629.
- [193] Zhou G., Hua L., Lan J., Qian D.S., *FE analysis of coupled thermo-mechanical behaviors in radial-axial rolling of alloy steel large ring*, "Computational Materials Science" 2010, Vol. 50, s. 65–76.
- [194] Zhou G., Hua L., Qian D.S., *3D coupled thermo-mechanical FE analysis of roll size effects on the radial-axial ring rolling process*, "Computational Materials Science" 2011, Vol. 50, s. 911–924.
- [195] Zhou P., Zhang L., Gu S., Ruan J., Teng L., *Mathematic modeling and FE simulation of radial-axial ring rolling large L-section ring by shape axial roll*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2014, Vol. 72, s. 729–738.
- [196] Zhu X., Liu D.; Yang Y., Hu Y., Liu G., Wang Y., *Effects of blank dimension on forming characteristics during conical-section ring rolling of Inco718 alloy*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology" 2016, Vol. 84, s. 2707–2718.
- [197] Ziółkiewicz S., Garczyński Z., *Prasowanie obwiedniowe*, „Obróbka Plastyczna Metali" 2008, Vol. 19, s. 55–60.