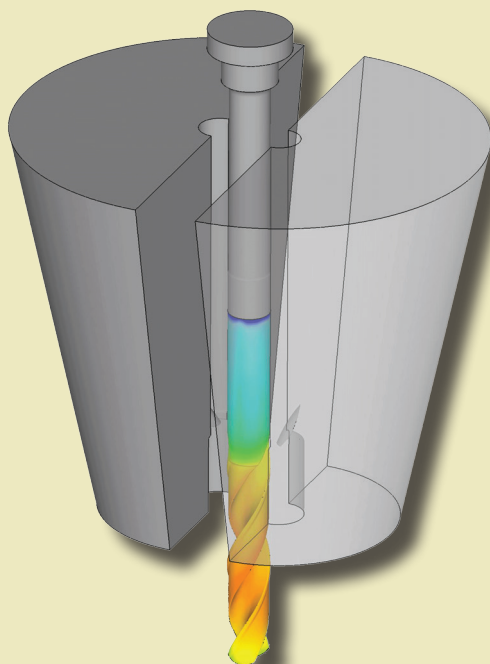




Tomasz Bulzak

Wyciskanie wiertel krętych w matrycach dzielonych



MONOGRAFIE

Wyciskanie wiertel krętych
w matrycach dzielonych

Monografie – Politechnika Lubelska



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

Tomasz Bulzak

Wyciskanie wiertel krętych w matrycach dzielonych



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzenci:

dr hab. inż. Tomasz Dyl, prof. Akademii Morskiej w Gdyni

dr hab. inż. Marcin Knapiński, prof. Politechniki Częstochowskiej

Redakcja i skład: Tomasz Bulzak

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-273-4

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

www.agencjatom.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 50 egz.

Spis treści

Streszczenie.....	7
Abstract.....	8
Wykaz ważniejszych oznaczeń.....	9
1. Wprowadzenie.....	11
2. Rys historyczny konstrukcji wiertel.....	15
3. Przegląd literatury w zakresie wytwarzania wiertel krętych.....	25
3.1. Frezowanie.....	27
3.2. Szlifowanie.....	35
3.3. Skośne walcowanie segmentowe.....	39
3.4. Walcowanie kuźnicze.....	52
3.5. Wyciskanie śrubowe.....	55
3.5.1. Charakterystyka procesu wyciskania śrubowego.....	55
3.5.2. Wyciskanie wiertel krętych.....	62
3.6. Inne metody kształtowania wiertel.....	72
3.7. Zestawienie metod kształtowania wiertel krętych.....	76
3.8. Podsumowanie przeglądu literatury.....	79
4. Wyciskanie wiertel krętych w trójsuwakowej prasie kuźniczej..	80
4.1. Warunki tarcia.....	80
4.2. Analiza teoretyczna MES.....	86
4.3. Badania doświadczalne.....	92
4.4. Podsumowanie wyników badań wstępnych.....	98
5. Modelowanie numeryczne procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych.....	99
5.1. Model numeryczny.....	100
5.2. Metodyka realizacji obliczeń numerycznych.....	103
5.3. Wyniki obliczeń numerycznych.....	106
5.3.1. Kąt pochylenia rowków wiórowych λ	107
5.3.2. Analiza płynięcia metalu.....	114
5.3.3. Stan odkształcenia i naprężenia.....	121

5.3.4.	Kryterium zniszczenia (pękania).....	127
5.3.5.	Naciski powierzchniowe.....	130
5.3.6.	Siły w procesie wyciskania wiertel krętych.....	132
6.	Badania doświadczalne.....	145
6.1.	Stanowisko badawcze.....	145
6.2.	Zakres badań doświadczalnych.....	152
6.3.	Wyniki i analiza badań doświadczalnych.....	154
7.	Podsumowanie i wnioski końcowe.....	161
8.	Literatura.....	165

Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki badań teoretyczno-doświadczalnych nad nowym procesem wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Na początku opracowania dokonano przeglądu literatury dotyczącego wytwarzania wiertel krętych. Scharakteryzowano i opisano metody wytwarzania wiertel krętych oparte na obróbce skrawaniem i obróbce plastycznej. Przegląd literatury zakończono zestawieniem ze sobą poszczególnych metod wytwarzania wiertel krętych oraz podsumowaniem, w którym zwrócono uwagę na zalety i wady przytoczonych technologii. Wykorzystując trójsuwakową prasę kuźniczą przeprowadzono badania wstępne, które wykazały ograniczenia nowej technologii (bark informacji na temat sposobu projektowania narzędzi oraz otwierania matryc przy próbach wyciskania stali) oraz wskazały cel dalszych badań. Dla określenia wpływu parametrów technologicznych na przebieg procesu wyciskania wiertel krętych wykonano szereg symulacji numerycznych. Symulacje numeryczne oparte na metodzie elementów skończonych zrealizowano w środowisku programu DEFORM-2D/3D Ver 11.0. Na podstawie otrzymanych wyników określono wpływ temperatury materiału, warunków tarcia, prędkości wyciskania oraz geometrii matrycy na przebieg oraz dokładność procesu wyciskania wiertel krętych. Ponadto, wyznaczono parametry siłowe procesu, rozkłady intensywności odkształcenia, rozkłady naprężeń zredukowanych oraz kryterium zniszczenia. Wykorzystując sztuczne sieci neuronowe oraz wyniki symulacji numerycznych określono model matematyczny opisujący zależność kąta pochylenia rowków wiórowych od parametrów geometrycznych matrycy. Weryfikację wyników otrzymanych z obliczeń przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych. Do realizacji badań doświadczalnych wykorzystano uniwersalną prasę hydrauliczną oraz specjalnie skonstruowany przyrząd do wyciskania w matrycach łupkowych. Badania doświadczalne zrealizowano przy użyciu dwóch zestawów narzędziowych. W trakcie prowadzonych badań wyciskano wiertła z materiału modelowanego (ołów Pb1) oraz stali narzędziowej do pracy na zimno w gatunku 100Cr6. Uzyskano zadawalającą zgodność wyników badań doświadczalnych i teoretycznych. Przeprowadzone prace teoretyczno-doświadczalne stały się podstawą do sformułowania wniosków końcowych oraz określenia kierunku dalszych badań.

Abstract

The dissertation presents the results of theoretical and experimental studies on a new extrusion process for producing twist drills using segment dies. First, the state of the art in the production of twist drills is discussed. Methods for producing twist drills by machining and metal forming are described. The survey of the literature ends with a discussion of methods for producing twist drills, followed by a discussion of the advantages and disadvantages of the described techniques. Preliminary tests are performed on a three-slide forging press, and the results reveal limitations of the proposed new forming technique (no data on tool design or opening of the dies in the extrusion process for steel), as well as indicate the direction of further studies. In order to determine the effect of operational parameters in the proposed extrusion process on the production of twist drills, a series of numerical simulations are performed. The finite element method-based numerical simulations are performed using the DEFORM-2D/3D Ver 11.0 software. The numerical results enabled determination of the effect of material temperature, friction conditions, extrusion velocity and die geometry on the extrusion process for twist drills and its accuracy. In addition to this, the force parameters, the distributions of effective strains and reduced stresses as well as the Cockroft-Latham ductile fracture criterion in the process are determined. Taking advantage of artificial neural networks and the numerical results, a mathematical model describing the relationship between the angle of inclination of flutes and die geometry is developed. The numerical results are then verified under laboratory conditions. The experiments are performed using a universal hydraulic press and a specially designed device for die extrusion. The experimental tests are conducted using two sets of tools. Drills are produced by extrusion from the materials used for modeling, i.e. (Pb1 lead) and 100Cr6 tool steel for cold work. The experimental results and theoretical findings show a satisfactory agreement. The experimental and numerical results are used as a basis for drawing final conclusions and suggesting the direction of further studies.

Wykaz ważniejszych oznaczeń

A_o – pole przekroju komory pojemnika
 A_w – pole przekroju wyciskanego wiertła
 B – szerokość rowka wiórowego
 C – całka Cockrofta-Lathama
 D – średnica wiertła
 D_k – średnica komory pojemnika
 D_{min} – minimalna średnica freza do rowków wiórowych
 E – moduł Younga
 F_r – siła rozporowa
 F_w – siła wyciskania
 H – długość paska kalibrującego w matrycach tradycyjnych
 L – długość
 R_I – promień profilu powierzchni natarcia rowka wiórowego
 R_{II} – promień profilu powierzchni tylnej rowka wiórowego
 T – temperatura
 V_z – prędkość w kierunku osiowym
 V_θ – prędkość w kierunku obwodowym
 SSN – sztuczna sieć neuronowa
 d_r – średnica rdzenia wiertła
 d_z – średnica zastępcza
 h – długość paska kalibrującego w matrycach dzielonych
 l_m – długość stożka matrycy
 l_p – wysokość materiału po spęczeniu
 m – czynnik tarcia
 p – skok linii śrubowej
 q_w – nacisk powierzchniowy
 r – promień, promień występu kształtującego rowek wiórowy
 r_φ, φ – współrzędne biegunowe
 v – prędkość
 x, y, z – współrzędne kartezjańskie
 Γ – funkcja celu
 α – kąt stożka matrycy
 α_s – kąt wierzchołkowy segmentu do walcowania wiertel

β – kąt pochylenia linii śrubowej
 β_s – kąt wierzchołkowy segmentu do walcowania wiertła
 γ – kąt pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy
 ε – intensywność odkształcenia
 $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia
 κ – kąt wierzchołkowy wiertła (przystawienia)
 λ – kąt pochylenia rowków wiórowych
 λ_w – współczynnik wydłużenia
 μ – współczynnik tarcia
 ν – współczynnik Poisson’a
 $\sigma_{1, 2, 3}$ – naprężenia główne
 σ_i – intensywność naprężenia
 σ_o – naprężenie uplastyczniające
 τ – naprężenie styczne
 τ_s – dodatkowy kąt skręcenia
 ϕ – kąt obrotu

1. Wprowadzenie

Obróbka skrawaniem ciągle odgrywa bardzo ważną rolę w kształtowaniu części maszyn oraz przedmiotów codziennego użytku. Silna pozycja obróbki skrawaniem wśród innych technik wytwarzania spowodowana jest narastającą tendencją do zwiększania różnorodności produkowanych wyrobów oraz rozwojem elastycznych systemów wytwarzania. Zwiększenie efektywności obróbki wiórowej pozwala również obniżyć koszty produkcji matryc, form odlewniczych oraz form wtryskowych dzięki czemu procesy wytwarzania, w których wykorzystywane jest kosztowne oprzyrządowanie stają się opłacalne również przy krótszych seriach produkcyjnych. W znaczącym stopniu efektywność obróbki ubytkowej uzależniona jest od jakości i ceny narzędzi skrawających. O szerokim rozpowszechnieniu obróbki ubytkowej wśród dostępnych technik wytwarzania mogą świadczyć informacje dotyczące światowego zapotrzebowania na narzędzia skrawające. Według danych Modern Machine Shop światowe wydatki na narzędzia skrawające w 2015 roku wyniosły ok. 75 miliardów dolarów.

Obecnie do produkcji narzędzi skrawających najczęściej wykorzystywana jest technologia szlifowania. Spowodowane jest to wysokim rozwojem obrabiarek sterowanych numerycznie CNC. Ponadto elastyczność oprogramowania CAM pozwala sprostać wysokim wymaganiom rynku narzędzi skrawających. Zastosowanie uniwersalnych ściernic oraz obrabiarek CNC pozwala na produkcję szerokiej gamy narzędzi, takich jak wiertła, rozwiertaki, frezy, pogłębiacze itp. Szlifowanie jako jedyna technika pozwala również kształtować narzędzia skrawające z materiałów trudno obrabialnych, na przykład węglików spiekanych oraz ceramiki. Obróbka plastyczna jak dotąd znalazła największe zastosowanie w produkcji wiertel krętych. Ponadto, do wytwarzania części chwytowych noży tokarskich oraz odkuwek (półfabrykatów) frezów: tarczowych, kątowych oraz krążkowych wykorzystywana jest technologia kucia. Natomiast w produkcji pilników zastosowanie znalazła technologia walcowania kuźniczego.

Wiertła kręte o średnicy powyżej 20 mm wytwarzane są poprzez frezowanie, walcowanie kuźnicze połączone ze skręcaniem oraz wyciskanie. Technologia frezowania oprócz niskiej wydajności generuje duże straty materiałowe. W przypadku walcowania kuźniczego proces ten realizowany jest w kilku

przepustach i dodatkowo wymaga operacji skręcania, co powoduje wydłużenie cyklu produkcyjnego. Technologia wyciskania pozwala wytwarzać wiertła o dużych średnicach w znacznie krótszym czasie niż metoda walcowania kuźniczego i nie generuje tak dużych strat materiałowych, jak w przypadku frezowania. Metoda wyciskania posiada również dużą uniwersalność ponieważ pozwala kształtować wiertła o większej liczbie rowków wiórowych i dowolnym przekroju poprzecznym. Wyciskanie jako jedyna metoda obróbki plastycznej stwarza możliwości zagęszczania i formowania wiertel wykonanych z proszków metali.

W niniejszej pracy przeanalizowano możliwości kształtowania wiertel zmodyfikowanym sposobem wyciskania w matrycach dzielonych, który jest alternatywą dla tradycyjnego sposobu wyciskania. Dzięki zastosowaniu matryc dzielonych znacznie upraszcza się i przyspiesza etap usuwania wiertła z wykroju matrycy po procesie wyciskania. Usunięcie gotowego wiertła z matrycy staje się możliwe po rozsunięciu obu matryc. W tradycyjnej metodzie wyciskania usuwanie wiertła z matrycy realizowane jest przez wykręcanie go z wykroju matrycy. Wprowadza to konieczność stosowania pras podwójnego działania (dwa suwaki robocze) oraz przyrządów, w których matryca ma możliwość swobodnego obrotu podczas usuwania wiertła z wykroju. Możliwość usunięcia wiertła z matrycy po ich rozsunięciu eliminuje także konieczność stosowania naddatków w części chwytowej służących do uchwycenia wiertła przez matrycę wyciągającą. Dodatkowym atutem stosowania matryc dzielonych jest ich prostszy sposób wykonania oraz możliwość realizacji technologii wyciskania z wykorzystaniem szerszej grupy maszyn kuźniczych (prasy hydrauliczne, śrubowe, korbowe, kuźniarki oraz wielosuwakowe prasy kuźnicze).

Uwzględniając ograniczenia technologii wytwarzania wiertel krętych o średnicach większych od 20 mm, w Katedrze Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej w Wydziale Mechanicznym Politechniki Lubelskiej opracowany został nowy sposób wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Ze względu na brak szczegółowej wiedzy na temat procesu wyciskania wiertel krętych, za celowe uznano przeprowadzenie badań mających na celu zweryfikowanie przydatności proponowanej technologii kształtowania wiertel. Wstępne badania teoretyczno-doświadczalne wykazały, że projektując narzędzia do wyciskania wiertel krętych należy odpowiednio dobrać parametry geometryczne matrycy, od których zależy kąt pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel. W niniejszej rozprawie przedstawiono wyniki przeprowadzonych analiz dotyczących wpływu podstawowych parametrów geometrycznych i technologicznych na przebieg procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Na podstawie przeprowadzonych badań określono związki pomiędzy parametrami procesu wyciskania a geometrią wyciskanych wiertel krętych. Ze względu na pionierski charakter prowadzonych prac oraz obiecujące rezultaty przeprowadzonych badań, celowe

1. Wprowadzenie

wydaje się kontynuowanie dalszych badań w zakresie omawianego problemu. Na zakończenie autor chciałby złożyć wyrazy wdzięczności wszystkim tym, którzy przyczynili się do powstania prezentowanego opracowania. W szczególności podziękowania należą się pracownikom Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej, którzy czynnie uczestniczyli w badaniach i wspierali autora swoim bogatym doświadczeniem. Osobne wyrazy wdzięczności kierowane są do recenzentów monografii dr hab. inż. Tomasza Dyla, prof. Akademii Morskiej w Gdyni oraz dr hab. inż. Marcina Knapieńskiego, prof. Politechniki Częstochowskiej, których cenne uwagi i spostrzeżenia wpłynęły na ostateczną postać opracowania.

2. Rys historyczny konstrukcji wiertel

Wiertła są narzędziami skrawającymi służącymi do wykonywania otworów walcowych rzadziej wielokątnych. Wiercenie jest jedną z najbardziej rozpowszechnionych operacji, które są stosowane w przemyśle maszynowym [46]. Obecnie około 25% operacji wykonywanych metodami obróbki skrawaniem stanowi wiercenie, z czego 40% tych operacji realizowanych jest przy użyciu wiertel [13]. Liczba rozwiązań konstrukcyjnych wiertel jest bardzo duża i ciągle ulega zwiększeniu [36]. Narzędzia do wykonywania otworów można sklasyfikować wg wielu kryteriów [5, 36], z których wybrane przytoczono poniżej.

Klasyfikacja oparta na budowie:

- jednolite,
- łączone w sposób trwały,
- składane;

Klasyfikacja oparta na rodzaju części chwytowej:

- wiertła z chwytem walcowym,
- wiertła z chwytem stożkowym;

Klasyfikacja oparta na długości wierconego otworu:

- do otworów normlanych $L/D < 5$,
- do otworów głębokich $L/D = 5 \div 150$;

Klasyfikacja oparta na liczbie ostrzy:

- jednoostrzowe,
- dwuostrzowe,
- wieloostrzowe;

Klasyfikacja oparta na kącie pochylenia rowków wiórowych:

- z rowkami prostymi,
- z rowkami śrubowymi;

Klasyfikacja oparta na sposobie doprowadzania chłodziwa:

- bez wewnętrznego doprowadzania chłodziwa,
- z wewnętrznym doprowadzaniem chłodziwa;

Klasyfikacja oparta na liczbie stopni średnic kształtowanych otworów:

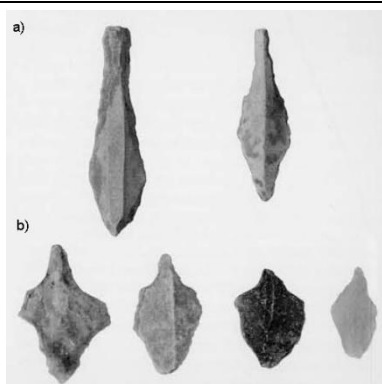
- jednostopniowe,
- wielostopniowe.

Typowe rozwiązania konstrukcyjne wiertel do wykonywania otworów walcowych pokazano na rys. 2.1. Największe zastosowanie w przemyśle znajdują obecnie wiertła kręte (inaczej amerykańskie lub spiralne). Jest to wynikiem lepszego ukształtowania kątów skrawania w porównaniu z wiertłami piórowymi. Wiertła kręte ponadto posiadają na obwodzie zazwyczaj dwie śrubowe powierzchnie prowadzące zwane inaczej łysinkami, co pozwala na bardzo dobre prowadzenie tych narzędzi w wierconym otworze. Zapewnienie odpowiednich warunków pracy wiertła pociąga za sobą konieczność zachowania ścisłych zależności między zarysem rowka wiórowego, kątem pochylenia linii śrubowej, kątem wierzchołkowym oraz sposobem zaostrenia.



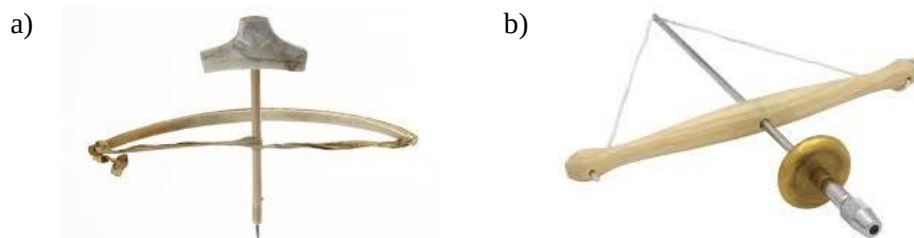
Rys. 2.1. Typowe rozwiązania konstrukcyjne wiertel do otworów walcowych [62, 66, 68, 73, 75, 78, 80, 83]

Wiertła wykorzystywane były przez ludzkość już w czasach prehistorycznych. Jak sugeruje Kapp większość pierwszych narzędzi, w tym również wiertło, powstało na wzór palca ludzkiej ręki [99]. W kolejnym etapie rozwoju ludzkości, do wykonywania narzędzi zaczęto wykorzystywać ostre kamienie, krzemienie oraz kości, które można było mocować do drewnianego uchwytu. Pierwsze narzędzia przypominające wiertła wykonane z kamienia zostały odkryte w osadzie neolitycznej Çayönü Tepesi, znajdującej się na terenie obecnej Turcji, zamieszkałej od ok. 7200 do 6000 roku p. n. e. oraz przy wykopaliskach z epoki brązu Shahr-i Sokhta i Tepe Hissar, znajdujących się na terenie dzisiejszego Iranu, zamieszkałych od ok. 2800 do 2000 roku p. n. e. [52]. Wiertła wykonywane z krzemieni znalezione w osadzie Shahr-i Sokhta posiadały kształt piórkowy oraz szydła (rys. 2.2). W epoce kamiennej otwory wykonywane również były metodą wiercenia ściernicowego. Metoda ta polegała na sypaniu materiału ściernego (piasku, korundu) pod obracający się pręt drewniany dociskany z odpowiednią siłą do obrabianego materiału.



Rys. 2.2. Wiertła wykonane z krzemienia pochodzące z osady Shahr-i Sokhta: a) wiertła w kształcie szydła, b) wiertła piórkowe [52]

Oprócz rozwijania narzędzi wiertniczych doskonalono również metody wiercenia. W pierwszym etapie wiertła wykonane z kamienia mocowane były do kawałka drewna i obracane podobnie jak dzisiejszym śrubokrętem. Alternatywną metodą, choć również bardzo prymitywną, było obracanie narzędzia pomiędzy dłońmi. Rozwój wiercenia nastąpił w momencie pojawienia się pierwszych wiertarek ręcznych violiny i drajli (nazwy violina i drajla pojawiły się dopiero w średniowieczu) [47]. Violina to łuk, którego cięciwa owinięta jest jednym splotem wokół wiertła. Ruch posuwisto-zwrotny łuku wywołuje ruch obrotowy wiertła. Wiertarki łukowe zwane violinami były szeroko stosowane już w starożytnym Egipcie około 6 000 lat temu [72]. Drajla posiada również wiertło, które przy pomocy sznura owiniętego wzdłuż wrzeczona wiertła obracane jest w dwóch kierunkach. Skręcanie i rozkręcanie sznura realizowane jest przy pomocy poprzeczki, która wykonuje ruch posuwisto-zwrotny wzdłuż wrzeczona wiertła. Rekonstrukcję obu przyrządów stosowanych do wiercenia otworów oraz używanych do wzniecania ognia pokazano na rys. 2.3. Potwierdzeniem użytkowania tego typu narzędzi przez ludzkość mogą być malowidła ściennie odnalezione w grobowcu wezyra Rechmire. Murale w grobowcu Rechmire obrazują sceny z życia rzemieślników, którzy pracowali przy świątyni Amona w Karnaku. Na jednym z malowideł (rys. 2.4) widoczni są egipscy stolarze wiercący otwór w łożu przy pomocy violiny (wiertarki łukowej).



Rys. 2.3. Rekonstrukcje przyrządów do wiercenia otworów: a) violina, b) drajla [70]



Rys. 2.4. Egipscy rzemieślnicy wiercący otwór w łozu [85]

Wiertła wyrabiane z krzemienia obok wiertel z brązu stosowane były również w epoce brązu. Kamień był materiałem stosowanym na narzędzia do momentu odkrycia żelaza. Mimo stosowania coraz to nowszych materiałów narzędziowych kształt wiertła do 1500 r. był bardzo zbliżony do stosowanego w epoce kamienia. Przełom nastąpił w 1540 r. kiedy to zaczęto rozwiercać otwory luf armatnich. Wywiercenia pierwszego otworu w pełnej lufie armatniej dokonano dopiero w roku 1720 r. [126, 163]. Wiertło piórkowe stosowane do wiercenia otworów lontowych w armatach pokazano na rys. 2.5.



Rys. 2.5. Wiertło piórkowe Villons'a z roku 1716 [126]

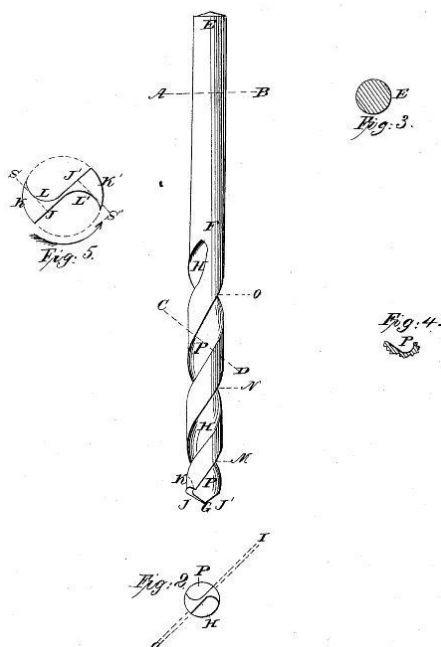
Przełomowym wydarzeniem w konstrukcji wiertel był rok 1770, w którym to Cook w Anglii wynalazł świder do drewna. Narzędzie to oprócz części skrawającej miało również uzwojenie spiralne do odprowadzania wiórów. Wynalazek ten był udoskonaleniem wiertła ślimakowego do wiercenia w drewnie, które znane było już w 1600 r. Świder do drewna wg rozwiązania konstrukcyjnego Cook'a pokazano na rys. 2.6.



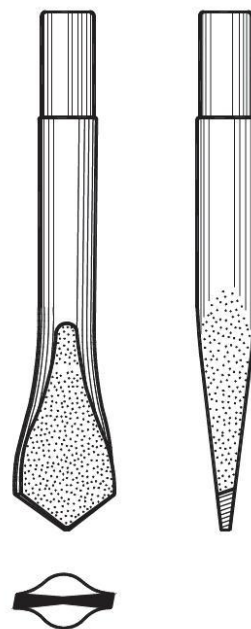
Rys. 2.6. Świder do drewna wykonany wg patentu Cook'a z 1770 roku [67]

Wiertło kręte wg oficjalnych informacji zostało wynalezione przez Morse'a w 1861 r. Wynalazek Morse'a, na który uzyskał patent 4 kwietnia 1863 r. zrewolucjonizował technologię wiercenia otworów. Wiertło kręte Morse'a z 1861 r. (rys. 2.7) posiadało dwa śrubowe rowki wiórowe do usuwania wiórów oraz zaostrzoną część skrawającą, jednak jego konstrukcja znacząco różniła się od wiertel krętych stosowanych obecnie. Mimo tego w ówczesnych czasach wiertło Morse'a posiadało wiele zalet, w stosunku do poprzednich rozwiązań wiertel [126], takich jak:

- dodatni kąt natarcia dzięki śrubowemu kształtowi rowków wiórowych,
- możliwość zmiany kąta natarcia,
- możliwość ostrzenia wiertła bez zmiany jego geometrii,
- dobre prowadzenie w wierconym otworze,
- poprawne warunki odprowadzania wiórów ze strefy wiercenia.



Rys. 2.7. Wiertło kręte Morse'a wg patentu z 1863 r. [121]

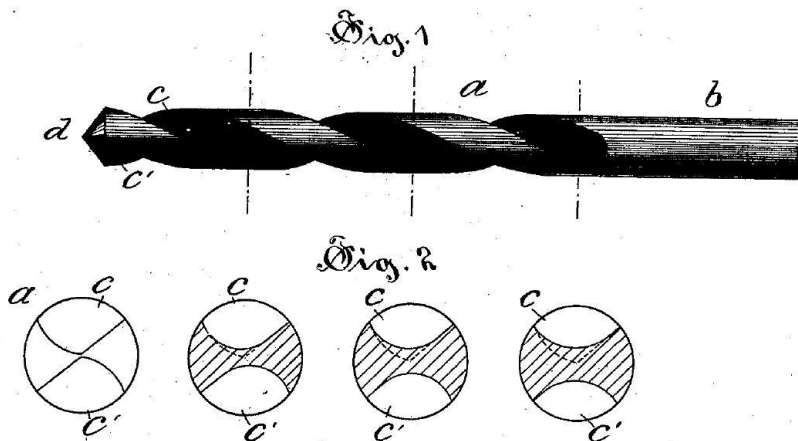


Rys. 2.8. Typowe wiertło piórkowe stosowane w drugiej połowie XIX w. [114]

Pojawienie się wiertła krętego znacząco odmieniło technologię wiercenia otworów. Mimo wszystko wiertła piórkowe (rys. 2.8) były stosowane powszechnie jeszcze przez wiele lat po wynalezieniu wiertła krętego, ze względu na utrudniony dostęp do tych narzędzi. Pierwsza fabryka wiertel krętych została założona przez Morse'a w New Bedford w stanie Massachusetts

w 1864 r. W Europie wiertło kręte po raz pierwszy zaprezentowano w 1867 r. na wystawie w Paryżu. Natomiast pierwsza fabryka produkująca wiertła kręte na masową skalę na terenie Europy powstała w Niemczech w 1891 r. z inicjatywy Stock’a. Pierwsze wiertła kręte produkowane w USA i Europie nie posiadały: pomocniczej powierzchni przyłożenia (łysinki), zbieżnego rdzenia, właściwie ukształtowanego rowka wiórowego oraz krawędzi tnącej. Poza tym wykonywano je ze zwykłej stali narzędziowej, która nie zapewniała dostatecznej trwałości tych narzędzi. Momentem przełomowym dla trwałości narzędzi skrawających, w tym również wiertel krętych było pojawienie się stali szybko tnących, które miało miejsce około 1905 r. W latach późniejszych stal szybko tnącą zaczęto zastępować innymi, materiałami narzędziowymi, takimi jak węgliki spiekane i ceramika, które mogą pracować w znacznie trudniejszych warunkach niż stale szybko tnące. Mimo tego wykorzystanie stali szybko tnącej do produkcji narzędzi skrawających jest nadal bardzo duże.

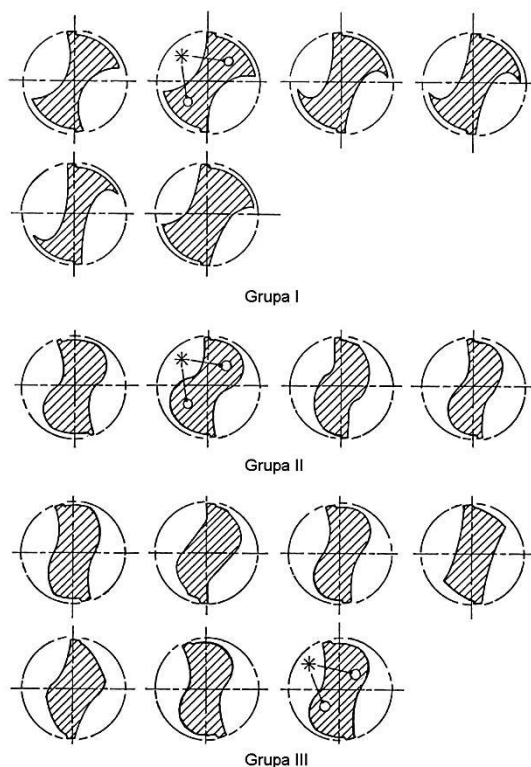
Postępujący bardzo szybko rozwój przemysłowy w XX w. przyczynił się do optymalizacji konstrukcji wiertel krętych. Jak już wspomniano pierwsze wiertła kręte nie posiadały pomocniczej powierzchni przyłożenia tzw. łysinki, co było powodem nadmiernego tarcia i przegrzewania się wiertel w trakcie pracy. Pierwsze rozwiązanie tego problemu zaproponował Boardshaw wprowadzając zatoczenie piór wiertel do tyłu. Obecna postać wiertła krętego z pomocniczą powierzchnią przyłożenia została opracowana przez Schmidt’a w 1896 r. [126]. Pierwsze wiertła kręte miały rdzeń walcowy, a zastosowanie rdzenia stożkowego zaproponował Johnson w 1891 r. Wiertło kręte posiadające zbieżny rdzeń wg koncepcji Johnson’a pokazano na rys. 2.9.



Rys. 2.9. Wiertło kręte posiadające zbieżny rdzeń, wg Johnson’a [96]

Geometria rowka wiórowego odgrywa bardzo ważną rolę w procesie wiercenia. Kształt profilu porzecznego wiertła wpływa na wiele istotnych cech wiertła, takich jak: geometria krawędzi skrawającej, wydajność usuwania

wiórów, efektywność chłodzenia, sztywność oraz wytrzymałość wiertła, a także drgania w trakcie jego pracy [34]. Klasyfikację profili poprzecznych obecnie stosowanych wiertel krętych przedstawiono na rys. 2.10. Kształty profili poprzecznych wiertel krętych zostały podzielone na trzy grupy. Grupa I zawiera profile klasyczne kształtem przypominające topór z wyraźną łysinką. Profile z grupy pierwszej są najstarsze i obecnie najszerzej stosowane oraz ciągle poddawane modyfikacjom. Różnice pomiędzy profilami tej grupy są niewielkie i dotyczą głównie poszerzenia części środkowej w celu zwiększenia sztywności wiertła lub jej zwężenia w celu poprawy efektywności odprowadzania wiórów.



Rys. 2.10. Typowe kształty profili poprzecznych dla wiertel krętych [164]

Grupa II zawiera profile z zaokrągloną powierzchnią przyłożenia, wzmocnionym rdzeniem oraz stosunkowo małą łysinką. Wiertła mające profile poprzeczne z grupy drugiej powstały, jako rozwinięcie grupy pierwszej i są stosowane do obróbki głębokich otworów z dużymi prędkościami skrawania [149].

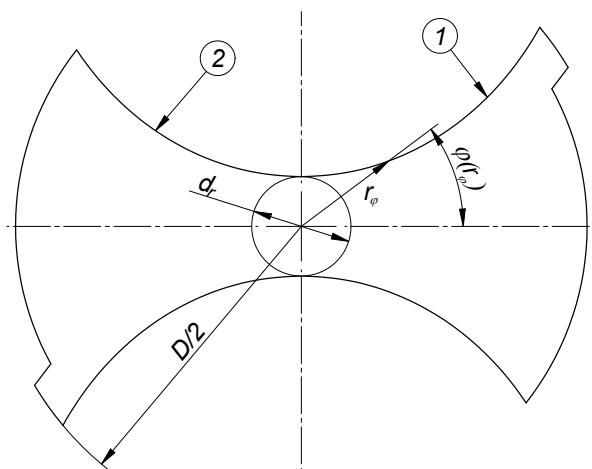
Kolejnym etapem rozwoju profili poprzecznych wiertel krętych było opracowanie kształtów zaliczanych dziś do grupy III. Profile z grupy trzeciej charakteryzują się bardzo mocnym rdzeniem, który ma za zadanie sprostać najtrudniejszym warunkom wiercenia. Kształt poprzeczny wiertel krętych z grupy III jest zbliżony do rombu [49].

Pierwszy opis matematyczny profilu poprzecznego wiertła krętego przedstawił Galloway [45], który jako pierwszy opisał warunki matematyczne, jakie powinien spełniać profil wiertła, aby przy konwencjonalnym ostrzeniu uzyskać prostoliniową krawędź skrawającą. Kształt krzywej ograniczającej powierzchnię natarcia rowka wiórowego wyznaczyć można na podstawie równania biegunowego:

$$\varphi = \sin^{-1} \left(\frac{\frac{d_r}{2}}{r_\varphi} \right) + \frac{\sqrt{\left(r_\varphi^2 - \left(\frac{d_r}{2} \right)^2 \right)} \tan \lambda}{D/2 \tan \kappa}, \quad (2.1)$$

gdzie: d_r – średnica rdzenia wiertła, D – średnica wiertła, λ – kąt pochylenia rowków wiórowych, κ – kąt ostrza wiertła, r_φ , φ – współrzędne biegunowe.

Wartość promienia r zmienia się w zakresie od d_r do $D/2$. Profil poprzeczny wyznaczony wg zależności Galloway’a został przedstawiony na rys. 2.11. Równanie (2.1) wykorzystywane jest do określenia kształtu krzywej 1. Kształt krzywej 2 ograniczającej tylną część rowka wyznacza się dowolnie lub, jak w przypadku pokazanym na rys. 2.11, jako lustrzane odbicie krzywej 1.



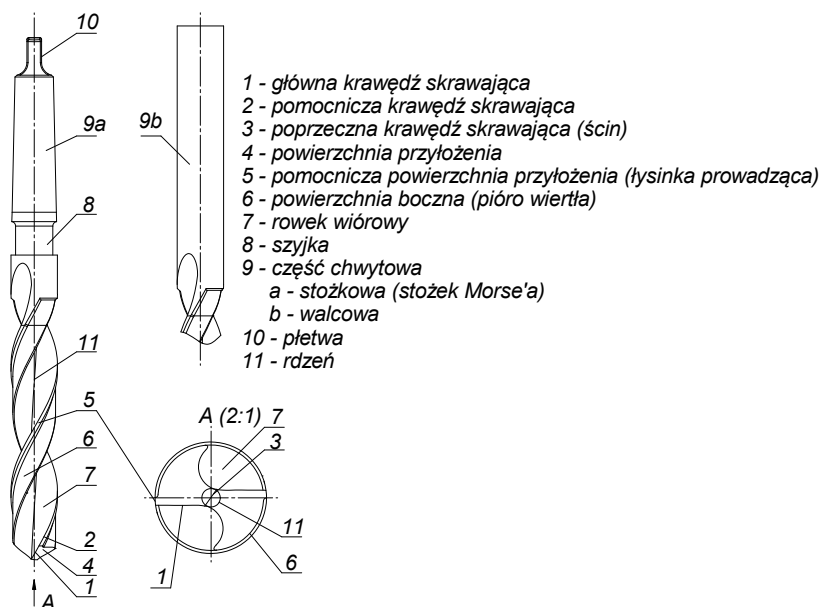
Rys. 2.11. Profil poprzeczny wiertła krętego wg równania biegunowego Galloway’a

Twórca wiertła krętego Morse, zdobył uznanie na całym świecie dzięki swojemu innemu wynalazkowi, a mianowicie opracowaniu chwytu stożkowego nazywanego od jego nazwiska chwytem Morse’a. Obecnie wiertła kręte oraz inne narzędzia trzpieniowe posiadają dwa typy chwytów: walcowy oraz stożkowy. Chwyt walcowy stosuje się do wiertel o średnicy do 20 mm, natomiast stożkowy w zakresie od 8,5 mm do 75 mm i wyżej. Obecnie bardzo popularne są również chwyt typu SDS (z niem. Steck-Dreh-Sitzt, czyli osadź-przekręć-gotowe). Przewagą chwytu stożkowego nad walcowym jest możliwość przenoszenia większego momentu obrotowego. Wywołanie

odpowiedniego momentu tarcia na połączeniu stożkowym (samohamownym) wiertła z gniazdem uchwytu obrabiarki jest możliwe dzięki sile osiowej występującej podczas wiercenia.

Wysokie ceny oraz utrudniony dostęp do stali narzędziowych wysokiej jakości na początku XX w. wymusiły wśród producentów wiertel krętych wykonywanie części chwytowych narzędzi ze stali konstrukcyjnych. Na początku XX w. pojawiło się kilka propozycji rozwiązania tego problemu, jednak najlepszy i stosowany do dzisiaj jest pomysł Koch'a i Stock'a [103], którzy zaproponowali zgrzewanie chwytu wykonanego ze stali konstrukcyjnej z roboczą częścią narzędzia wykonaną ze stali szybko tnącej. Od stali na chwytów narzędzi skrawających wymagana jest wysoka wytrzymałość, duża twardość oraz podatność do ulepszania cieplnego. Łączenie części roboczej narzędzia z chwytową realizowane jest najczęściej poprzez zgrzewanie. Wiertła o średnicy do 20 mm zgrzewane są zazwyczaj tarciowo, natomiast wiertła o większych średnicach, zgrzewane są elektrycznie (oporowo). Zgrzewanie obu części wiertła realizowane jest głównie przed procesem kształtowania śrubowych rowków wiórowych (frezowanie, walcowanie, wyciskanie) [32, 36, 196].

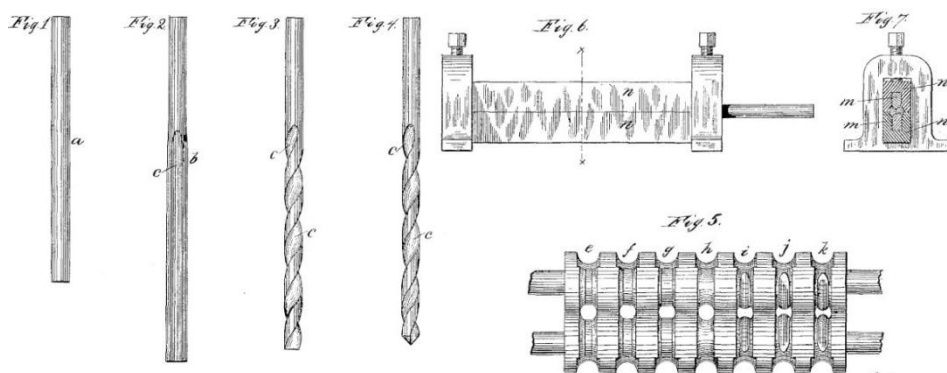
W dzisiejszych czasach zastosowanie wiertel krętych obejmuje pośrednio lub bezpośrednio wszystkie gałęzie przemysłu. Wiertła kręte stosowane obecnie, produkowane są w zakresie średnic części roboczych od 0,1 mm do 100 mm. Budowa typowego wiertła krętego została przedstawiona na rys. 2.12.



Rys. 2.12. Typowe współczesne wiertło kręte

3. Przegląd literatury w zakresie wytwarzania wiertel krętych

Poszukiwanie i rozwój metod wytwarzania wiertel krętych został zapoczątkowany w momencie wynalezienia przez Morse'a (1861 r.) wiertła posiadającego spiralne rowki. Pierwsza technologia wykonania wiertel krętych polegała na frezowaniu prostych rowków wzdłuż osi pręta, następnie tak przygotowany półfabrykat był nagrzewany i skręcany w celu otrzymania śrubowych rowków przebiegających wzdłuż osi narzędzia [114]. Sukces, jaki odniósł wynalazek Morse'a stał się siłą napędową rozwoju metod produkcji wiertel krętych. W celu zwiększenia wydajności procesu wytwarzania wiertel krętych oraz zmniejszenia zużycia materiału poszukiwano nowych bardziej efektywnych metod produkcji tych nowatorskich w owym czasie narzędzi. Pierwszą metodą obróbki plastycznej zastosowaną w produkcji wiertel krętych, było kucie profilu wiertła i następne jego skręcanie, opatentowane w 1875 r. przez Hunta [88]. W 1880 r. Williams uzyskał patent na nowe urządzenie do produkcji wiertel krętych. Sposób wytwarzania wiertel krętych wg Williams'a polegał na walcowaniu profilu wiertła w siedmiu przepustach i następnym skręcaniu odwalcowanego profilu, który podtrzymywany jest za koniec w urządzeniu zaciskowym. Oryginalne rozwiązanie Williamsa, przedstawione w jego patencie pokazano na rys. 3.1.

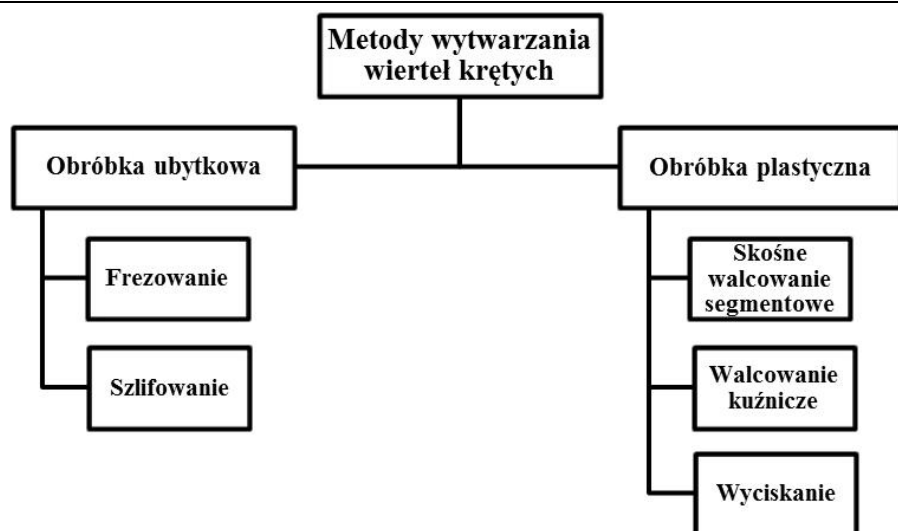


Rys. 3.1. Sposób wytwarzania wiertel krętych wg Williams'a z 1880 roku [182]

Korzyści płynące ze stosowania obróbki plastycznej, od początku istnienia wiertła krętego skłaniały przedsiębiorców do wytwarzania tych narzędzi właśnie tą metodą. Świadczyć o tym może liczba uzyskanych patentów dotyczących metod kształtowania plastycznego wiertel krętych [7, 8, 38, 44, 48, 50, 58–60, 93, 94, 120, 123, 124, 158, 167–171, 173, 181, 182]. Jednak wprowadzenie metod obróbki plastycznej na szeroką skalę do produkcji wiertel miało miejsce dopiero w drugiej połowie XX wieku, wskutek zwiększonego zapotrzebowania na wiertła kręte przez szybko rozwijający się przemysł. Pomimo wielu zalet kształtowania plastycznego metali, nadal wiele zakładów produkujących wiertła stosuje do ich wytwarzania obróbkę ubytkową, realizowaną poprzez frezowanie i szlifowanie. Przebieg obróbki skrawaniem wiertel krętych w zasadzie nie uległ zmianie od szeregu lat, postęp wyraża się tu jedynie w ulepszeniach obrabiarek podnoszących ich wydajność. Przejawia się to poprzez automatyzację, zwiększanie szybkości skrawania, zwiększanie trwałości narzędzi obróbczych, bądź też użycie większej liczby frezów pracujących jednocześnie. Postęp kształtowania plastycznego wiertel dotyczy nie tylko wyżej wymienionych ulepszeń, ale również przejawia się poszukiwaniem nowych bardziej wydajnych i oszczędnych metod. Do najważniejszych zalet kształtowania plastycznego wiertel krętych można zaliczyć:

- zmniejszenie strat stali narzędziowej o około 30–50% (w stosunku do obróbki ubytkowej),
- większą wydajność,
- niskie koszty produkcji,
- korzystne właściwości wytrzymałościowe wiertel (zachowanie ciągłości włókien w materiale),
- dużą dokładność uzyskanych wiertel,
- łatwość automatyzacji procesu.

Silna konkurencja wśród producentów wiertel krętych wymusza konieczność stosowania najbardziej efektywnych metod wytwarzania. W latach 50. ubiegłego wieku stosowano w produkcji wiertel krętych dziewięć metod kształtowania plastycznego [128]. Wymagania stawiane przez rynek spowodowały wycofanie najmniej opłacalnych metod produkcji. Na chwilę obecną stosowanych w przemyśle narzędziowym jest pięć głównych metod kształtowania wiertel krętych. Metody te zestawione zostały na schemacie przedstawionym na rys. 3.2. W niniejszym rozdziale skupiono się przede wszystkim na głównych operacjach procesu technologicznego wykonania wiertel krętych, które dotyczą wykonania śrubowych rowków wiórowych. Sposób wykonania rowków wiórowych ma decydujące znaczenie w przypadku wydajności oraz materiałochłonności zastosowanej technologii. Pozostałe operacje procesu technologicznego niezależnie od sposobu wykonania rowków wiórowych przebiegają w podobny sposób.



Rys. 3.2. Obecnie stosowane metody wytwarzania wiertel krętych

W tabeli 3.1 zestawiono dwa plany operacyjne wytwarzania wiertła krętego grzewanego z chwytem stożkowym: frezowanego oraz walcowanego.

3.1. Frezowanie

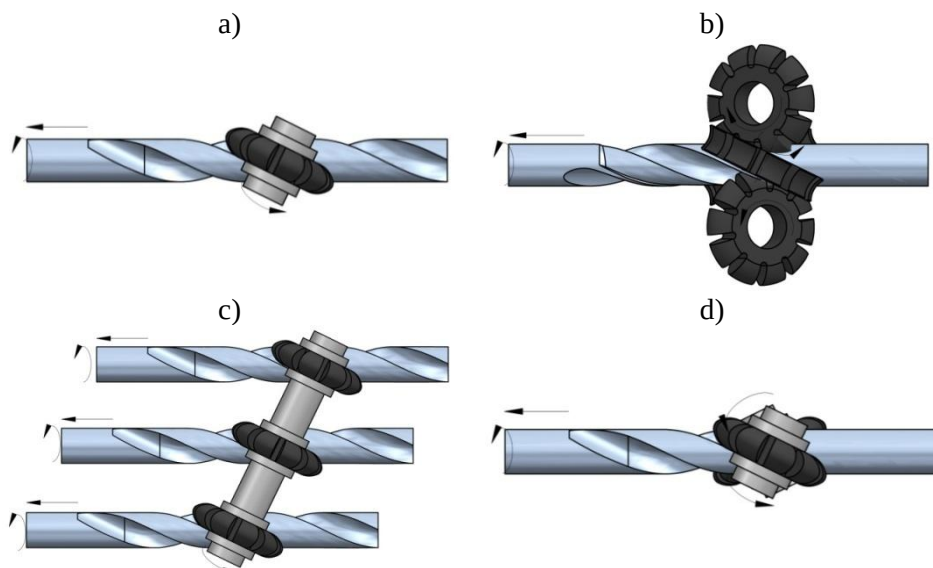
Frezowanie jest jednym z najpopularniejszych i najstarszych sposobów wykonywania wiertel krętych. Metoda ta polega na stopniowym usuwaniu kolejnych warstw materiału z przedmiotu obrabianego, aż do uzyskania wymaganego kształtu. Frezowaniem wykonuje się wiertła o średnicach od 2 mm do największych średnic stosowanych w przemyśle [39]. Wykorzystanie obróbki ubytkowej może być opłacalne przy produkcji niewielkich serii wiertel, ze względu na możliwości zastosowania w procesie technologicznym uniwersalnych maszyn i narzędzi. Frezowanie rowków wiórowych może być realizowane na frezarkach uniwersalnych przy użyciu podzielnic. Wykorzystując podzielnice kilkuwrzecionowe możliwe jest frezowanie na jednej obrabiarce jednocześnie większej liczby wiertel (rys. 3.3c). Istnieją również specjalne automaty do frezowania rowków oraz pomocniczych powierzchni przyłożenia wiertel krętych. W tego typu obrabiarkach możliwe jest frezowanie obu rowków wiórowych jednocześnie przy użyciu dwóch frezów (rys. 3.3d). Wadą tej metody są jednak trudności związane z symetrycznym ustawieniem frezów względem osi obrabianego materiału. W innego typu obrabiarkach możliwe jest jednoczesne frezowanie rowka wiórowego oraz pióra wiertła. Wiertło otrzymane tym sposobem frezowania posiada dobrą symetryczność rowków, ponieważ wykorzystywana jest w tej metodzie obróbki podzielnica do

ustawiania obrabianego wiertła. Wadą tej metody jest nierównomierne obciążenie frezów, wynikające z różnych głębokości skrawania podczas frezowania rowka oraz pomocniczej powierzchni przyłożenia.

Tabela 3.1. Operacje wytwarzania wiertła krętego technologią frezowania oraz walcowania [39]

Nr operacji	Frezowanie	Walcowanie i skręcanie
	Nazwa operacji	Nazwa operacji
1	Cięcie materiału na część chwytową	Cięcie materiału na część chwytową
2	Toczenie powierzchni czołowej części chwytowej (do zgrzewania)	Toczenie powierzchni czołowej części chwytowej (do zgrzewania)
3	Cięcie materiału na część roboczą	Cięcie materiału na część roboczą
4	Toczenie powierzchni czołowej części roboczej (do zgrzewania)	Toczenie powierzchni czołowej części roboczej (do zgrzewania)
5	Piaskowanie obu odciętych części	Piaskowanie obu odciętych części
6	Zgrzewanie (oporowe lub tarciove)	Zgrzewanie (oporowe lub tarciove)
7	Wyżarzanie	Wyżarzanie
8	Usunięcie wypłytki	Usunięcie wypłytki
9	Wstępne wykonanie stożka na części skrawającej	Wykonanie nakiełków z obu końców zgrzewanego półwyrobu
10	Toczenie powierzchni czołowej na części chwytowej	Prostowanie
11	Wykonanie nakiełka wewnętrznego na czołowej powierzchni części chwytowej	Toczenie części roboczej
12	Prostowanie	Szlifowanie części roboczej (przygotowanie do walcowania)
13	Toczenie chwytu stożkowego	Grzanie do walcowania
14	Toczenie części roboczej	Walcowanie profilu
15	Szlifowanie uchwytu stożkowego	Skręcanie
16	Szlifowanie części roboczej	Wyżarzanie
17	Frezowanie rowków wiórowych	Szlifowanie części roboczej po skręcaniu
18	Frezowanie pletwy	Toczenie lub szlifowanie stożka na części skrawającej
19	Frezowanie pomocniczych powierzchni przyłożenia	Toczenie chwytu stożkowego
20	Wstępne szlifowanie rowków wiórowych	Frezowanie pletwy
21	Cechowanie	Cechowanie
22	Obróbka cieplna	Obróbka cieplna
23	Prostowanie	Polerowanie rowków wiórowych
24	Szlifowanie rowków wiórowych	Szlifowanie części roboczej
25	Szlifowanie części roboczej	Szlifowanie uchwytu stożkowego
26	Szlifowanie uchwytu stożkowego	Ostrzenie
27	Ostrzenie wiertła	Korekcja wiertła
28	Korekcja wiertła	Kontrola
29	Kontrola	Zabezpieczenie przed korozją
30	Zabezpieczenie przed korozją	

Rozwiązaniem skracającym czas produkcji może być zastosowanie specjalnych automatów kilkuwrzecionowych (rys. 3.3b). Wykorzystanie automatów frezarskich do wykonywania wiertel krętych pozwala znacząco obniżyć czas obróbki dzięki możliwości kształtowania kilku powierzchni wiertła jednocześnie [105]. Automaty takie posiadają cztery wrzeciona robocze, na których mocowane są dwie pary narzędzi (frezów), po jednej do kształtowania rowków wiórowych i piór wiertel. Skrócenie czasu wytwarzania jest wynikiem frezowania wiertła czterema frezami jednocześnie oraz zautomatyzowanego cyklu pracy tych obrabiarek. Schematy różnych sposobów frezowania wiertel krętych przedstawiono na rys. 3.3.



Rys. 3.3. Schemat frezowania: a) jednym frezem, b) kilku powierzchni jednocześnie, c) kilku wiertel jednocześnie, d) dwóch rowków jednocześnie [29]

Rowki wiórowe frezowane są za pomocą specjalnych frezów krążkowych. Zarys freza powinien być dobrany tak, aby po operacji frezowania uzyskać poprawny kształt rowka wiórowego. Zarys freza do rowków wiórowych wiertel krętych można wyznaczyć stosując następujące metody: analityczną, wykreślną lub na podstawie rozwiązań przybliżonych. Zarówno metoda analityczna, jak i wykreślna pozwalają wyznaczyć zarys freza z bardzo dużą dokładnością, jednak są bardzo pracochłonne. W praktyce bardzo dobre rezultaty przynosi metoda rozwiązań przybliżonych. Opiera się ona na stwierdzeniu, że profil freza kształtujący powierzchnie natarcia zbliżony jest do łuku o promieniu R_f . W przypadku powierzchni tylnej rowka wiórowego, której zarys kształtuje się w zasadzie dowolnie, profil freza przyjmuje kształt prostoliniowy. Zarys freza

do nacinania rowków wiórowych wiertel krętych przedstawiono na rys. 3.4. Tok obliczeń profilu freza do rowków wiórowych przebiega następująco:

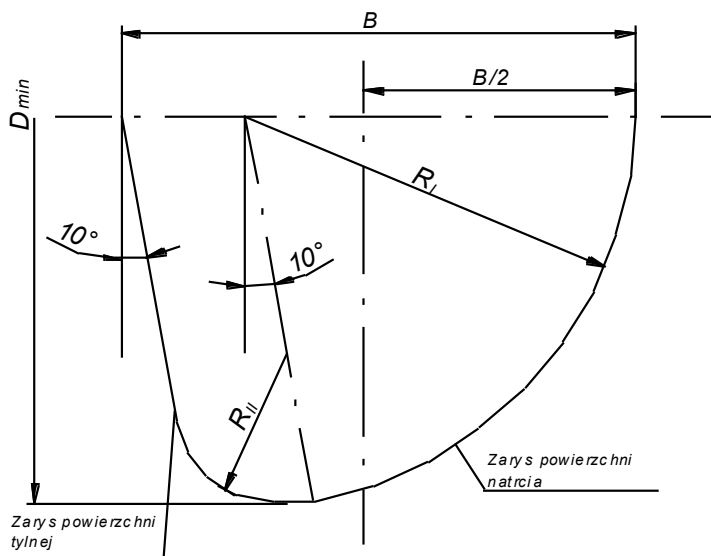
$$D_{min} = 13\sqrt{D} \text{ mm} \quad (3.1)$$

$$R_I = 0,026 \cdot 2\kappa^3 \sqrt{2\kappa} \frac{D}{\lambda} \text{ mm} \quad (3.2)$$

$$R_{II} = 0,015\lambda^{0,75} D \text{ mm} \quad (3.3)$$

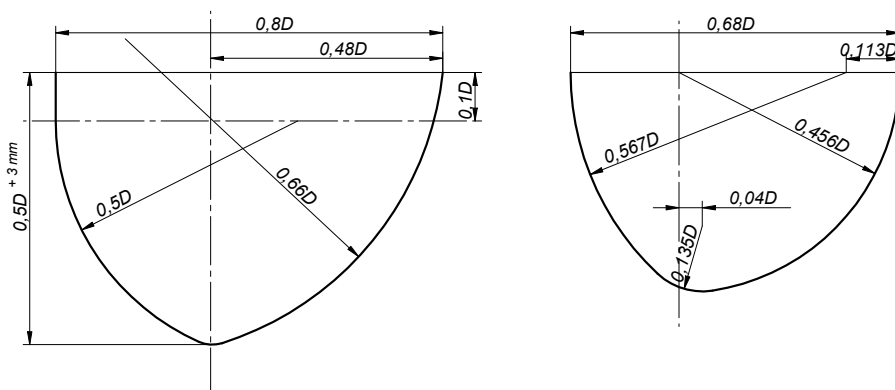
$$B = R_I + \frac{R_{II}}{\cos 10^\circ} \approx R_I + R_{II} \text{ mm}, \quad (3.4)$$

gdzie: D – średnica wiertła, κ – kąt wierzchołkowy (przystawienia), λ – kąt pochylenia rowków wiórowych, pozostałe oznaczenia zgodnie z rys. 3.4.



Rys. 3.4. Zarys freza do rowków wiórowych wiertel krętych [105]

W literaturze można znaleźć wiele przykładów profili frezów do frezowania rowków wiórowych wiertel krętych (rys. 3.5) [155]. Jednak stosowanie tych frezów może przynieść pozytywne skutki, tylko wówczas, gdy wszystkie czynniki towarzyszące procesowi frezowania zostaną określone prawidłowo. Zazwyczaj wszystkie parametry zarysu tych frezów podaje się w formie współczynników odniesionych do średnicy frezowanego wiertła. Z uwagi na fakt, że geometria rowków wiórowych nie jest proporcjonalna do średnicy wiertła, a zależna jest od innych parametrów wiertła, takich jak np. kąt pochylenia rowków wiórowych λ i kąt przystawienia κ zastosowanie profili frezów przedstawionych na rys. 3.5 nie przyjęło się w praktyce.



Rys. 3.5. Parametry zarysu frezów do wiertel krętych [155]

Oprócz poprawnego zdefiniowania zarysu freza do nacinania rowków wiórowych, ważnym jest również jego odpowiednie ustawienie w stosunku do obrabianego wiertła. Wzajemne położenie freza oraz obrabianego przedmiotu przedstawiono na rys. 3.6. Ze względu na przybliżoną symetryczność rowka wiórowego jego oś symetrii może pokrywać się z osią freza leżącą w połowie jego szerokości B [105]. W jednej z pierwszych prac dotyczących frezowania wiertel krętych Semenenko zaleca ustawienie freza w stosunku do obrabianego materiału na podstawie zdefiniowania położenia punktu S , który wyznacza miejsce skrzyżowania trzech osi: oprawki freza, profilu freza i wiertła. Położenie punktu S zdefiniowane jest poprzez podanie dwóch wielkości x i y . W swojej pracy [156] Semenenko przedstawił wyniki frezowania rowków wiórowych wiertel krętych przy różnych stosunkach odległości x i y . Na podstawie przeprowadzonych badań przedstawił on następujące wnioski [156]:

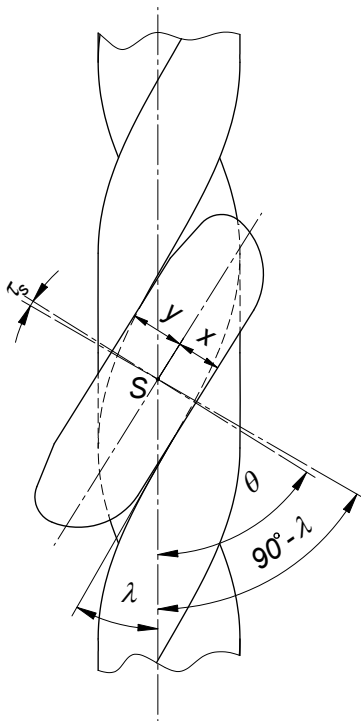
1. Zmniejszenie odległości x powoduje, że zmniejsza się szerokość freza a odcinek profilu freza odpowiedzialny za frezowanie powierzchni natarcia rowka wiórowego staje się bardziej stromy, wskutek czego boczne kąty skrawania są małe, co powoduje szybsze zużywanie zębów freza. Przy małych wartościach odległości x zwiększa się również głębokość skrawania w obszarze powierzchni natarcia rowka wiórowego wiertła. Przy takim ustawieniu niekorzystne jest stosowanie frezów z zębami zataczanymi.
2. Wzrost odległości x powoduje wypływanie profilu freza odpowiedzialnego za skrawanie powierzchni natarcia rowka wiórowego, zwiększenie szerokości freza oraz zmniejszenie głębokości skrawania w obszarze powierzchni natarcia rowka wiórowego wiertła. Tym samym warunki pracy freza ulegają polepszeniu.
3. W praktyce najkorzystniejsze warunki skrawania, odwzorowanie profilu rowka wiórowego oraz szerokości freza uzyskuje się przy lokalizacji punktu S , dla której zachodzi następująca zależność $x \approx 2y$.

Znacznie lepsze warunki pracy freza występują podczas obróbki współbieżnej, przy czym w tym przypadku oś freza powinna być ustawiona pod kątem θ do osi wiertła. Kąt skrzyżowania osi θ można wyznaczyć z następującej zależności:

$$\theta = 90^\circ - \lambda - \tau_s \quad (3.5)$$

gdzie: τ_s – dodatkowy kąt skrećania, wg [155]: $\tau_s = 1-2^\circ$.

Dodatkowy kąt skrećania freza pozwala uzyskać gładszą powierzchnię rowka oraz eliminuje powstawanie zadziórów na łysince, ogranicza również podcinanie łysinki.



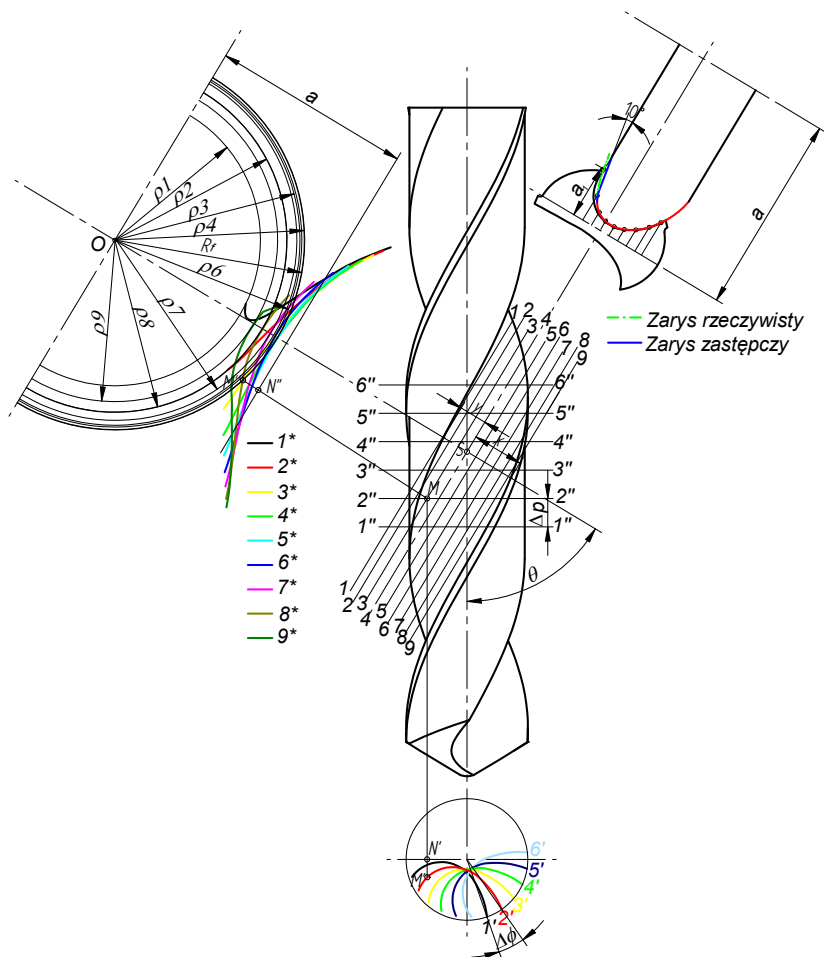
Rys. 3.6. Ustawienie freza nacinającego rowek wiórowy

Wyznaczenie poprawnego zarysu freza do nacinania rowków wiórowych jest jednym z najtrudniejszych etapów podczas projektowania technologii wykonania wiertel krętych. Pomimo ogólnej dostępności wiertel krętych tematyka wyznaczania zarysu frezów do ich produkcji jest ciągle aktualna i często przedstawiana w literaturze specjalistycznej [46, 122, 157, 193]. Obecnie oprócz metod przybliżonych, jedną z najdokładniejszych metod wyznaczania zarysu freza do rowków wiórowych jest metoda wykreślna. Na rys. 3.7 przedstawiono wyznaczanie zarysu freza tą metodą zgodnie z zaleceniami

podanymi w literaturze specjalistycznej [3, 92, 105, 155]. Zaprezentowany przykład dotyczy wyznaczania zarysu freza dla wiertła o średnicy $D = 30$ mm i kącie pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 30^\circ$. Przyjęto również, że oś freza przecina oś wiertła pod kątem $\theta = 59^\circ$ natomiast położenie punktu S określone zostało przy założeniu, że $x = 2y$.

W rzucie dolnym na rys. 3.7 przedstawiono zarysy czołowe rowka wiórowego w położeniach 1' do 6' odpowiadające kolejnym płaszczyznom 1''-1'', 2''-2'', 3''-3''... prostopadłym do osi freza w odległości Δp od siebie w rzucie środkowym. Przekroje czołowe rowka wiórowego we wszystkich płaszczyznach 1''-1'', 2''-2'', 3''-3''... są identyczne i wzajemnie obrócone o kąt $\Delta\phi$, który można wyznaczyć z następującej zależności:

$$\Delta\phi = \frac{\Delta p \tan \lambda}{\pi D} 360^\circ. \quad (3.6)$$



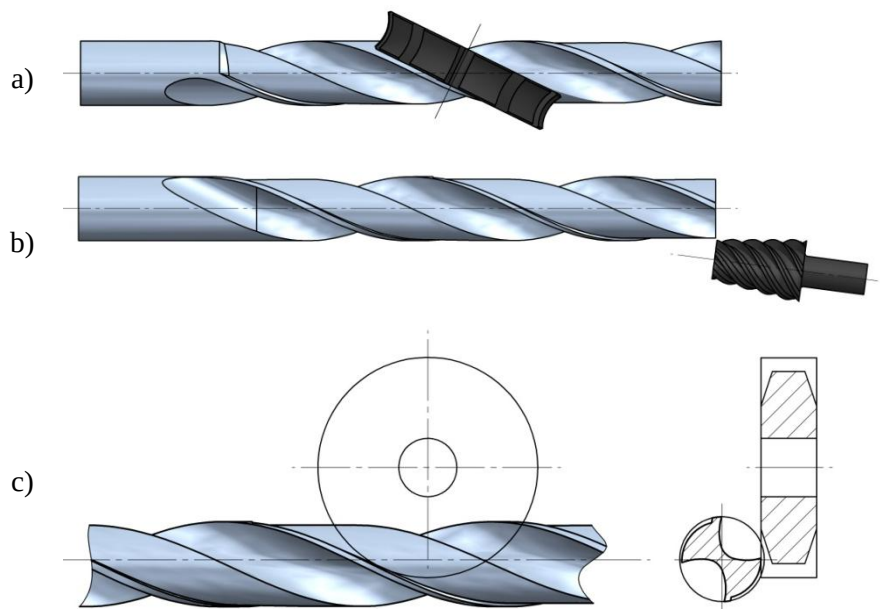
Rys. 3.7. Wykreślna metoda wyznaczania zarysu freza do rowków wiórowych wiertel krętych

W następnej kolejności powierzchnie rowka wiórowego przecina się szeregiem płaszczyzn 1–1, 2–2, 3–3... równoległych do siebie i pochyłonych do osi wiertła pod kątem θ . Następnie wyznacza się kolejne zarysy rowka wiórowego 1*, 2*, 3*... w płaszczyznach 1–1, 2–2, 3–3... prostopadłych do osi freza. Wraz ze wzrostem ilości wyznaczonych zarysów 1*, 2*, 3*... wzrasta dokładność rozwiązania zadania. Wyznaczone zarysy rowka w kolejnych płaszczyznach odkłada się tak, aby każdy zarys zajmował odpowiednie położenie względem osi wiertła. Sposób wyznaczania odległości zarysu rowka od osi wiertła przedstawiono na przykładzie położenia punktu M leżącego na przecięciu płaszczyzn 2''–2'' i 3–3. Punkt ten w płaszczyźnie 3–3 odpowiada punktowi M'' , a w płaszczyźnie 2''–2'' punktowi M' . W dowolnym rzucie punkt ten oddalony jest od osi wiertła o tę samą wartość, co można zapisać następująco $M'N' = M''N''$.

W kolejnym etapie wyznacza się promień zewnętrzny freza R_f , którego wartość można określić na podstawie równania (3.1). Następnie rysuje się okrąg o promieniu R_f styczny do najniższej położonej linii na lewym rzucie, w danym przypadku jest to zarys 5*. Z kolei z punktu O prowadzi się okręgi o promieniach ρ_i styczne do pozostałych linii zarysów. Na prawym rzucie na przedłużeniu płaszczyzn 1–1, 2–2, 3–3... odkłada się od osi wiertła odcinki $a_i = a - \rho_i$ wyznaczając kolejne punkty zarysu freza. W przypadku, gdy część zarysu freza kształtująca tylną część rowka wiórowego nie wykazuje znacznej wypukłości, można zarys rzeczywisty zastąpić zarysem prostoliniowym nachylonym pod kątem 10° do pionowej osi freza.

Do frezowania pomocniczych powierzchni przyłożenia wykorzystywane są trzy rodzaje frezów: frezy krążkowe o profilu eliptycznym, frezy stożkowe oraz frezy walcowo-czołowe (rys. 3.8) [39]. Krążkowe frezy kształtowe o eliptycznym zarysie krawędzi skrawających projektowane są w podobny sposób jak frezy do rowków wiórowych. Odpowiednie ustawienie frezów krążkowych w stosunku do obrabianego przedmiotu odbywa się w podobny sposób jak frezów do rowków wiórowych. Wadami tego typu narzędzi jest możliwość zatykania się wiórami oraz konieczność posiadania szerokiego ich asortymentu. Frezy stożkowe są tańsze od frezów krążkowych i łatwiejsze do wykonania. Ich ustawianie w stosunku do obrabianego przedmiotu jest również mniej kłopotliwe. Krawędź skrawająca frezów stożkowych powinna być ustawiona równoległe do osi obrabianego wiertła. Frezy te mogą pracować równocześnie z frezami do obróbki rowków wiórowych. Wadą tego typu frezów jest niekompletne frezowanie pomocniczych powierzchni przyłożenia, które trzeba poddawać dalszej obróbce wykończeniowej. Frezowanie frezami walcowo-czołowymi jest sposobem najmniej wydajnym ze względu na trudne warunki pracy freza. Niebezpieczeństwo podcinania łysinki na sąsiednim zwoju wymusza stosowanie frezów walcowo-czołowych o małych średnicach, co

wpływa również niekorzystnie na warunki skrawania. Przykład frezowania wiertła krętego w warunkach przemysłowych pokazano na rys. 3.9.



Rys. 3.8. Frezowanie powierzchni przyłożenia frezem: a) krążkowym o eliptycznym zarysie, b) stożkowym, c) walcowo-czołowym, na podstawie [39]



Rys. 3.9. Frezowanie rowków wiórowych wiertła krętego w zakładach ECEF [65]

3.2. Szlifowanie

Frezowanie jest metodą pozwalającą zabezpieczyć produkcję wiertel krętych ze stali narzędziowych oraz szybkotnących, jednak technologia ta jest niewystarczająca dla wiertel krętych wykonywanych z twardszych materiałów, takich jak węgliki oraz ceramika [56]. Wytwarzanie wiertel krętych z węglików oraz ceramiki może być realizowane poprzez szlifowanie, które polega na

usuwaniu materiału obrabianego narożami ziaren ściernych wskutek mikroskrawania, bruzdowania i tarcia ślizgowego [188]. Schemat szlifowania wiertła krętego na szlifierce sterowanej numerycznie przedstawiono na rys. 3.10. Rozwój szlifowania rowków wiórowych narzędzi skrawających nastąpił w okresie II Wojny Światowej, gdy do obróbki stali oraz żeliwa zaczęto stosować narzędzia wykonane z węglików spiekanych [152]. Do szlifowania wykorzystywane są ściernice o różnych kształtach, które powstają przez połączenie spoiwem dużej liczby ziaren ściernych o nieregularnych kształtach. Ziarna ściernie wykonywane są najczęściej z korundu (Al_2O_3), azotku boru (BN), węgla krzemu (SiC) lub diamentu. Za łączenie poszczególnych ziaren ściernych oraz nadanie ściernicy odpowiedniego kształtu odpowiedzialne jest spoiwo. Spoiwa wykorzystywane w ściernicach można podzielić na trzy grupy: spoiwa organiczne, ceramiczne oraz metalowe. W ściernicach wykorzystywanych do szlifowania rowków wiórowych wiertel krętych, jako spoiwo stosowane mogą być żywice termoutwardzalne [151] lub spoiwa ceramiczne [9].



Rys. 3.10. Szlifowanie rowka wiórowego [86]

W przeszłości metodą szlifowania wykonywane były wyłącznie wiertła z trudno obrabialnych materiałów narzędziowych lub ze stali narzędziowych o średnicach mniejszych od 0,5 mm. Szlifowanie wiertel krętych o większych średnicach w zakresie do 12,5 mm zapoczątkowano w USA [12]. W obecnych czasach możliwości szlifowania rowków wiórowych znacznie wzrosły dzięki nowoczesnym ściernicom do szlifowania wgłębnego, znanego pod nazwą „flute grinding”. Technologia szlifowania wgłębnego pozwala kształtować w jednym przejściu roboczym rowki wiórowe wiertel krętych o średnicach osiągających 20 mm. Szlifowanie wgłębne znacznie zwiększa efektywność oraz wydajność obróbki w porównaniu z metodą tradycyjną, w której wykonanie pełnego rowka wiórowego wymaga kilku przejść roboczych. Specyfikację nowego typu ściernic do szlifowania wgłębnego firmy Tyrolit, stosowanych w produkcji wiertel krętych z węglików spiekanych, przedstawiono w tabeli 3.2.

Kształt rowka wiórowego uzyskanego w trakcie szlifowania podobnie jak podczas frezowania uzależniony jest od wypadkowego ruchu pomiędzy

3. Przegląd literatury w zakresie wytwarzania wiertel krętych

ściernicą i obrabianym materiałem. Głównym problemem tych metod obróbki jest osiągnięcie odpowiedniego zarysu rowka wiórowego, ponieważ w trakcie szlifowania występuje złożony przestrzenny kontakt ściernicy z materiałem obrabianym. Obecnie projektowanie procesu szlifowania rowków wiórowych może być realizowane dwoma metodami: bezpośrednią i pośrednią [61, 100]. Te dwie metody różnią się między sobą danymi wejściowymi i wyjściowymi do procesu technologicznego. Schematyczne porównanie metody pośredniej z bezpośrednią przedstawiono na rys. 3.11.

Tabela 3.2. Specyfikacja ściernicy wykorzystywanych do szlifowania wiertel krętych [81]

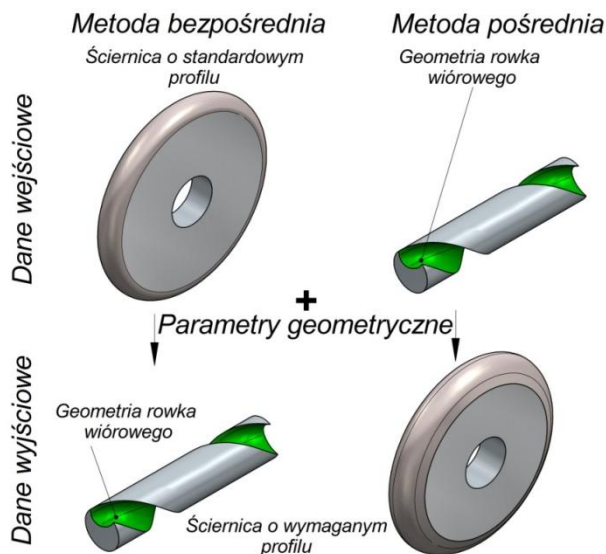
Typ ściernicy	Parametry	Szlifowanie rowków wiórowych 	Szlifowanie pomocniczych powierzchni 	Ostrzenie 
STARTEC BASIC	Prędkość skrawania v_c^* , m/s	20–24	20–24	20–24
	Posuw wgłębny a_e^{**} , mm	Pełna głębokość rowka	0,3–1	Zależnie od geometrii powierzchni przyłożenia
	Posuw wzdłużny v_t^{***} , mm/min	40–60 $a_e \leq 5$ 20–50 $a_e > 5$	100–125	10–15
	Szybkość usuwania materiału Q'_w , mm ³ /s · mm	≤ 3	≤ 2	–
STARTEC HP	Prędkość skrawania v_c^* , m/s	16–18	16–18	16–20
	Posuw wgłębny a_e^{**} , mm	Pełna głębokość rowka	0,3–1	
	Posuw wzdłużny v_t^{***} , mm/min	50–120 $a_e \leq 5$	≤ 250	15–25
	Szybkość usuwania materiału Q'_w , mm ³ /s · mm	3–6	≤ 4	–
STARTEC XP-P	Prędkość skrawania v_c^* , m/s	16–22	16–22	16–22
	Posuw wgłębny a_e^{**} , mm	Pełna głębokość rowka	0,5–1 mm	Pełna głębokość skrawania
	Posuw wzdłużny v_t^{***} , mm/min	50–200	≤ 300	–
	Szybkość usuwania materiału Q'_w , mm ³ /s · mm	7–10	≤ 5	–

* Większa szerokość ściernicy, niższa prędkość skrawania

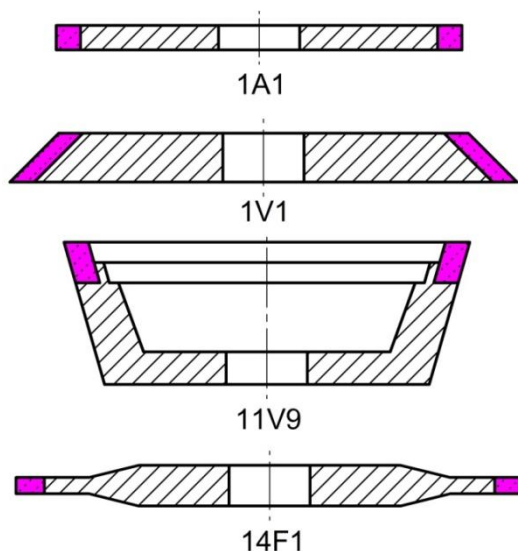
** Zależnie od możliwości mocy maszyny

*** Zależnie od głębokości, długości i kąta pochylania rowka śrubowego

W metodzie bezpośredniej do kształtowania rowków wiórowych wykorzystywane są ściernice o standardowych zarysach (rys. 3.12). Uzyskanie odpowiedniego kształtu rowka wiórowego sprowadza się do ustalenia odpowiedniej pozycji ściernicy oraz poprawnego zdefiniowania kinematyki ruchu elementu obrabianego oraz narzędzia. Szlifowanie tą metodą realizowane jest na wieloosiowych szlifierkach sterowanych numerycznie. Metoda bezpośrednia wykorzystywana jest do wytwarzania frezów walcowo-czołowych oraz niektórych wiertel, które mogą być kształtowane ściernicami o prostych profilach np. 1A1, 1V1, 4Y1 itp. Proces szlifowania rowków wiórowych wiertel krętych metodą bezpośrednią może być realizowany na szlifierkach wieloosiowych. Chen i Bin zaproponowali ustawienie układu współrzędnych na głównej krawędzi skrawającej i szlifowanie rowków wiórowych przy użyciu 4-osiowej szlifierki wyposażonej w ściernice o standardowym kształcie [33]. Zastosowanie ściernicy o prostym kształcie wymusiło jednak zwiększenie liczby ruchów względnych ściernicy w celu uzyskania stałych normalnych kątów natarcia wzdłuż głównej krawędzi skrawającej. Zaproponowana przez Chena i Bina metoda szlifowania znajduje zastosowanie wyłącznie dla ściernic o zarysie półokrągłym i kulistym. Obecnie najbardziej rozpowszechnione jest szlifowanie przy wykorzystaniu szlifierek 5-osiowych, które zapewniają uzyskanie rowka wiórowego przy mniejszej liczbie ścieżek ściernicy. Precyzyjne obrabianie rowków wiórowych na maszynach 5-osiowych wymaga optymalnego programowania CNC, którego zasady zostały przedstawione w opracowaniach [144, 145].



Rys. 3.11. Porównanie zasady szlifowania rowków wiórowych metodą bezpośrednią i pośrednią, na podstawie [100]



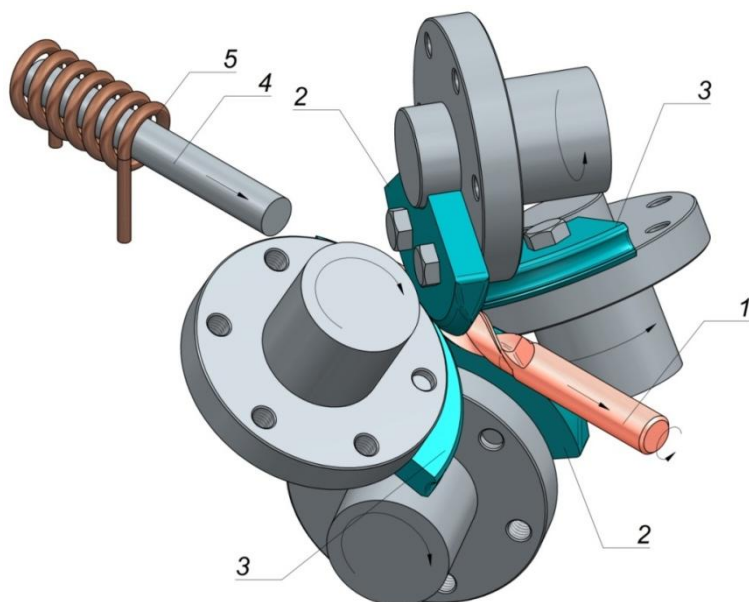
Rys. 3.12. Standardowe kształty ściernic wykorzystywanych w obróbce rowków wiórowych, na podstawie [63]

Metoda pośrednia wykorzystywana jest przy szlifowaniu wiertel krętych o skomplikowanych kształtach, gdzie wymagane jest uzyskanie precyzyjnej geometrii krawędzi skrawającej. Projektując proces metodą pośrednią danymi wejściowymi są parametry geometryczne wiertła oraz rowka wiórowego natomiast wyjściowymi zarys ściernicy [100]. Geometrię ściernicy zapewniającą uzyskanie odpowiedniego kształtu wiertła wyznacza się metodami podobnymi do stosowanych podczas wyznaczania zarysu frezów. Nadawanie ściernicom wymaganego zarysu realizowane jest poprzez obciąganie (profilowanie) na szlifierkach lub oddzielnych maszynach specjalnych przy użyciu rolek obciągających.

3.3. Skośne walcowanie segmentowe

Skośne walcowanie (rys. 3.13) polega na kształtowaniu roboczej części wiertła – 1 pomiędzy czterema segmentami roboczymi – 2, 3 przykręconymi do skośnie ustawionych wrzecion walcarki. Nagrzany przy pomocy nagrzewnicy indukcyjnej – 5 do temperatury walcowania wsad – 4 kształtowany jest w jednym przepuszczeniu. Walcowanie rozpoczyna się od części chwytowej wiertła i przebiega stopniowo ku końcowi części roboczej wiertła [129]. Metoda ta jest jedną z najczęściej stosowanych w przemyśle narzędziowym do wytwarzania wiertel. Związane jest to z szeregiem zalet, jakie posiada. Proces walcowania

skośnego wiertła cechuje się przede wszystkim bardzo dużą dokładnością kształtowania oraz znaczącą wydajnością procesu [42]. Podczas skośnego walcowania segmentowe straty na obróbkę wykończeniową są stosunkowo niewielkie i stanowią około 10% masy użytego materiału wyjściowego [183].



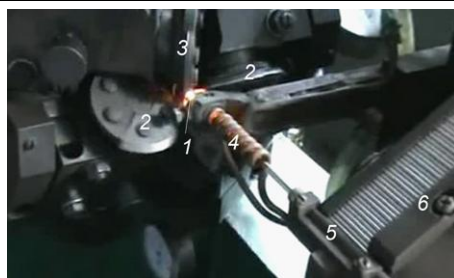
Rys. 3.13. Schemat skośnego walcowania wiertła krętego: 1 – wiertło kręte, 2 – segmenty rowkowe, 3 – segmenty piórowe, 4 – wstępniak, 5 – nagrzewnica indukcyjna, na podstawie [35]

Produkowane obecnie automaty do skośnego walcowania wiertel krętych pozwalają na pełną automatyzację procesu wytwarzania wiertel. Na rys. 3.14 przedstawiono widok ogólny obecnie produkowanego przez TDG-Machinery Technology Co., Ltd (Chiny) automatu serii HNJ do walcowania wiertel krętych. Przestrzeń robocza takiego automatu pokazana została na rys. 3.15. Maszyny tego typu wyposażone są w zasobnik – 6, z którego wstępniaki do walcowania za pomocą podajnika – 5 podawane są do nagrzewnicy indukcyjnej – 4, umiejscowionej w przestrzeni roboczej walcarki. Obecnie zakłady TDG-Machinery Technology Co., Ltd produkują cztery rodzaje automatów do walcowania wiertel krętych (tab. 3.3), które umożliwiają kształtowanie wiertel krętych w zakresie średnic od 3 mm do 20 mm. Wydajność procesu walcowania wiertel krętych uzależniona jest od średnicy walcowanego wiertła, a także możliwości nagrzewu wstępniaków. Przykładowe dane dotyczące wydajności procesu walcowania przy użyciu polskich automatów typu WS, opracowanych w Instytucie Obróbki Plastycznej w Poznaniu pod kierownictwem prof. Olszewskiego, przedstawiono w tabeli 3.4.

3. Przegląd literatury w zakresie wytwarzania wiertel krętych



Rys. 3.14. Automat do walcowania wiertel krętych HNJ1220 firmy TDG-MT Co., Ltd [79]



Rys. 3.15. Przestrzeń robocza walcarki do wiertel krętych: 1 – walcowane wiertło, 2 – segmenty rowkowe, 3 – segment piórowy, 4 – nagrzewnica indukcyjna, 5 – podajnik, 6 – zasobnik [65]

Tabela 3.3. Parametry techniczne chińskich walcarek produkowanych przez TDG-MT Co., Ltd [79]

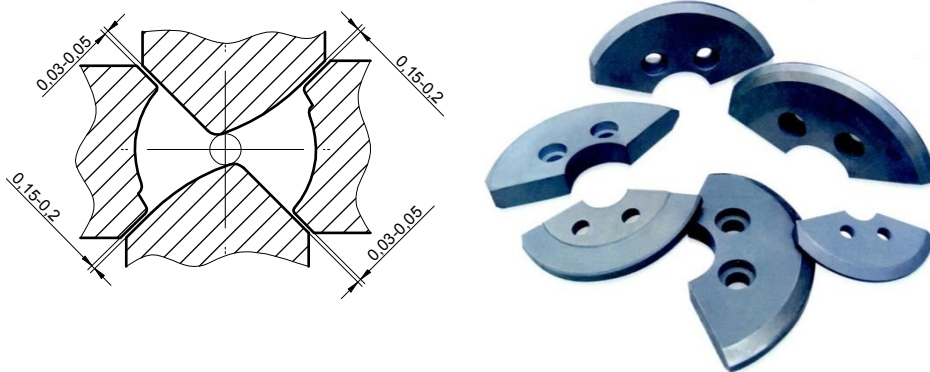
Model walcarki	HNJ1205	HNJ1208	HNJ1213	HNJ1220
Średnica walcowanego wiertła, mm	Ø3–Ø5	Ø4–Ø8	Ø8–Ø13	Ø10–Ø20
Prędkość obrotowa segmentów, obr/min	42–63	40–60	34–62	25–60
Moc nagrzewnicy indukcyjnej, kW	60(30)	60(30)	60	100
Silnik elektryczny	Moc, kW	4	5,5	7,5
	Prędkość obrotowa, obr/min	960	960	960
	Napięcie zasilania, V	380/220	380	380
Wymiary dł./szer./wys., cm	185/75/150	190/75/150	225/120/170	321/135/190
Masa, kg	1800	2200	3520	6500

Tabela 3.4. Wydajność procesu walcowania wiertel krętych dla automatów typu WS [133]

Model	WS36	WS56	WS106	WS135W	WS135S	WS185
Średnice walcowanych wiertel, mm	Ø2–Ø3	Ø3– Ø4,9	Ø5– Ø8,5	Ø8,5– Ø13,2	Ø8,5– Ø13,2	Ø13,3– Ø20
Wydajność walcowania, szt./godz.	3000– 1500	1500– 800	800– 500	500–300	500–300	300–180

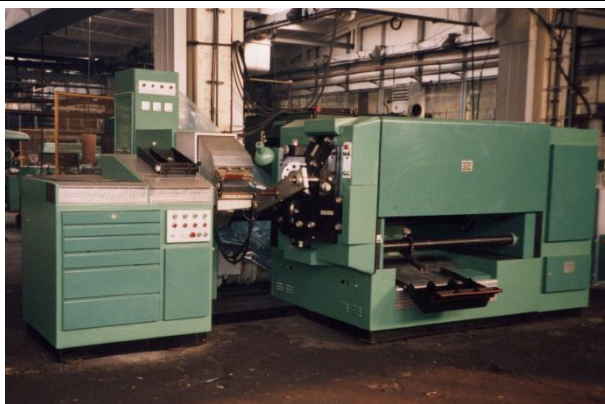
W procesie walcowania skośnego wiertel krętych wykorzystuje się dwie pary narzędzi w postaci krążków o kącie rozwarcia wynoszącym 120°, które w układzie roboczym tworzą zamknięty wykrój umożliwiający otrzymanie prawidłowego profilu wiertła (rys. 3.16). Segmenty mocowane są do wrzecion walcarki, które nachylone są do osi walcowanego wiertła pod kątem o 3÷5° większym od kąta pochylenia linii śrubowej wiertła. Ze względu na naciski powierzchniowe, które w procesie walcowania mogą osiągać wartości na poziomie 900 MPa [11], narzędzia do walcowania wiertel wykonuje się z materiałów o wysokich własnościach wytrzymałościowych. Segmenty do

walcowania rowków wiórowych wykonuje się z węgliką spiekanego G40, natomiast segmenty do walcowania piór wiertel wykonuje się ze stali szybko tnącej HS18-0-1 obrobionej cieplnie do twardości 62–63 HRC [162]. Segmenty narzędziowe do walcowania skośnego wiertel krętych wykonane z węgliką spiekanego przedstawiono na rys. 3.17. Trwałość segmentów wynosi około 10 000–15 000 sztuk odwalcowanych wiertel [119]. Przy czym istnieje możliwość przystosowania zużytych narzędzi do walcowania wiertel o większych średnicach.



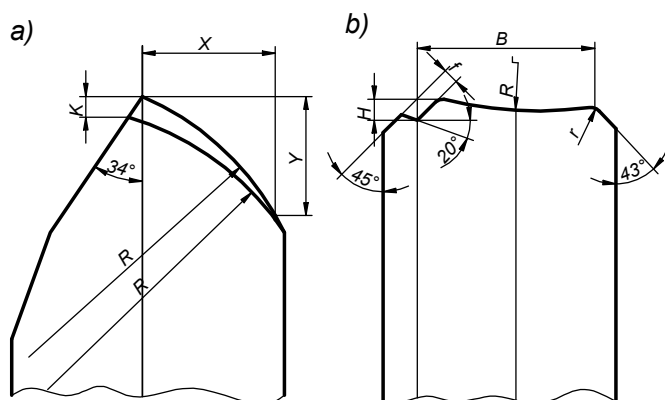
Rys. 3.17. Segmenty narzędziowe do walcowania wiertel krętych wykonane z węgliką spiekanego [76]

Skośne walcowanie segmentowe umożliwia walcowanie wiertel o poprawnej geometrii w zakresie średnicy do ok. 13 mm. Powyżej tej średnicy walcówka wiertła posiada coraz większe zaokrąglenia krawędzi, które obniżają wartość użytkową takiego wiertła. Maksymalna średnica wiertła, która jest możliwa do uzyskania w procesie skośnego walcowania wynosi około 23 mm [82, 84, 133]. Problem walcowania wiertel o większych średnicach, jako jedyni na świecie rozwiązywali pracownicy Instytutu Obróbki Plastycznej w Poznaniu. Rozwiązanie problemu polegało na wprowadzeniu walcowania wstępnego, z naddatkami na szlifowanie. Sposobem tym można uzyskać wiertła spełniające najwyższe wymagania jakościowe, przy jednoczesnej oszczędności stali narzędziowej w granicach do 30%. Unikatowy automat do wytwarzania wiertel metodą walcowania połączonego ze szlifowaniem przedstawiono na rys. 3.18. Obecnie żaden producent na świecie nie posiada w swojej ofercie automatów do skośnego walcowania pozwalającego walcować wiertła o średnicach powyżej 23 mm. W związku z tym wiertła o średnicach powyżej 23 mm wytwarzane są innymi metodami, takimi jak: frezowanie, walcowanie kuźnicze lub wyciskanie.



Rys. 3.18. Automat WS238 do skośnego walcowania wiertel o średnicach od $\varnothing 15$ do $\varnothing 37,5$ mm [130]

Projektowanie powierzchni roboczych segmentów do walcowania wiertel krętych stanowi osobne zagadnienie, którego próby rozwiązania opisano w wielu pracach [41, 110, 111, 178, 191, 195]. Autorzy tych prac skupili się przede wszystkim na modelu matematycznym, który byłby w stanie opisać geometrię segmentów do walcowania wiertel krętych. Poszukiwanie takiego modelu matematycznego jest jak najbardziej uzasadnione, gdyż pozwala znacznie szybciej wyznaczyć zarys segmentów, niż ma to miejsce w przypadku metody wykreślnej opartej na teorii obwiedni. Postępująca optymalizacja procesu wiercenia wymusza ciągle zmiany kształtu rowka wiórowego, dlatego też prawidłowy opis matematyczny geometrii narzędzi do walcowania pozwoliłby na szybszą zmianę asortymentu produkowanych wiertel [1, 34, 146, 176]. W procesie skośnego walcowania wiertel krętych wykorzystuje się dwie pary narzędzi, których kształt przedstawia rys. 3.19.



Rys. 3.19. Geometria części roboczej narzędzi do walcowania wiertel krętych: a) segment rowkowy, b) segment piórkowy [192]

Przykładowe wymiary segmentów do walcowania wiertel krętych o średnicach w zakresie od 4 do 10 mm przedstawiono w tabelach 3.5 i 3.6 oraz na rys. 3.19. Znajomość wymiarów części roboczej segmentów do walcowania wiertel krętych nie jest wystarczająca do prawidłowej realizacji procesu. Oprócz znajomości wymiarów narzędzi ważne jest również prawidłowe ich ustawienie w stosunku do walcowanego półfabrykatu. Zmiana położenia segmentów względem walcówki wiertła powoduje, że zmieniają się również kąty ostrza segmentów oraz wymiary części roboczej segmentów. Położenie segmentów względem walcówki wiertła ma również znaczący wpływ na dokładność odwzorowania przez narzędzia profilu poprzecznego walcowanego wiertła. W zawiązku z powyższym dane przedstawione w tabelach 3.5 i 3.6 mogą być przydatne tylko i wyłącznie w przypadku posiadania wiedzy na temat prawidłowego ustawienia segmentów w stosunku do walcowanego wyrobu.

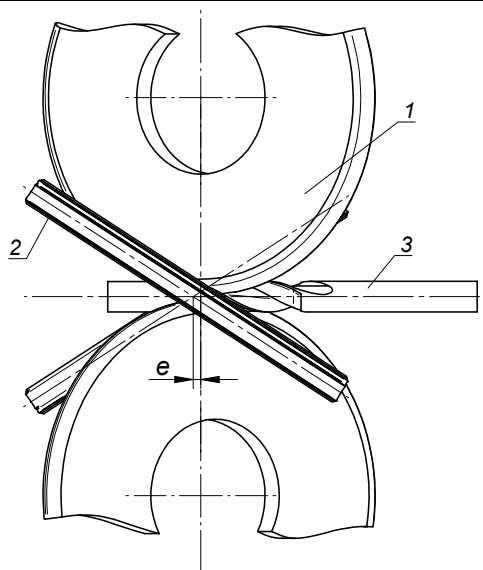
Tabela 3.5. Wymiary segmentów rowkowych w mm [192]

Średnica wiertła, mm	X, mm	Y, mm	K, mm	R, mm
4	2,26	1,85	0,4~0,5	4,5
5	2,72	2,22	0,5~0,6	6
6	3,40	2,77	0,58~0,68	7
7	3,82	3,32	0,65~0,75	8
8	4,25	3,70	0,73~0,83	9
9	4,62	4,02	0,8~0,9	10
10	5,15	4,61	0,83~0,93	11

Tabela 3.6. Wymiary segmentów piórkowych w mm [192]

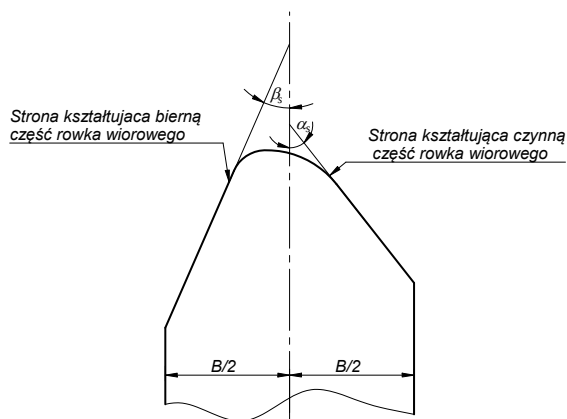
Średnica wiertła, mm	B, mm	R, mm	f, mm	H, mm	r, mm
4	2,58	6	0,35	0,45	0,8
5	3,02	6	0,45	0,55	1,0
6	3,59	9	0,45	0,55	1,2
7	4,30	11	0,53	0,60	1,4
8	5,00	12	0,55	0,70	1,5
9	5,52	13	0,60	0,78	1,6
10	6,30	15	0,65	0,85	2,0

W zgłoszeniach patentowych [127, 131] znaleźć można zalecenia dotyczące konstrukcji głowicy walcarki skośnej do wiertel oraz segmentu do walcowania rowków wiórowych. Głowica pokazana na rys. 3.20 opracowana przez Olszewskiego charakteryzuje się tym, że punkt przecięcia płaszczyzn segmentów – 2 do kształtowania piór wiertel z osią walcowanego elementu – 3 przesunięty jest przeciwnie do kierunku walcowania o wartość e względem odpowiedniego punktu przecięcia segmentów do rowków wiórowych – 1. W takim układzie walcowania materiał wyjściowy, przed chwytem i podziałem walcówki przez segmenty rowkowe, jest odpowiednio wycentrowany przez segmenty piórowe, które chwytają materiał wcześniej. Ustawienie segmentów tak jak na rys. 3.20 zmniejsza błąd podziału walcówki, zwiększa jej prostoliniowość, a także ogranicza powstawanie wypłytki w miejscu styku segmentów.



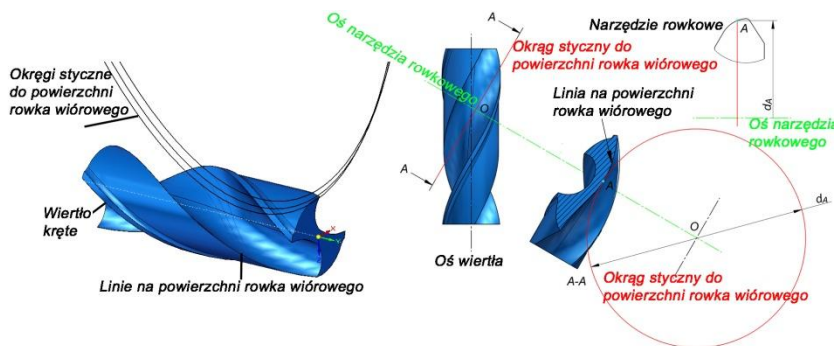
Rys. 3.20. Głowica do walcowania wiertel krętych z przesuniętymi segmentami piórkowymi [127]

Konstrukcja segmentu opisana w zgłoszeniu patentowym [131] charakteryzuje się tym, że posiada asymetryczne boki kształtujące czynną i bierną stronę rowka wiórowego. W segmencie tym zachodzi następująca relacja pomiędzy kątami wierzchołkowymi boków segmentu $\alpha_w > \beta_w$, przedstawiona graficznie na rys. 3.21. Konstrukcja segmentu umożliwia zwiększenie kąta pochylenia rowków wiórowych o 3–4°, tj. do wartości równej kątowi nachylenia wrzecion walcarki względem osi walcowanego wyrobu. Zwiększenie kąta nachylenia linii śrubowej walcowanego wiertła bez konieczności zmiany kąta pochylenia wrzecion walcarki zwiększa żywotność łożyskowania wrzecion.



Rys. 3.21. Segment do walcowania rowków wiórowych posiadający asymetryczne boki [131]

Proces skośnego walcowania pomimo tego, że jest szeroko stosowany w produkcji wiertel krętych jest niedostatecznie rozpoznany w sposób teoretyczny. Jedno z nielicznych rozważań teoretycznych nad tym procesem zostało przeprowadzone przez autora metodą elementów skończonych. Jedynym problemem pojawiającym się w trakcie projektowania technologii walcowania wiertel krętych, jest opracowanie poprawnego kształtu narzędzi. Kształt części roboczych narzędzi wykorzystywanych do walcowania wiertel krętych stanowi obwiednię zarysu wiertła tj. rowka wiórowego oraz pomocniczej powierzchni przyłożenia. Na potrzeby przeprowadzanej analizy numerycznej kształt narzędzi wyznaczony został metodą wykreślną opartą na teorii obwiedni, która została opisana m.in. przez Ivanova i Nankova [92]. Metoda ta wykorzystywana jest również w projektowaniu narzędzi służących do frezowania wiertel krętych. Idea wyznaczania zarysu narzędzi do walcowania wiertel krętych pokazana została na rys. 3.22. Położenie narzędzia względem walcowanego wyrobu jest ograniczone przez konstrukcję użytej walcarki. Po ustalenia położenia osi obrotu narzędzia względem walcowanego wyrobu, wyznacza się kolejne okręgi styczne do powierzchni rowka wiórowego. Liczba okręgów wyznaczonych na szerokości rowka wiórowego determinuje dokładność uzyskanego profilu narzędzia. Wyznaczone z okręgów stycznych do rowka wiórowego odcinki (np. OA) o długości odpowiadającej promieniom tych okręgów odkłada się na szerokości narzędzia. Łącząc kolejne punkty wyznaczonych odcinków krzywą B-sklejaną uzyskuje się poszukiwany profil narzędzia. Wyznaczony wykreślnie kształt narzędzi oraz przekrój poprzeczny walcowanego wiertła przedstawiono na rys. 3.23.



Rys. 3.22. Schemat wyznaczania zarysu narzędzia do walcowania rowka wiórowego wiertła krętego

Modelowanie numeryczne procesu skośnego walcowania wiertel krętych przeprowadzono metodą elementów skończonych wykorzystując oprogramowanie Simufact Forming w wersji 12.0.1. Zbudowany w tym oprogramowaniu model numeryczny procesu walcowania wiertła krętego o średnicy $\varnothing 10$ mm był tożsamy z schematem walcowania przedstawionym na rys. 3.13. Przyjęto na etapie budowy modelu numerycznego, że proces

3. Przegląd literatury w zakresie wytwarzania wiertel krętych

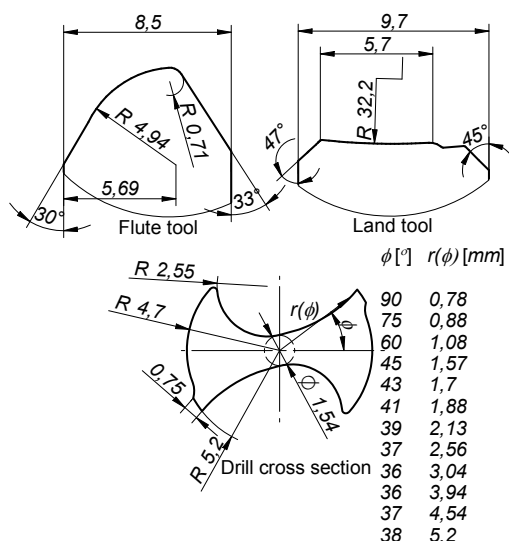
walcowania zostanie zrealizowany dla wiertła posiadającego kąt pochylenia linii śrubowej $\lambda = 30^\circ$. Natomiast kąt pochylenia narzędzi względem walcowanego wsadu wynosił 33° . Pozostałe warunki brzegowe uwzględnione podczas budowy modelu numerycznego zestawiono w tabeli 3.7. W symulacji przyjęto, że uchwyt wiertła ma możliwość swobodnego przemieszczania się wzdłuż osi walcowania oraz obrotu wokół tejże osi. Krzywe płynięcia stali szybko tnącej HS6-5-2 wykorzystane w symulacji numerycznej zaczerpnięto z bazy użytego oprogramowania. Reologię wykorzystanej w symulacji stali szybko tnącej opisuje następujące równanie:

$$\sigma_o = 3812 \cdot e^{(-0,002846 \cdot T)} \cdot \varepsilon^{(0,0004171 \cdot T - 0,6754)} \cdot e^{\left(\frac{0,0001014 \cdot T - 0,1496}{\varepsilon}\right)} \cdot \dot{\varepsilon}^{(0,0002268 \cdot T - 0,10714)}, \quad (3.7)$$

gdzie: σ_o – napężenie uplastyczniające, ε – odkształcenie rzeczywiste, $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia, T – temperatura.

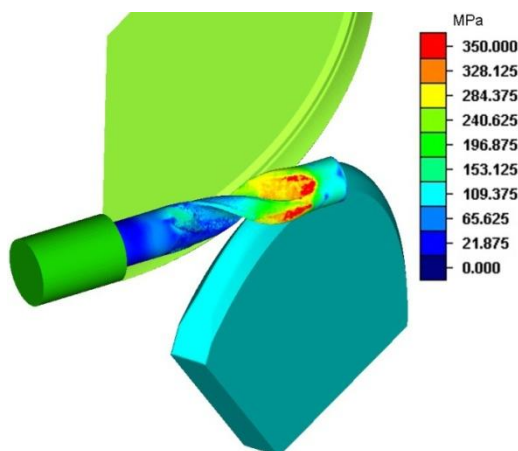
Tabela 3.7. Przyjęte warunki brzegowe procesu walcowania

Warunek brzegowy	Wartość
Materiał walcowany	stal HS6-5-2
Wymiary materiału wsadowego, mm	Ø10,2 x 75
Materiał narzędzi	obiekty sztywne
Temperatura początkowa walcowania, °C	1050
Temperatura narzędzi, °C	50
Prędkość obrotowa narzędzi, obr/min	38
Współczynnik wymiany ciepła; wsad-narzędzia, kW/m²K	20
Współczynnik wymiany ciepła; wsad-otoczenie, W/m²K	50
Czynnik tarcia wsad-narzędzia	0,85
Dyskretyzacja wsadu elementami tetragonalnymi, szt.	375 000



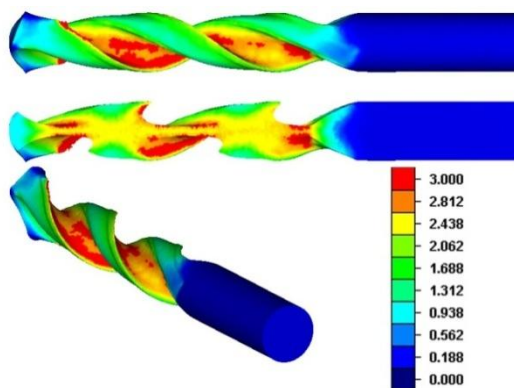
Rys. 3.23. Kształt narzędzi oraz przekrój poprzeczny walcowanego wiertła

Na rys. 3.24 przedstawiono układ segmenty walcówka w trakcie trwania procesu wraz z zaznaczonym rozkładem naprężenia zredukowanego w walcówce wiertła. Z rysunku tego widać, że zaprojektowane segmenty nadają wiertłu odpowiedni kształt. W trakcie całego procesu nie zaobserwowano tworzenia się wypłytki, która może powstawać w wyniku złego zaprojektowania narzędzi. Maksymalne naprężenia zredukowane w kotlinie walcowniczej nie przekraczają wartości 400 MPa.



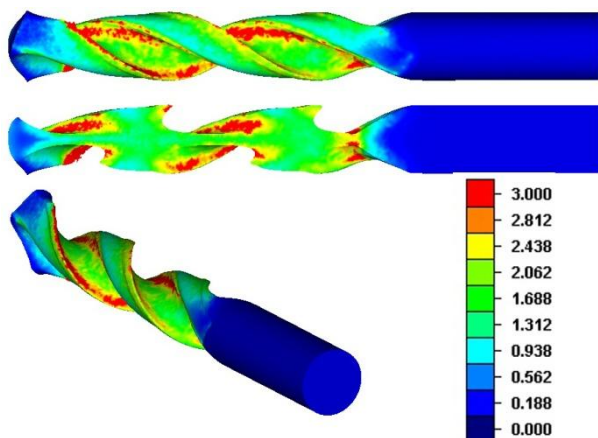
Rys. 3.24. Rozkład naprężeń zredukowanych (MPa) w trakcie procesu walcowania

Na kolejnym rys. 3.25 przedstawiono rozkład intensywności odkształcenia dla odwalcowanego wiertła krętego. Maksymalne wartości odkształcenia zlokalizowane są w obszarze przypowierzchniowym rowków wiórowych oraz w rdzeniu wiertła. Znacznie mniejsze wartości odkształcenia zaobserwować można w okolicach piór wiertel. Na powierzchni rowków wiórowych większe wartości odkształcenia występują po stronie łysinki wiertła (powierzchnia natarcia rowka wiórowego).



Rys. 3.25. Rozkład intensywności odkształcenia w odwalcowanym wiertle krętym

Na rys. 3.26 pokazany został rozkład znormalizowanego kryterium pęknięcia wg Cockrofta-Lathama. Z przedstawionych danych wynika, że największe prawdopodobieństwo utraty spójności materiału podczas walcowania występuje na krawędziach wiertła. Niewielki wzrost wartości kryterium zniszczenia odnotowano również w obszarze przypowierzchniowym rowka wiórowego. Wyznaczone numerycznie obszary, w których występuje podwyższone ryzyko pojawienia się pęknięć pozostają w dużej zgodności z warunkami rzeczywistymi. Obszarami najbardziej narażonymi na pęknięcie podczas walcowania są krawędzie wiertła. Jak podaje Bennecke [10] złe ustawienie narzędzi jest przyczyną powstawania pęknięć na krawędziach walcowanych wiertel. Niewłaściwe ustawienie segmentów jest przyczyną powstawania zbyt dużej szczeliny pomiędzy nimi. Podczas walcowania materiał wciskany jest w szczeliny między segmentami, co powoduje tworzenie ostrych krawędzi wiertła, na których dochodzi do inicjacji pęknięć.

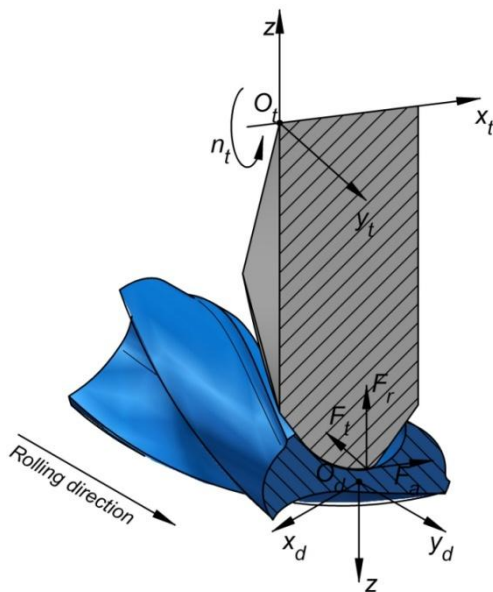


Rys. 3.26. Rozkład kryterium zniszczenia w odwalcowanym wiertle krętym

Jedną z głównych zalet modelowania numerycznego jest możliwość wstępnego oszacowania z dość dużą dokładnością parametrów energetycznych procesu. Znajomość tych, że parametrów na etapie projektowania technologii jest bardzo istotna, gdyż pozwala dobrać maszynę, która będzie w stanie zabezpieczyć realizację opracowanego procesu. Na rys. 3.27 przedstawiono rozkład sił działających na segment w trakcie walcowania skośnego wiertel krętych. Podczas walcowania w ustalonej fazie procesu segment narzędziowy obciążony jest: siłą osiową – F_a ; działającą wzdłuż osi x_t , siłą promieniową – F_r ; działającą wzdłuż osi z oraz siłą styczną – F_t ; działająca wzdłuż osi y_t .

Wyznaczony numerycznie przebieg momentu walcowania pokazano na rys. 3.28. Zgodnie z przypuszczeniami moment walcowania przyjmuje większe wartości dla narzędzia kształtującego rowki wiertła. Wartość momentu w ustalonej fazie procesu walcowania dla segmentu rowkowego jest blisko

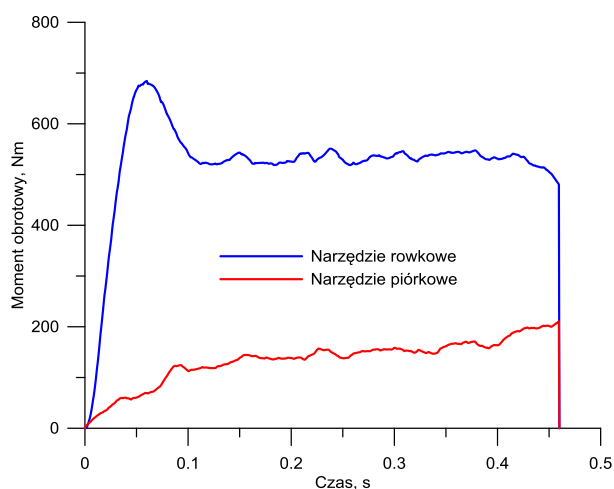
3,5 razy większa od momentu zanotowanego dla segmentu kształtującego pióra wiertła. W początkowej fazie procesu moment zanotowany dla segmentu rowkowego gwałtownie wzrasta osiągając chwilową wartość na poziomie 700 Nm. W dalszej fazie procesu moment ustala się na stałym poziomie wynoszącym około 550 Nm. Wzrost momentu w początkowej fazie procesu jest związany z zagłębianiem się narzędzia rowkowego w kształtowany materiał. W przypadku narzędzia piórkowego moment w początkowym etapie walcowania narasta powoli osiągając ustaloną wartość na poziomie 150 Nm w 1,3 sekundy trwania procesu. W końcowym etapie procesu można zaobserwować niewielki wzrost momentu walcowania zanotowanego na segmencie piórkowym. Co jest wynikiem większego poszerzenia materiału przez segmenty rowkowe w końcowym etapie walcowania. Wyznaczone wielkości momentów walcowania są relatywnie niskie, co nie wymaga stosowania w automatach do walcowania wiertel krętych dużych silników napędowych.



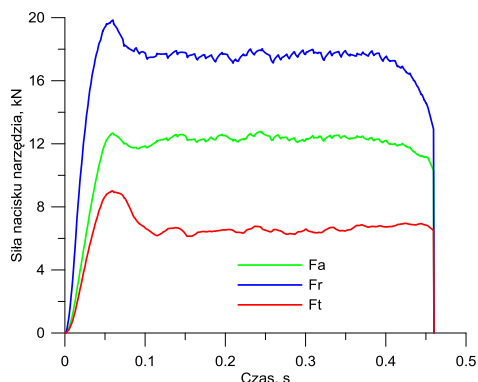
Rys. 3.27. Rozkład sił działających na segment w trakcie walcowania w układzie współrzędnych narzędzia $\{O_t: x_t, y_t, z\}$

Charakterystyki siłowe procesu walcowania wiertel krętych zostały przedstawione na kolejnych rysunkach 3.29 i 3.30. Podobnie, jak w przypadku momentu walcowania siły zanotowane na segmentach narzędziowych są relatywnie niskie pomimo walcowania trudno odkształcalnej stali szybko tnącej. W przypadku segmentu rowkowego największe wartości przyjmuje siła promieniowa F_r , natomiast najmniejsza siła styczna F_t . W przypadku segmentu piórkowego również największe wartości osiąga siła promieniowa F_r , z kolei

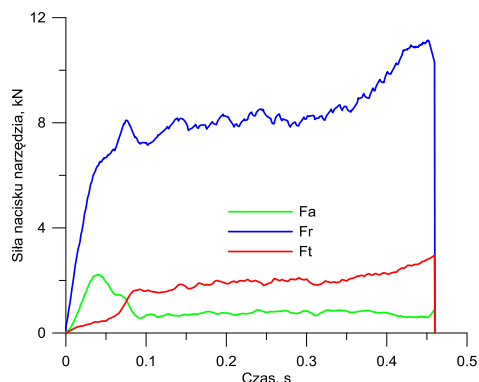
najmniejsze wartości występują w kierunku działania siły osiowej F_a . W przypadku segmentu piórkowego w momencie chwytania materiału siła osiowa F_a przyjmuje większe wartości od siły stycznej F_t . Podczas ustalonej fazy walcowania segment rowkowy jest obciążony w kierunku osiowym bardziej niż segment piórkowy, co spowodowane jest skręcaniem walcowanego materiału. Wiertło w trakcie skręcania powoduje zdecydowanie większe obciążenie segmentu rowkowego w kierunku osiowym aniżeli segmentu piórkowego. Podobnie, jak w przypadku momentu walcowania siły; promieniowa F_r i styczna F_t obciążające segment piórkowy w końcowym etapie walcowania wzrastają. Jest to skutkiem zwiększonego poszerzenia walcowanego materiału w końcowym etapie procesu, które jest widoczne na rys. 3.25.



Rys. 3.28. Przebieg momentu walcowania w analizowanym procesie



Rys. 3.29. Rozkład sił dla segmentu rowkowego

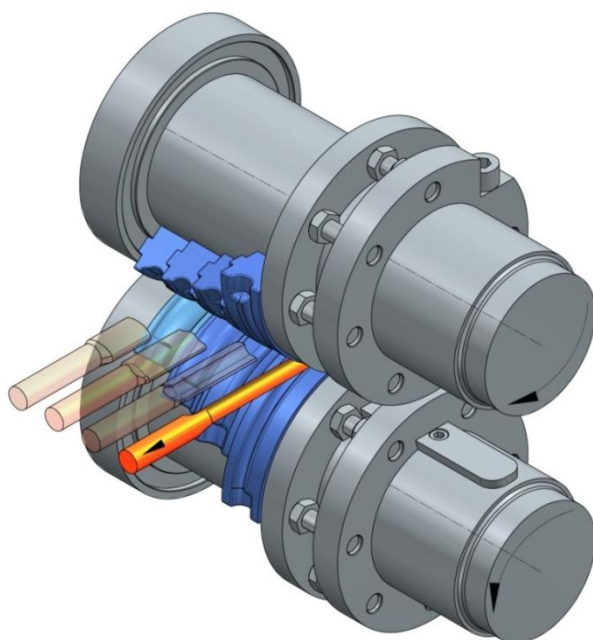


Rys. 3.30. Rozkład sił dla segmentu piórkowego

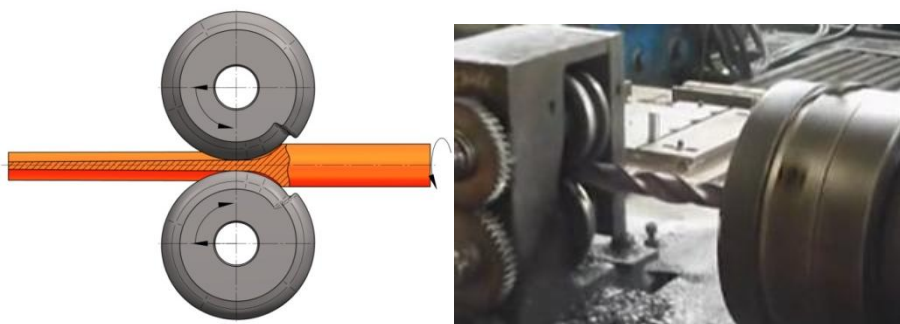
3.4. Walcowanie kuźnicze

Walcowanie kuźnicze wiertel niewiele różni się od procesu walcowania przedkuwek wykorzystywanych w procesach kucia matrycowego [25, 31]. Profil wiertła kalibrowany jest zazwyczaj w czterech przepustach, rzadziej w trzech. Wykroje poszczególnych przepustów nacięte są na segmentach, które mocowane są do wałów walcarki. Segmenty walcownicze wykonuje się ze stali chromowej do pracy na gorąco lub stali szybko tnącej o twardości $54 \div 56$ HRC. Półfabrykat w kształcie odcinka pręta umieszcza się w kotlinie walcowniczej stycznie do zderzaka w momencie, kiedy segmenty znajdują się w niepracującej części obwodu. Schemat procesu walcowania kuźniczego prostego odcinka profilu wiertła przedstawiono na rys. 3.31. Po procesie walcowania wiertło poddawane jest skręcaniu na specjalnie przystosowanej do tego skrętarnie. Schemat procesu skręcania wiertel krętych pokazano na rys. 3.32.

W celu uzyskania równomiernego skoku linii śrubowej, po walcowaniu profil wiertła poddaje się wyrównaniu temperatury. Następnie profil wiertła wsuwa się pomiędzy nienapędzane walce, których powierzchnie wykonane są wg spirali Archimedes’a. Walce umieszczone są na saniach, które wykonują ruch postępowy. Chwyt wiertła mocowany jest w uchwycie, który w trakcie skręcania wykonuje ruch obrotowy. Zablockowany pomiędzy walcami profil wiertła wprawiany przez uchwyt w ruch obrotowy zostaje skręcony. Wymagany skok linii śrubowej wiertła uzyskuje się poprzez odpowiednie skojarzenie ze sobą ruchu obrotowego uchwytu i prostoliniowego sań. Obecnie zarówno proces walcowania, jak i proces skręcania jest w pełni zautomatyzowany przez roboty przemysłowe. Skręcanie profilu wiertła może być również realizowane na prasach śrubowych w specjalnie do tego przystosowanym przyrządzie. Aktualnie w zakładach Henan Yigong Tools Co., LTD wykorzystuje się dwa typy walcarek oraz skrętarek (tabela 3.8), które zabezpieczają produkcję wiertel w zakresie średnic od 14 do 50 mm. Wykorzystując walcarki o większej mocy z powodzeniem można walcować wiertła o większych średnicach, dochodzących do 60 mm. Uniwersalność procesu walcowania kuźniczego profili wiertel krętych przejawia się tym, że do jego realizacji mogą być wykorzystywane uniwersalne walcarki kuźnicze stosowane powszechnie w przemyśle kuźniczym. Operacja skręcania również nie stanowi większego utrudnienia, gdyż może być zrealizowana na uniwersalnej prasie śrubowej, wykorzystując w tym celu nieskomplikowane oprzyrządowanie.



Rys. 3.31. Schemat walcowania kuźniczego profilu wiertła, na podstawie [29]



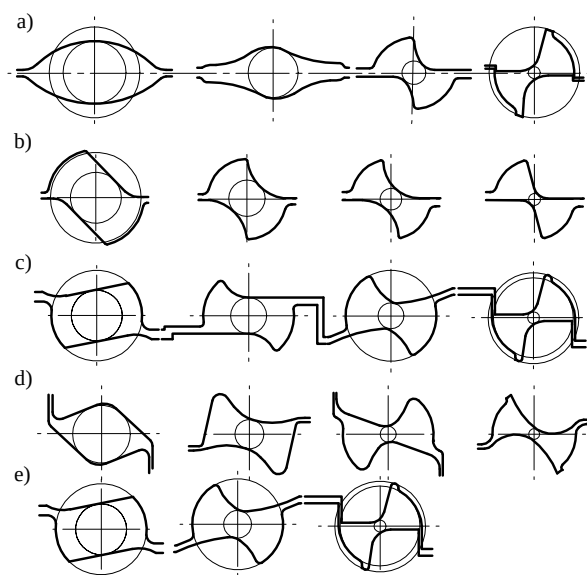
Rys. 3.32. Schemat skręcania prostoliniowego odcinka wiertła [4, 69]

Tabela 3.8. Parametry walcarek kuźniczych i skrętarek do wiertel krętych [69]

Walcarki kuźnicze do wiertel			Skrętarek do wiertel		
Model	SY-DZ32	SY-DZ50	Model	SY-NZ32	SY-NZ50
Średnice wiertel, mm	Ø14–32	Ø32–50	Średnice wiertel, mm	Ø14–32	Ø32–50
Moc silnika, kW	50	100	Moc silnika, kW	12	15
Średnice walców, mm	Ø184	Ø210	Rozstaw osi skręcania, mm	80/90	105/110

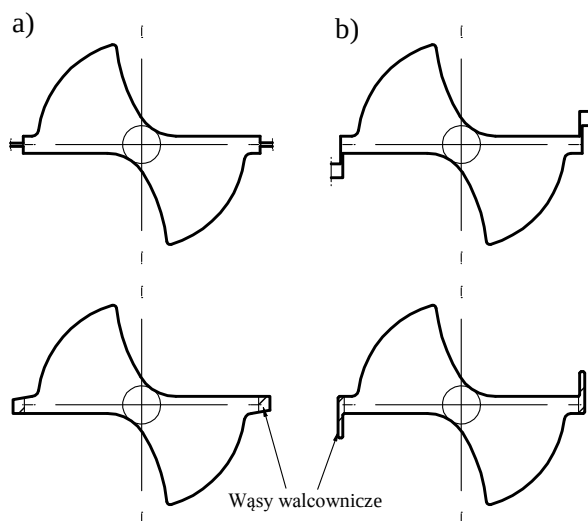
Poprawne skalibrowanie wykrojów walcowniczych jest najtrudniejszym zabiegiem w projektowaniu technologii walcowania kuźniczego. Przykładowe schematy kalibrowania wykroi walców do wiertel krętych przedstawiono na

rys. 3.33. Prawidłowo przeprowadzona kalibracja walców powinna zapewniać uzyskanie profilu wiertła o wymaganym kształcie i możliwie dokładnych wymiarach, pozbawionego wad walcowniczych, takich jak: wąsy walcownicze, pęknięcia, zawalcowania itp. Dobór liczby przepustów uzależniony jest od średnicy walcowanego wiertła oraz od mocy walcarki. W praktyce najkorzystniej jest stosować system kalibracji pokazany na rys. 3.33c, d i e, przy czym walcowanie w trzech przepustach wymaga zastosowania walcarki o większej mocy oraz większych o walcach. Systemy te zapewniają uzyskanie prawidłowego profilu wiertła dzięki niewielkiemu poszerzeniu w ostatnim przepuszczeniu. Zaokrąglenie łysinki wiertła jest korzystne ze względu na mniejszą skłonność do powstawania pęknięć na łysince podczas skręcania. W trakcie walcowania profilu wiertła wg schematu pokazanego na rys. 3.33b występują poważne trudności w uzyskaniu wiertła o zakładanej średnicy zewnętrznej. Średnica ta zależy od wielkości poszerzenia, które jest funkcją wielu czynników (wielkość gniotu, kształt wykroju, średnica walców, tarcie, stan powierzchni walców, temperatura walcowania oraz liczby przepustów).



Rys. 3.33. Kalibrowanie profilu wiertła: a-d) w czterech przepustach, e) w trzech przepustach [35, 132]

Zamykanie wykroju na łysince może dodatkowo prowadzić do powstawania wąsów na profilu wiertła, które są wynikiem zbyt dużego poszerzenia w ostatnim wykroju. Wpływ sposobu zamykania ostatniego wykroju na powstawanie wąsów na profilu wiertła pokazano na rys. 3.34. Wąsy walcownicze powodują wydłużenie czasu szlifowania, zwiększają ryzyko powstawania pęknięć podczas skręcania oraz obróbki cieplnej.



Rys. 3.34. Zamknięcie ostatniego wykończenia: a) zamknięcie częściowe - węża ułożone poziomo do łyśinki, b) zamknięcie całkowite - węża ułożone prostopadło do łyśinki [132]

3.5. Wyciskanie śrubowe

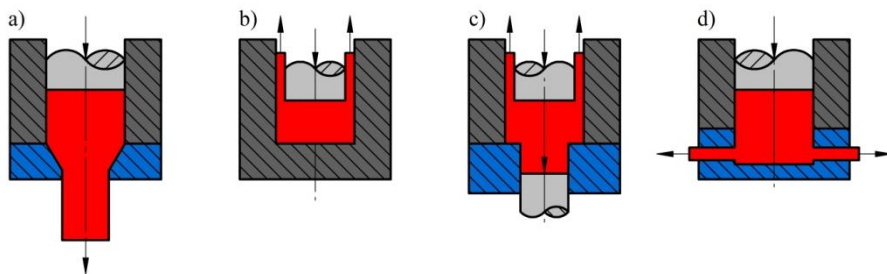
3.5.1. Charakterystyka procesu wyciskania śrubowego

Wyciskanie jest procesem plastycznego kształtowania metali i ich stopów, w którym pod wpływem nacisku narzędzia materiał wsadowy zamknięty w pojemniku jest spęczany, a następnie przepychany przez otwór w matrycy. Materiał po wyciśnięciu przyjmuje kształt poprzeczny zgodny z kształtem otworu w matrycy. Proces wyciskania może być realizowany w warunkach obróbki plastycznej na zimno, ciepło oraz na gorąco. Przykłady wyrobów wykonanych technologią wyciskania przedstawiono na rys. 3.35.



Rys. 3.35. Przykłady wyrobów o złożonej geometrii wytwarzanych metodą wyciskania [71, 74, 77]

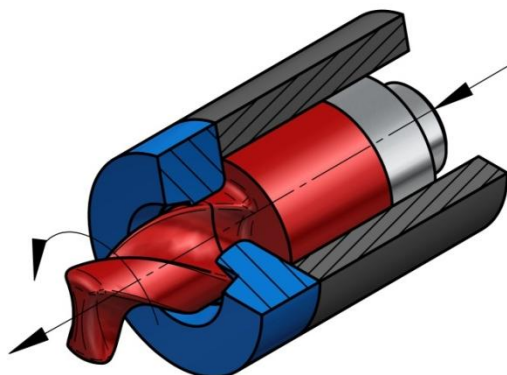
Jedna z podstawowych klasyfikacji grupuje metody wyciskania ze względu na kierunek płynięcia materiału względem ruchu stempla. Biorąc pod uwagę kierunek wypływu materiału w odniesieniu do kierunku ruchu stempla wyróżnia się wyciskanie współbieżne, przeciwbieżne, poprzeczne oraz złożone-rys. 3.36 [57, 115]. W myśl tej teorii dowolnie wyodrębniona, nieskończenie mała część materiału wychodząca ze strefy odkształceń plastycznych porusza się wyłącznie ruchem liniowym względem ruchu stempla.



Rys. 3.36. Schematy procesu wyciskania: a) współbieżne, b) przeciwbieżne, c) dwukierunkowe, d) poprzeczne

Oprócz wyżej wymienionych sposobów wyciskania istnieją również metody specjalne, do których można zaliczyć: wyciskanie hydrostatyczne, wyciskanie udarowe, wyciskanie KoBo, wyciskanie Conform, wyciskanie z tarciem aktywnym, wyciskanie w kanale kątowym ECAP, cykliczne wyciskanie ściskające CEC oraz wyciskanie ze zgrzewaniem materiału [14, 87, 140, 147, 153].

Zgodnie z klasyfikacją przedstawioną na rys. 3.36 wyciskanie śrubowe jest procesem, w którym materiał wyciskany przez oczko matrycy porusza się ruchem złożonym (śrubowym) z ruchu liniowego oraz obrotowego. Spiralny kształt wyciskanych elementów jest wynikiem zastosowania w tym procesie oczka w kształcie śrubowym. Uwzględniając podstawową klasyfikację metod wyciskania rozróżnić można wyciskanie śrubowe współbieżne, przeciwbieżne, poprzeczne oraz złożone [15]. Schemat procesu wyciskania śrubowego został przedstawiony na rys. 3.37. Proces ten może być stosowany w produkcji wyrobów o zarysie śrubowym, takich jak np.: koła zębate o zębach śrubowych, rotory pomp, narzędzia skrawające ze śrubowymi rowkami wiórowymi, radiatory itp. [18, 19, 101]. Przykłady wyrobów o zarysie spiralnym wytwarzanych metodą wyciskania pokazano na rys. 3.38.

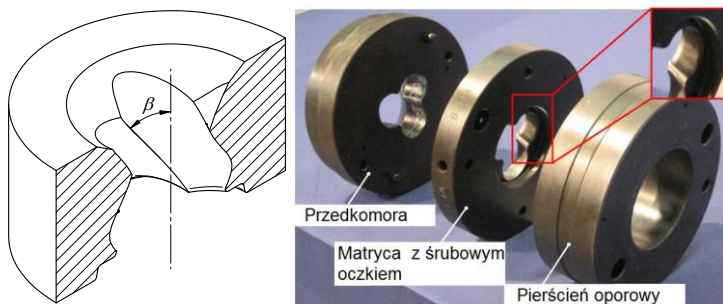


Rys. 3.37. Schemat wyciskania śrubowego [15]



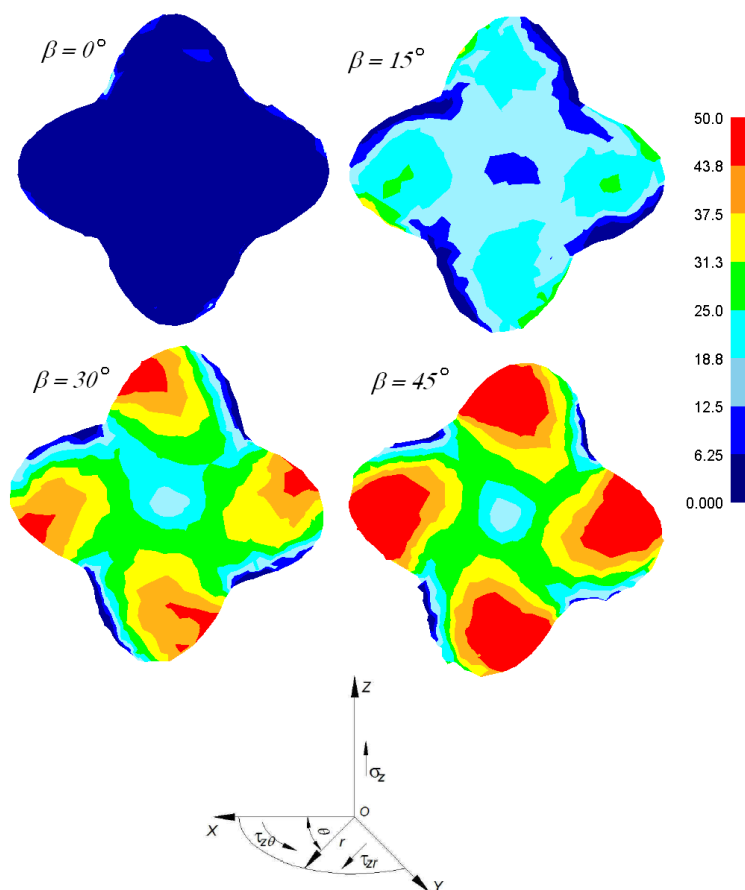
Rys. 3.38. Przykłady wyrobów uzyskanych w procesie wyciskania śrubowego [90, 102, 185]

Charakter plastycznego płynięcia materiału w procesie wyciskania śrubowego determinowany jest kształtem oczka matrycy, który zdefiniowany jest profilem porzecznym wyciskanego wyrobu oraz kątem pochylenia linii śrubowej β (rys. 3.39). Według danych literaturowych maksymalna dopuszczalna wartość kąta β nie powinna przekraczać 45° [128]. Ograniczenie to wynika ze zjawiska samohamowności linii śrubowej, które może być przyczyną uszkodzenia narzędzi lub zniszczenia wyciskanego elementu w momencie jego usuwania z śrubowego oczka matrycy.



Rys. 3.39. Przykład matrycy wykorzystywanych w procesie wyciskania śrubowego [101]

Wpływ wartości kąta pochylenia linii śrubowej oczka matrycy na przebieg procesu wyciskania elementów śrubowych został zaprezentowany w opracowaniu [23]. W pracy tej poddano analizie teoretycznej, opartej na metodzie elementów skończonych (MES), proces wyciskania elementu śrubowego o przekroju poprzecznym pokazanym na rys. 3.40, dla którego wartość kąta pochylenia linii śrubowej wynosiła $\beta = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ i 45° . Uzyskane w tych badaniach charakterystyki siłowe dla analizowanych przypadków wskazują na brak wyraźnej zależności pomiędzy kątem β a wielkością siły potrzebnej do realizacji procesu wyciskania śrubowego. Na rys. 3.41 przedstawiono charakterystyki siłowe procesu wyciskania w zależności od wartości zastosowanego kąta β .

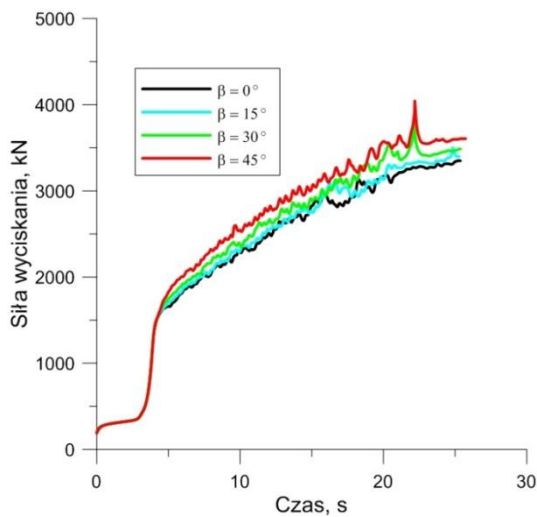


Rys. 3.40. Rozkład naprężeń stycznych $\tau_{z\theta}$ w MPa w zależności od wartości kąta β [23]

Charakter przebiegu siły wyciskania śrubowego w czasie znacząco różni się od typowych charakterystyk siłowych obserwowanych w procesach wyciskania.

Odmienność przebiegu wartości siły nie jest jednak spowodowana spiralnym kształtem oczka matrycy, gdyż charakter ten jest identyczny zarówno dla procesu tradycyjnego wyciskania współbieżnego ($\beta = 0^\circ$) oraz wyciskania śrubowego ($\beta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$). Wzrost siły w ustalonej fazie wyciskania wynika z nieodpowiednio dobranych warunków termicznych procesu, na co składa się duża różnica temperatur wsadu i narzędzi oraz długi czas trwania procesu, który wynosi około 25 s. Z uwagi na fakt, że wszystkie symulacje przebiegały w identycznych warunkach można przyjąć, że wpływ wartości kąta β na wartość siły wyciskania jest realistyczny. Na wykresie siły (rys. 3.41) zaobserwować można, że zwiększanie wartości kąta β powoduje niewielki wzrost siły wyciskania. Przy czym wzrost ten najprawdopodobniej spowodowany jest tym, że przy jednakowej wysokości oczek wszystkich matryc wraz ze wzrostem kąta pochylenia linii śrubowej wydłuża się droga, na której w strefie kalibrowania na wyciskany materiał działają siły tarcia zwiększające pracę związaną z pokonaniem sił tarcia.

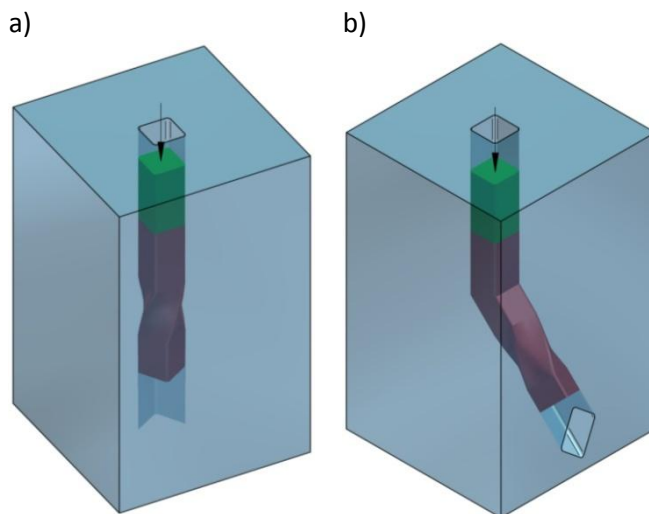
W trakcie wyciskania śrubowego w kształtowanym materiale pojawiają się dodatkowe naprężenia styczne w kierunku obwodowym. Istnieje silna korelacja między wartością naprężeń stycznych w kierunku obwodowym $\tau_{z\theta}$, a wartością kąta β wyciskanych kształtowników śrubowych, co pokazano na rys. 3.40.



Rys. 3.41. Przebieg siły wyciskania w funkcji czasu dla różnych wartości kąta pochylenia linii śrubowej oczka matrycy [23]

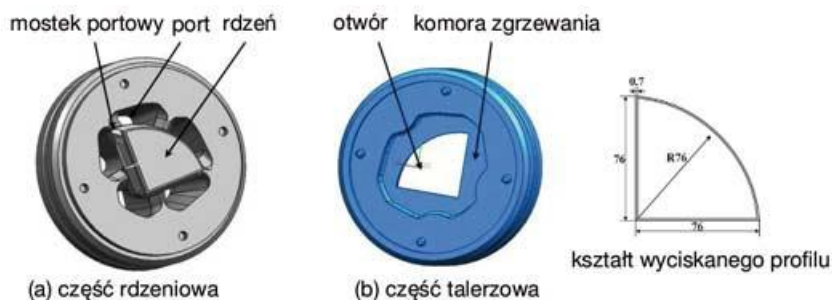
W przypadku wyciskania kształtownika prostego ($\beta = 0^\circ$) w trakcie trwania procesu nie odnotowano naprężeń stycznych w kierunku obwodowym. W pozostałych przypadkach wraz ze wzrostem kąta pochylenia linii śrubowej wyciskanego kształtownika, dochodzi w kształtowanym materiale do wzrostu naprężeń stycznych w kierunku obwodowym. Maksymalne wartości naprężenia

lokalizują się w warstwach najdalej oddalonych od środka wyciskanego materiału i sukcesywnie maleją do zera dla warstw zlokalizowanych w rdzeniu. Dla wszystkich przypadków $\beta > 0$ rozkład naprężeń jest zbliżony i różni się tylko wartościami w poszczególnych strefach przekroju wyciskanego profilu. Największe wartości naprężeń stycznych w kierunku obwodowym lokalizują się od strony natarcia wyciskanego materiału na matrycę. Zjawisko intensyfikacji naprężenia stycznego w procesie wyciskania śrubowego zostało wykorzystane do realizacji procesów SPD (z ang. Severe Plastic Deformation) [175]. W procesach SPD na skutek dużego odkształcenia plastycznego wywołanego działaniem naprężeń ścinających możliwe jest uzyskanie materiałów o strukturze ultradrobnoziarnistej. Materiały o silnie rozdrobnionej strukturze wykazują znaczną poprawę własności wytrzymałościowych [190]. Zjawisko pojawiania się dodatkowych naprężeń ścinających, wymuszonych jedynie śrubowym kształtem oczka matrycy zostało wykorzystane m. in. przez Beygelzimera w sposobie wyciskania Twist Extrusion, celem uzyskania dużych odkształceń plastycznych (SPD) [106]. Metoda ta polega na przepychaniu pasma materiału przez spiralną matrycę. Materiał poddany procesowi TE w trakcie odkształcania płynie jedynie w kierunku osiowym i obwodowym [12]. W takim przypadku kształtowania nie występuje płynięcie materiału w kierunku promieniowym, tzn. w trakcie wyciskania nie dochodzi do redukcji przekroju poprzecznego odkształcanego pasma materiału. Zastosowanie śrubowego kanału zostało również wprowadzone w metodzie ECAP, celem zwiększenia efektywności tego procesu [104]. Schematy procesów SPD wykorzystujących śrubowy kształt matrycy pokazano na rys. 3.42.



Rys. 3.42. Metody SPD, w których wykorzystuje się śrubowy kształt matrycy: a) twist extrusion (TE), b) twist channel angular pressing (TCAP) [12, 17]

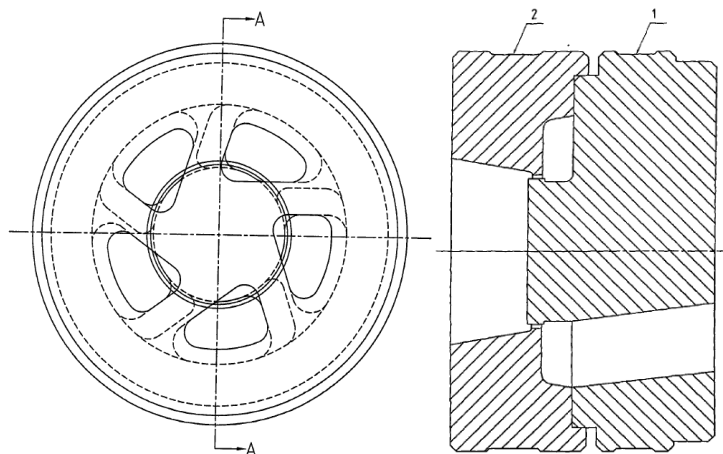
Śrubowy kształt matrycy znalazł również zastosowanie w produkcji otworowych profili aluminiowych. Wytwarzanie profili aluminiowych z otworem wewnętrznym realizowane jest w tzw. procesie wyciskania ze zgrzewaniem. Przykład otworowego profilu oraz matrycy do jego wyciskania przedstawiono na rys. 3.43.



Rys. 3.43. Przykład budowy matrycy do wyciskania otworowych profili aluminiowych [180]

Przebieg wyciskania w tego typu matrycach polega na rozdzieleniu materiału wyciskanego na kilka strug. Rozdzielenie to powodują porty znajdujące się w części rdzeniowej matrycy. Pod wpływem działania naprężeń normalnych do powierzchni kontaktu strug w komorze zgrzewania dochodzi do spajania rozdzielonych strug w żądany profil [142]. Jakość uzyskanej spoiny jest funkcją następujących parametrów: geometrii komory zgrzewania, stanu naprężenia panującego w komorze spajania, temperatury oraz prędkości płynięcia materiału. W typowych konstrukcjach matryc do wyciskania profili otworowych pokazanych na rys. 3.43 płynięcie rozdzielonych strug materiału w częściach portowych jest zgodne z kierunkiem przemieszczania się stempla. Zmiana kierunku następuje dopiero w komorze zgrzewania, gdzie materiał płynie w kierunku poprzecznym tak by wypełnić całą jej objętość. W opracowaniach [184, 194] można znaleźć informacje na temat konstrukcji matryc, w których porty rozdzielające wyciskany materiał posiadają kształt spiralny (rys. 3.44), wymuszający śrubowe płynięcie materiału w komorze zgrzewania. Według autorów tych opracowań taka konstrukcja matryc powoduje zwiększenie naprężeń panujących w komorze spajania na skutek skręcania, co przekłada się na lepszą jakość powstającej zgrzeiny. Ponadto w wyniku śrubowego płynięcia materiału, rury wyciskane tym sposobem posiadają zgrzeiny, które na długości rury przyjmują kształt spiralny. Rury ze zgrzeinami lub szwami spiralnymi posiadają lepsze własności mechaniczne w stosunku do rur ze szwem lub zgrzeiną wzdłużną. Spowodowane jest to korzystnym ułożeniem szwu lub zgrzeiny w stosunku do naprężeń obwodowych, które powstają w rurach na skutek obciążenia rur ciśnieniem wewnętrznym. Wyciskanie śrubowe jest prostym sposobem kształtowania różnego rodzaju wyrobów o zarysie spiralnym, których wykonanie innymi technikami może przysparzać pewnych trudności.

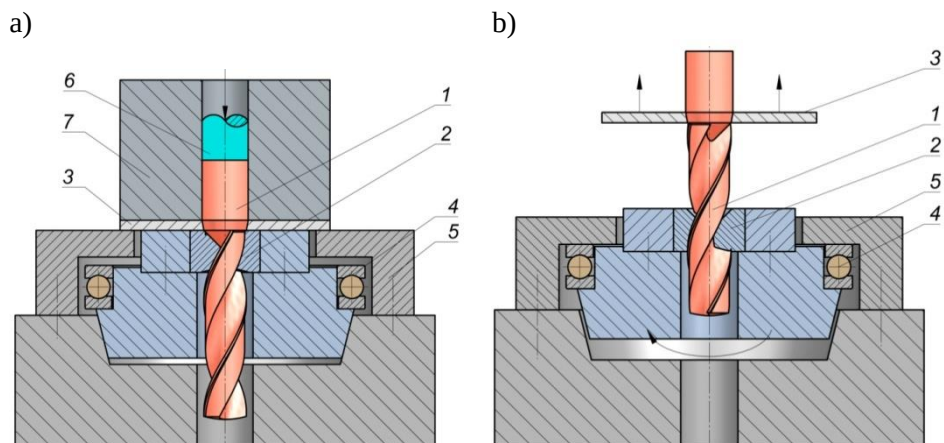
Ponadto występujący podczas wyciskania śrubowego stan naprężeń ścinających zapewnia uzyskanie wyrobów posiadających strukturę drobnoziarnistą, a co za tym idzie charakteryzujących się dobrymi własnościami wytrzymałościowymi.



Rys. 3.44. Matryca komorowa z portami śrubowymi: 1 – część rdzeniowa, 2 – część talerzowa [184]

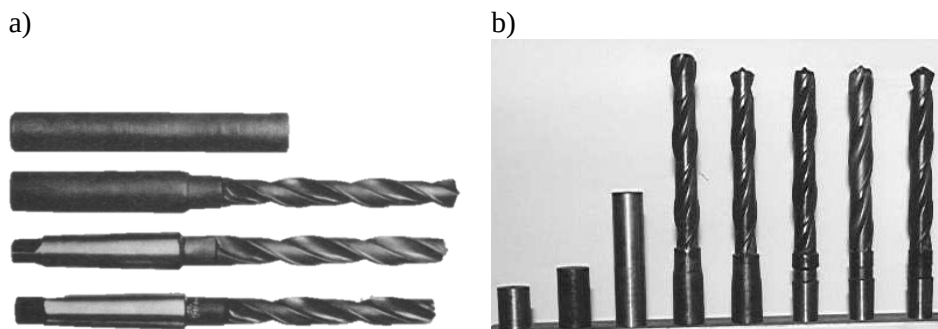
3.5.2. Wyciskanie wiertel krętych

Wyciskanie śrubowe jest najmłodszą metodą produkcji wiertel krętych. Pierwsze wzmianki na temat tego procesu można znaleźć w patencie uzyskanym przez Gotzea w 1959 r [55]. Schemat przedstawiający zasadę procesu wyciskania wiertel krętych pokazano na rys. 3.45.



Rys. 3.45. Schemat procesu wyciskania wiertła krętego: a) faza kształtowania, b) usuwanie gotowego wyrobu z wykroju matrycy; 1 – wiertło, 2 – matryca, 3 – matryca pomocnicza, 4 – łożysko oporowe, 5 – płyta oporowa, 6 – stempel, 7 – pojemnik [29]

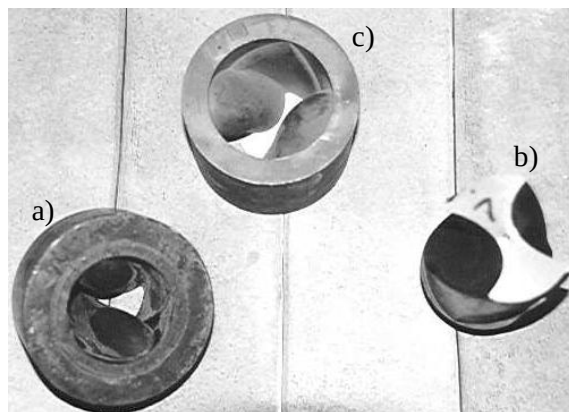
Wyciskanie wiertel polega na przepychaniu stemplem – 6 odcinka pręta nagrzanego do temperatury kucia na gorąco przez specjalne oczko w matrycy – 2, którego kształt jest odzwierciedleniem kształtu części roboczej wiertła – 1. W trakcie wyciskania kształtowany jest przekrój poprzeczny wiertła wraz z jednoczesnym jego skręcaniem, zgodnie z pochyleniem profilu oczka matrycy. Usuwanie wiertła po procesie wyciskania odbywa się dwuetapowo. W pierwszym etapie wyciśnięte wiertło – 1 wykręcane jest z matrycy roboczej – 2 przy użyciu matrycy pomocniczej – 3 w trakcie ruchu powrotnego suwaka prasy, następnie wiertło – 1 usuwane jest z matrycy pomocniczej – 3 przez specjalny manipulator lub pracownika obsługującego prasę. Usuwanie wiertła po procesie wyciskania jest najbardziej czasochłonną fazą całego procesu technologicznego [109]. Ze względu na ryzyko szybkiego wystudzenia się materiału wsadowego zamkniętego w pojemniku – 7 proces wyciskania przebiega lepiej dla wiertel o średnicach powyżej 10 mm. Kolejne fazy kształtowania wiertła krętego metodą wyciskania przedstawiono na rys. 3.46. Na rys. 3.46a pokazano proces wyciskania wiertła z chwytem stożkowym, z kolei rys. 3.46b przedstawia wyciskanie wiertła z chwytem walcowym. Na rys. 3.46b od lewej strony pokazano dwie części wstępniaka przed procesem zgrzewania. Jedna z tych części wykonana jest ze stali konstrukcyjnej, z której powstaje chwyt wiertła, natomiast druga wykonana jest ze stali szybko tnącej przeznaczonej na roboczą część wiertła.



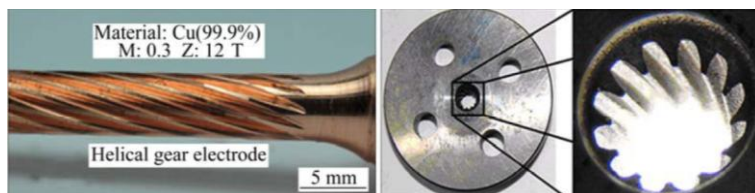
Rys. 3.46. Kolejne fazy wytwarzania wiertel w procesie wyciskania [21, 64]; a), b) – opis w tekście

Wyciskanie wiertel krętych realizowane jest z wykorzystaniem matrycy w postaci krążków posiadających spiralny otwór, którego kształt poprzeczny jest tożsamy z kształtem poprzecznym wyciskanego wiertła. Matryce do wyciskania wiertel krętych mogą być wykonywane dwoma metodami. Pierwsza metoda polega na odlewaniu matrycy z wykorzystaniem rdzenia w kształcie wyciskanego wiertła. Matryce odlewane wykonywane są z odlewniczych stopów kobaltu, tzw. stellitów. Przykład matrycy odlewanej oraz zastosowanego do jej produkcji rdzenia pokazano na rys. 3.47.

Matryce z innych materiałów narzędziowych wykonywane są metodą obróbki elektroerozyjnej. W metodzie tej kształt oczka matrycy uzyskuje się poprzez drążenie oparte na erozji elektrycznej. Elektroda robocza (wykonana zazwyczaj z miedzi) odwzorowuje kształt wyciskanego wiertła. Do drążenia matryc z oczkami śrubowymi wykorzystywane są głównie drążarki wgłębne sterowane numerycznie. Przykład elektrody śrubowej oraz wykonanej przy użyciu tej elektrody matrycy do wyciskania kół zębatych o zębach śrubowych pokazano na rys. 3.48.



Rys. 3.47. Przykład matrycy odlewanej służącej do wyciskania wiertel krętych: a) matryca po odlewaniu, b) rdzeń wykorzystany do odwzorowania oczka matrycy, c) matryca po obróbce wykończeniowej [64]

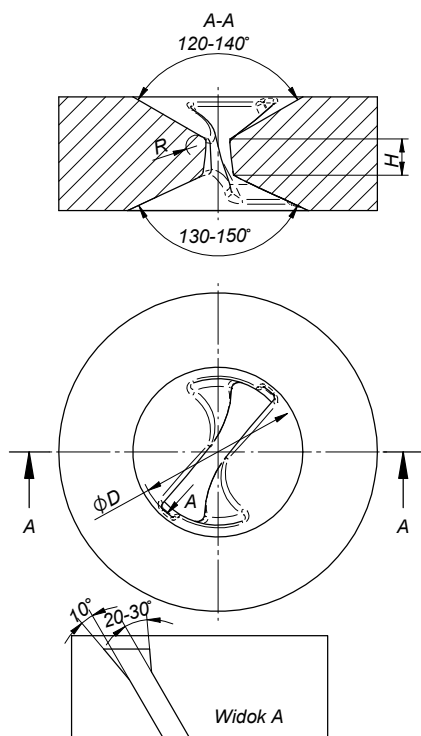


Rys. 3.48. Przykład elektrody o kształcie śrubowym oraz matrycy wykonanej poprzez drążenie [108]

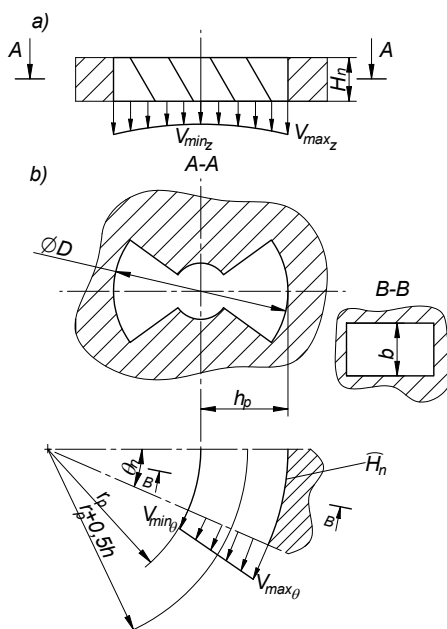
Na podstawie badań przeprowadzonych w byłym ZSRR w zakresie konstruowania matryc do wyciskania wiertel krętych ustalono, że wartość kąta stożka roboczego matrycy powinna wynosić $2\alpha = 120\text{--}140^\circ$, promień zaokrąglenia krzywizny powinien wynosić $R = 1,5\text{--}6\text{ mm}$, wymiary wykroju kształtującego łysinkę powinny być zgodne z wymiarami pokazanymi w widoku A (rys. 3.49). Przyjęto, że największy wpływ na przebieg procesu wyciskania ma: wysokość paska kalibrującego H , temperatura początkowa wsadu oraz prędkość wyciskania. Przeprowadzone niezależnie od radzieckich autorów badania, przedstawione w opracowaniu [24] wykazały, że najlepsze warunki pracy pod względem obciążenia matryc występują dla matrycy z kątem $\alpha = 60^\circ$.

Przyjmując, jako kryterium oceny energochłonność procesu zauważono, że zużycie energii podczas wyciskania w matrycy z kątem $\alpha = 60^\circ$ jest większe o 11,5% w stosunku do procesu najbardziej korzystnego, realizowanego w matrycy z kątem $\alpha = 30^\circ$.

Wartość nominalną wysokości części kalibrującej matrycy H można określić analitycznie z warunku minimalizacji pracy sił zewnętrznych potrzebnej do odkształcenia wyciskanego materiału. W tym celu zgodnie z przyjętymi założeniami przedstawionymi w pracach [159, 161] spiralny kształt oczka matrycy (rys. 3.49) transformowany jest do zakrzywionego profilu prostokątnego (rys. 3.50), który jest ekwiwalentny pod względem kinematycznym ze spiralnym oczkiem matrycy. Problematykę wyznaczania wysokości paska kalibrującego H matrycy do wyciskania wiertel krętych podano za opracowaniem Shlyakhina i Shukhata [159]. Wypadkowa prędkość płynięcia materiału na wyjściu z matrycy przyjmuje wartość minimalną w osi wiertła V_{minZ} , natomiast maksymalna prędkość V_{maxZ} występuje na powierzchni bocznej wyciskanego wiertła w punkcie oddalonym najdalej od osi. Prędkości te można wyznaczyć z następujących zależności:



Rys. 3.49. Kształt i typowe wymiary matrycy do wyciskania wiertel krętych [159]



Rys. 3.50. Model obliczeniowy wysokości paska kalibrującego matrycy do wyciskania wiertel krętych: a) spiralny rdzeń matrycy, b) zakrzywiony profil prostokątny [159]

$$V_{minZ} = \lambda_w V, \quad (3.8)$$

$$V_{maxZ} = \lambda_w V \sqrt{1 + \frac{\pi^2 D^2}{p^2}}, \quad (3.9)$$

gdzie:

λ_w – współczynnik wydłużenia,

V – prędkość stempla,

D – średnica wyciskanego wiertła,

p – skok linii śrubowej wiertła.

Prędkość materiału przeciskanego wzdłużnie przez zakrzywiony profil prostokątny zmienia się od wartości minimalnej $V_{min\theta}$ na powierzchni wewnętrznego promienia do wartości maksymalnej $V_{max\theta}$ na powierzchni zewnętrznego promienia. Prędkości te wyrażają się następującymi zależnościami:

$$V_{min\theta} = V_{n\theta} \frac{r_p}{r_p + 0,5h_p}, \quad (3.10)$$

$$V_{max\theta} = V_{n\theta} \frac{r_p + h_p}{r_p + 0,5h_p}, \quad (3.11)$$

gdzie:

$V_{n\theta}$ – prędkość materiału w kierunku wzdłużnym na wejściu do zakrzywionego profilu prostokątnego,

r_p – wewnętrzny promień profilu zakrzywionego,

h_p – szerokość zakrzywionego profilu.

Przyjęto, że kryterium podobieństwa pomiędzy wyciskaniem przez spiralne oczko matrycy i zakrzywiony profil matrycy wyrażone będzie następującymi stosunkami:

$$V_{n\theta} = V_{nZ} = \lambda_w V, \quad (3.12)$$

$$\frac{V_{minZ}}{V_{maxZ}} = \frac{V_{min\theta}}{V_{max\theta}}, \quad (3.13)$$

gdzie:

V_{nZ} – prędkość materiału na wejściu do spiralnego oczka matrycy.

Po uwzględnieniu wszystkich zależności równanie (3.13) może zostać zapisane w następującej postaci:

$$\frac{S}{\sqrt{S^2 + \pi^2 D^2}} = \frac{r_p}{r_p + h_p}. \quad (3.14)$$

Z kolei szerokość zakrzywionego profilu h_p można wyrazić w następujący sposób:

$$h_p = 0,5D. \quad (3.15)$$

Po wprowadzeniu warunku (3.15) do równania (3.14) uzyskujemy zależność opisującą wielkość promienia wewnętrznego profilu zakrzywionego:

$$r_p = \frac{0,5D}{\sqrt{1 + \frac{\pi^2 D^2}{p^2} - 1}}. \quad (3.16)$$

Grubość profilu zakrzywionego b określona jest stosunkiem pola powierzchni przekroju poprzecznego wyciskanego wiertła A_w do jego średnicy D :

$$b = \frac{A_w}{D}. \quad (3.17)$$

Minimalną dopuszczalną wysokość H paska kalibrującego matrycy (rys. 3.40) przyjęto, jako równą długości łuku $\widehat{H}_n$, którą opisuje się następującym równaniem:

$$H = \widehat{H}_n = (r_p + h_p)\theta_n, \quad (3.18)$$

gdzie:

θ_n – kąt środkowy profilu zakrzywionego w radianach.

Warunki plastycznego płynięcia (stopień i prędkość odkształcenia) materiału w pojemniku i zakrzywionym profilu matrycy są różne. Zakładając, że na granicy pojemnika i oczka matrycy przy $\theta_n = 0$ opory odkształcenia plastycznego wynoszą $\sigma_s = \sigma_{pk}$ (σ_{pk} – średnia wartość naprężenia uplastyczniającego w komorze pojemnika), a w pozostałej części oczka matrycy opory odkształcenia plastycznego wynoszą $\sigma_s = \sigma_{po}$ (σ_{po} – średnia wartość naprężenia uplastyczniającego w oczku matrycy), to zależność na kąt środkowy profilu zakrzywionego θ_n wyraża się następującym równaniem:

$$\theta_n = \sqrt{0,5 \left(\frac{\sigma_{pk}}{\sigma_{po}} + 1 \right) \frac{2m[1 - (m+1)\ln(1+1/m)] + 1}{m + 0,5 - 0,3\mu(t+3)}}, \quad (3.19)$$

gdzie:

μ – współczynnik tarcia pomiędzy profilem matrycy a odkształcanym materiałem,

m i t – względne parametry geometryczne profilu zakrzywionego:

$$m = \frac{r_p}{h_p}, \quad t = \frac{h_p}{b}. \quad (3.20)$$

W celu wyznaczenia wartości σ_{pk} i σ_{po} należy skorzystać z równania konstytutywnego opisującego reologię wyciskanego materiału. Ze względu na fakt, że przytoczone w opracowaniu [159] równanie opisujące reologię materiału jest niekompletne w niniejszej pracy zastosowano następujące równanie dla stali szybko tnącej HS6-5-2 [24]:

$$\sigma_o = 3812 \cdot e^{(-0,002846 \cdot T)} \cdot \varepsilon^{(0,000417 \cdot T - 0,6754)} \cdot e^{\left(\frac{0,0001014 \cdot T - 0,1496}{\varepsilon}\right)} \cdot \dot{\varepsilon}^{(0,000226 \cdot T - 0,10714)}, \quad (3.21)$$

gdzie:

σ_o – naprężenie uplastyczniające,

ε – intensywność odkształcenia,

$\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia,

T – temperatura.

W przypadku komory pojemnika wartości odkształcenia oraz prędkości odkształcenia można wyznaczyć z następujących zależności [160]:

$$\dot{\varepsilon}_{pk} = \frac{2v\ln\lambda_w}{0,3D_k}, \varepsilon_{pk} = \frac{\lambda_w - 1}{\lambda_w}; \quad (3.22)$$

gdzie:

D_k – średnica komory pojemnika.

Wartości odkształcenia oraz prędkości odkształcenia w zakrzywionym oczku matrycy należy wyznaczyć jako wartość średnią z kilku punktów zlokalizowanych w tym obszarze:

$$\dot{\varepsilon}_{po} = \frac{v\lambda_w h_p}{4r(r_p + h_p)\theta_n} \approx \frac{\lambda_w \lambda h_p}{4r_p(r_p + h_p)\theta_n^*}, \varepsilon_{pk} = \frac{h_p}{2(2r_p + h_p)}, \quad (3.23)$$

gdzie:

$$\theta_n^* = \theta_n \frac{1}{\sqrt{0,5\left(\frac{\sigma_{pk}}{\sigma_{po}} + 1\right)}}. \quad (3.24)$$

W tabeli 3.9 przedstawiono wyniki obliczeń matryc zgodnie z powyższą procedurą dla wiertel w zakresie średnic od 21–80 mm. Przedstawione wyniki dotyczą następujących warunków wyciskania: materiał wiertła stal szybko tnąca HS6-5-2, prędkość wyciskania $v = 150$ mm/s, kąt pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 33^\circ$ oraz współczynnik tarcia $\mu = 0,1$. Zgodnie z przedstawionymi danymi wysokość paska kalibrującego powinna wynosić $H = 0,4D$, natomiast całkowita wysokość matrycy z uwzględnieniem wysokości stożków roboczych matrycy wynosi około $0,8\text{--}1D$ [159]. Trwałość matryc gwarantująca zadawalającą gładkość wyciskanych wiertel wynosi około 200–400 sztuk, co jest największym ograniczeniem tej technologii wytwarzania wiertel krętych [128].

Tabela 3.9. Parametry geometryczne matryc do wyciskania wiertel krętych [159]

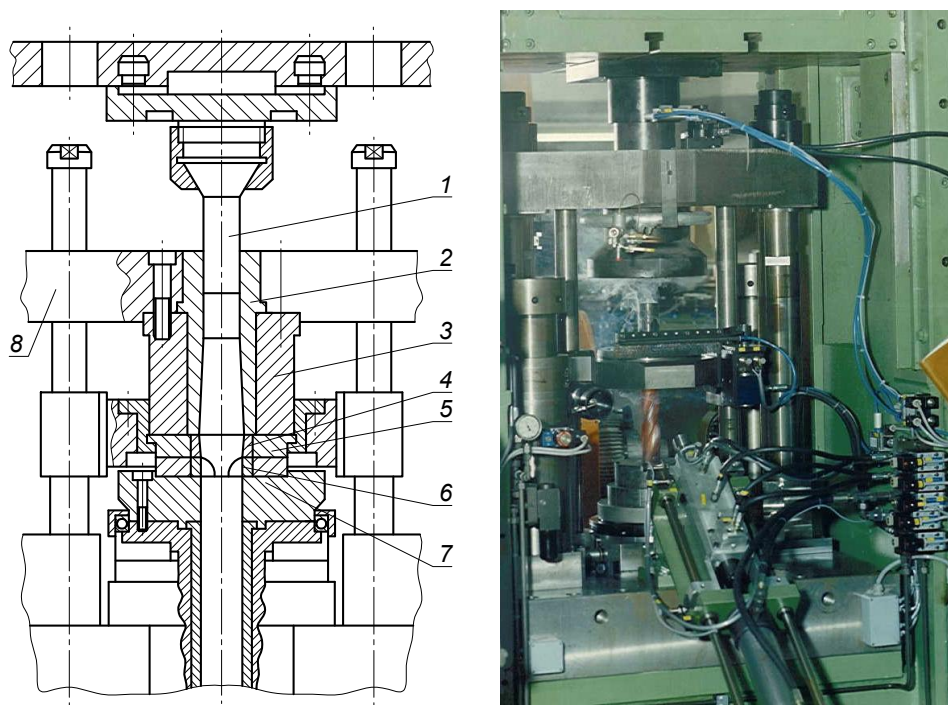
Średnica wiertła, mm	Wymiary wiertła w stanie gorącym		Wymiary równoznaczne profilu zakrzywionego					Warunki wyciskania		θ_n , rad.	H , mm
	D , mm	p , mm	r_D , mm	h_D , mm	b , mm	m , mm	t , mm	D_k , mm	λ_w		
21	21,75	105	56	11	6	5,2	1,7	26	3,9	0,123	8,2
45	48,3	234	126	24	17	5,3	1,4	50,26	2,4	0,123	18,5
50	53,4	258	138	27	20	5,1	1,4	55,14	2,2	0,122	20,2
55	58,2	282	152	29	22	5,2	1,3	60,22	2,2	0,122	22,0
60	64,7	313	168	32	23	5,3	1,4	67,10	2,3	0,122	24,5
65	68,8	333	179	34	25	5,3	1,4	76,77	2,7	0,123	26,3
70	73,9	358	193	37	27	5,4	1,4	81,66	2,6	0,122	28,0
75	79,4	384	206	40	29	5,2	1,4	86,64	2,5	0,122	30,0
80	84,8	410	220	42	33	5,2	1,3	91,62	2,4	0,122	32,1

W procesach wyciskania stali na gorąco wykorzystywane są prasy hydrauliczne szybkobieżne podwójnego działania. Proces wyciskania stali powinien być realizowany w zakresie prędkości przemieszczania się stempla $v = 50 - 400 \text{ mm/s}$. W trakcie wyciskania z dużymi prędkościami proces umocnienia dominuje nad procesem zdrowienia i rekrytalizacji, które są zależne od czasu. Dlatego w trakcie wyciskania z dużymi prędkościami zaobserwować można wyraźny wzrost oporów odkształcenia plastycznego. Stosowanie pras szybkobieżnych zalecane jest jednak w celu zapewnienia odpowiednich warunków termicznych procesu tj., aby nie doprowadzić do nadmiernego wystudzenia materiału [179]. Typowymi prasami stosowanymi do wyciskania wiertel krętych są prasy hydrauliczne o oznaczeniu K35 i K70, które pozwalają na wyciskanie wiertel krętych w zakresie średnic od 13–70 mm. Schemat prasy K70 oraz jej widok rzeczywisty wraz z oprzyrządowaniem pokazano na rys. 3.51. Prasa K70 działa w następujący sposób. W pozycji wyjściowej pojemnik – 2 oraz obejma – 3 dociskane są do matrycy pomocniczej – 4 oraz matrycy głównej z spiralnym oczkiem – 6. Nagrzany do temperatury wyciskania wstępniak podawany jest do komory pojemnika – 2. Stempel – 1 przepycha nagrzany wstępniak przez matrycę – 6, która jest podparta na płycie oporowej – 7. Po wyciśnięciu wiertła stempel – 1 przemieszcza się do góry, a poprzeczka – 8 podnosi pojemnik – 2 z matrycy pomocniczej – 4. Następnie poruszająca się w górę oprawa – 5 matrycy pomocniczej – 4 wyciąga wiertło z wykroju matrycy – 6, która dzięki łożyskowaniu płyty oporowej – 7 obraca się wykręcając wiertło z matrycy – 6. Po wyjściu wiertła z matrycy – 6 oprawa – 5 obraca się o kąt 50° tak, by umożliwić wyjęcie wiertła z matrycy pomocniczej – 4 za pomocą manipulatora. Przed wyciskaniem kolejnego wiertła pojemnik – 2, matryca pomocnicza – 4 oraz matryca główna – 6 są automatycznie smarowane.

Trwałość narzędzi do obróbki plastycznej jest wypadkową mechanizmów zużycia głównie przez ścieranie oraz pękanie zmęczeniowe cieplno-mechaniczne [125]. Zużycie ściernie w podwyższonych temperaturach jest głównym czynnikiem przyczyniającym się do zmniejszenia trwałości eksploatacyjnej narzędzi. Ścieraniu narzędzi sprzyjają duże naciski jednostkowe oraz niewłaściwe smarownie [40]. Naciski jednostkowe na powierzchni narzędzi uzależnione są od sił kształtowania oraz wielkości pola powierzchni kontaktu pomiędzy obrabianym materiałem i narzędziami. Wzrost siły kształtowania powoduje zwiększenie nacisków jednostkowych, których działanie przyspiesza zużycie matryc. W procesach wyciskania relacja opisująca minimalizację siły niezbędnej do odkształcenia materiału przyjmuje następującą postać [189]:

$$\downarrow F = f \left(\downarrow \varepsilon, \downarrow \frac{d\sigma}{d\varepsilon}, \uparrow \dot{\varepsilon}, \uparrow T, \uparrow S_{opt}, \downarrow \mu, \downarrow \sigma_i \right), \quad (3.25)$$

gdzie: S_{opt} – optymalna droga deformacji.



Rys. 3.51. Prasa hydrauliczna K70 do wyciskania wiertel krętych [6, 64]

Obniżenie siły wyciskania w najprostszy sposób można uzyskać poprzez zmniejszenie wartości odkształcenia wyrażonego równaniem:

$$\varepsilon = \ln \frac{A_o}{A_w}, \quad (3.26)$$

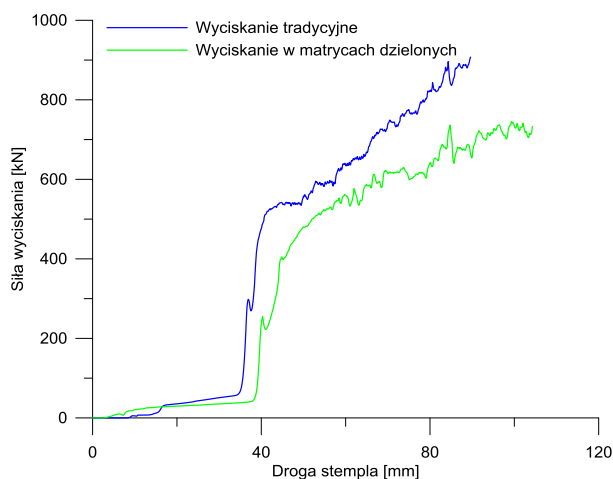
gdzie:

A_o – pole przekroju komory pojemnika,

A_w – pole przekroju wyciskanego wiertła.

W przypadku wyciskania wiertel opisanego powyżej zamiana wartości odkształcenia nie jest możliwa z uwagi na fakt, że średnica komory pojemnika D_k musi być większa od średnicy wyciskanego wiertła D ze względów technologicznych. Większa średnica części chwytowej wiertła umożliwia uchwycenie wyciśniętego wiertła przez matrycę pomocniczą, która wykręca wiertło z matrycy głównej. W związku z tym w Politechnice Lubelskiej opracowano proces wyciskania wiertel w matrycach dzielonych. Wykorzystanie matryc dzielonych umożliwia usunięcie wiertła po wyciskaniu z wykroju matrycy w prosty sposób bez konieczności jego wykręcania, dzięki czemu średnica komory pojemnika D_k może być zmniejszona do rozmiarów średnicy wyciskanego wiertła D . Na rys. 3.52 przedstawiono porównanie sił podczas wyciskania wiertła o średnicy 30 mm w matrycach dzielonych oraz sposobem

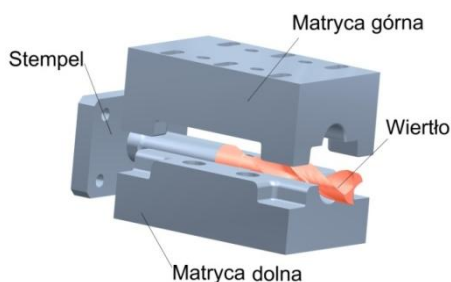
tradycyjnym. Zgodnie z założeniami siła wyciskania w całym zakresie drogi stempla jest mniejsza dla sposobu wyciskania w matrycach dzielonych. Mniejsza siła wyciskania w matrycach dzielonych jest wynikiem mniejszego stopnia przerobu plastycznego oraz mniejszych sił tarcia występujących pomiędzy kształtowanym materiałem, a ściankami pojemnika. Przedstawione przebiegi siły dotyczą wyciskania wiertel wraz z częściami chwytowymi. W obu przypadkach wyciskania, wsad po spęczeniu ma zbliżoną wysokość, także pole kontaktu wsadu z pojemnikiem uzależnione jest wyłącznie od średnicy komory pojemnika. W związku z tym podczas kształtowania tradycyjnego siła nacisku materiału na ścianki pojemnika jest większa, co przekłada się na większe siły tarcia pomiędzy pojemnikiem, a materiałem wyciskany.



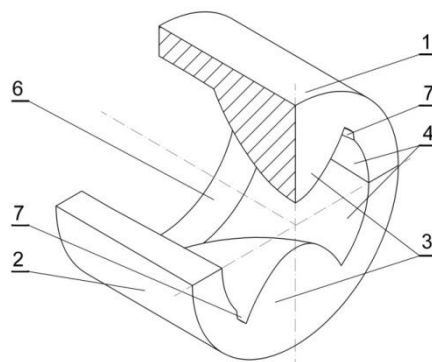
Rys. 3.52. Zestawienie przebiegu sił wyciskania metodą tradycyjną oraz w matrycach dzielonych dla wiertła $\varnothing 30$ mm

Koncepcję procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych przedstawiono na rys. 3.53. Proces wyciskania według tej metody realizowany jest przy użyciu dwóch matryc górnej i dolnej. Materiał wejściowy w postaci pręta umieszczany jest w wykroju dolnej części matrycy i po zamknięciu wykroju w wyniku dosunięcia górnej części matrycy jest wyciskany przy użyciu stempla. Wyjęcie gotowego wiertła realizowane jest poprzez wzajemne rozsuniecie narzędzi. Matryce – 1 i 2 (rys. 3.54) po złożeniu tworzą cylindryczny otwór – 4 o średnicy odpowiadającej średnicy pióra wyciskanego wiertła. Powierzchnia otworu – 4 w przedniej części matryc przechodzi stopniowo w powierzchnię cylindryczną – 6 tworzącą pojemnik o średnicy odpowiadającej średnicy wyciskanego wiertła. Na cylindrycznej powierzchni otworu – 4 umiejscowione są występy – 3, kształtujące rowki wiórowe wiertła, pochylone względem osi matrycy o kąt odpowiadający kątowi pochylenia linii śrubowej wiertła. Matryce – 1 i 2 posiadają dodatkowo wykroje – 7

przebiegające wzdłuż linii przecięcia występów – 3 kształtujących rowki wiórowe wiertła i powierzchni walcowej otworu – 4, które na całej wysokości matryc posiadają stałą głębokość odpowiadającą średnicy kształtowanego wiertła. Zarys przekroju poprzecznego wykrojów – 7 odpowiada zarysowi pomocniczej powierzchni przyłożenia kształtowanego wiertła, przy czym jest on tak ukształtowany, aby umożliwić usunięcie gotowego wiertła z wykroju bez uszkodzenia łysinki [16, 22].



Rys. 3.53. Sposób wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych [20]



Rys. 3.54. Budowa matrycy dzielonej do wyciskania wiertel krętych [20]

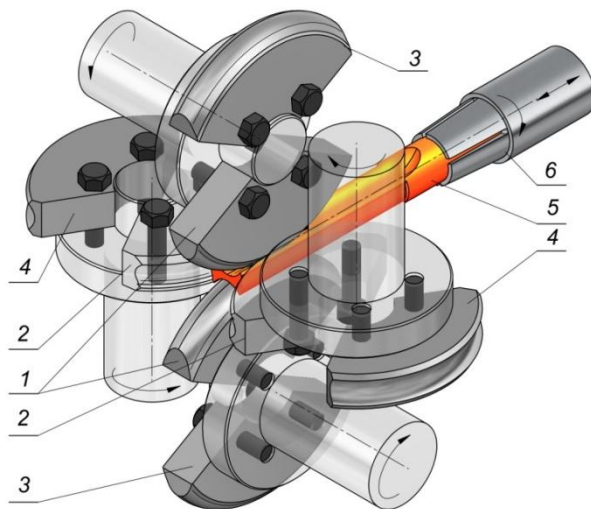
3.6. Inne metody kształtowania wiertel

Wymienione uprzednio metody kształtowania części roboczej wiertel są stosowane na szeroką skalę w wielu krajach. Jednak nie wyczerpują całej gamy znanych sposobów wytwarzania wiertel krętych. Znanymi metodami kształtowania śrubowego zarysu rowków wiórowych, aczkolwiek wykorzystywanymi w mniejszym stopniu są [133]:

- walcowanie w układzie czterech walców z jednoczesnym skręcaniem,
- walcowanie czterema szczękami płaskimi „Superforge”,
- walcowanie poprzeczno klinowe (WPK).

Metoda walcowania z jednoczesnym skręcaniem została opracowana przez Instytut Naukowy Obróbki Plastycznej. Schemat tej metody walcowania przedstawiono na rys. 3.55. Profil wiertła – 5 kształtowany jest w dwóch przepustach, między segmentami odpowiednio pierwszego – 3, 4 i drugiego – 1, 2 przepustu. Na wrzecionach walcarki mocowane są oba segmenty narzędziowe. Walcarki służące do kształtowania wiertel tą metodą mają wbudowany uchwyt zaciskowy – 6, posiadający możliwość wykonywania ruchu obrotowego, dzięki czemu profil wiertła może być skręcany w trakcie trwania drugiego przepustu [134]. Wprowadzenie metody jednoczesnego walcowania i skręcania skraca czas

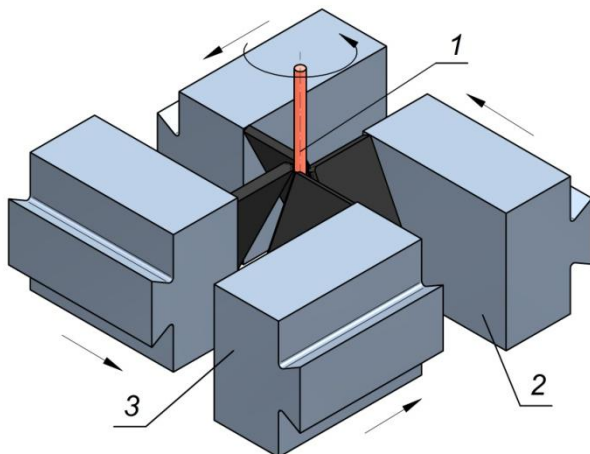
produkcji oraz ogranicza ryzyko wystudzenia kształtowanego materiału podczas przenoszenia go między poszczególnymi wykrojami oraz skrętarką. Metoda ta powstała między innymi w celu walcowania wiertel o średnicach, których nie można było odwalcować na walcarkach skośnych. Zainteresowanie tym sposobem kształtowania spadło w momencie pojawienia się skośnych walcarek umożliwiających kształtowanie wiertel w zakresie do 20 mm. Obecnie walcarki pracujące wg tej zasady stosowane są do produkcji korpusów wiertel do betonu oraz chwytów pilników [131].



Rys. 3.55. Schemat walcowania wg metody opracowanej przez Instytut Obróbki Plastycznej w Poznaniu (opis w tekście), na podstawie [134]

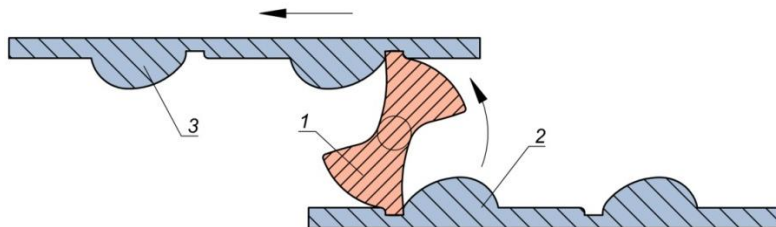
Walcowanie czterema szczękami płaskimi (Superforge) znalazło uznanie jedynie w niektórych zakładach narzędziowych w Wielkiej Brytanii [113]. Schemat metody walcowania Superforge został przedstawiony na rys. 3.56. Wsad – 1 nagrzany do temperatury walcowania umieszcza się między dwiema parami segmentów, z których jedna para kształtuje rowki śrubowe – 2, natomiast druga pióra wiertła – 3. Segmenty kształtujące przymocowane są do ruchomych szczęk, które poruszając się poprzecznie do osi wyrobu walcują śrubowy kształt wiertła. Pochylenie narzędzi względem osi wyrobu jest zgodne z pochyleniem linii śrubowej walcowanego wiertła. Idea kształtowania wiertel tym sposobem jest podobna do skośnego walcowania segmentowego z tą różnicą, że zamiast narzędzi w postaci krążków wykorzystuje się płaskie płyty. Wykroje robocze narzędzi są również bardzo zbliżone. Zaletą tej metody jest niewątpliwie możliwość zastosowania jednej walcarki do wytwarzania wiertel z większego zakresu średnic niż ma to miejsce w przypadku walcowania skośnego, gdyż w prosty sposób można w nich regulować kąt pochylenia narzędzi względem osi walcowania. Natomiast w przypadku walcarek do walcowania skośnego

wymagałoby to zmiany przekładni kątowych napędzających wrzeciona walcarki. Obecnie nie obserwuje się jakichkolwiek prac badawczych związanych z rozwojem tego sposobu kształtowania wiertel krętych.



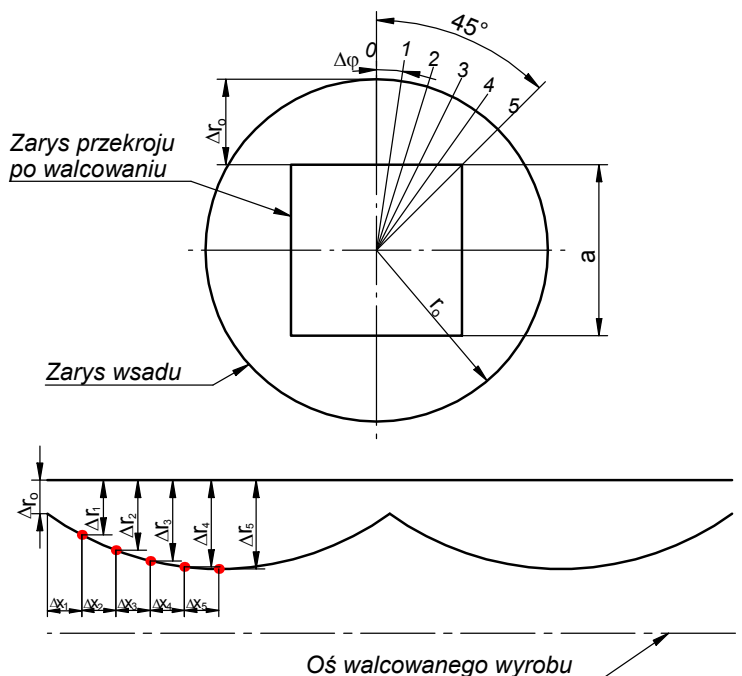
Rys. 3.56. Walcowanie wiertła czterema segmentami płaskimi „Superforge” (opis w tekście) [29]

Walcowanie poprzeczno klinowe (WPK), które przede wszystkim służy do walcowania wszelkiego rodzaju gwintów oraz odkuwek osiowo-symetrycznych, również znalazło zastosowanie w produkcji wiertel krętych [135, 141]. Rozwój i zastosowanie tej metody do wytwarzania wiertel miał miejsce głównie w byłym ZSRR. Schemat ideowy walcowania poprzeczno-klinowego wiertel przedstawiono na rys. 3.57. Walcowanie wiertła –1 odbywa się między dwoma płaskimi szczekami: stałą – 2 i ruchomą – 3, w trakcie jednego skoku walcarki. Metoda ta może być w bardzo prosty sposób zautomatyzowana, pozwalając tym samym na uzyskanie bardzo dużych wydajności. Problemy kształtowania wiertel tą metodą związane są z: niezadowalającym kształtem rowków wiórowych, zniekształceniem pióra wiertła oraz trudnościami związanymi z wykonaniem narzędzi (klinów) [89]. Powoduje to niewielkie wykorzystanie WPK do wytwarzania wiertel krętych.



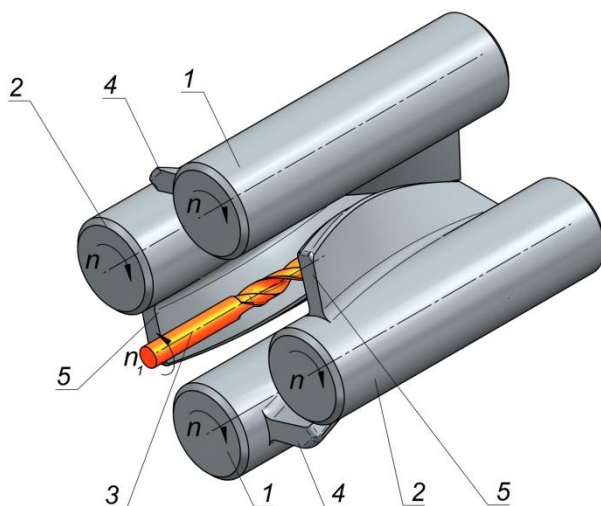
Rys. 3.57. Schemat walcowania poprzeczno-klinowego wiertła (opis w tekście) [29]

Projektując narzędzia do walcowania wiertel krętych można wykorzystać schemat kalibrowania stosowany do wyznaczania kształtu i wymiarów klinów w procesie walcowania wyrobów o przekroju różnym od kołowego z wsadów walcowych. Schemat takiego kalibrowania na, przykładzie walcowania przekroju kwadratowego z wsadu o przekroju kołowym, pokazano na rys. 3.58. Tok obliczeń wymiarów profilu klina dla walcowania wyrobów nieosiowosymetrycznych podano za opracowaniem Patera [137]. Ze względu na podwójną symetrię walcowanego wyrobu w przytoczonym przypadku należy wyznaczyć profil narzędzia zapewniający wykonanie przez odkuwkę obrotu o kąt 45° . Na tej długości narzędzia następuje zmniejszenie gniotu bezwzględnego od wartości maksymalnej $\Delta r_{\max} = r_o - a/2$ do wartości minimalnej $\Delta r_{\min} = r_o - a/\sqrt{2}$. Analizowany kąt obrotu odkuwki dzieli się na n równych części $\Delta\varphi = \varphi/n$. Następnie dokonuje się określenia wartości gniotu bezwzględnego Δr_i w płaszczyznach wzdłużnych $i = 0, 1, 2 \dots n$. Zarys klina wyznacza się odkładając kolejne wartości Δr_i w odległościach równych Δx_i określających przemieszczenie klina w trakcie wykonania przez odkuwkę obrotu o kąt $\Delta\varphi$. Przesunięcie Δx_i można wyznaczyć korzystając z następującej zależności $\Delta x_i = \Delta\varphi \cdot r_i$ (gdzie: r_i – promień toczy odkuwki).



Rys. 3.58. Sposób wyznaczania kształtu i wymiarów klina do walcowania stopnia odkuwki o przekroju różnym od kołowego [137]

Sposób walcowania poprzecznego wiertel krętych pokazany schematycznie na rys. 3.59 polega na tym, że półfabrykat – 3 w kształcie pręta umieszczany jest w przestrzeni walców – 1, 2 roboczych, które rozmieszczone są symetrycznie co 90° dokoła osi walcowania, pokrywającej się z osią walcowanego wiertła. Osie wszystkich walców są równoległe względem siebie oraz osi wsadu. W wyniku ruchu obrotowego walców – 1, 2 umieszczone na nich śrubowe kołnierze – 4, 5 zagłębiają się w półfabrykat – 3 wprawiają go w ruch obrotowy i kształtują śrubowy zarys wiertła krętego [30]. Kołnierze do walcowania rowków wiórowych – 4 oraz piór wiertel – 5 nawinięte są na walce wzdłuż linii śrubowej o parametrach zapewniających uzyskanie poprawnego kąta pochylenia rowków wiórowych walcowanych wiertel krętych [27, 28]. Najważniejszą zaletą tej metody jest możliwość walcowania wiertel krętych bez konieczności pochylania walców roboczych, co znacząco upraszcza konstrukcję walcarki zabezpieczającej ten proces walcowania. Metoda ta łączy w sobie zalety skośnego walcowania oraz walcowania Superforge. Wadą tego procesu jest niewątpliwie śrubowy kształt kołnierzy, których wykonanie może przysparzać pewnych trudności.



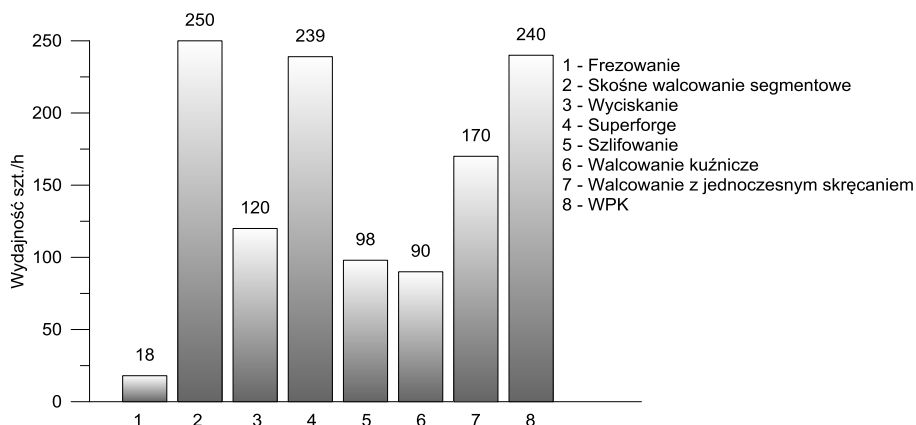
Rys. 3.59. Schemat walcowania poprzecznego wiertel krętych (opis w tekście) [30]

3.7. Zestawienie metod kształtowania wiertel krętych

Na podstawie zrealizowanego przeglądu literatury dokonano porównania poszczególnych metod wytwarzania wiertel krętych. Na rys. 3.60 zestawiono dane w aspekcie wydajności opisywanych sposobów kształtowania rowków wiórowych. Przedstawione tamże dane liczbowe, określające wydajność

procesu, dotyczą wiertel o średnicy z zakresu $\varnothing 10\div 12$ mm, który jest możliwy do uzyskania wszystkimi metodami.

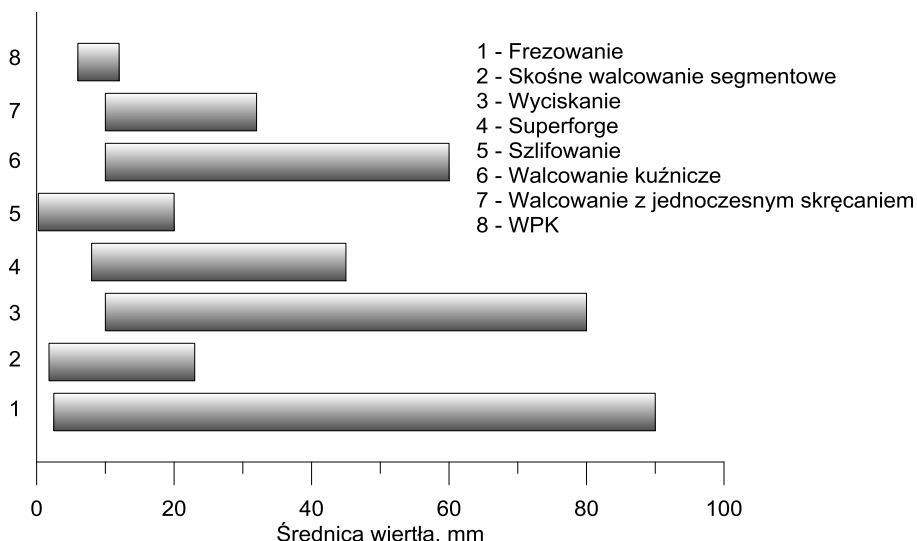
Największą wydajność podczas produkcji wiertel niewątpliwie można uzyskać stosując metody walcowania. Spośród tych metod najkorzystniejsze jest skośne walcowanie segmentowe, które oprócz dużej wydajności pozwala uzyskać wysoką dokładność kształtu wiertła. Procesy frezowania w tym aspekcie charakteryzują się najniższą wydajnością. Przedstawione na wykresie dane (rys. 3.60), odnoszą się do kształtowania w jednym przejściu tylko jednego rowka wiórowego. Dlatego też w przypadku frezowania wynik ten może być znacznie poprawiony w efekcie zastosowania obróbki kilku powierzchni wiertła jednocześnie (kilku rowków wiórowych). Interesująco wygląda sytuacja szlifowania, gdzie wydajności osiągają wartości rzędu 100 szt/h. Jest to wynikiem stosowania w tej metodzie nowoczesnych ściernic pozwalających szlifować w jednym przejściu całą głębokość rowka przy posuwach rzędu 250 mm/min.



Rys. 3.60. Wykres przedstawiający wydajność poszczególnych metod wytwarzania wiertel krętych [29]

Jedną z kluczowych cech metod wytwarzania wiertel krętych stanowi możliwy do uzyskania danym sposobem zakres średnic. Możliwości technologiczne poszczególnych metod wytwarzania wiertel krętych zostały zestawione w formie wykresu, przedstawionego na rys. 3.61. Najbardziej efektywne w tym aspekcie są metody obróbki skrawaniem, a w szczególności frezowanie, które pozwala uzyskiwać wiertła o szerokim spektrum średnic. Szlifowanie, jako jedyna metoda pozwala kształtować mikro wiertła, o średnicach rzędu kilku dziesiątych milimetra. W wyniku szybkiego rozwoju obróbki plastycznej mikro elementów (micro forming) prognozuje się, że metoda ta może również znaleźć zastosowanie w produkcji mikro wiertel [143]. W przypadku frezowania i wyciskania maksymalna średnica wiertła, którą można wykonać tymi metodami może być znacznie większa niż pokazano to na

wykresie (rys. 3.61). Jest to wynikiem tego, że maksymalna średnica wiertła wytworzonego tymi metodami uzależniona jest jedynie od wielkości zastosowanej maszyny (frezarki lub prasy hydraulicznej). W przypadku walcowania kuźniczego średnica walcowanych wiertel również nie jest poważnym ograniczeniem. Proces ten natomiast ogranicza mniejsza wydajność w porównaniu z procesem wyciskania. Inaczej przedstawia się sytuacja skośnego walcowania segmentowego dla wiertel o większych średnicach. Walcowanie tym sposobem wiertel o średnicy przekraczającej 20 mm nastrocza pewnych trudności, które przejawiają się małą dokładnością odwalcowanych wiertel. Istnieją automaty pozwalające walcować zgrubnie rowki wiórowe wiertel o średnicach do $\varnothing 40$ mm, które następnie poddawane są dalszej obróbce mechanicznej (szlifowanie). Pozwala to zmniejszyć zużycie materiału blisko o połowę, w stosunku do wiertel frezowanych w tym zakresie średnic. Jednak wymaga to dodatkowej operacji szlifowania wykończającego rowki wiórowe, co automatycznie zmniejsza wydajność takiego procesu.



Rys. 3.61. Wykres przedstawiający zakresy średnic uzyskiwanych poszczególnymi metodami [29]

Interesujących informacji na temat metod wytwarzania wiertel krętych dostarczają dane przedstawione w opracowaniu [177], w którym przedstawiono wyniki badań mających na celu określenie wpływu metody wytwarzania wiertel krętych na ich późniejszą trwałość. Pod pojęciem trwałości w tym przypadku należy rozumieć liczbę wywierconych otworów do momentu, gdy szerokość pasma zużycia powierzchni przyłożenia wiertła wyniesie $VB = 0,15$ mm. Proces wiercenia, w którym określono szybkość zużycia poszczególnych wiertel realizowano przy następujących parametrach technicznych: średnica wiertła $\varnothing 12$ mm, głębokość wierzonego otworu 36 mm, materiał obrabiany stal

o twardości 190–200 HB, prędkość skrawania $V = 30$ m/min, oraz posuw $f = 0,28$ mm/obr. W opracowaniu tym brak jest istotnych wiadomości odnośnie samego wiertła (materiału wiertła, stosowania ewentualnych warstw powłokowych zwiększających trwałość oraz korekcji ostrza). Wyniki przeprowadzonych przez Wanga badań w tym zakresie zostały zestawione i pokazane w tabeli 3.10.

Największą trwałość ostrza według danych zamieszczonych w tabeli 3.10 osiągają wiertła wykonane metodami obróbki skrawaniem. Szczególnie wysoką trwałością charakteryzują się ostrza wiertel szlifowanych. Według przeprowadzonych badań trwałość ostrza wiertel szlifowanych jest około 30% większa w porównaniu z trwałością wiertel wykonanych innymi metodami. W przypadku wiertel wykonanych metodami obróbki plastycznej trwałość ich ostrza przyjmuje wartości na zbliżonym poziomie.

Tabela 3.10. Zestawienie trwałości wiertel wykonanych różnymi metodami [177]

Metoda wykonania	Liczba otworów
Frezowanie	28
Skośne walcowanie segmentowe	25
Superforge	25
Wyciskanie	26
Szlifowanie	34

3.8. Podsumowanie przeglądu literatury

Wiertła kręte o średnicach powyżej 20 mm są bardzo popularnymi narzędziami wykorzystywanymi do wykonywania otworów walcowych. Najbardziej efektywną metodą produkcji tych narzędzi wydaje się wyciskanie. W stosunku do innych metod wytwarzania wiertel krętych o większych średnicach, wyciskanie charakteryzuje się niską materiałochłonnością oraz znaczną wydajnością. Jednak poważnym ograniczeniem tego procesu jest niska trwałość narzędzi, która przekłada się na niewielkie zainteresowanie tą metodą wytwarzania wiertel krętych. W porównaniu do procesów walcowania, w których trwałość walców sięga nawet kilkunastu tysięcy sztuk odwalcowanych wiertel, wyciskanie nie jest atrakcyjną metodą produkcji wiertel krętych. Zwiększenie trwałości narzędzi do wyciskania wiertel krętych wydaje się być głównym czynnikiem, który mógłby zwiększyć atrakcyjność tej metody wytwarzania narzędzi skrawających.

Dotychczas wiertła o większych średnicach wytwarzane są głównie poprzez frezowanie oraz walcowanie kuźnicze. Do ujemnych cech frezowania zaliczyć należy niewątpliwie duże zużycie materiału oraz niewielką wydajność. W przypadku walcowania kuźniczego proces ten ogranicza mniejsza wydajność

spowodowana walcowaniem profilu wiertła w kilku przepustach oraz koniecznością jego późniejszego skręcania.

Wyciskanie w matrycach dzielonych, które pozwala kształtować wiertła przy mniejszych stopniach odkształcenia może stać się nowym alternatywnym sposobem produkcji wiertel o większych średnicach. Niestety na dzień dzisiejszy brak jest szczegółowych informacji na temat tego sposobu wyciskania, które potwierdziłyby przydatność tej metody w produkcji wiertel krętych.

Reasumując, za w pełni uzasadnione uznaje się przeprowadzenie kompleksowej analizy procesu wyciskania w matrycach dzielonych weryfikującej przydatność tej metody w produkcji wiertel krętych. Fundamentalne znaczenie ma również określenie wpływu parametrów technologicznych na przebieg procesu, w tym dokładność wytwarzanych wiertel oraz siły kształtowania.

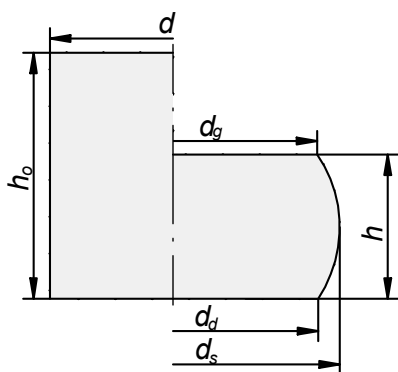
4. Wyciskanie wiertel krętych w trójsuwakowej prasie kuźniczej

Opierając się na założeniach przedstawionych w rozdziale 3.5.2 przeprowadzono wstępną weryfikację nowego procesu wyciskania wiertel krętych. Założono, że próby wyciskania zrealizowane zostaną w laboratoryjnej prasie trójsuwakowej. Uwzględniając parametry techniczne prasy trójsuwakowej, zaprojektowano i wykonano narzędzia umożliwiające wyciskanie wiertel krętych o średnicy $\varnothing 25$ mm. Badania te miały na celu zweryfikowanie w warunkach rzeczywistych nowej koncepcji wyciskania wiertel krętych.

4.1. Warunki tarcia

Tarcie w procesach obróbki plastycznej odgrywa bardzo istotną rolę. Występowanie sił tarcia pomiędzy metalem odkształcanym a narzędziami w większości przypadków jest niekorzystne i jest przyczyną: niejednorodności pola naprężeń i odkształceń, zróżnicowanych własności wyrobu kształtowanego, wzrostu sił kształtowania, oraz zwiększanego zużycia narzędzi. Siły tarcia mają również pozytywny aspekt w przypadku procesów: tłoczenia, kucia matrycowego w matrycach otwartych oraz walcowania. W przypadku procesu wyciskania, który jest przedmiotem niniejszej rozprawy tarcie jest zjawiskiem negatywnym i dlatego należy dążyć do jego minimalizacji. Wyznaczenia warunków tarcia dokonano dla potrzeb modelowania numerycznego procesu wyciskania wiertel krętych. W obliczeniach numerycznych procesu wyciskania, przyjęto model tarcia stałego, w przypadku którego wymagana jest znajomość czynnika tarcia m przyjmującego wartości od 0 do 1.

W celu wyznaczenia czynnika tarcia m wykorzystano metodę spęczania próbek walcowych (rys. 4.1). Wartość czynnika tarcia m określono na podstawie porównania odpowiednich wymiarów próbek uzyskanych w warunkach rzeczywistych i w drodze modelowania numerycznego MES. Symulacje numeryczne wykonywano dla zmiennych warunków tarcia do momentu uzyskania największej zgodności wymiarów próbek uzyskanych doświadczalnie oraz z MES.



Rys. 4.1. Schemat poglądowy spęczania próbki walcowej z zaznaczonymi wymiarami

Badania przeprowadzone zostały dla następujących par trących: stal 100Cr6 stal narzędziowa WNL oraz ołów Pb1 stal narzędziowa WNL. Do badań wykorzystano próbki ze stali 100Cr6 o wymiarach $\varnothing 30 \times 30$ mm oraz próbki z ołowiu Pb1 o wymiarach $\varnothing 20 \times 30$ mm (rys. 4.2). Próbkę ze stali narzędziowej spęczano na prasie mimośrodowej PMS 40 do wysokości $h = 17,6$ mm, natomiast próbki z ołowiu Pb1 spęczano na prasie hydraulicznej Nargesa MX 700 do wysokości $h = 14,7$ mm (rys. 4.3). Próbkę ze stali 100Cr6 spęczano w warunkach obróbki plastycznej na gorąco w temperaturze 1150°C , a płyty między którymi realizowano spęczanie nagrzewane były wstępnie do temperatury 200°C . Temperaturę płyt do spęczania kontrolowano przy użyciu pirometru optycznego Ebro TFI 650. Próbkę z ołowiu spęczano w temperaturze otoczenia. Warunki tarcia dla ołowiu wyznaczono dla warunków bez smarowania. W przypadku stali 100Cr6 czynnik tarcia m wyznaczono w warunkach bez smarowania oraz z wykorzystaniem następujących środków smarnych: pasta molykote HTP, pasta molykote HTP + grafit oraz pasta molykote HTP + dwusiarczek molibdenu. Środki smarne nanoszone były wyłącznie na narzędzia. Przed nałożeniem kolejnego środka smarnego narzędzia odtłuszczano przy użyciu acetonu.

Symulacje numeryczne wykonano dla warunków brzegowych zgodnych z występującymi w trakcie badań eksperymentalnych. Podczas symulacji spęczania próbek ołowianych górna płyta narzędziowa poruszała się ze stałą prędkością $v = 7$ mm/s, co odpowiadało warunkom rzeczywistym użytej prasy hydraulicznej. W przypadku próbek stalowych prędkość górnego narzędzia była zmienna, co odpowiadało warunkom pracy prasy mimośrodowej. Spęczanie próbek stalowych w temperaturze 1150°C przy zbyt niskiej prędkości prowadzi do szybkiego studzenia warstwy metalu przylegającej do narzędzi, co hamuje płynięcie materiału i ogranicza wpływ tarcia na wymiary próbki po spęczaniu. Przyjęcie prasy mimośrodowej do spęczania próbek stalowych podyktowane było jej większą szybkobieżnością w stosunku do prasy hydraulicznej. Zmiany prędkości suwaka prasy mimośrodowej w trakcie spęczania próbek cylindrycznych zaimplementowane do modelu numerycznego przedstawiono na

rys. 4.4. Symulacje numeryczne prowadzono zmieniając czynniki tarcia m w zakresie od 0,1 do 1 ze skokiem 0,1. W sąsiedztwie czynnika tarcia poszukiwanego dokonywano zagęszczenia jego wartości tak, aby czynnik tarcia został określony z dokładnością do 0,01. Rzeczywiste wartości czynnika tarcia określono na podstawie minimalizacji funkcji celu (4.1) wyrażonej zależnością:

$$\Gamma = \frac{1}{3} \left[\left(\frac{d_d^{eks} - d_d^{mes}}{d_d^{eks}} \right)^2 + \left(\frac{d_s^{eks} - d_s^{mes}}{d_s^{eks}} \right)^2 + \left(\frac{d_g^{eks} - d_g^{mes}}{d_g^{eks}} \right)^2 \right], \quad (4.1)$$

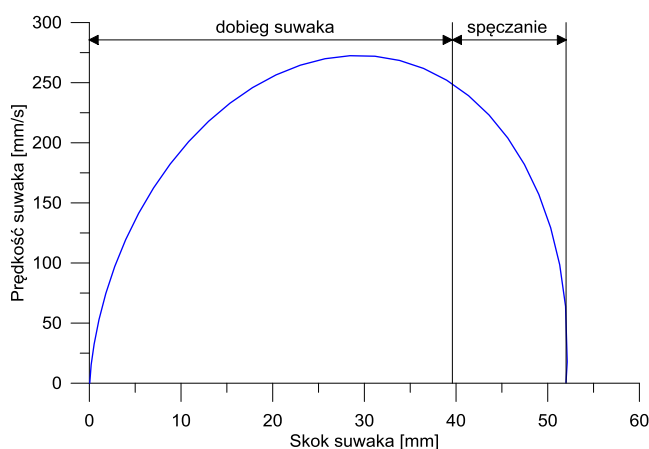
gdzie: d_d , d_s , d_g – wymiary próbek po spęczeniu zgodnie z rys. 4.1, eks – wymiary próbek uzyskane w badaniach doświadczalnych, mes – wymiary próbek uzyskane w modelowaniu numerycznym.



Rys. 4.2. Próbkę walcowe wykorzystane w badaniach warunków tarcia



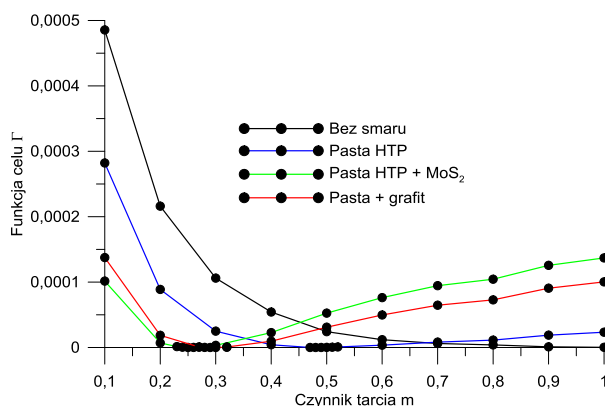
Rys. 4.3. Próbkę spęcone przy różnych warunkach smarowania



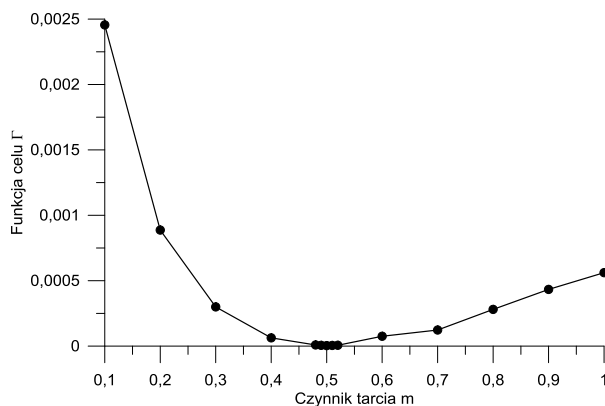
Rys. 4.4. Zmiany prędkości suwaka prasy mimośrodowej w funkcji skoku suwaka prasy

Zależności funkcji celu od czynnika tarcia dla przeprowadzonych przypadków spękania próbek cylindrycznych pokazano na rys. 4.5 i 4.6.

Podczas spęczniania próbek stalowych bez smarowania wartość funkcji celu osiąga minimum dla wartości granicznej czynnika tarcia $m = 1$. W przypadku spęczniania ołowiu bez udziału środków smarnych minimum funkcji celu występuje dla $m = 0,5$. Najlepsze własności tribologiczne uzyskano stosując mieszaniny pasty HTP z dwusiarczkiem molibdenu i grafitem. Mniejsze wartości funkcji celu uzyskane dla przypadków spęczniania stali potwierdzają większą zbieżność pomiędzy wynikami doświadczalnymi i teoretycznymi. W tabeli 4.1 przedstawiono wartości poszukiwanych czynników tarcia m dla różnych środków smarnych.



Rys. 4.5. Zależność funkcji celu Γ od czynnika tarcia dla stali 100Cr6 w temperaturze 1150 °C



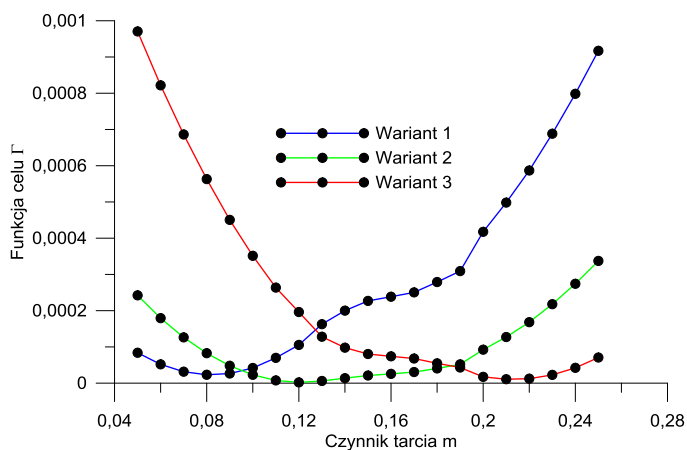
Rys. 4.6. Zależność funkcji celu Γ od czynnika tarcia dla ołowiu Pb1 w temperaturze 25 °C

Tabela 4.1. Wartości czynników tarcia m wyznaczone w przeprowadzonych badaniach

Środek smarny	Bez smaru	Pasta HTP	Pasta HTP + grafit	Pasta HTP + MoS ₂
Stal 100Cr6	1,0	0,48	0,29	0,25
Ołów Pb1	0,5	—	—	—

Ze względu na trudne warunki pracy narzędzi do wyciskania, rozpatrzono również możliwość wykorzystania szkła jako środka smarnego, którego

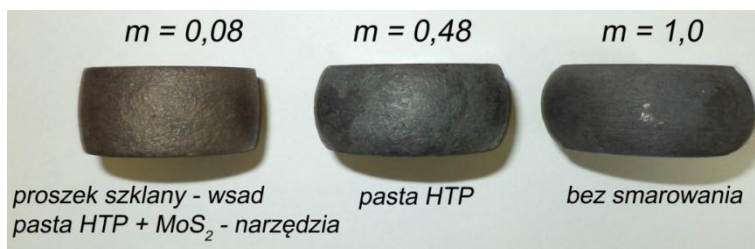
w obróbce plastycznej na gorąco obniża znacząco czynnik tarcia. Szkło posiada również niską przewodność cieplną, dzięki czemu jest bardzo dobrym izolatorem chroniącym materiał wyciskany przed nadmiernym oddawaniem ciepła do chłodniejszych narzędzi. Badania warunków tarcia dla smarów zawierających szkło zostały przeprowadzone w identyczny sposób jak dla przypadków opisanych powyżej. Do smarowania wykorzystano szkło wodne sodowe, którego moduł molowy ($\text{SiO}_2/\text{Na}_2\text{O}$) wynosił 2,6–3,2. Udział wagowy krzemianu sodu w roztworze użytego szkła wodnego wynosił 30–40% resztę stanowiła woda. W badaniach wykorzystano także proszek szklany sodowo-wapniowy o następującym składzie chemicznym: SiO_2 – 55÷60%, Na_2O – 4÷10%, K_2O – 0,5÷2%, CaO – 14÷21%, Fe_2O_3 – 1,5÷4,4% i Mn_2O_3 – 0,1÷7,5%. W przeprowadzonych badaniach przyjęto trzy sposoby smarowania z wykorzystaniem szkła jako środka smarnego. W pierwszym wariancie kowadła do spęczniania smarowane były mieszaniną pasty HTP i MoS_2 , natomiast proszek szklany sodowo-wapniowy наносzony był na próbkę przeznaczoną do spęczniania. Drugi wariant nie uwzględniał smarowania narzędzi, w tym przypadku smarowano jedynie próbkę mieszaniną szkła wodnego i grafitu. Natomiast w wariancie trzecim mieszanina szkła wodnego i grafitu наносzona była wyłącznie na narzędzia. Zestawienie rozpatrywanych wariantów smarowania oraz uzyskane efekty w postaci wartości czynnika tarcia zestawiono w tabeli 4.2. Zależność funkcji celu (4.1) od czynników tarcia dla przypadków spęczniania z wykorzystaniem środków smarnych na bazie szkła przedstawia z kolei rys. 4.7. Zastosowanie szkła jako środka smarnego poprawia zdecydowanie warunki tarcia. Najlepszy efekt uzyskano dla wariantu pierwszego, który zakładał smarowanie narzędzi i наносzenie szkła na spęcznianą próbkę. Czynnik tarcia dla tego wariantu smarowania osiąga najmniejszą wartość $m = 0,08$. Również zadawalające wyniki uzyskano w przypadku wariantu drugiego, który pozwolił uzyskać czynnik tarcia $m = 0,12$. W przypadku wariantu trzeciego czynnik tarcia $m = 0,21$ jest niewiele mniejszy niż w przypadku, w którym smarowano wyłącznie powierzchnie narzędzi mieszaniną pasty HTP i MoS_2 i uzyskano czynnik tarcia $m = 0,25$. W przypadku наносzenia szkła wodnego na narzędzia istnieje ryzyko niecałkowitego zmiękczenia szkła. Zjawisko to może zmniejszać efektywność działania zastosowanego środka smarnego. Drugim utrudnieniem w przypadku stosowania szkła wodnego są problemy z наносzeniem szkła wodnego na gorącą próbkę ze względu na intensywne odparowywanie wody i odpadanie środka smarnego od powierzchni próbki. Kształt spęczek uzyskanych w trakcie badań, przy zmiennych warunkach smarowania przedstawiono na rys. 4.8. Największa baryłkowatość występuje dla spęczki kształtowanej bez smarowania. Zastosowanie środków smarnych redukuje niekorzystne działanie sił tarcia, co przejawia się zmniejszeniem baryłkowatości spęczanych próbek.



Rys. 4.7. Zależność funkcji celu Γ od czynnika tarcia dla pary trącej stal 100Cr6-stal WNL w temperaturze 1150 °C dla wariantów smarowania z użyciem szkła

Tabela 4.2. Warianty smarowania z użyciem szkła dla pary trącej stal 100Cr6-stal WNL w temperaturze 1150 °C

Lp.	Narzędzia	Wsad	Czynnik tarcia
Wariant 1	Pasta HTP + MoS ₂	Szkło sodowo-wapniowe + grafit	0,08
Wariant 2	—	Szkło wodne + grafit	0,12
Wariant 3	Szkło wodne + grafit	—	0,21

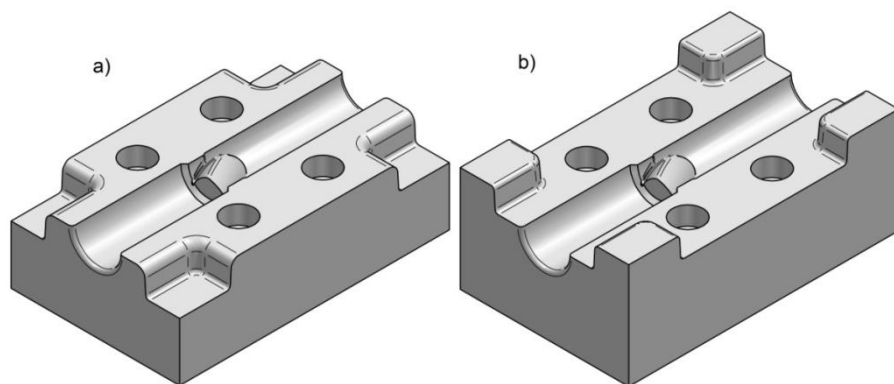


Rys. 4.8. Berylkowatość kształtowanych spęczek ze stali 100Cr6 w temperaturze 1150 °C, przy zmiennych warunkach smarowania

4.2. Analiza teoretyczna MES

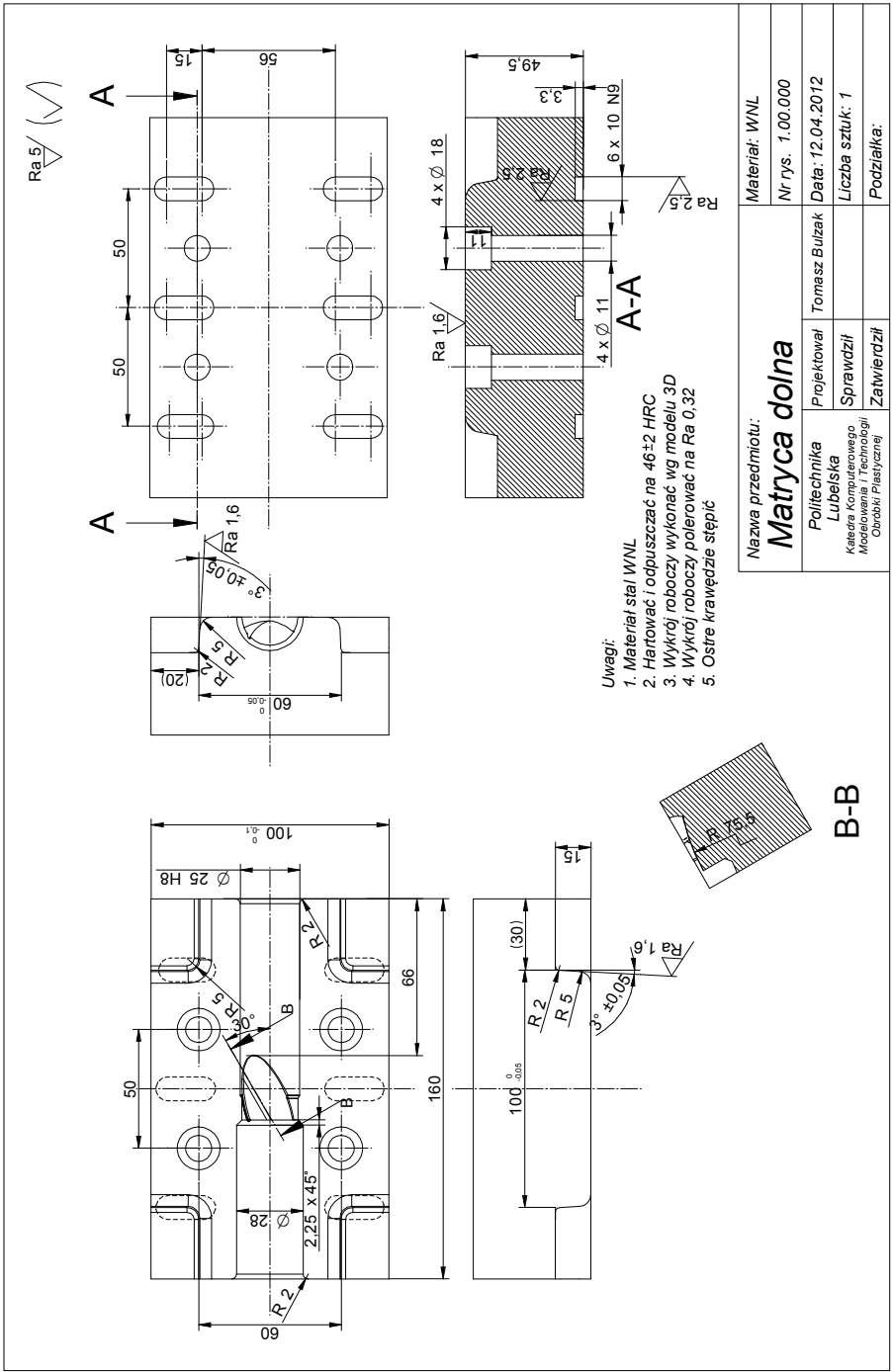
Zastosowanie w badaniach trójsuwakowej prasy kuźniczej wymusiło ograniczenia dotyczące gabarytów narzędzi, które można zainstalować w tej maszynie. Badania doświadczalne poprzedzone zostały symulacją numeryczną, opartą na metodzie elementów skończonych. Wykonany w oprogramowaniu CAD model matryc użytych w badaniach oraz dokumentację tych narzędzi pokazano na kolejnych rysunkach 4.9 i 4.10. Do realizacji procesu wyciskania

zarówno w symulacjach numerycznych, jaki badaniach doświadczalnych wykorzystano materiał modelowy, którym był ołów w gatunku Pb1.

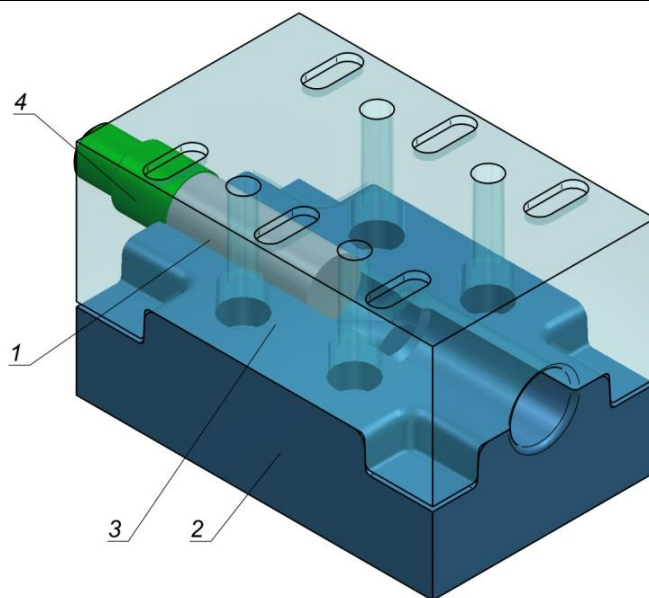


Rys. 4.9. Modele matryc do wyciskania wiertel krętych: a) matryca dolna, b) matryca górna

Analizę numeryczną procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych przeprowadzono wykorzystując oprogramowanie DEFORM-3D. Zbudowany na potrzeby analizy model geometryczny nowego sposobu wyciskania wiertel krętych przedstawiono na rys. 4.11. W skład tego modelu wchodzi następujące elementy: 1 – materiał wsadowy w postaci pręta o wymiarach początkowych $\varnothing 25 \times 65$ mm, 2, 3 – matryce o identycznych wykrojach, 4 – stempel. Materiał wsadowy modelowany był, jako obiekt sztywno – plastyczny elementami tetragonalnymi o średnich wymiarach z zakresu 1~2 mm. Z uwagi na niewielkie wymiary łysinki w stosunku do pozostałej części wiertła dokonano zagęszczenia siatki elementów skończonych oknem pierścieniowym, w którym średnia wielkość elementu wynosiła 0,5 mm. Narzędzia modelowano, jako obiekty sztywne. Model materiałowy ołowiu w gatunku Pb1, z którego był wykonany wsad do procesu wyciskania został zaimplementowany z bazy użytego oprogramowania. Temperatura początkowa pręta wsadowego wynosiła 25 °C, podczas gdy temperatura narzędzi była stała w trakcie trwania całego procesu i wynosiła również 25 °C. Warunki kontaktu dla par trących opisane zostały przy użyciu modelu tarcia stałego, dla którego przyjęto czynnik tarcia $m = 0,5$. Stempel kształtujący poruszał się ze stałą prędkością wynoszącą 14,4 mm/s. Pozostałe parametry uwzględnione w symulacji to: współczynnik wymiany ciepła między materiałem wsadowym i narzędziami – 5 kW/m²K oraz współczynnik wymiany ciepła między wsadem i otoczeniem – 0,2 kW/m²K.



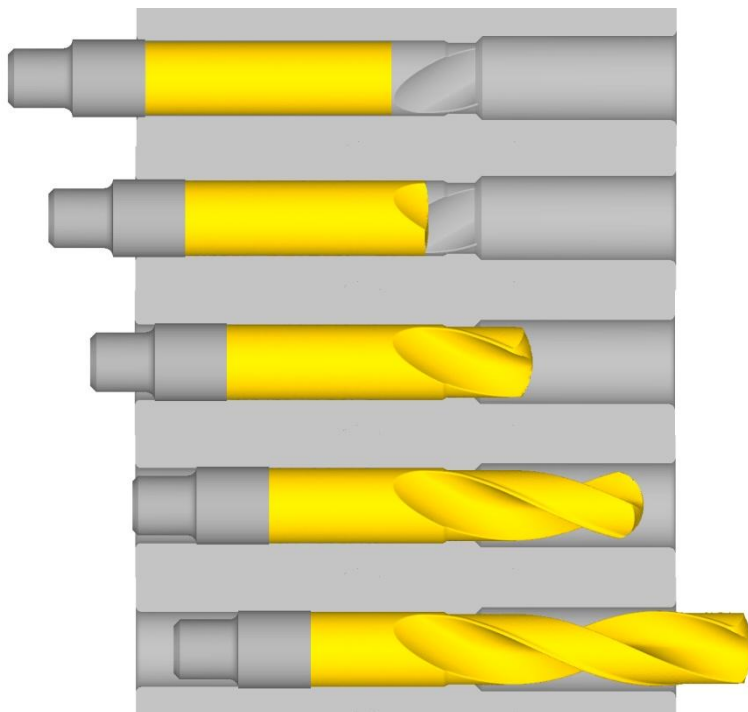
Rys. 4.10. Matryca dolna przystosowana do zamocowania w trójsuwakowej prasie kutej



Rys. 4.11. Model geometryczny wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych
(opis w tekście)

Głównym celem przeprowadzonej symulacji numerycznej było określenie przydatności nowej metody wyciskania w produkcji wiertel krętych. Na podstawie przeprowadzonej analizy możliwe stało się prześledzenie progresji kształtu wyciskanego wiertła. Kolejne fazy wyciskania przedstawiono na rys. 4.12, z którego wynika, że przy zastosowaniu matryc dzielonych możliwe jest wyciskanie półfabrykatów wiertel krętych. W trakcie wyciskania uzyskano poprawną geometrię przekroju poprzecznego wiertła, którą pokazano na rys. 4.13. Występy znajdujące się w obu matrycach pochylone względem siebie w przeciwnych kierunkach zapewniają zgodnie z założeniami skręcanie wyciskanego profilu.

Na kolejnym rys. 4.13 przedstawiono mapy obrazujące rozkład intensywności odkształcenia oraz kryterium zniszczenia wg Cockrofta-Lathama. Rozkład intensywności odkształcenia charakteryzuje się dużą niejednorodnością. Największe wartości odkształcenia występują w obszarze rdzenia wiertła, natomiast najmniejsze są zlokalizowane w piórach wiertła. Jest to oczywiste, gdyż w miejscu rdzenia występuje największy stopień redukcji przekroju poprzecznego wsadu. Ponadto na powierzchni rowków wiórowych odkształcenia przyjmują większe wartości niż na powierzchni piór wiertel. Niewątpliwie jest to skutkiem płynięcia materiału w kierunku stycznym, powodującego duże odkształcenia zbędne w materiale.



Rys. 4.12. Progresja kształtu wiertła w trakcie wyciskania w matrycach dzielonych

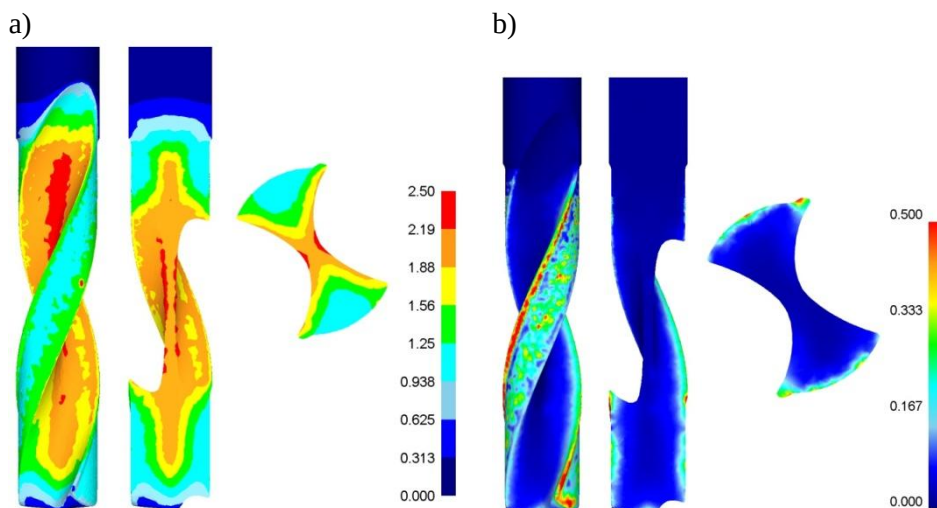
Z rozkładu znormalizowanego kryterium zniszczenia według Cockrofta-Lathama wynika, że największe prawdopodobieństwo pęknięcia materiału występuje na łysince prowadzącej, będącej zatem najbardziej narażonym obszarem, w którym może wystąpić utrata spójności materiału. Problem pęknięcia materiału w tym obszarze dotyczy zarówno skośnego walcowania jak również walcowania kuźniczego [10, 118]. Pęknięcie łysinki wiertel podczas kształtowania plastycznego może być następstwem: nieodpowiedniego skalibrowania narzędzi, źle dobranej temperatury procesu lub intensywnego wychłodzenia ukształtowanego wiertła w obszarze łysinki przed skręcaniem (dotyczy walcowania kuźniczego).

Poprawnie zaprojektowany proces technologiczny wykonania wiertła krętego powinien zapewnić uzyskanie wyrobu o pożądanym przekroju poprzecznym oraz prawidłowym kącie pochylenia linii śrubowej λ . Pomiar skoku linii śrubowej p wiertła uzyskanego podczas modelowania numerycznego może narażać na pewne trudności ze względu na zbyt małą długość wyciętego profilu wiertła w stosunku do uzyskanego skoku. Dlatego wyciśnięty profil wiertła o długości L został wyeksportowany do oprogramowania CAD, w którym dokonano pomiaru skoku linii śrubowej zgodnie z zasadą przedstawioną na rys. 4.14. Według tej zasady pomiar skoku linii śrubowej p dokonuje się poprzez pomiar kąta ϕ , o jaki obróci się punkt A , aby zająć położenie A' na

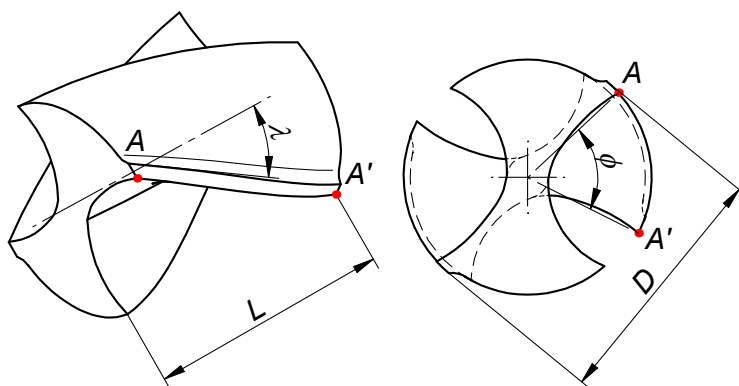
odcinku drogi równym L . Zgodnie z przyjętą zasadą, kąt pochylenia linii śrubowej na średnicy zewnętrznej D wiertła wyznacza się korzystając z następujących zależności:

$$p = \frac{360^\circ L}{\phi}, \quad (4.2)$$

$$\lambda = \tan^{-1} \left(\frac{\pi D}{p} \right). \quad (4.3)$$



Rys. 4.13. Wyniki uzyskane podczas rozpatrywanej symulacji numerycznej: a) rozkład intensywności odkształcenia, b) rozkład znormalizowanego kryterium zniszczenia wg Cockrofta-Lathama



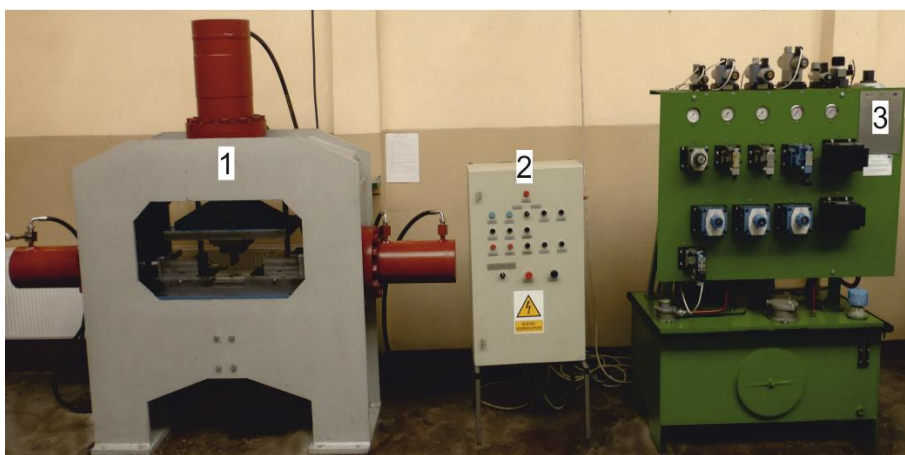
Rys. 4.14. Schemat obrazujący zasadę pomiaru skoku linii śrubowej wiertła

Na podstawie przeprowadzonego pomiaru skoku linii śrubowej wiertła uzyskanego podczas modelowania numerycznego ustalono, że kąt pochylenia rowków wiórowych λ tego wiertła wynosi $23,34^\circ$. Uzyskany wynik jest

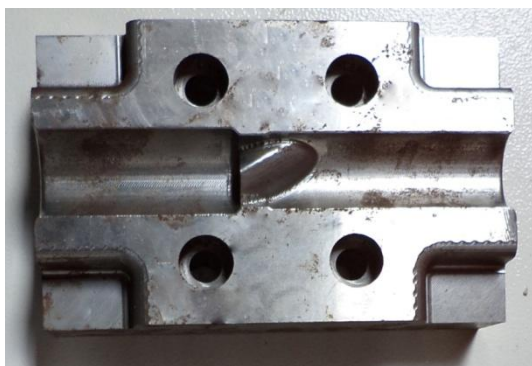
niezadawalający, ponieważ zakładany kąt pochylenia rowków wiórowych dla tego wiertła wynosił 30° . Na podstawie przeprowadzonych badań numerycznych stwierdzić można zatem, że zaprojektowana matryca nie spełnia wymogów stawianych jej w zakresie kąta pochylenia rowków wiórowych λ . Jednakże ze względu na możliwość popełnienia błędu podczas tworzenia modelu numerycznego, uzyskane na drodze symulacji numerycznych wyniki należało poddać weryfikacji doświadczalnej.

4.3. Badania doświadczalne

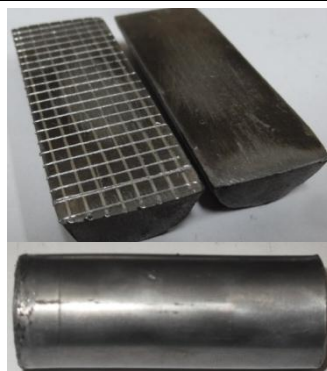
Badania doświadczalne wyciskania wiertel krętych przeprowadzono w trójsuwakowej prasie kuźniczej, która posiada trzy niezależne suwaki napędzane przez siłowniki hydrauliczne (rys. 4.15). Dwa suwaki pracują przeciwbieżnie w układzie poziomym, natomiast trzeci posiada możliwość poruszania się w kierunku pionowym. Prasa ta charakteryzuje się dużą uniwersalnością i w zależności od przyjętej konfiguracji może pracować jak zwykła prasa hydrauliczna (praca jednego suwaka), kuźniarka (praca dwóch suwaków) oraz przyrząd TR (praca trzech suwaków). Do realizacji założonych badań wykorzystano schemat pracy zbliżony do pracy kuźniarki. Wykonane w metalu na potrzeby realizacji badań matryce przedstawiono na rys. 4.16. Badania wstępne wykonane zostały z użyciem materiału modelowego, tj. ołowiu w gatunku Pb1. Próbkami wykorzystanymi w badaniach były pręty wyciskane o wymiarach $\varnothing 25 \times 65$ mm. W trakcie badań doświadczalnych analizowano również sposób płynięcia materiału podczas wyciskania wiertel krętych. Sposób płynięcia metalu podczas wyciskania półfabrykatów wiertel określono metodą siatek koordynacyjnych, nanoszonych na wzdłużnym przekroju wsadu. Próbkę wykorzystaną w badaniach przedstawiono na rys. 4.17.



Rys. 4.15. Trójsuwakowa prasa kuźnicza wykorzystana w badaniach



Rys. 4.16. Matryca do wyciskania wiertel krętych
Ø25 mm



Rys. 4.17. Próbkę wykorzystane w badaniach doświadczalnych

Wyciskanie wiertel krętych realizowane było według następującego schematu działania. Po umieszczeniu w wykroju dolnej matrycy wsadu (rys. 4.18a), dosuwano matrycę górną do dolnej tak by tworzyły zamknięty wykroju. Następnie uruchamiano suwak boczny ze stemplem, który realizował właściwy proces wyciskania. Po zrealizowaniu wyciskania włączano ruch powrotny suwaka dociskającego matryce oraz suwaka realizującego wyciskanie, aby umożliwić usunięcie ukształtowanego wiertła z wykroju matrycy (rys. 4.18b).

Półfabrykaty wiertel krętych o średnicy Ø25 mm ukształtowane podczas badań doświadczalnych przedstawiono na rys. 4.19. Otrzymane wiertła charakteryzuje powtarzalność wymiarów, w tym skoku linii śrubowej. Podczas usuwania półfabrykatów z wykroju matrycy nie napotkano żadnych trudności. Również na powierzchni wiertel nie zaobserwowano jakichkolwiek wad powstałych w trakcie usuwania odkuwek z wykroju matrycy. Możliwość poprawnego usunięcia wiertel z wykroju matrycy bez konieczności ich wykręcania potwierdziła prawidłowe założenia nowej koncepcji wyciskania tych narzędzi.

a)



b)



Rys. 4.18. Przebieg wyciskania wiertel krętych: a) umieszczenie wsadu w wykroju dolnej matrycy, b) rozsuniecie matrycy w celu usunięcia wyciśniętego wiertła

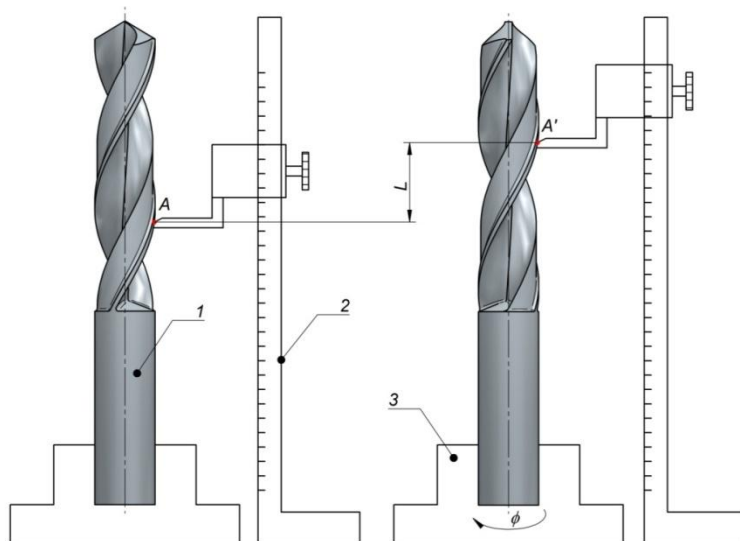


Rys. 4.19. Wiertła kręte wyciskane w matrycach dzielonych

Pomiaru kąta pochylenia linii śrubowej wiertel wyciskanych w warunkach laboratoryjnych dokonano przy użyciu wysokościomierza. Zasadę pomiaru skoku linii śrubowej wiertła z wykorzystaniem wysokościomierza pokazano na rys. 4.20. Wiertło w tej metodzie pomiaru mocowane jest w samocentrującym uchwycie obrotowym. Następnie końcówkę pomiarową wysokościomierza doprowadza się do zetknięcia z krawędzią łysinki wiertła w punkcie A. Blokując położenie wysokościomierza dokonuje się obrotu wiertła o kąt ϕ . W następnej kolejności końcówkę pomiarową wysokościomierza dosuwa się do krawędzi łysinki w punkcie A'. Na podstawie wskazań wysokościomierza odczytuje się odległość L pomiędzy punktami A i A', przy obrocie wiertła o przyjętą dowolnie wartość kąta ϕ . Znając odległość L oraz kąt ϕ korzystając z zależności (4.2) oraz (4.3) wyznacza się wartość kąta pochylenia rowków wiórowych λ . Zakładany do uzyskania kąt pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 30^\circ$ nie został osiągnięty. Wiertła pokazane na rys. 4.19 mają kąt $\lambda = 23,86^\circ$. Zakres stosowanych w praktyce kątów pochylenia rowków wiórowych jest bardzo szeroki i zależy w głównej mierze od przeznaczenia wiertła. Mniejsze kąty λ stosowane są w praktyce w wiertłach do wiercenia otworów m. in. w mosiądzu. Celem określenia czynników technologicznych i geometrycznych wykroju matrycy wpływających na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych konieczne jest prowadzenie dalszych prac w tym zakresie, między innymi z użyciem stali narzędziowej.

Zestawienie kształtów wiertel uzyskanych w oprogramowaniu CAD, MES oraz badaniach doświadczalnych pokazano na rys. 4.21. Zgodnie z wynikami pomiarów kąta λ widoczne jest, że zarówno wiertło uzyskane podczas modelowania numerycznego, jak i badań doświadczalnych posiada znacznie mniejszy kąt pochylenia rowków wiórowych. Skok linii śrubowej wiertła

uzyskanego w badaniach teoretycznych i wiertła uzyskanego w badaniach doświadczalnych jest na zbliżonym poziomie, co potwierdza dokładność zbudowanego modelu numerycznego.

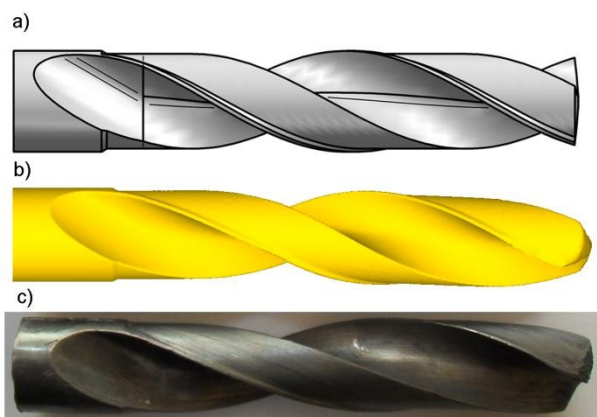


Rys. 4.20. Zasada pomiaru skoku linii śrubowej wiertła krętego przy użyciu wysokościomierza:
1 – wiertło kręte, 2 – wysokościomierz, 3 – uchwyt samocentrujący na podstawie obrotowej

Sposób płynięcia metalu podczas wyciskania półfabrykatów wiertel określono metodą siatek koordynacyjnych, nanoszonych na wzdłużnym przekroju wsadu (rys. 4.17). Przykładowy obraz zdeformowanej siatki koordynacyjnej przedstawiono na rys. 4.22. Linie poprzeczne siatki koordynacyjnej po odkształceniu przyjmują kształt krzywej wielomianowej stopnia czwartego. Krzywa ta posiada trzy ekstrema lokalne, jedno z nich znajduje się w osi wyciskanego wiertła, pozostałe dwa zlokalizowane są w odległości około $2/3r$ (r – promień wiertła) od osi wiertła. Ekstremum zlokalizowane w osi wiertła odpowiada minimalnej prędkości płynięcia materiału. Pozostałe dwa ekstrema symetryczne względem osi wiertła reprezentują maksymalną prędkość płynięcia materiału. Na podstawie analizy deformacji siatki można stwierdzić, że prędkości płynięcia materiału w rdzeniu wiertła i w warstwach przypowierzchniowych piór są do siebie zbliżone. Charakter deformacji siatki koordynacyjnej wskazuje na to, że materiał podczas wyciskania rozdzielany jest na dwie strugi. Świadczy o tym również fakt, że linie wzdłużne siatki w trakcie wyciskania oddalają się od osi wiertła w kierunku promieniowym.

Na rys. 4.23 pokazano przebieg siły wyciskania zmierzonej na stemplu, uzyskany w badaniach doświadczalnych i w modelowaniu numerycznym. Analizując wykres sił można dojść do wniosku, że wyniki otrzymane

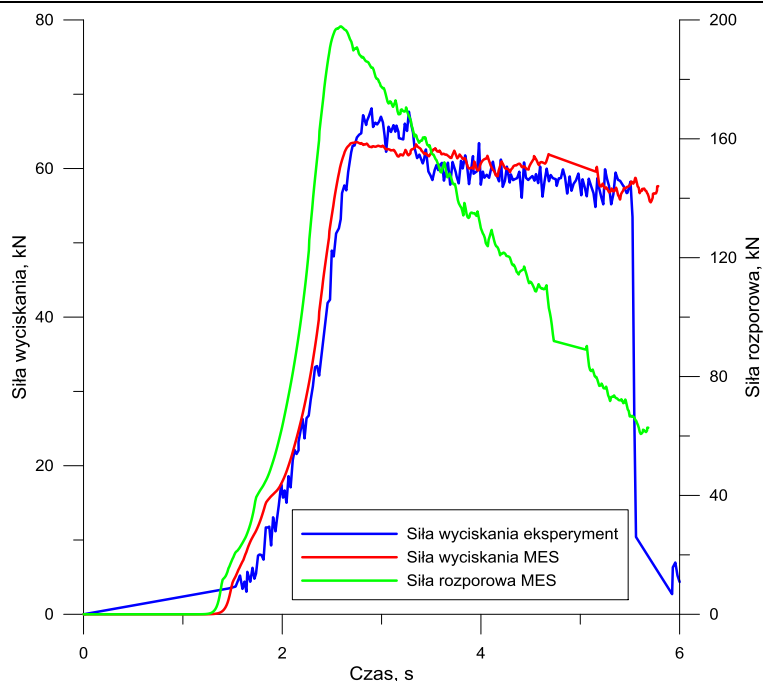
w modelowaniu numerycznym charakteryzują się dużą zgodnością, zarówno ilościową jak i jakościową z wynikami badań doświadczalnych. Proces wyciskania realizowany był w temperaturze otoczenia, toteż charakter przebiegu siły jest typowy dla procesów wyciskania współbieżnego. Z uwagi na użyty w badaniach materiał, jakim był ołów, maksymalna siła wyciskania jest stosunkowo niska i wynosi około 70 kN. Zastosowanie matrycy dzielonej powoduje, że oprócz siły wyciskania pojawia się siła rozporowa usiłująca otworzyć dzielone narzędzia. Ze względu na brak możliwości pomiaru siły rozporowej w badaniach doświadczalnych na wykresie z rys. 4.23 pokazano tylko przebieg uzyskany z obliczeń MES. Siła rozporowa jest proporcjonalna do siły wyciskania przy założeniu, że rozkład nacisków powierzchniowych w wykroju matryc jest równomierny. Współczynnik proporcjonalności wyraża się stosunkiem aktualnego rzutu pola powierzchni kontaktu materiału znajdującego się w matrycy na płaszczyznę podziału matryc do pola powierzchni czoła stempla. Wynika stąd, że siła rozporowa jest kilkakrotnie większa od siły wyciskania odnotowanej na stemplu i zależy od chwilowej wartości współczynnika proporcjonalności, którego wartość zmniejsza się w trakcie wyciskania.



Rys. 4.21. Kształt wiertel krętych: a) model CAD, b) MES, c) badania doświadczalne



Rys. 4.22. Obraz odkształconej siatki koordynacyjnej naniesionej na połówki wsadu w przekroju osiowym



Rys. 4.23. Przebieg sił w funkcji czasu podczas wyciskania wiertel krętych z ołowiu

Pozytywne wyniki przeprowadzonych prób wyciskania, przyczyniły się do kontynuowania badań z wykorzystaniem stali narzędziowej. W tym celu przygotowano próbki ze stali narzędziowej do pracy na zimno w gatunku 100Cr6 (NC4), która wykorzystywana jest w produkcji wiertel krętych. Badania z użyciem tej stali przeprowadzono w warunkach obróbki plastycznej na gorąco podgrzewając wstępniak do temperatury 1150 °C. Na powierzchnię narzędzi przed procesem wyciskania naniesiono środek smarny na bazie dwusiarczku molibdenu. Podczas wyciskania stali siła odnotowana na stemple przyjmuje znacznie większe wartości niż w przypadku wyciskania ołowiu. Przekłada się m.in. na znaczący wzrost siły rozporowej, która usiłuje otworzyć matryce. W trakcie wyciskania stali, siła rozporowa przekroczyła wartość maksymalną siły, z jaką można zamknąć matryce w prasie trójsuwakowej znajdującej się w laboratorium. W efekcie czego podczas wyciskania doszło do otwarcia matryc, a materiał wypływał do powstałej przestrzeni między matrycami. Wadę wyciskanego wiertła spowodowaną otwarciem matryc w trakcie wyciskania pokazano na rys. 4.24. W celu prowadzenia badań z użyciem stali konieczne staje się stworzenie stanowiska badawczego, które pozwalać będzie na realizację wyciskania stali narzędziowej.



Rys. 4.24. Ograniczenie procesu wyciskania spowodowane otworem matryc

4.4. Podsumowanie wyników badań wstępnych

Wyniki zrealizowanych dotychczas prac wskazują, że konieczne jest opracowanie zależności, które ujmują wpływ parametrów technologicznych na wielkość kąta pochylenia rowków wiórowych wiertel wyciskanych w matrycach dzielonych. Na podstawie przeprowadzonych badań wstępnych przyjęto, że największy wpływ na wielkość skoku linii śrubowej wiertła będą miały parametry geometryczne matrycy. W celu realizacji badań na stali konieczne również będzie wytworzenie kolejnego stanowiska badawczego, które można będzie zainstalować na prasie hydraulicznej o większym nacisku w stosunku do wykorzystanej dotychczas prasy trójsuwakowej. Spowodowane jest to tym, że jak się okazało posiadana prasa trójsuwakowa nie jest w stanie zabezpieczyć warunków siłowych realizacji procesu na stali. W związku z tym postanowiono zaprojektować przyrząd umożliwiający realizację badań według przyjętego schematu wyciskania wiertel na uniwersalnej prasie hydraulicznej mającej jeden suwak roboczy o nacisku 1,6 MN. Ze względu na fakt, że prasa ta nie posiada suwaków poruszających się w kierunkach prostopadłych do siebie, przyrząd zostanie zaopatrzony w matryce łupkowe, których otwieranie będzie realizowane za pomocą wyrzutnika umieszczonego w stole prasy.

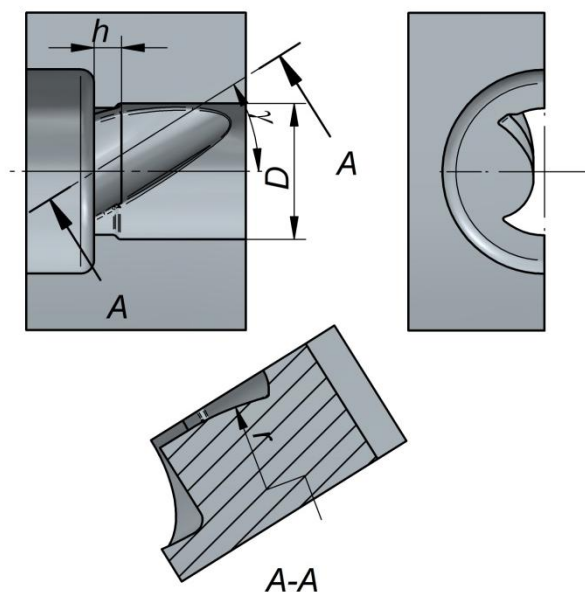
5. Modelowanie numeryczne procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych

Zmniejszenie sił wyciskania można osiągnąć poprzez zminimalizowanie stopnia odkształcenia plastycznego koniecznego do uzyskania prawidłowego wyrobu. W przypadku procesu wyciskania wiertel krętych wymaga to zmiany konstrukcji matryc. Nowa konstrukcja matryc powinna zapewniać uzyskanie wyrobu o prawidłowej geometrii oraz umożliwiać wyjęcie gotowego wiertła z wykroju matrycy bez konieczności stosowania zbędnych dodatków technologicznych, które są przyczyną wzrostu siły wyciskania. Opracowany sposób wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych umożliwia wyciskanie wiertel krętych oraz ich późniejsze usuwanie z wykroju matrycy bez konieczności ich wykłacania i stosowania dodatków technologicznych. Zmiana sposobu usuwania wiertel z wykroju matrycy pozwala: zmniejszyć siłę kształtowania, ograniczyć dodatki technologiczne, zwiększyć wydajność poprzez skrócenie czasu usuwania wiertła z matrycy, uprościć konstrukcję oprzyrządowania i poprawić bezpieczeństwo pracy. Dotychczas zrealizowane badania opisane w rozdziale 4 wykazały, że pochylenie występu kształtującego rowki wiórowe o kąt γ równy kątowi pochylnia rowków wiórowych λ nie jest wystarczające do uzyskania przyjętego kąta λ . Na podstawie wstępnych badań stwierdzono, że wartość kąta pochylenia rowków wiórowych λ może zależeć od czynnika tarcia m , temperatury wyciskania T , prędkości wyciskania v oraz parametrów geometrycznych matrycy (rys. 5.1).

Modelowanie numeryczne analizowanego procesu wyciskania wiertel krętych zrealizowano w oparciu o metodę elementów skończonych (MES). Do analizy MES wykorzystano oprogramowanie DEFORM-2D/3D Ver 11.0. Oprogramowanie DEFORM wykorzystywane jest do analizy procesów obróbki plastycznej, ubytkowej oraz cieplnej. Symulacja procesów produkcyjnych z wykorzystaniem komputerów osobistych pozwala [37]:

- zmniejszyć potrzebę prowadzenia kosztowanych badań oraz wprowadzania zmian oprzyrządowania i procesu,

- usprawnić proces projektowania narzędzi w celu zmniejszenia kosztów produkcyjnych oraz materiałowych,
- skrócić czas wprowadzenia nowego produktu na rynek,
- zwiększyć własności wytrzymałościowe nowych produktów,
- usprawnić kontrolę procesu i jakości.

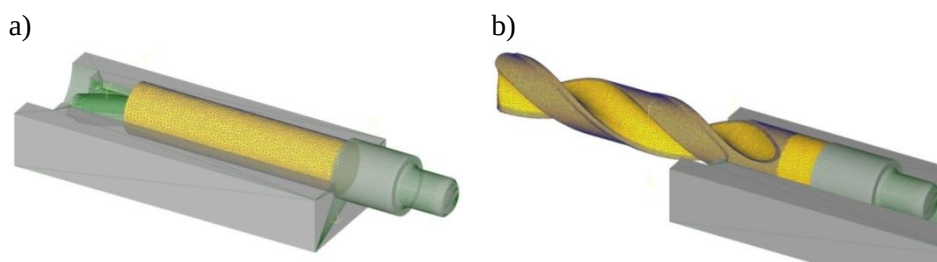


Rys. 5.1. Parametry geometryczne matrycy do wyciskania wiertel krętych: r – promień występow kształtujących rowki wiórowe, γ – kąt pochylenia występow kształtujących rowki wiórowe, h – długość części kalibrującej

5.1. Model numeryczny

Model numeryczny analizowanego procesu był tożsamy z modelem przedstawionym na rys. 4.11. Ze względu na złożoność geometryczną zbudowanego modelu i tym samym brak możliwości uproszczenia go do dwuwymiarowego modelu, obliczenia wykonano w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia z uwzględnieniem zjawisk termicznych. W celu skrócenia czasu trwania obliczeń przyjęto, że narzędzia są obiektami idealnie sztywnymi natomiast materiał wsadowy jest obiektem sztywno-plastycznym. W trakcie prowadzonych obliczeń numerycznych warunki brzegowe były wielkościami zmiennymi, których wpływ na przebieg procesu był celem niniejszej analizy. Szczegółowe informacje dotyczące przyjętych warunków brzegowych

przedstawiono w dalszej części niniejszego opracowania. Oprócz poprawnego zdefiniowania warunków brzegowych istotnym zagadaniem podczas budowy modelu numerycznego jest poprawna dyskretyzacja wsadu elementami skończonymi. Wykorzystane do symulacji oprogramowanie pozwala przeprowadzić dyskretyzację obiektu odkształcanego elementami tetragonalnymi. Materiał wsadowy został podzielony na obiekty skończone o średnim rozmiarze zawierającym się w przedziale $1 \div 2$ mm (rys. 5.2a). W części roboczej wiertła w obszarze łysinki prowadzącej oraz krawędzi piór zastosowano zagęszczenie siatki elementów skończonych obszarem pierścieniowym, w którym przyjęto, że średnia wielkość elementów skończonych wynosi 0,5 mm (rys. 5.2b).

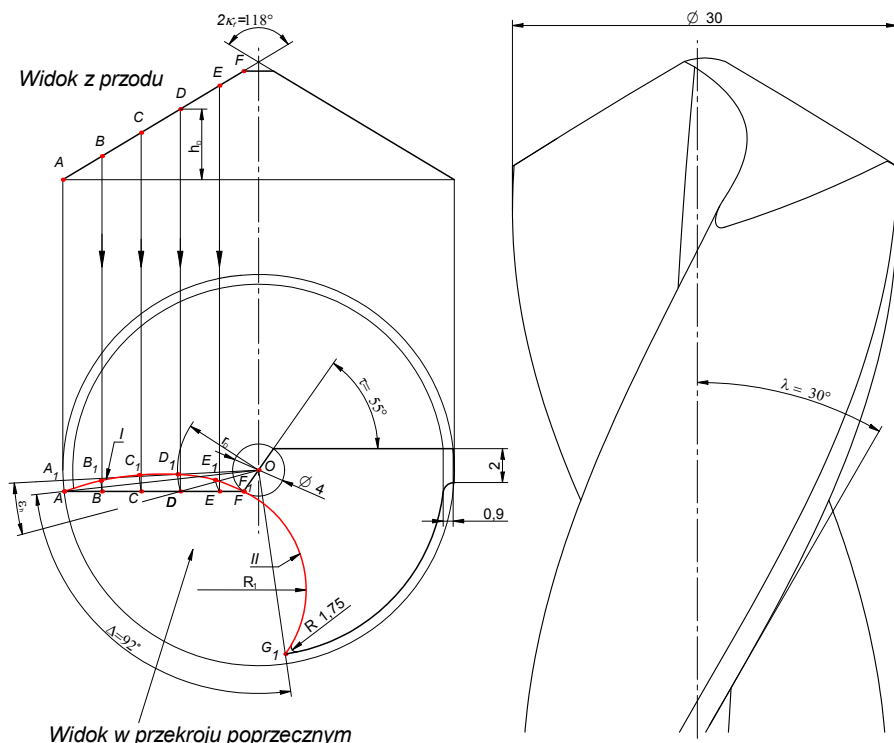


Rys. 5.2. Dyskretyzacja obiektu odkształcanego: a) początek procesu, b) zagęszczenie siatki w zdefiniowanym obszarze pierścieniowym

Do analizy przyjęto wiertło kręte o średnicy $\varnothing 30$ mm, kącie pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 30$ oraz kącie wierzchołkowym $2\kappa = 118^\circ$. Pozostałe parametry geometryczne dobrane na podstawie danych literaturowych [53, 54, 91, 97, 116, 117, 150] zostały przedstawione na schemacie obrazującym graficzną metodę wyznaczania zarysu rowka wiórowego (rys. 5.3).

Zbudowanie modelu geometrycznego procesu wyciskania wiertel krętych wymagało w pierwszej kolejności zaprojektowania wiertła krętego. W tym celu konieczne było wyznaczenie geometrii rowka wiórowego w płaszczyźnie prostopadłej do osi wiertła. Podczas projektowania wiertła krętego założono, że główna krawędź skrawająca AF jest prostoliniowa, a szerokość rowka określona kątem środkowym Δ przyjmuje wartość 92° . Kąt pochylenia ścinu $\tau = 55^\circ$ przyjęto zgodnie z zaleceniami dla wiertel o średnicy $D > 10$ mm. Pozostałe parametry, tj. wymiary rdzenia oraz łysinki prowadzącej dobrane zostały do średnicy wiertła zgodnie z zaleceniami przedstawionymi w literaturze [165–171]. Rowek wiórowy wiertła ograniczony jest dwiema powierzchniami: I – powierzchnią natarcia oraz II – powierzchnią tylną. Powierzchnię tylną kształtuje się stałym promieniem R_t , należy jednak pamiętać o tym, aby promień ten przechodził stycznie w krzywą A_1F_1 ograniczającą powierzchnię natarcia oraz zapewniał odpowiednią szerokość rowka wiórowego ograniczonego kątem środkowym Δ . W celu wyznaczenia krzywej A_1F_1 obiera się na głównej

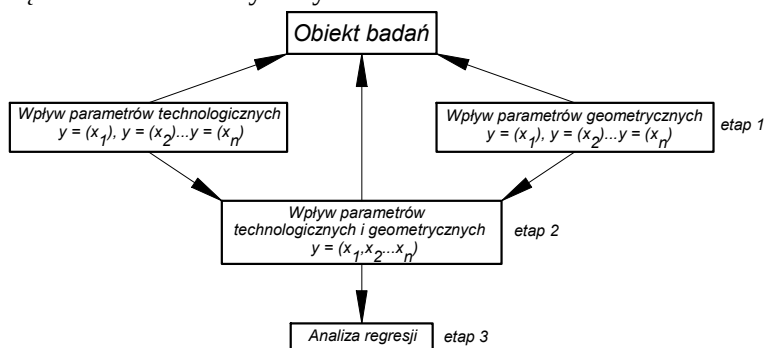
krawędzi skrawającej pokazanej w widoku z przodu szereg punktów $A, B, C \dots F$. Następnie obrane punkty rzutuje się na główną krawędź skrawającą pokazaną w widoku przekroju poprzecznego. Położenie punktów $A_1, B_1, C_1 \dots F_1$ określone jest przez współrzędne biegunowe tj. promień r_i oraz kąt ε_h . Wartość promienia r_i jest odległością pomiędzy punktem położonym na głównej krawędzi skrawającej, a biegunem położonym w punkcie O . Zgodnie z tym założeniem dla przypadku punktu D zachodzi następująca zależność $DO = D_1O$. Kąt ε_h jest kątem skierowanym pomiędzy odcinkiem DO , a odcinkiem D_1O . Jego wartość wyznacza się na podstawie następującej zależności $\varepsilon_h = 360^\circ \frac{h_i}{p}$, gdzie p – jest skokiem linii śrubowej wiertła. Wysokość h_i jest odległością obranych punktów $A, B, C \dots F$ od płaszczyzny, w której ma zostać wyznaczony profil rowka wiórowego. Po wyznaczeniu współrzędnych punktów $A_1, B_1, C_1 \dots F_1$ tworzy się krzywą A_1F_1 łącząc wyznaczone punkty łukiem o odpowiednim promieniu lub krzywą B – sklejaną. W celu lepszego odwzorowania krzywej ograniczającej powierzchnie natarcia rowka wiórowego w niniejszej pracy do wyznaczenie kształtu krzywej A_1F_1 użyto krzywej B – sklejanaj trzeciego stopnia.



Rys. 5.3. Schemat służący do wyznaczania metodą graficzną zarysu rowka wiórowego

5.2. Metodyka realizacji obliczeń numerycznych

Badania numeryczne przeprowadzono zgodnie z schematem pokazanym na rys. 5.4. Symulacje numeryczne przeprowadzone zostały w dwóch etapach. W pierwszym etapie przeprowadzono identyfikację zmiennych, które mają wpływ na wielkość kąta pochylenia linii śrubowej λ wiertła. W tym celu przyjęto metodę badań monoselekcyjnych, w której obiekt badań o wielu wejściach został zastąpiony przez wiele obiektów o jednym wejściu. W metodzie tej dla każdej zmiennej x_i (czynnik tarcia m , temperatura wyciskania T , prędkość wyciskania v oraz parametry geometryczne matrycy r , h , γ) wybrano L wartości, dla których możliwe jest prowadzenie procesu wyciskania wiertel krętych w warunkach obróbki plastycznej na gorąco. Równocześnie przyjmowano, że pozostałe wielkości są stałe, tym samym ignorowano współzależność pomiędzy zmiennymi. Takie podejście pozwoliło wyłonić z grupy przyjętych zmiennych tylko te zmienne, które w istotny sposób wpływają na wartość wielkości wyjściowej, w tym przypadku kąta pochylenia linii śrubowej λ wiertła. Zastosowanie selekcji zmiennych pozwoliło ograniczyć liczbę koniecznych do przeprowadzenia pomiarów w etapie drugim, którego celem było określenie współzależności pomiędzy zmiennymi. Symulacje numeryczne wyciskania wiertel krętych w pierwszym etapie badań został przeprowadzone według schematu przedstawionego w tabeli 5.1. Każdy z analizowanych wariantów odpowiadał innej zmiennej x_i przy czym w każdym wariancie liczba wartości L była inna, co wynikało z tego, że w trakcie obliczeń wyniki analizowano na bieżąco i w przypadku wykrycia zależności pomiędzy zmienną, a wartością wyjściową liczbę wartości zwiększano w celu wstępnego określenia przedziału wartości zmiennych. Pierwsze pięć wariantów odpowiadało następującym zmiennym: m , T , v , r , h . Natomiast obliczenia przeprowadzone dla wariantu 6 miały na celu uwidocznienie istnienia ewentualnych zależności pomiędzy zmiennymi geometrycznymi charakteryzującymi kształt matrycy. W pierwszym etapie badań pominięto analizę wpływu kąta γ , którego wpływ na wartość kąta λ uznano za oczywisty.



Rys. 5.4. Metodyka prowadzenia symulacji numerycznych

Tabela 5.1. Warianty przeanalizowane numerycznie w pierwszym etapie obliczeń numerycznych

Parametry	Wariant 1	Wariant 2	Wariant 3	Wariant 4	Wariant 5	Wariant 6
Średnica wiertła, mm	30	30	30	30	30	30
Materiał wyciskany	100Cr6	100Cr6	100Cr6	100Cr6	100Cr6	100Cr6
Współczynnik wymiany ciepła wsad-narzędzia [187], kW/m ² K	10	10	10	10	10	10
Współczynnik wymiany ciepła wsad-otoczenie, kW/m ² K	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
Temperatura narzędzi, °C	200	200	200	200	200	200
Temperatura wsadu, °C	1150	950 1050 1150	1150	1150	1150	1150
Czynnik tarcia wsad-stempel	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
Czynnik tarcia wsad-matryce	0,1 0,3 0,5 0,7 0,9	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Prędkość stempla, mm/s	95	95	95 150 200	95	95	95
r – promień występow kształtujących rowki wiórowe, mm	55,6	55,6	55,6	35,6 45,6 55,6 65,6 75,6 85,6 95,6 105,6	35,6	105,6
γ – kąt pochylenia występow kształtujących rowki wiórowe, °	30	30	30	30	30	30
h – długość części kalibrującej, mm	0	0	0	0	3 6 9	3 6 9

W drugim etapie badań pod uwagę wzięto wyłącznie te zmienne x_i , które wykazywały istotny wpływ na wielkość wyjściową λ . W analizowanym przypadku zmiennymi tymi były parametry geometryczne matrycy. Do stworzenia planu eksperymentu wykorzystano tablice ortogonalne Taguchiego [98, 107]. Układ planu eksperymentu przyjęto na podstawie trzech zmiennych $P = 3$, które przyjmowały wartości $L = 5$. Zestaw zmiennych oraz ich wartości zostały przedstawione w tabeli 5.2.

Tabela 5.2. Zmienne oraz ich wartości wykorzystane w budowie planu eksperymentu w etapie drugim

Lp.	Promień r , mm	Pasek kalibrujący h , mm	Kąt pochylenia γ , °
1	60	0	30
2	75	3	31
3	90	6	32
4	105	9	33
5	120	12	34

Stosując tablice ortogonalne Taguchiego zbudowano plan eksperymentu, który ograniczył liczbę przeprowadzonych symulacji do 25. Zbudowany plan eksperymentu na podstawie wytypowanych zmiennych oraz wartości jakie one przyjmują przedstawiono w tabeli 5.3. W trakcie realizacji symulacji numerycznych zmienne ulegała jedynie konfiguracja parametrów geometrycznych matrycy. Pozostałe warunki brzegowe, które nie dotyczyły geometrii matrycy zostały przyjęte tak, jak w przypadku wariantu 5 i 6 przedstawionego w tabeli 5.1. Na podstawie uzyskanych wyników przeprowadzona została analiza regresji w oparciu o sztuczne sieci neuronowe. Analizę regresji wykonano przy użyciu pakietu automatycznych sieci neuronowych w środowisku Statistica Ver 12. Opis parametrów stworzonych sieci neuronowych podano w dalszej części opracowania.

Tabela 5.3. Plan eksperymentu wykorzystany w badaniach

Taguchi, $P=3, L=5$									
Lp.	r , mm	h , mm	γ , °	λ , °	Lp.	r , mm	h , mm	γ , °	λ , °
1	60	0	30	λ_1	14	90	9	30	λ_{14}
2	60	3	31	λ_2	15	90	12	31	λ_{15}
3	60	6	32	λ_3	16	105	0	33	λ_{16}
4	60	9	33	λ_4	17	105	3	34	λ_{17}
5	60	12	34	λ_5	18	105	6	30	λ_{18}
6	75	0	31	λ_6	19	105	9	31	λ_{19}
7	75	3	32	λ_7	20	105	12	32	λ_{20}
8	75	6	33	λ_8	21	120	0	34	λ_{21}
9	75	9	34	λ_9	22	120	3	30	λ_{22}
10	75	12	30	λ_{10}	23	120	6	31	λ_{23}
11	90	0	32	λ_{11}	24	120	9	32	λ_{24}
12	90	3	33	λ_{12}	25	120	12	33	λ_{25}
13	90	6	34	λ_{13}					

5.3. Wyniki obliczeń numerycznych

Przeprowadzone symulacje numeryczne oparte na metodzie elementów skończonych pozwoliły wyznaczyć parametry, które mają wpływ na przebieg procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Na podstawie zrealizowanych symulacji numerycznych możliwe stało się również wyznaczenie danych wyjściowych wykorzystanych do nauki sieci neuronowych, które umożliwiły wyznaczenie funkcji $\lambda = f(r, h, \gamma)$ opisującej zależność pomiędzy kątem pochylenia rowków wiórowych λ , a parametrami geometrycznymi matrycy. Ponadto wyznaczono parametry siłowe, rozkłady nacisków jednostkowych na powierzchni kontaktu materiał obrabiany-narzędzia, rozkłady intensywności odkształcenia i naprężenia oraz kryterium zniszczenia.

Przedstawione w niniejszym rozdziale wyniki poddawane były analizie błędów i niepewności pomiarów. Analiza ta została przeprowadzona w zakresie:

- eliminacji błędów grubych – test Q-Dixona,
- określenia rozszerzonej niepewności pomiaru $U_A(x)$ – metoda typu A.

Metodykę określania niepewności pomiaru przedstawiono na przykładzie obliczeń niepewności pomiaru dla przypadku wyciskania wg wariantu 1 dla czynnika tarcia 0,1. W celu eliminacji błędów grubych uzyskane wyniki wartości kąta λ zostały uszeregowane w ciąg niemalejący ($\lambda_1 \leq \lambda_2 \leq \dots \leq \lambda_{n-1} \leq \lambda_n$): 23,22°; 23,23°; 23,27°; 23,73°; 23,79°; 23,87°. Następnie wyznaczono wartości rozstępu R oraz parametrów Q_{min} i Q_{max} zgodnie ze wzorami:

$$R = \lambda_n - \lambda_1 = 23,87^\circ - 23,22^\circ = 0,65^\circ, \quad (5.1)$$

$$Q_{min} = \frac{\lambda_2 - \lambda_1}{R} = \frac{23,23^\circ - 23,22^\circ}{0,65^\circ} = 0,015, \quad (5.2)$$

$$Q_{max} = \frac{\lambda_n - \lambda_{n-1}}{R} = \frac{23,87^\circ - 23,79^\circ}{0,65^\circ} = 0,123. \quad (5.3)$$

Wyznaczone wartości Q_{min} i Q_{max} należy porównać z wartością krytyczną Q_{kr} odczytaną z rozkładu Q-Dixona pokazanego w tabeli 5.4. Wartość krytyczną $Q_{kr} = 0,560$ wyznaczono dla liczby pomiarów $n = 6$ oraz poziomu ufności wynoszącym $p_\alpha = 95\%$. W obu przypadkach otrzymane wartości Q_{min} i Q_{max} są mniejsze od wartości krytycznej, tak więc uzyskane wyniki pomiaru nie są obarczone błędem grubym.

W celu wyznaczenia niepewności pomiaru w pierwszej kolejności należy wyznaczyć średnią arytmetyczną serii pomiarów:

$$\bar{\lambda} = \frac{\sum_{i=1}^n \lambda_i}{n} = \frac{23,22^\circ + 23,23^\circ + 23,27^\circ + 23,73^\circ + 23,79^\circ + 23,87^\circ}{6} = 23,52^\circ. \quad (6.4)$$

Estymata odchylenia standardowego pojedynczego pomiaru:

$$\hat{\sigma}_{\lambda} = \frac{1}{2} \sqrt{\sum_{i=1}^n (\lambda_i - \bar{\lambda})^2} = \frac{1}{2} \sqrt{(-0,3)^2 + (-0,29)^2 + (-0,25)^2 + (0,21)^2 + (0,27)^2 + (0,35)^2} = 0,31. \quad (6.5)$$

Estymata odchylenia standardowego średniej arytmetycznej:

$$\hat{\sigma}_{\bar{\lambda}} = \frac{\hat{\sigma}_{\lambda}}{\sqrt{n}} = \frac{0,31}{\sqrt{6}} = 0,13. \quad (6.6)$$

Współczynnik rozszerzenia $k_{\alpha} = 2,57$ odczytano z rozkładu t-Studenta (tabela 5.5) dla poziomu ufności $p_{\alpha} = 95\%$ oraz liczby stopni swobody $\nu = n-1 = 5$. Stąd niepewność standardowa pomiaru dla czynnika tarcia $m = 0,1$ wynosi $u_A = 0,13^{\circ}$, natomiast niepewność rozszerzona $U_A = k_{\alpha} u_A = 0,33^{\circ}$. Ostateczny wynik pomiaru z uwzględnieniem niepewności pomiaru dla rozpatrywanego przypadku wynosi $\lambda_{m=0,1} = 23,52^{\circ} \pm 0,33^{\circ}$.

Tabela 5.4. Wartości krytyczne Q_{kr} dla testu Q-Dixona dla wybranych poziomów ufności p_{α} i liczności próby n

$n \backslash p_{\alpha}$	90%	95%	99%
3	0,886	0,941	0,988
4	0,679	0,765	0,889
5	0,557	0,642	0,780
6	0,482	0,560	0,698
7	0,434	0,507	0,637
8	0,399	0,468	0,590
9	0,370	0,437	0,555
10	0,349	0,412	0,527

Tabela 5.5. Współczynniki k_{α} obliczone z rozkładu t-Studenta dla wybranych poziomów ufności p_{α} i stopni swobody ν

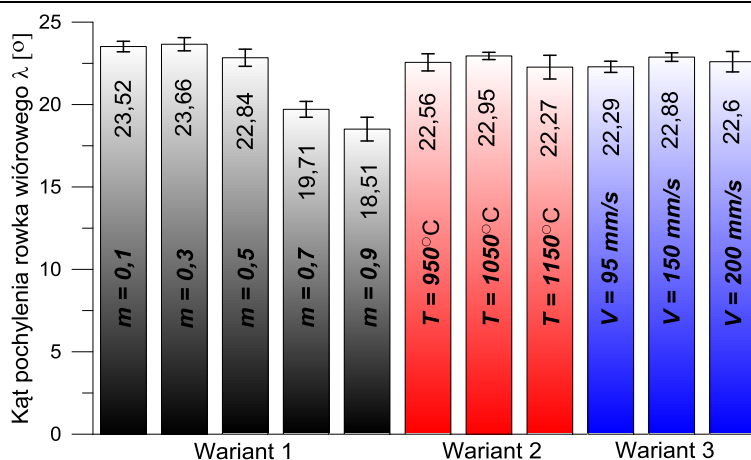
$\nu \backslash p_{\alpha}$	70%	90%	95%	99%
1	1,96	6,31	12,71	63,66
2	1,88	2,92	4,30	9,92
3	1,85	2,35	3,18	5,84
4	1,19	2,13	2,78	4,60
5	1,15	2,02	2,57	4,03
6	1,13	1,94	2,45	3,71
7	1,11	1,89	2,36	3,50
8	1,10	1,86	2,31	3,36
9	1,10	1,83	2,26	3,25
∞	1,03	1,64	1,96	2,57

5.3.1. Kąt pochylenia rowków wiórowych λ

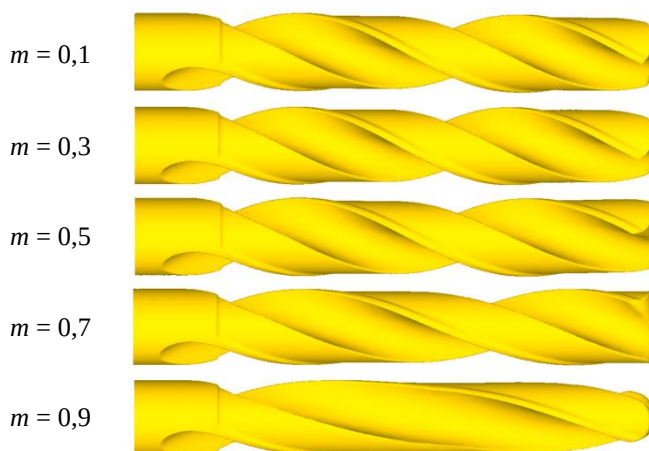
Zakres stosowanych w praktyce kątów pochylenia rowków wiórowych jest bardzo szeroki i zależy w głównej mierze od przeznaczenia wiertła. Mniejsze kąty $\lambda < 30^{\circ}$ stosowane są w przypadku wiertel wykorzystywanych do wiercenia otworów m. in. w mosiądzu, brązie oraz tworzywach sztucznych. Z kolei wiertła o kątach pochylenia rowków wiórowych $\lambda > 30^{\circ}$ wykorzystywane są do wiercenia otworów w materiałach o mniejszej twardości, takich jak np. stopy aluminium oraz miedź. Typowa wartość kąta pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 30^{\circ}$ stosowana jest w wiertłach przeznaczonych do wiercenia otworów w stali oraz żeliwie. Wartość kąta pochylenia rowków wiórowych przekłada się również na geometrię ostrza wiertła krętego uzyskiwanego w trakcie operacji ostrzenia. W przypadku typowych wiertel krętych część skrawająca powinna

być tak ukształtowana, aby główne krawędzie skrawające były prostoliniowe. W celu zachowania prostoliniowości krawędzi skrawającej, pomiędzy wartością kąta pochylenia rowków wiórowych λ oraz kątem wierzchołkowym 2κ powinny być zachowane odpowiednie relacje. W praktyce dopuszcza się odchylenie od prostoliniowości głównej krawędzi skrawającej, tak by była ona wypukła. Dlatego też tolerancja kąta λ wynosi od $\pm 2^\circ$ do $\pm 5^\circ$ (przy większych wartościach kąta $\lambda \geq 30^\circ$).

W ramach analizy wpływu parametrów technologicznych procesu wyciskania na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych zrealizowano symulacje numeryczne wg trzech wariantów, w których analizowano wpływ czynnika tarcia, prędkości i temperatury wyciskania. Uzyskane wyniki dla warunków brzegowych zestawionych w tabeli 5.1 przedstawiono w formie wykresu na rys. 5.5. W przypadku wariantu pierwszego, który dotyczył wpływu tarcia widoczne jest, że przy większych wartościach czynnika tarcia wartość kąta pochylenia rowków wiórowych jest mniejsza. W zakresie wartości czynnika tarcia od 0,1 do 0,5 zmiany średniej wartości kąta λ są bardzo nieznaczne i nie przekraczają jednego stopnia. Wzrost czynnika tarcia powyżej 0,5 powoduje wyraźne zmniejszenie skręcenia wiertła. W pozostałych przypadkach wyciskania (wariant 2 i 3) kąt nachylenia linii śrubowej tylko nieznacznie różni się do siebie, a różnice te również nie przekraczają jednego stopnia. Brak wpływu temperatury i prędkości wyciskania na kąt pochylenia rowków śrubowych wiertła jest pozytywnym aspektem głównie ze względu na temperaturę wyciskania, której utrzymanie w trakcie wyciskania na stałym poziomie jest praktycznie niemożliwe. Realizacja wyciskania w odpowiednich warunkach smarowania zapewnia uzyskanie stałej wartości kąta skręcenia w szerokim zakresie wartości czynnika tarcia (0–0,5). Z drugiej strony realizacja procesu wyciskania przy czynnikach tarcia powyżej 0,5 jest niezalecana ze względu na wzrost siły wyciskania, zużycie narzędzi oraz niekorzystny stan powierzchni uzyskanych wyrobów. Otrzymane w trakcie obliczeń numerycznych kształty wiertel przy zmiennych wartościach czynnika tarcia m zostały pokazane na rys. 5.6. Wiertła przedstawione na rys. 5.6 wyciskane były przy zmienionych parametrach geometrycznych matrycy: $r = 60$ mm, $h = 3$ mm oraz $\gamma = 31^\circ$, w stosunku do danych zwartych w tabeli 5.1. Niezależnie od kształtu matrycy wpływ czynnika tarcia jest podobny, dla wartości czynnika tarcia od 0,1 do 0,5 skok linii śrubowej uzyskanych wiertel jest zbliżony. Przy wartości czynnika tarcia 0,7 i większym obserwuje się wzrost wartości skoku wiertła, który przekłada się na mniejsze wartości kąta pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel krętych.



Rys. 5.5. Wpływ parametrów technologicznych procesu wyciskania na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych λ



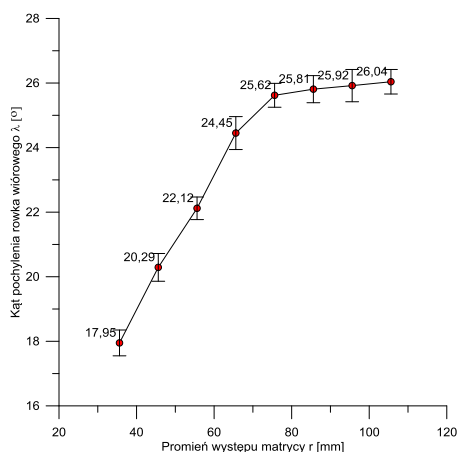
Rys. 5.6. Geometria wiertel krętych wyciskanych przy zmiennych wartościach czynnika tarcia na powierzchni kontaktu wsad-matryca, przy parametrach matrycy $r = 60 \text{ mm}$, $h = 3 \text{ mm}$ oraz $\gamma = 31^{\circ}$

Wpływ parametrów geometrycznych matrycy na wielkość kąta pochylenia rowków wiórowych został przedstawiony na kolejnych rys. 5.7 i 5.8. Na rys. 5.7 przedstawiono zmiany wielkości kąta λ w zależności od zmiany promienia r występow kształtujących rowki wiórowe. Wartość minimalną promienia r wyznaczono na podstawie zależności (5.7) opisującej minimalną średnicę freza krążkowego do frezowania rowków wiórowych wiertel krętych:

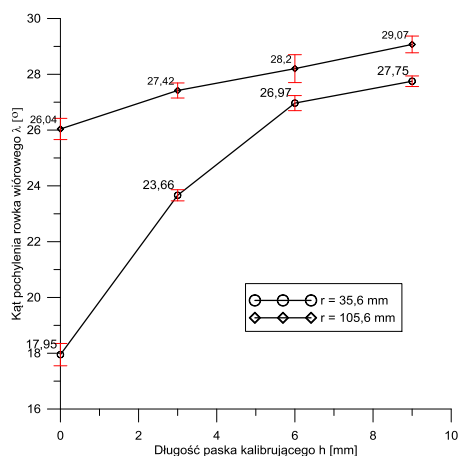
$$D_{\min} = 13\sqrt{D}. \quad (5.7)$$

gdzie: D – średnica wiertła, $D_{\min}$ – minimalna średnica freza.

Kolejne wartości promienia r przyjęte w obliczeniach stopniowane były, co 10 mm względem minimalnego promienia określonego na podstawie zależności (5.7). Zgodnie z przypuszczaniami wartość promienia r matrycy wpływa w istotny sposób na wartość skoku linii śrubowej wyciskanego wiertła. Wiertło wyciskane w matrycy z promieniem $r = 105,6$ mm posiada zdecydowanie większą wartość kąta λ w stosunku do wiertła wyciskanego w matrycy z promieniem $r = 35,6$ mm. Zgodnie z danymi zamieszczonymi na rys. 5.7 widoczne jest, że wzrost wartości promienia r matrycy powoduje wzrost wartości kąta pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel. Wzrost ten jest wyraźnie widoczny w zakresie wartości promienia r od 35,6 mm do 75,6 mm. Z kolei w zakresie wartości promienia r od 75,6 mm do 105,6 mm wzrost wartości kąta pochylenia rowków wiórowych nie jest tak wyraźny i wyniósł zaledwie $0,42^\circ$.



Rys. 5.7. Zależność kąta pochylenia rowków wiórowych od wartości promienia r matrycy



Rys. 5.8. Zależność kąta pochylenia rowków wiórowych od wartości paska kalibrującego h

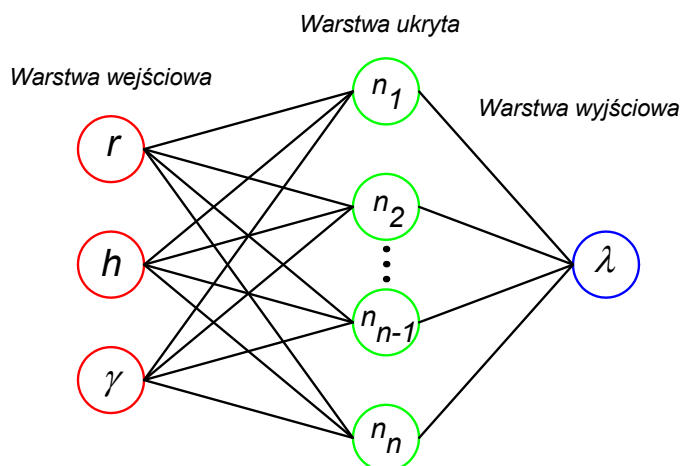
Na rys. 5.8 przedstawiono wpływ długości paska kalibrującego h na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych λ dla dwóch wartości promienia r matrycy. W obu przypadkach, tj. dla promienia $r = 35,6$ mm i $r = 105,6$ mm wraz ze zwiększaniem długości paska kalibrującego odnotowuje się wzrost wartości kąta pochylenia rowków wiórowych. Przyrost wartości kąta jest uzależniony od wartości promienia r . W przypadku promienia $r = 35,6$ mm w całym zakresie długości paska kalibrującego h odnotowano przyrost wartości kąta λ o 54,6 %. Natomiast dla promienia $r = 105,6$ mm odnotowano wzrost wartości kąta λ o 11,6 %.

Do wyznaczenia zależności pomiędzy parametrami geometrycznymi matrycy, a wielkością kąta pochylenia rowków wiórowych przyjęto trzy parametry o pięciu wartościach (tabela 5.2). Na podstawie tych danych zbudowany został plan eksperymentu pokazany w tabeli 5.3. Wyznaczone

wielkości kąta pochylenia rowków wiórowych dla rozpatrywanych przypadków przedstawiono w tabeli 5.6. Dane zamieszczone w tabeli 5.6 zostały wykorzystane do stworzenia sztucznej sieci neuronowej, której zadaniem jest przewidywanie wielkości kąta pochylenia rowków wiórowych w zależności od zastosowanych parametrów geometrycznych matrycy. Z uzyskanych metodą elementów skończonych wyników przedstawionych w tabeli 5.6 wyodrębniono losowo trzy zbiory: uczący 70%, walidacyjny 15%, oraz testujący 15%. Tworząc sieć neuronową założono, że powinna ona mieć własności ekstrapolacyjne, a więc przewidywać przypadki wychodzące poza zbiór uczący. Na podstawie przeprowadzonych do tej pory badań [165, 166, 172] stwierdzono, że najlepsze ku temu własności posiada sieć typu perceptron wielowarstwowy MLP (z ang. Multi Layer Perceptron). Podczas tworzenia architektury sieci neuronowej założono, że będzie ona posiadała trzy neurony wejściowe (r – promień występów kształtujących rowki wiórowe, h – długość części kalibrującej oraz γ – kąt pochylenia występów kształtujących rowki wiórowe) oraz jeden neuron wyjściowy (λ – kąt pochylenia rowków wiórowych). Liczba neuronów w warstwie ukrytej została dobrana automatycznie (wstępnie założono, że ich liczba nie może być mniejsza od 3 i większa od 1000). Uogólniony schemat architektury sieci neuronowej przedstawiono na rys. 5.9. Parametry stworzonej sieci neuronowej zostały przedstawione w tabeli 5.7.

Tabela 5.6. Wartości kąta λ uzyskane metodą elementów skończonych

Lp.	r , mm	h , mm	γ , °	λ , °	Lp.	r , mm	h , mm	γ , °	λ , °
1	60	0	30	$22,91 \pm 0,18$	14	90	9	30	$28,66 \pm 0,14$
2	60	3	31	$27,12 \pm 0,27$	15	90	12	31	$31,10 \pm 0,17$
3	60	6	32	$29,01 \pm 0,27$	16	105	0	33	$27,83 \pm 0,25$
4	60	9	33	$31,28 \pm 0,13$	17	105	3	34	$30,17 \pm 0,29$
5	60	12	34	$30,53 \pm 0,35$	18	105	6	30	$29,63 \pm 0,15$
6	75	0	31	$25,12 \pm 0,22$	19	105	9	31	$29,16 \pm 0,24$
7	75	3	32	$29,77 \pm 0,25$	20	105	12	32	$30,86 \pm 0,20$
8	75	6	33	$30,89 \pm 0,39$	21	120	0	34	$28,19 \pm 0,28$
9	75	9	34	$31,04 \pm 0,42$	22	120	3	30	$28,65 \pm 0,45$
10	75	12	30	$29,21 \pm 0,21$	23	120	6	31	$29,32 \pm 0,32$
11	90	0	32	$27,66 \pm 0,28$	24	120	9	32	$29,67 \pm 0,23$
12	90	3	33	$30,86 \pm 0,26$	25	120	12	33	$30,54 \pm 0,18$
13	90	6	34	$32,53 \pm 0,26$					



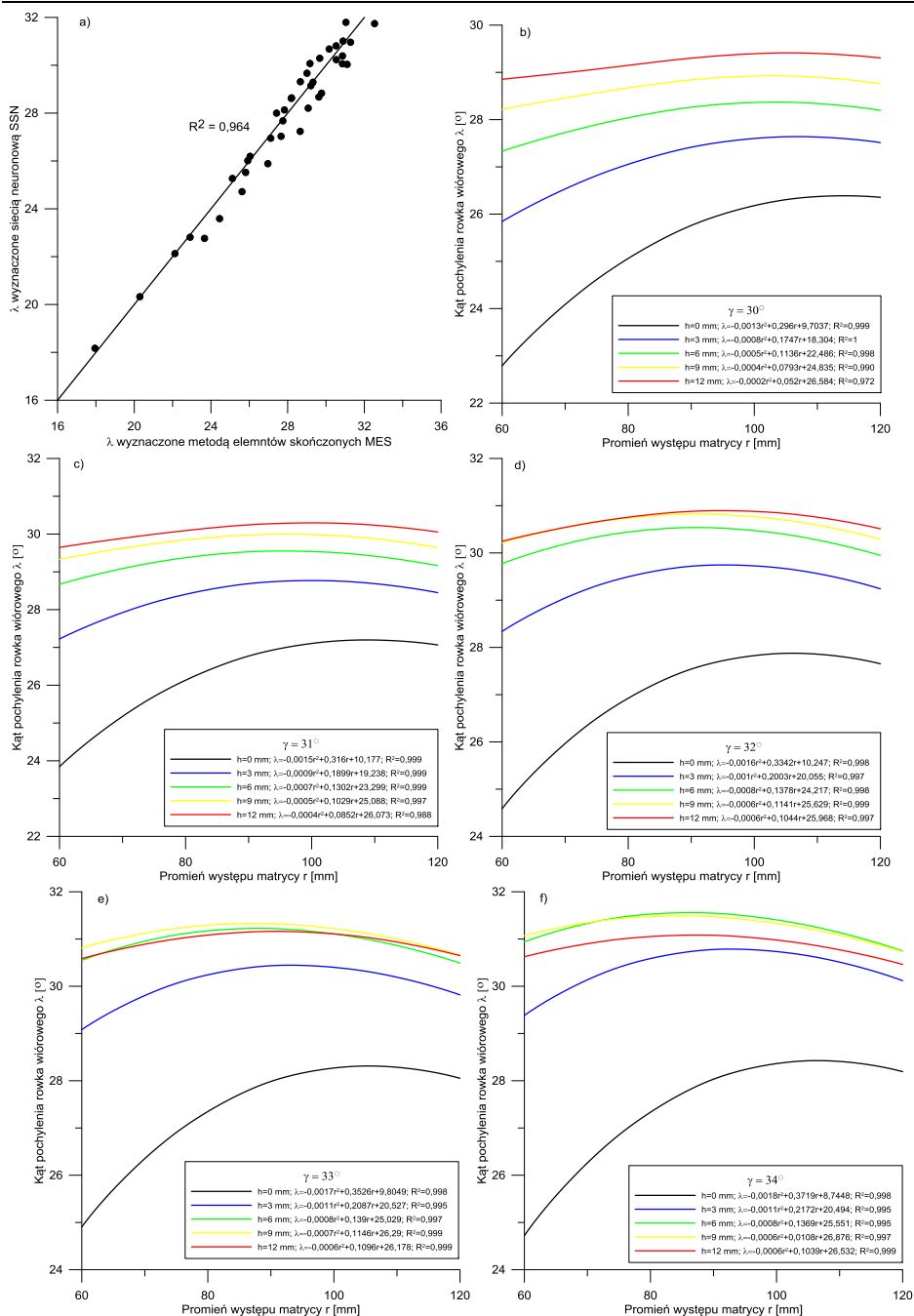
Rys. 5.9. Architektura sztucznej sieci neuronowej

Tabela 5.7. Parametry stworzonej sieci neuronowej MLP 3–984–1 do przewidywania kąta pochylenia rowków wiórowych λ

Parametr	Liczba neuronów wejściowych	Liczba neuronów ukrytych	Liczba neuronów wyjściowych	Funkcja błędu	Algorytm uczenia	Funkcja aktywacji neuronów ukrytych
Wartość	3	984	1	SOS	BFGS	Tanh
Funkcja aktywacji neuronów wyjściowych	Błąd uczenia	Błąd testowania	Błąd walidacji	Jakość uczenia	Jakość testowania	Jakość walidacji
Liniowa	0,142	0,221	0,290	0,982	0,998	0,980

Wyniki uczenia sieci neuronowej zostały pokazane na rys. 5.10a. Jakość uczenia sieci została oceniona na podstawie analizy jakości korelacji liniowej pomiędzy wartościami kąta λ wyznaczonymi MES oraz wartościami obliczonymi za pomocą stworzonej sieci neuronowej. Za miarę jakości dopasowania modelu opartego o sztuczną inteligencję przyjęto współczynnik determinacji R^2 , którego wartość zawiera się w przedziale $[0,1]$. Do oceny jakości stworzonej sieci neuronowej wykorzystano również dane, które nie były wykorzystywane w trakcie jej uczenia, a więc dane uzyskane w trakcie realizacji obliczeń wg wariantów 4–6. Na podstawie wyników pokazanych na rys. 5.10a stwierdzić można, że jakość dopasowania odpowiedzi sztucznej sieci neuronowej jest bardzo zadawalająca, co potwierdza wysoka wartość współczynnika determinacji $R^2 = 0,964$.

5. Modelowanie numeryczne procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych



Rys. 5.10. Wyniki obliczeń wartości kąta λ przy wykorzystaniu sieci neuronowych: a) porównanie wartości obliczonych MES i SSN, b) wartości kąta λ dla $\gamma = 30^\circ$, c) wartości kąta λ dla $\gamma = 31^\circ$, d) wartości kąta λ dla $\gamma = 32^\circ$, e) wartości kąta λ dla $\gamma = 33^\circ$, f) wartości kąta λ dla $\gamma = 34^\circ$

Docelowo, uzyskana sieć neuronowa ma za zadanie przewidywanie wartości kąta λ w całym zakresie możliwych wartości r , h oraz γ . Wyznaczone za pomocą sztucznej sieci neuronowej zależności $\lambda = f(r, h, \gamma)$ zostały pokazane w formie wykresów na rys. 5.10b–f. Dla wszystkich przypadków relacje pomiędzy wartością kąta pochylenia rowków wiórowych λ i promienia r przy różnych wartościach h i γ opisane są funkcją kwadratową. Wraz ze wzrostem wartości promienia r obserwuje się wzrost wartości kąta pochylenia rowków wiórowych. Jednakże w każdym z rozpatrywanych przypadków istnieje wartość optymalna promienia r_{op} , po przekroczeniu, której obserwuje się zmniejszenie kąta pochylenia rowków wiórowych λ . Wartość optymalna promienia r_{op} w każdym z przypadków odpowiada ekstremum funkcji opisującej zależność kąta λ do promienia r . Wartość r_{op} można wyznaczyć rozwiązując równanie: $\lambda'(r_{h,\gamma}) = 0$.

Dla przypadków wyciskania przy kątach $\gamma = 30^\circ$ i 31° wraz ze wzrostem długości paska kalibrującego h następuje wzrost kąta pochylenia rowków wiórowych λ . W przypadku wyciskania przy kącie $\gamma = 32^\circ$ w przedziale wartości promieni $r < r_{op}$ dla $h = 9$ i 12 mm obserwuje się identyczną wartość kąta λ . Podobna sytuacja wstępuje przy następujących parametrach wyciskania: $\gamma = 33^\circ$ i $h = 6$ i 12 mm oraz $\gamma = 34^\circ$ i $h = 6$ i 9 mm. Podczas wyciskania z wartościami kąta $\gamma = 33^\circ$ i 34° oraz długością paska kalibrującego $h = 12$ mm obserwuje się zmniejszenie kąta λ w stosunku do wyciskania przy mniejszych długościach paska kalibrującego h . Resumując wzrost wartości kąta γ obniża efektywność wpływu długości paska kalibrującego h na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych.

W przypadku kąta γ pochylenia występów kształtujących rowki wiórowe zwiększanie jego wartości od 30° do 33° powoduje wyraźny wzrost kąta λ . Natomiast dla kąta $\gamma = 34^\circ$ wzrost kąta λ w stosunku do wyciskania z kątem $\gamma = 33^\circ$ nie jest tak wyraźny, a w przypadku niektórych konfiguracji r i h zaobserwować można nawet jego spadek. Z danych zamieszczonych na rys. 5.10b–f wynika, że zakładane wartości kąta λ uzyskać można przy różnej konfiguracji parametrów geometrycznych charakteryzujących matryce do wyciskania wiertel krętych. Dlatego też przy wyborze odpowiedniej konfiguracji parametrów geometrycznych matrycy uwzględniać należy również warunek minimalizacji siły wyciskania.

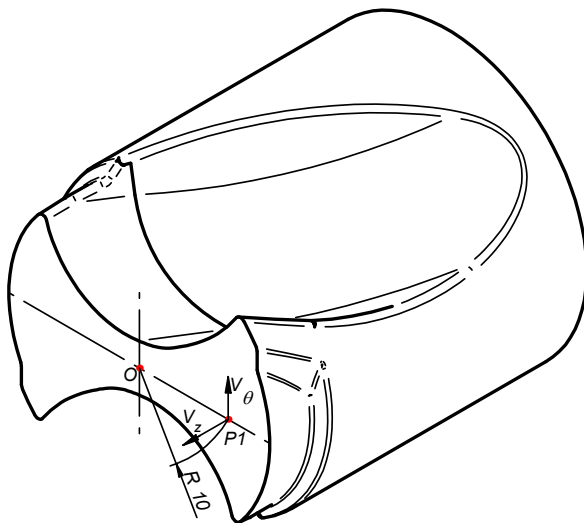
5.3.2. Analiza płynięcia metalu

Celem lepszego uwidocznienia wpływu parametrów geometrycznych matrycy na przebieg skręcania wiertła w trakcie wyciskania analizie poddano kinematykę płynięcia materiału. Skok linii śrubowej wiertła w trakcie wyciskania uzależniony jest od prędkości płynięcia materiału w kierunku osiowym V_z oraz obwodowym V_θ . Relację pomiędzy skokiem linii śrubowej wiertła p , a prędkościami V_z i V_θ można zapisać następującym równaniem:

$$p = \frac{V_z}{V_\theta} 2r_i \pi, \quad (6.8)$$

gdzie: p – skok linii śrubowej wiertła, V_z – prędkość w kierunku osiowym, V_θ – prędkość w kierunku obwodowym, r_i – odległość punktu, w którym mierzone są prędkości V_z i V_θ od osi obrotu wiertła.

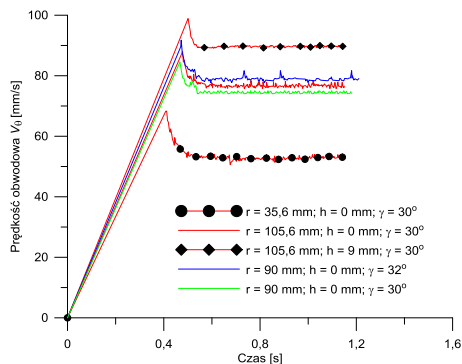
Na podstawie przeprowadzonego modelowania numerycznego wyznaczone zostały prędkości V_z i V_θ w punkcie P1 przy różnych parametrach geometrycznych matrycy. Schemat obrazujący położenie punktu P1 oraz wektory prędkości na przekroju wyciskanego wiertła przedstawiono na rys. 5.11. W rozpatrywanych przypadkach punkt P1 był nieruchomy (nie przemieszczał się wraz z materiałem) i znajdował się w płaszczyźnie wyjściowej matrycy.



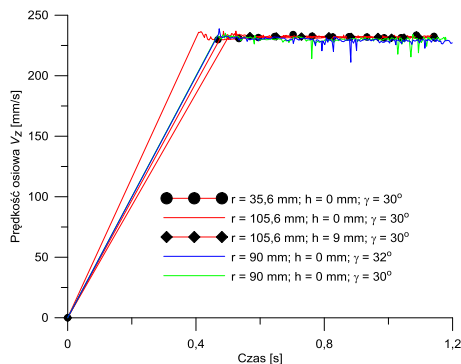
Rys. 5.11. Orientacja punktu pomiarowego P1 oraz rozkład prędkości V_z i V_θ

Wartości bezwzględne prędkości V_z i V_θ zanotowane w punkcie P1 zostały przedstawione na rys. 5.12 i 5.13. Zgodnie z danymi zamieszczonymi na rys. 5.13 parametry geometryczne matrycy nie mają wpływu na prędkość V_z płynięcia materiału w kierunku osiowym. Przedstawione na rys. 5.12 rozkłady prędkości V_θ płynięcia materiału w kierunku obwodowym wskazują, że prędkość ta jest zależna od parametrów geometrycznych matrycy. Zgodnie z przypuszczeniami wzrost parametrów: r , h oraz γ powoduje zwiększenie prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym. Zgodnie z równaniem (5.8) przy większych prędkościach V_θ zmniejsza się wartość skoku linii śrubowej p wiertła i tym samym zwiększa kąt pochylenia rowków wiórowych λ . Porównując wartość prędkości V_θ dla przypadku wyciskania przy $\gamma = 30^\circ$ i $\gamma = 32^\circ$ stwierdzić można, że wzrost wartości kąta γ nie powoduje tak dużego

przyrostu prędkości obwodowej, jak np. zmiana wartości promienia r czy długości paska kalibrującego h .



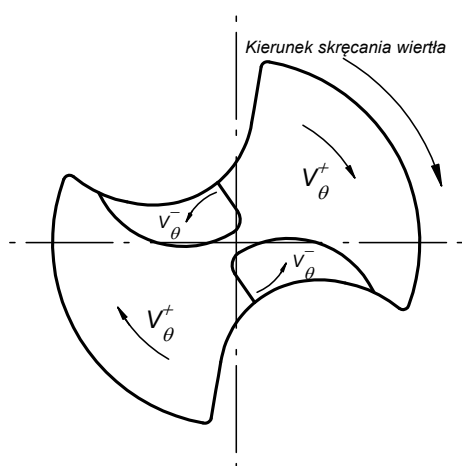
Rys. 5.12. Rozkłady prędkości obwodowej V_θ w punkcie P1 dla zmiennych parametrów geometrycznych matrycy



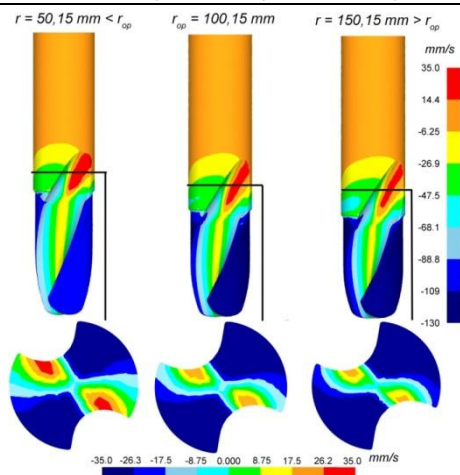
Rys. 5.13. Rozkłady prędkości osiowej V_z w punkcie P1 dla zmiennych parametrów geometrycznych matrycy

Ze względu na brak zależności pomiędzy parametrami geometrycznymi matrycy, a prędkością płynięcia materiału w kierunku osiowym V_z w dalszej części opracowania przeanalizowano wyłącznie zmiany prędkości obwodowej V_θ . Schemat płynięcia materiału w kierunku obwodowym w strefie odkształcenia przedstawiono na rys. 5.14.

Na rys. 5.15 przedstawione zostały rozkłady prędkości V_θ przy zmiennych wartościach promienia r matrycy. Przeanalizowane zostały trzy przypadki, w których promień r przyjmował wartość optymalną $r = 100,15$ mm, mniejszą od optymalnej $r = 50,15$ mm oraz większą $r = 150,15$ mm. Zgodnie z przyjętym w oprogramowaniu DEFORM biegunowym układem współrzędnych wartości dodatnie prędkości V_θ są przeciwne do zwrotu skręcania wiertła, tym samym wartości ujemne są zgodne ze zwrotem skręcania. Zgodnie z danymi zamieszczonymi na rys. 5.15 w strefie odkształcenia plastycznego w obszarze dna rowka wiórowego materiał płynie przeciwie do kierunku skręcania wiertła. Płynięcie materiału w przeciwnych kierunkach związane jest z rozdzielaniem materiału przez występy matrycy na dwie strugi połączone rdzeniem wiertła. Największe wartości prędkości obwodowej o przeciwnym zwrocie do kierunku skręcania wiertła występują w przypadku wyciskania przy promieniu r mniejszym od r_{op} . Wraz ze wzrostem promienia r prędkość w kierunku przeciwnym do kierunku skręcania osiąga mniejsze wartości. Różnice pomiędzy wartościami prędkości obwodowej przy wyciskaniu w matrycy z promieniem $r_{op} = 100,15$ mm i $r = 150,15$ mm są bardzo nieznaczne, co przekłada się również na niewielkie zmiany kąta pochylenia rowków wiórowych λ wyciskanych wiertel (rys. 5.10). Po przekroczeniu wartości optymalnej promienia r nie obserwuje się wyraźnego zwiększenia kąta λ .



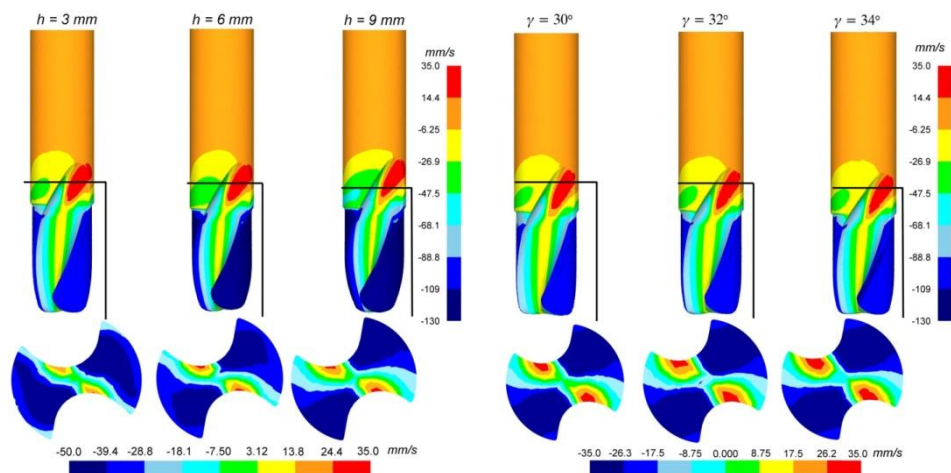
Rys. 6.12. Schemat płynięcia materiału w kierunku obwodowym w strefie odkształcenia



Rys. 6.13. Rozkład prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym V_{θ} przy wyciskaniu w matrycach o parametrach: $h = 0$ mm, $\gamma = 32^{\circ}$ oraz zmiennych wartościach promienia r

Rozkłady prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym podczas wyciskania wiertel krętych przy zmiennych długościach paska kalibrującego h i wartościach kąta γ przedstawiono odpowiednio na rys. 5.15 i 5.16. Zwiększając długość paska kalibrującego można zaobserwować, że prędkość obwodowa płynięcia materiału o zwrocie przeciwnym do zwrotu skręcania wiertła przyjmuje stopniowo większe wartości. Jednakże, zwiększa się również prędkość płynięcia materiału w kierunku zgodnym do kierunku skręcania wiertła, co przekłada się na większe wartości kąta pochylenia rowków wiórowych. Na rys. 5.16 przedstawiono rozkład płynięcia materiału w strefie odkształcenia w zależności od wartości kąta γ . W tym przypadku najmniejsze wartości prędkości V_{θ}^{-} występują przy wyciskaniu w matrycy z kątem pochylenia występu kształtującego $\gamma = 30^{\circ}$. Zwiększanie wartości kąta γ w nieznaczny sposób zwiększa wartość prędkości V_{θ}^{-} . Zgodnie z danymi zamieszczonymi na rys. 5.12 zwiększeniu wartości kąta γ towarzyszy nieznaczny wzrost prędkości V_{θ}^{+} .

Porównując kinematykę płynięcia materiału w zależności od zmiennych parametrów geometrycznych matrycy można stwierdzić, że prędkość płynięcia materiału w kierunku obwodowym w największym stopniu uzależniona jest od wartości promienia r , natomiast wpływ wartości kąta γ jest najmniejszy.

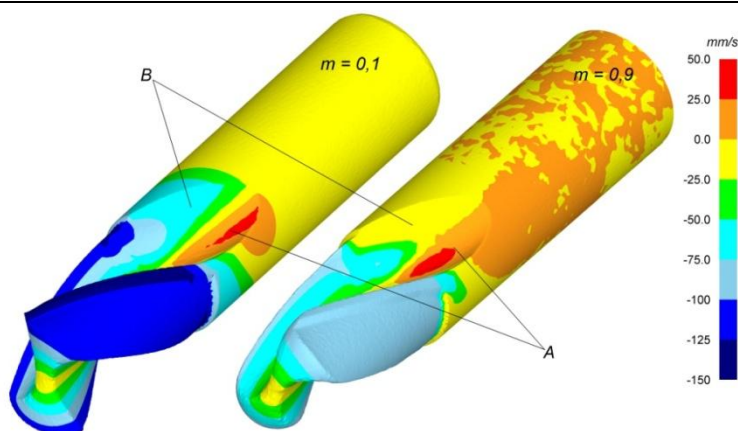


Rys. 5.15. Rozkład prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym V_θ przy wyciskaniu w matrycach o parametrach: $r = 35,6$ mm, $\gamma = 30^\circ$ oraz zmiennych wartościach długości paska kalibrującego h

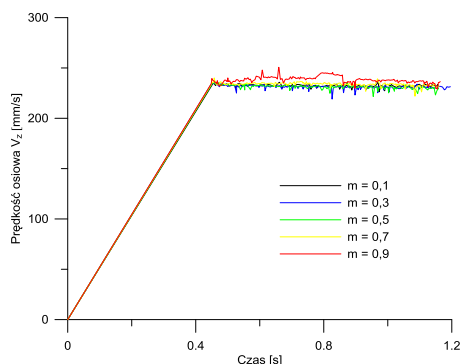
Rys. 5.16. Rozkład prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym V_θ przy wyciskaniu w matrycach o parametrach: $r = 55,6$ mm, $h = 0$ mm oraz zmiennych wartościach kąta γ

Na rys. 5.17 przedstawione zostały rozkłady prędkości płynięcia metalu w kierunku obwodowym dla zmiennych wartości czynnika tarcia na powierzchni kontaktu materiał wyciskany-matryce. Jak już wiadomo, wartość sił tarcia na powierzchni kontaktu narzędzia z materiałem obrabianym wpływa na wielkość kąta pochylenia rowków wiórowych (rys. 5.5 i 5.6). W strefie odkształcenia na powierzchni natarcia rowka wiórowego w obszarze A prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym V_θ^- dla obu przypadków $m = 0,1$ i $m = 0,9$ są zbliżone. Wyrażna różnica w wartości prędkości obwodowych V_θ^+ występuje w obszarze B, gdzie prędkość płynięcia materiału w kierunku obwodowym jest większa w przypadku wyciskania przy mniejszym czynniku tarcia. Różnice w prędkości płynięcia materiału w strefie odkształcenia wyraźnie przekładają się na wartość prędkości obwodowej wiertła znajdującego się poza tą strefą.

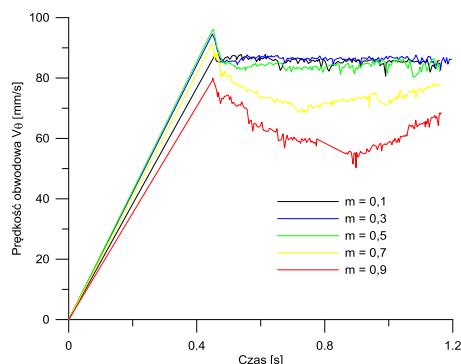
Na rys. 5.18 i 5.19 przedstawione zostały zmiany prędkości płynięcia materiału w punkcie P1 dla zmiennych warunków tarcia pomiędzy wsadem a matrycą. W przypadku zmian prędkości osiowej pokazanej na rys. 5.18 nie odnotowano żadnych wyraźnych zmian w stosunku do rozkładów pokazanych powyżej. Prędkość płynięcia materiału w kierunku osiowym w punkcie P1 przyjmuje dla czynników tarcia od 0,1 do 0,7 zbliżoną wartość. W trakcie trwania ustalonej fazy wyciskania nie zanotowano wyraźnych zmian w wartości prędkości osiowej dla tych czynników tarcia. W przypadku wyciskania z czynnikiem tarcia $m = 0,9$ prędkość osiowa przyjmuje nieco większe wartości niż w pozostałych przypadkach. W trakcie trwania procesu wyciskania można zaobserwować pewne wahania wartości prędkości w kierunku osiowym.



Rys. 5.17. Rozkład prędkości obwodowej V_θ przy wyciskaniu ze zmiennymi wartościami czynnika tarcia w matrycy o parametrach: $r = 60$ mm, $h = 3$ mm i $\gamma = 31^\circ$



Rys. 5.18. Rozkłady prędkości osiowej V_z w punkcie P1 dla zmiennych warunków tarcia

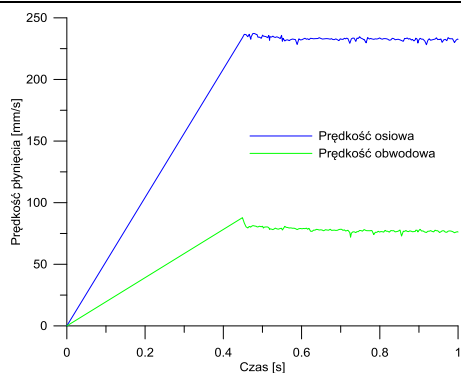


Rys. 5.19. Rozkłady prędkości obwodowej V_θ w punkcie P1 dla zmiennych warunków tarcia

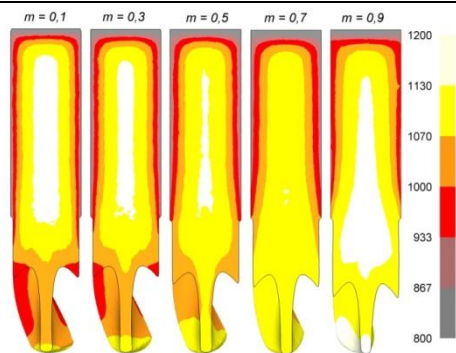
Wyznaczone zmiany prędkości obwodowej w punkcie P1 wskazują, że realizacja procesu wyciskania przy czynniku tarcia od $m = 0,1$ do $m = 0,5$ przebiega w podobny sposób. W tym zakresie wartości czynnika tarcia prędkość obwodowa przyjmuje zbliżone i stałe wartości w trakcie trwania ustalonej fazy wyciskania. Dla czynników tarcia powyżej $m = 0,5$ zanotowano zmniejszenie prędkości obwodowej. Ponadto prędkość obwodowa dla tych czynników tarcia nie jest stała w trakcie ustalonej fazy wyciskania. W początkowym etapie ustalonej fazy wyciskania wartość prędkości obwodowej zmniejsza swoją wartość aż do osiągnięcia minimum. Po przekroczeniu wartości minimalnej prędkość obwodowa wzrasta osiągając w końcowym etapie wyciskania wartość zbliżoną do sytuacji początkowej. Zmniejszenie prędkości obwodowej na skutek działania dużych sił tarcia prowadzi do zwiększenia wartości skoku linii śrubowej wyciskanego wiertła. Jednakże zdecydowanie gorszym zjawiskiem

w tej sytuacji jest zmienny charakter prędkości obwodowej w trakcie wyciskania, który przekłada się na zmienną wartość kąta pochylenia rowków wiórowych na długości wiertła. Wstępnie dokonano założenia, że zmiany prędkości obwodowej w czasie wyciskania z dużymi czynnikami tarcia mogą być wynikiem nadmiernego wzrostu temperatury wyciskanego materiału. Wzrost temperatury przy wyciskaniu z dużymi czynnikami tarcia jest wynikiem generowania dużych ilości ciepła przez siły tarcia. W celu potwierdzenia przyjętej hipotezy przeprowadzono dodatkową symulację procesu wyciskania wiertła przy czynniku tarcia $m = 0,9$ w warunkach izotermicznych. W związku z powyższym w trakcie symulacji numerycznej nie uwzględniano: wymiany ciepła pomiędzy wsadem i narzędziami, wymiany ciepła pomiędzy wsadem i otoczeniem, generowania ciepła na skutek działania sił tarcia oraz pracy odkształcenia plastycznego. Na rys. 5.20 przedstawiono zmiany prędkości przemieszczania punktu P1 w czasie wyciskania. W przypadku realizacji procesu wyciskania w warunkach izotermicznych nie zaobserwowano wyraźnych wahań prędkości obwodowej w trakcie wyciskania. Jednakże wartość prędkości obwodowej w tym przypadku wyciskania jest nieznacznie mniejsza niż w przypadku wyciskania przy czynniku tarcia z zakresu $0,1 < m < 0,5$. Prędkość płynięcia w kierunku osiowym w przypadku wyciskania izotermicznego nie uległa zmianom.

Uzyskane na podstawie przeprowadzonych obliczeń MES rozkłady temperatury dla wyciskania przy zmiennych warunkach tarcia pokazano na rys. 5.21. W zakresie czynnika tarcia od 0,1 do 0,7 temperatura w części centralnej materiału znajdującego się w komorze pojemnika zmniejsza się wraz ze wzrostem czynnika tarcia. Z kolei dla przypadku wyciskania przy czynniku tarcia $m = 0,9$ temperatura w centralnej części materiału jest większa niż w przypadku wyciskania z czynnikiem tarcia $m = 0,7$. Oczywiście wynika to z faktu, iż wzrost czynnika tarcia powoduje zwiększenie nacisków powierzchniowych pomiędzy materiałem kształtowanym a narzędziami. Przy większych wartościach nacisków powierzchniowych intensywność wymiany ciepła pomiędzy wsadem a narzędziami jest większa. Z kolei siły tarcia w przypadku wyciskania z czynnikiem tarcia $m = 0,9$ osiągają na tyle duże wartości, że są w stanie wygenerować tyle ciepła, by zrekompensować starty ciepła powstające w wyniku wymiany ciepła pomiędzy wsadem i narzędziami. W obszarze uplastycznienia materiału ciepło generowane jest nie tylko na skutek działania sił tarcia, ale również odkształceń plastycznych. W związku z czym temperatura materiału w strefie uplastycznienia wzrasta wraz ze wzrostem czynnika tarcia. Dlatego też w początkowym etapie wyciskania prędkość obwodowa zmniejsza się na skutek wzrostu temperatury. W późniejszym etapie wyciskania kolejne warstwy materiału wchodzące w strefę doksztalcenia są chłodniejsze i tym samym wyciskanie przebiega przy niższych temperaturach, a prędkość obwodowa ulega zwiększeniu.



Rys. 5.20. Rozkłady prędkości osiowej V_z i obwodowej V_θ punkcie P1 przy wyciskaniu z czynnikiem tarcia $m = 0,9$ w warunkach izotermicznych

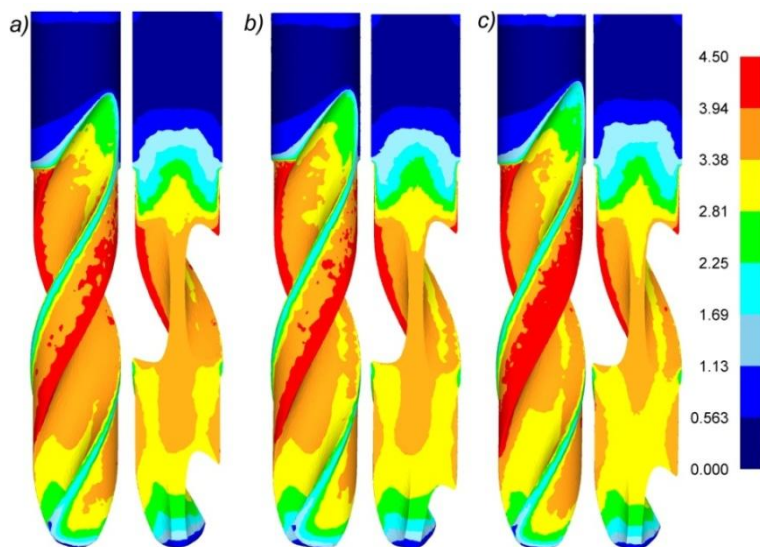


Rys. 5.21. Rozkłady temperatury [$^{\circ}\text{C}$] podczas wyciskania wiertła krętego z temperatury początkowej $1150\text{ }^{\circ}\text{C}$ przy zmiennych warunkach tarcia

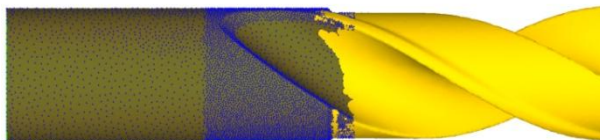
5.3.3. Stan odkształcenia i naprężenia

Do analizy stanu odkształcenia i naprężenia w wiertłach wyciskanych w matrycach dzielonych wybrano trzy przypadki. Cechą wspólną tych przypadków jest zbliżona wartość kąta pochylenia rowków wiórowych uzyskana przy różnych parametrach geometrycznych matrycy. Zgodnie z danymi zamieszczonymi w tabeli 5.6 są to następujące przypadki wyciskania: nr 8 ($r = 75\text{ mm}$, $h = 6\text{ mm}$, $\gamma = 33^{\circ}$, $\lambda = 30,89^{\circ}$), nr 12 ($r = 90\text{ mm}$, $h = 3\text{ mm}$, $\gamma = 33^{\circ}$, $\lambda = 30,86^{\circ}$) oraz nr 20 ($r = 105\text{ mm}$, $h = 12\text{ mm}$, $\gamma = 32^{\circ}$, $\lambda = 30,86^{\circ}$). Rozkład intensywności odkształcenia dla tych przypadków wyciskania został zobrazowany na rys. 5.22. W przypadku wyciskania wiertel o jednakowej wartości kąta pochylenia rowków wiórowych λ , lecz przy różnych parametrach geometrycznych matrycy, rozkłady intensywności odkształcenia są zbliżone. Największe wartości odkształcenia odnotowano na krawędzi pióra wiertła, z kolei najmniejsze wartości zlokalizowane są po przeciwległej stronie w obszarze łysinki wiertła. Zmniejszone wartości odkształceń plastycznych w łysince wiertła wynikają z jednakowych średnic komory pojemnika i wyciskanego wiertła, co ogranicza w tym obszarze promieniowe płynięcie materiału i odkształcenie materiału w tym kierunku. Zwiększone wartości odkształceń na krawędzi pióra wiertła, są następstwem stycznego płynięcia materiału oraz dłuższej drogi kształtowania, na której działają siły tarcia (rys. 5.23.). Obszar występowania największych odkształceń na krawędzi pióra jest największy dla przypadku wyciskania przedstawionego na rys. 5.22c. W tym przypadku wyciskanie realizowane było przy największej wartości promienia r oraz długości paska kalibrującego h w stosunku do dwóch pozostałych przypadków. Odkształcenia na powierzchni rowka wiórowego przyjmują większe wartości na powierzchni tylnej w stosunku do wartości odkształceń

zanotowanych na powierzchni natarcia rowka wiórowego. W przekroju wiertła widoczne jest, że największe odkształcenia lokalizują się w rdzeniu wiertła (największy przerób plastyczny) natomiast mniejsze wartości odnotować można w piórach wiertła.



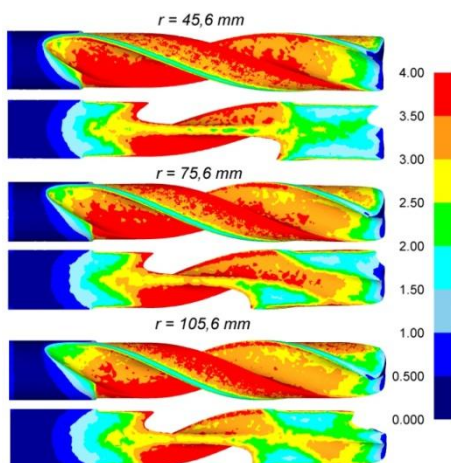
Rys. 5.22. Rozkład intensywności odkształcenia uzyskany w trakcie wyciskania: a) $r = 75$ mm, $h = 6$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,89^\circ$, b) $r = 90$ mm, $h = 3$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$, c) $r = 105$ mm, $h = 12$ mm, $\gamma = 32^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$



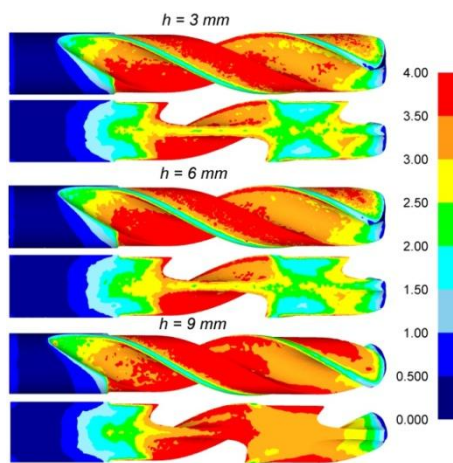
Rys. 5.23. Obszar kontaktu wyciskanego wiertła z matrycą

Analizie poddano również wpływ poszczególnych parametrów charakteryzujących geometrię matrycy do wyciskania wiertel krętych na wartość odkształceń plastycznych. Rozkłady intensywności odkształcenia uzyskane przy zmiennych wartościach promienia r przedstawiono na rys. 5.24, a dla zmiennych długości paska kalibrującego h na rys. 5.25, natomiast wpływ kąta γ pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy zobrazowano na rys. 5.26. Wraz ze wzrostem promienia r można zaobserwować zwiększenie obszaru o największych odkształceniach na powierzchni piór wiertła. Z drugiej strony wzrost promienia r powoduje zmniejszenie obszaru występowania największych odkształceń na powierzchni tylnej rowka wiórowego. Wpływ kąta γ pochylenia występow kształtujących na stan doksztalcenia wyciskanych wiertel jest bardzo nieznaczny. Wraz ze zwiększaniem wartości tego kąta zaobserwować można

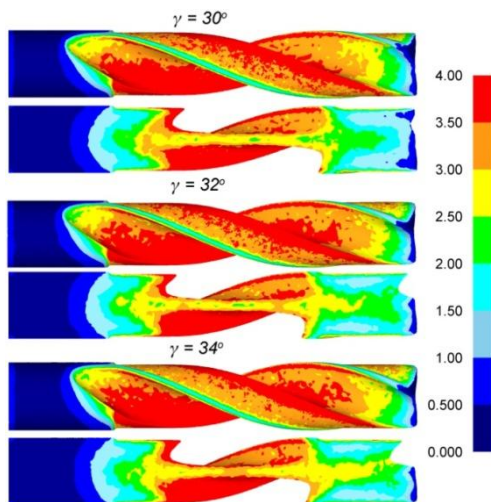
niewielkie zmniejszenie obszaru największych odkształceń plastycznych na powierzchni piór wiertła.



Rys. 5.24. Rozkład intensywności odkształcenia dla zmiennych wartości promienia r przy $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$



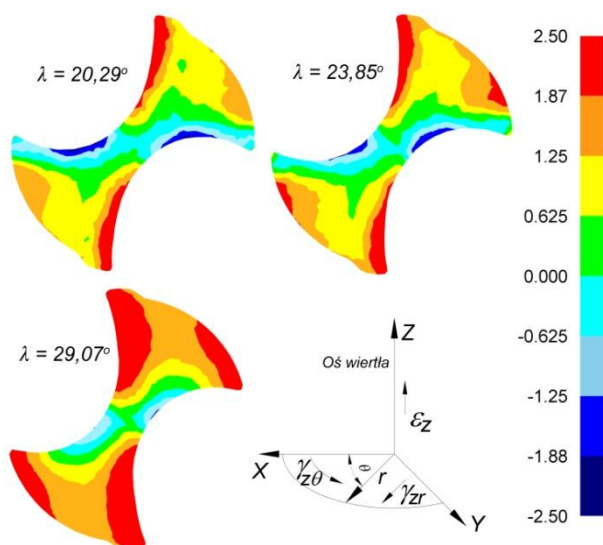
Rys. 5.25. Rozkład intensywności odkształcenia dla zmiennych długości paska kalibrującego h przy $r = 105,6$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$



Rys. 5.26. Rozkład intensywności odkształcenia dla zmiennych kątów γ pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy przy $r = 55,6$ mm oraz $h = 0$ mm

Zwiększenie długości paska kalibrującego h powoduje wzrost obszaru o największych wartościach odkształcenia na powierzchni piór wiertła. W przypadku wyciskania przy parametrach matrycy: $r = 105,6$ mm, $h = 9$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$ w przekroju osiowym wiertła w obszarze piór zaobserwować można zwiększoną wartość odkształceń ok. $\varepsilon = 3,5$. W pozostałych przypadkach

wartość maksymalnych odkształceń w przekroju osiowym w obszarze piór wiertel wynosi ok. $\varepsilon = 2$. Dla przypadków pokazanych na rys. 5.22 intensywność odkształcenia w przekroju osiowym w obszarze piór również osiąga wartość $\varepsilon \approx 3,5$. Cechą wspólną przypadków wyciskania, w których intensywność odkształcenia w piórach wiertła wzrasta jest wysoka wartość kąta λ pochylenia rowków wiórowych w stosunku do innych przypadków pokazanych na rys. 5.24–26. W związku z powyższym wartość odkształceń w tym obszarze wiertła uzależniona jest od stopnia skręcenia wiertła. Zwiększenie stopnia skręcenia wiertła generuje większe odkształcenia postaciowe w kierunku obwodowym (rys. 5.27), co przekłada się na wzrost intensywności odkształcenia.

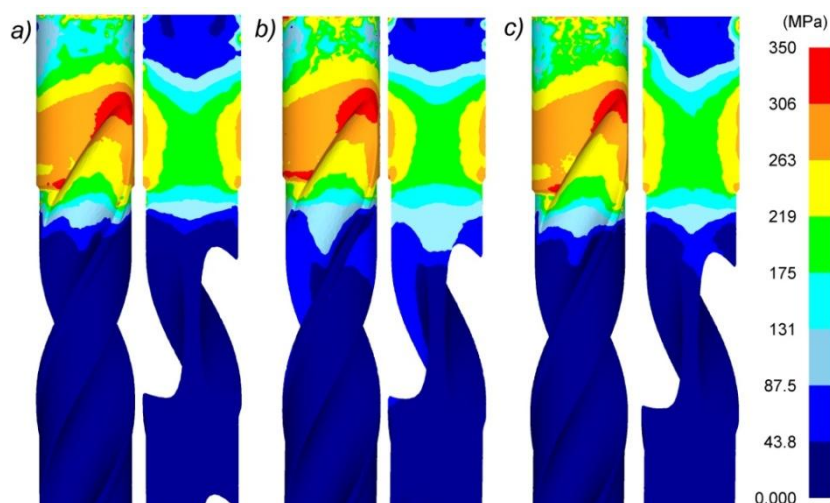


Rys. 5.27. Rozkład odkształceń postaciowych γ_{z0} dla zmiennych wartości kąta pochylenia rowków wiórowych

Rozkłady odkształcenia postaciowego γ_{z0} obliczone w procesach wyciskania przy parametrach zapewniających uzyskanie różnych wartości kąta λ pochylenia rowków wiórowych przedstawiono na rys. 5.27. Odkształcenia postaciowe γ_{z0} przyjmują wartości o zmiennych znakach. Odkształcenia w kierunku skręcania wiertła przyjmują wartości dodatnie, natomiast wartości ujemne odpowiadają odkształceniom w kierunku przeciwnym do kierunku skręcania wiertła. Rozkłady wartości dodatnich i ujemnych odkształcenia postaciowego γ_{z0} są analogiczne z rozkładem prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym. Największe wartości odkształceń dodatnich występują w obszarze przypowierzchniowym powierzchni natarcia rowka wiórowego, z kolei wartości ujemne osiągają maksimum w obszarze przypowierzchniowym powierzchni tylnej rowka wiórowego. Porównując uzyskane rozkłady odkształcenia

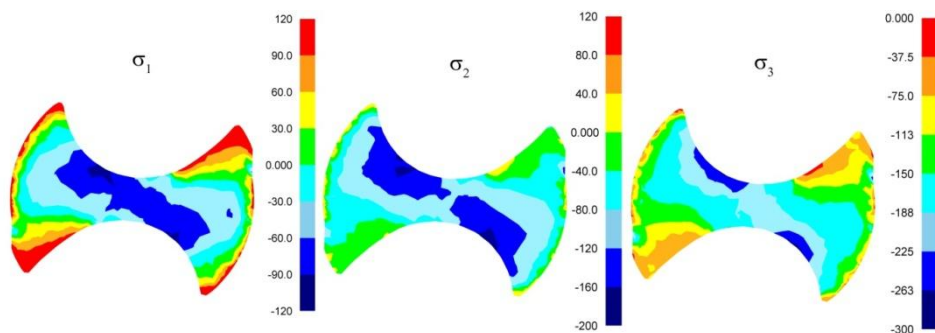
postaciowego $\gamma_{z\theta}$ można zauważyć, że wzrost uzyskanego w trakcie wyciskania kąta pochylenia rowków wiórowych powoduje wzrost odkształcenia dodatniego i tym samym zmniejszenie wartości odkształcenia ujemnego. Przy czym w przypadku wyciskania, w którym uzyskano kąty $\lambda = 20,29^\circ$ i $\lambda = 23,85^\circ$ różnice wartości odkształcenia postaciowego $\gamma_{z\theta}$ są nieznaczne. Wyraźnie zwiększenie odkształceń dodatnich i zmniejszenie ujemnych występuje dla przypadku wyciskania, w którym uzyskano kąt pochylenia rowków wiórowych $\lambda = 29,07^\circ$. Reasumując, stwierdza się, że wzrost wartości kąta pochylenia rowków wiórowych powoduje zwiększenie dodatnich odkształceń postaciowych $\gamma_{z\theta}$ i jednocześnie zmniejszenie wartości odkształceń o znaku przeciwnym.

Stan naprężenia podczas wyciskania wiertel krętych wyznaczono stosując metodę elementów skończonych. Na rys. 5.28 przedstawione zostały rozkłady naprężenia zredukowanego dla przypadków wyciskania, w których uzyskano wiertła o zbliżonej wartości kąta pochylenia rowków wiórowych. Niezależnie od zastosowanych parametrów geometrycznych matrycy rozkład oraz wartości naprężeń przyjmują podobny obraz. Największe naprężenia zredukowane (350 MPa) zlokalizowane są w obszarze wyjścia rowków wiórowych. Wzrost naprężeń w tym miejscu spowodowany jest wcinaniem się występu kształtującego rowek wiórowy w materiał, który ulega tutaj rozdzieleniu na dwie strugi. Niewielkie obszary, w których naprężenia osiągają podobną wartość (350 MPa) zlokalizowane są w miejscu redukcji średnicy materiału, gdzie kształtowana jest średnica piór wiertła.



Rys. 5.28. Rozkład naprężenia zredukowanego σ_i wg hipotezy Hubera-Misesa a) $r = 75$ mm, $h = 6$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,89^\circ$, b) $r = 90$ mm, $h = 3$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$, c) $r = 105$ mm, $h = 12$ mm, $\gamma = 32^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$

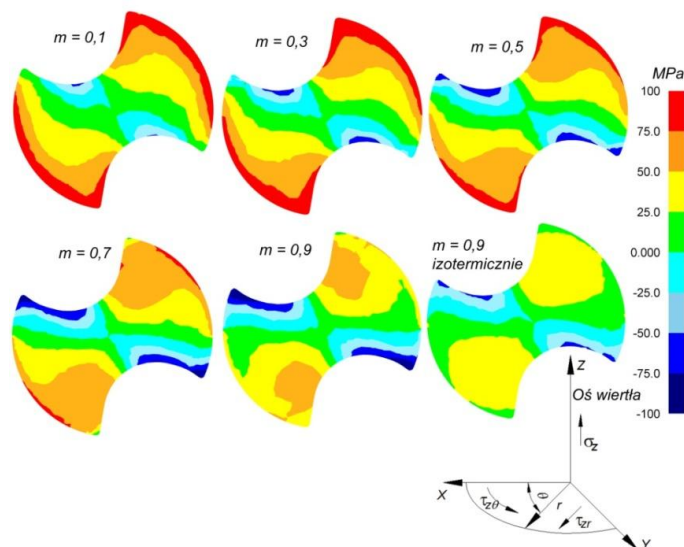
Wykorzystując modelowanie numeryczne wyznaczono również stan naprężeń głównych dla przypadku wyciskania w matrycach o następujących parametrach: $r = 105$ mm, $h = 12$ mm i $\gamma = 32^\circ$. Analizując dane obrazujące rozkład naprężeń głównych (rys. 5.29) można wyróżnić dwa stany naprężeń występujące w trakcie wyciskania wiertel krętych w strefie uplastycznienia materiału. Przyjmując, że w obszarze przy powierzchni pióra wiertła nieznaczne dodatnie drugie naprężenie główne jest pomijalnie małe, to w obszarze łysinek wiertła oraz warstwach przypowierzchniowych pióra występuje dwuosiowe ściskanie z rozciąganiem. W pozostałym obszarze kształtowanego wiertła występuje trójosiowe ściskanie. Ogólnie można stwierdzić, że w obszarze łysinek wiertła oraz warstwach przypowierzchniowych piór wiertła występuje niekorzystny stan naprężania zmniejszający podatność metalu do kształtowania plastycznego i tym samym zwiększający ryzyko utraty spójności materiału w tym obszarze.



Rys. 5.29. Rozkład naprężeń głównych (MPa) w strefie kształtowania wiertła przy $r = 105$ mm, $h = 12$ mm, $\gamma = 32^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$

Na rys. 6.30 zobrazowany został rozkład naprężania stycznego $\tau_{z\theta}$ odpowiedzialnego z skręcanie wyciskanego profilu wiertła przy zmiennych warunkach tribologicznych. Rozkłady dla wszystkich przypadków wyznaczone zostały w tym samym położeniu stempla. Charakter rozkładu naprężenia stycznego $\tau_{z\theta}$ jest tożsamy z rozkładem odkształcenia postaciowego $\gamma_{z\theta}$ oraz prędkości płynięcia materiału w kierunku obwodowym. Dla przypadków wyciskania przy czynniku tarcia $m = 0,1$; $0,3$ oraz $0,5$ rozkłady oraz wartości naprężania stycznego są bardzo zbliżone. Podczas wyciskania z czynnikiem tarcia $m = 0,7$ obserwuje się wyraźną zmianę w rozkładzie naprężania stycznego $\tau_{z\theta}$. Wraz ze wzrostem czynnika tarcia dodatnie wartości naprężania stycznego (zgodne z kierunkiem skręcania) ulegają zmniejszeniu natomiast wartości ujemne wzrastają. W przypadku wyciskania przy czynniku tarcia $m = 0,9$ w warunkach izotermicznych wartości naprężania stycznego są mniejsze niż dla tego samego przypadku realizowanego z uwzględnieniem warunków termicznych procesu. Wraz ze wzrostem kąta skręcania wiertła proces

wyciskania przebiega przy większych wartościach naprężania stycznego $\tau_{z\theta}$. Wzrost czynnika tarcia oraz temperatury wyciskanego materiału sprawia, że naprężenie styczne $\tau_{z\theta}$ ulega zmniejszeniu powodując tym samym mniejsze skrócenie wyciskanego wiertła.



Rys. 5.30. Rozkład naprężeń stycznych $\tau_{z\theta}$ w przekroju poprzecznym strefy uplastycznienia materiału przy zmiennych warunkach tarcia

5.3.4. Kryterium zniszczenia (pęknięcia)

Pęknięcie materiałów podczas kształtowania plastycznego jest spowodowane m. in.: wadami materiałowymi, nieodpowiednią temperaturą obróbki oraz występowaniem niekorzystnego stanu naprężenia i odkształcenia w kształtowanym materiale. W oprogramowaniu bazującym na metodzie elementów skończonych istnieje możliwość prognozowania pęknięć w odkształcanym materiale na podstawie empirycznych kryteriów. Kryteria te opierają się na parametrach makroskopowych i nie uwzględniają zmian w strukturze materiału podczas odkształcenia. Mają one postać całki z funkcji opisującej wpływ wybranych parametrów na przebieg procesu. Funkcja reprezentująca proces odkształcania materiału zależy głównie od wartości naprężenia i odkształcenia. Jednym z takich kryteriów, używanym często do prognozowania pęknięć w kształtowanym materiale jest wartość całki Cockrofta-Lathama opisana zależnością:

$$C = \int_0^{\epsilon} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\epsilon, \quad (5.9)$$

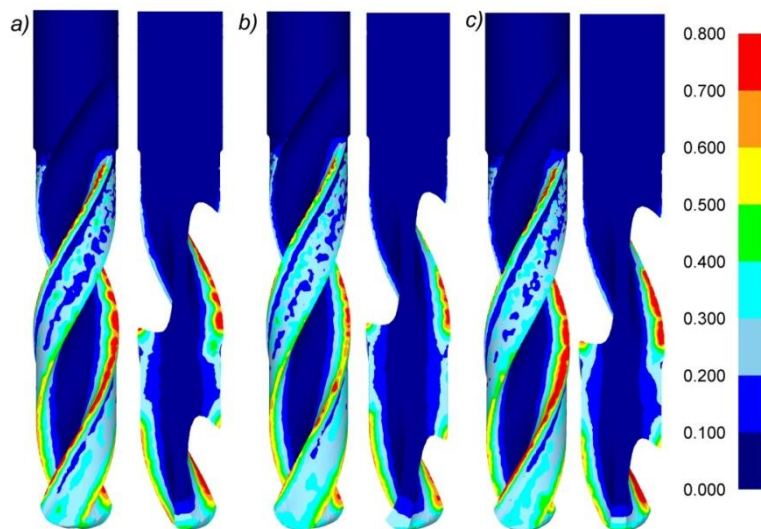
gdzie:

σ_1 – największe naprężenie główne,

σ_i – intensywność naprężeń,

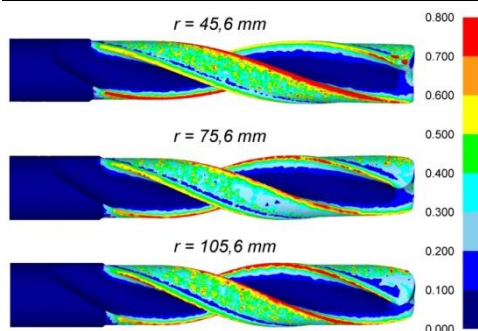
ε – intensywność odkształcenia,
 C – wartość całki Cockrofta – Lathama.

Wyznaczony numerycznie rozkład całki Cockrofta-Lathama pokazany na rys. 5.31 dotyczy przypadków wyciskania nr 8, 12 i 20 analizowanych w poprzednich częściach niniejszego rozdziału. Rozkład wartości całki Cockrofta-Lathama dla wybranych przypadków jest ścisłym odwzorowaniem rozkładu naprężeń głównych pokazanych na rys. 5.29. Największe wartości kryterium zniszczenia osiąga w obszarze łysinki wiertła od strony rowka wiórowego. W tym miejscu jak pokazano na rys. 5.29 występują największe naprężenia rozciągające. Zwiększone wartości kryterium zniszczenia wystąpiły również w obszarze krawędzi pióra wiertła oraz na jego powierzchni. Dla przedstawionych na rys. 5.31 przypadków kryterium Cockrofta-Lathama przyjmuje najmniejsze wartości podczas wyciskania przy $r = 90$ mm, $h = 3$ mm, $\gamma = 33^\circ$.

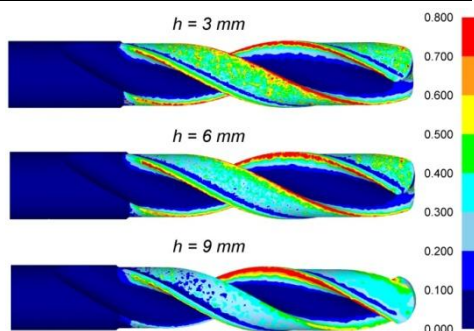


Rys. 5.31. Rozkład wartości całki Cockrofta-Lathama a) $r = 75$ mm, $h = 6$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,89^\circ$, b) $r = 90$ mm, $h = 3$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$, c) $r = 105$ mm, $h = 12$ mm, $\gamma = 32^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$

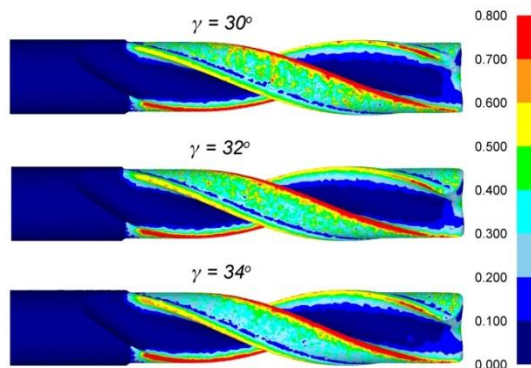
Wykorzystując modelowanie numeryczne wyznaczono również wpływ poszczególnych parametrów charakteryzujących geometrię matrycy na wartość kryterium zniszczenia. Rozkłady wartości całki Cockrofta-Lathama uzyskane przy zmiennych wartościach promienia r przedstawiono na rys. 5.32, dla zmiennych długości paska kalibrującego h na rys. 5.33, natomiast wpływ kąta γ pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy zobrazowano na rys. 5.34.



Rys. 5.32. Rozkład całki Cockrofta-Lathama dla zmiennych wartości promienia r przy $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$



Rys. 5.33. Rozkład całki Cockrofta-Lathama dla zmiennych wartości h przy $r = 105,6$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$

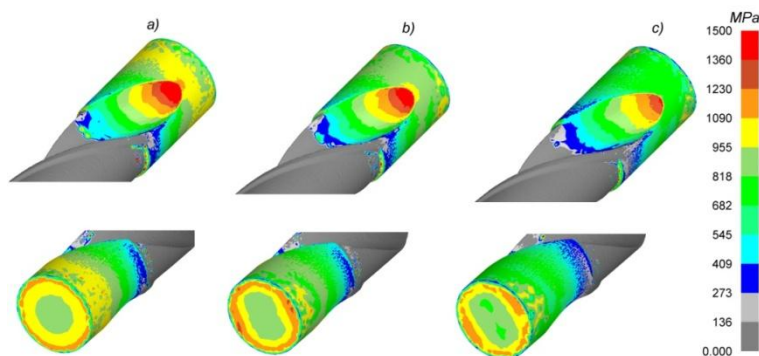


Rys. 5.34. Rozkład całki Cockrofta-Lathama dla zmiennych wartości γ przy $r = 55,6$ mm oraz $h = 0$ mm

Analizując wpływ wartości promienia r na wielkość kryterium zniszczenia można zauważyć, że przy najmniejszej z analizowanych wartości promienia r kryterium zniszczenia osiąga największą wartość 0,8 na krawędzi pióra wiertła. Zwiększenie wartości promienia r powoduje wzrost wartości kryterium zniszczenia w obszarze łysinki wiertła. Z kolei wartość kryterium zniszczenia na krawędzi pióra wiertła zmniejsza się wraz ze wzrostem promienia r . Na rys. 5.32 i 5.33 przedstawiono rozkłady całki Cockrofta-Lathama dla czterech długości paska kalibrującego. Wzrost długości paska kalibrującego h powoduje zwiększenie obszaru występowania największych wartości kryterium zniszczenia w obszarze łysinki od strony rowka wiórowego. Natomiast wartość kryterium zniszczenia na powierzchni pióra wiertła ulega zmniejszeniu na skutek zwiększania długości paska kalibrującego h . W przypadku wartości kąta γ pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy nie zaobserwowano wyraźnego wpływu tego parametru na wartość oraz rozkład kryterium zniszczenia.

5.3.5. Naciski powierzchniowe

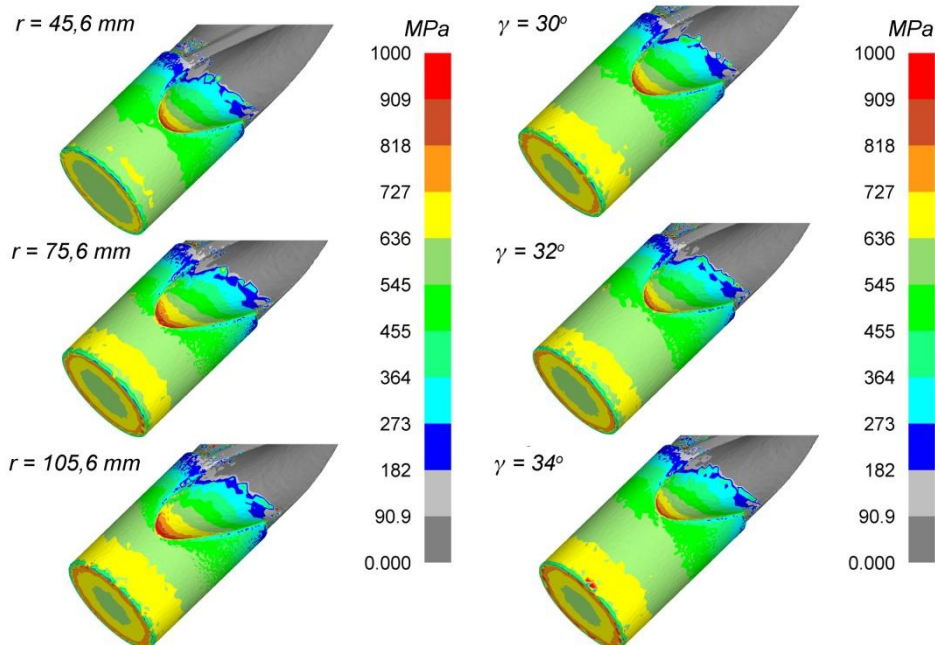
Ze względu na złożoną strefę odkształcenia plastycznego w procesie wyciskania wiertel krętych, teoretyczna analiza rozkładu nacisków powierzchniowych jest utrudniona. W przypadku określenia sił wyciskania wykorzystuje się uśrednioną wartość nacisku powierzchniowego pod stemplem, co dla powierzchni kołowej nie powoduje dużych błędów w szacowaniu siły. W przypadku nacisków występujących w obszarze kontaktu części roboczej matrycy z materiałem kształtowanym sytuacja jest bardziej skomplikowana ze względu na złożony kształt matrycy. W związku z tym teoretyczne określenie nacisków występujących podczas wyciskania nie daje dobrych wyników. Znajomość nacisków powierzchniowych występujących w procesach kształtowania plastycznego jest przydana przy szacowaniu sił kształtowania jak również trwałości narzędzi. Wykorzystując modelowanie numeryczne wyznaczone zostały rozkłady nacisków powierzchniowych dla końcowej fazy wyciskania wiertel krętych. Wyznaczony numerycznie rozkład nacisku powierzchniowego pokazany na rys. 5.35 dotyczy przypadków wyciskania nr 8, 12 i 20 gwarantujących uzyskanie kąta pochylenia rowków wiórowych o zbliżonej wartości $\lambda \approx 30,86^\circ$.



Rys. 5.35. Rozkład nacisku powierzchniowego w procesie wyciskania wiertel krętych przebiegających przy a) $r = 75$ mm, $h = 6$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,89^\circ$, b) $r = 90$ mm, $h = 3$ mm, $\gamma = 33^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$, c) $r = 105$ mm, $h = 12$ mm, $\gamma = 32^\circ$, $\lambda = 30,86^\circ$

Zgodnie z danymi zamieszczonymi na rys. 5.35 największe naciski w procesie wyciskania wiertel krętych występują w początkowej strefie występów kształtujących rowki wiórowe. W analizowanych przypadkach naciski te osiągają bardzo duże wartości wynoszące około 1500 MPa. Maksymalne naciski zanotowane pod stemplem wynoszą około 1000 MPa. W zależności od przyjętych parametrów geometrycznych matrycy zanotowane naciski przyjmują zmienne wartości. Najmniejsze wartości nacisków zanotowano dla przypadku wyciskania przedstawionego na rys. 6.35c.

Na kolejnych rysunkach pokazano wpływ poszczególnych parametrów geometrycznych matrycy na wielkość oraz rozkład nacisków powierzchniowych. Na rys. 5.36 przedstawiono jak zmienia się rozkład nacisków powierzchniowych w zależności od wartości promienia r . Naciski powierzchniowe o największych wartościach lokalizują się w obszarze występow kształtujących rowki wiórowe. Wzrost wartości promienia r powoduje niewielkie zwiększenie obszaru, na jakim występują naciski o największej wartości. Wartość promienia r ma zdecydowanie większy wpływ na wartość nacisków pod stemplem oraz na powierzchni walcowej chwytu wiertła. Wzrost promienia r powoduje zwiększenie zarówno nacisków pod stemplem jak i nacisków na powierzchni walcowej chwytu wiertła. Na podstawie analizy rozkładu nacisków powierzchniowych uzależnionych od wartości kąta γ pokazanych na rys. 5.37 można stwierdzić, że wpływ kąta γ na wartość oraz rozkład nacisków powierzchniowych jest bardzo znikomym.

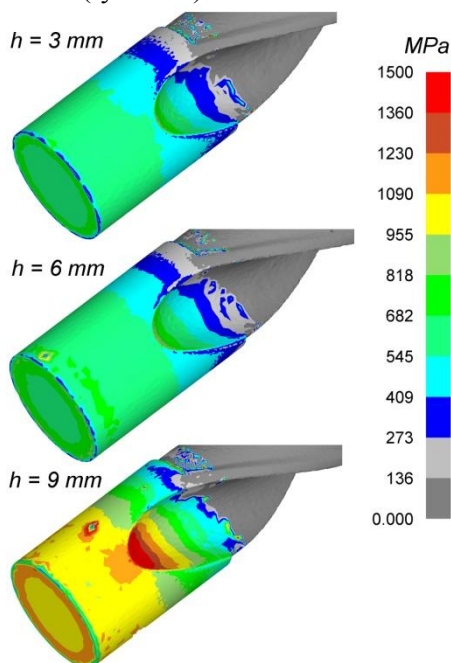


Rys. 5.36. Rozkład nacisku powierzchniowego dla zmiennych wartości promienia r przy $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$

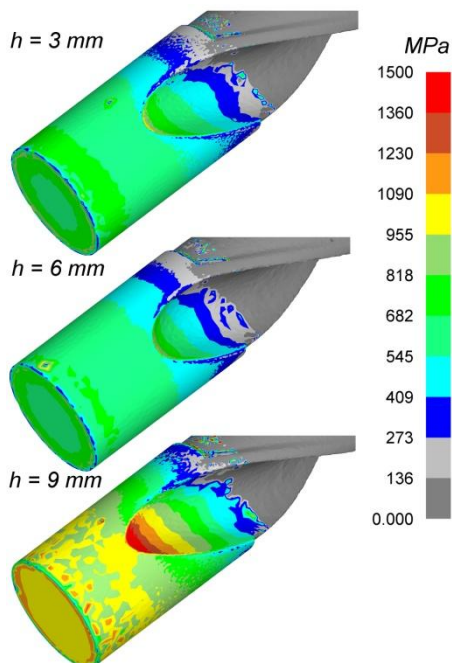
Rys. 5.37. Rozkład nacisku powierzchniowego dla zmiennych wartości kąta γ przy $h = 0$ mm oraz $r = 55.6$ mm

Zdecydowanie większy wpływ na wartość nacisków powierzchniowych ma długość paska kalibrującego h . Na rys. 5.38 pokazano zmiany nacisków powierzchniowych dla zmiennych wartości h przy promieniu $r = 35.6$ mm oraz kącie $\gamma = 30^\circ$, natomiast na rys. 5.39 przedstawiono zmiany nacisków powierzchniowych dla tych samych wartości h , co na rys. 5.38, lecz przy innej wartości promienia $r = 105.6$ mm. Niezależnie od wartości promienia r dla

długości paska kalibrującego $h = 9$ mm obserwuje się wyraźny wzrost wartości nacisków powierzchniowych. W przypadku wyciskania w matrycy $h = 9$ mm zwiększenie wartości promienia r powoduje zmniejszanie nacisków pod stemplem oraz na powierzchni walcowej chwytu wiertła. Jest to zjawisko przeciwne do tego, które zaobserwowano podczas wyciskania w matrycy bez paska kalibrującego, gdzie wzrost promienia r powodował zwiększanie nacisków pod stemplem oraz na powierzchni walcowej chwytu wiertła (rys. 5.36).



Rys. 5.38. Rozkład nacisku powierzchniowego dla zmiennych wartości h przy $r = 35,6$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$



Rys. 5.39. Rozkład nacisku powierzchniowego dla zmiennych wartości h przy $r = 105,6$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$

5.3.6. Siły w procesie wyciskania wiertel krętych

Kluczowe znaczenie przy projektowaniu procesów technologicznych obróbki plastycznej ma wyznaczenie sił niezbędnych do kształtowania materiału. Znajomość sił kształtowania pozwala na trafne dobranie maszyn i urządzeń niezbędnych do realizacji procesu obróbki plastycznej. W procesie wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych główny wpływ na przebieg procesu ma siła wyciskania F_w oraz siła rozporowa F_r usiłująca otworzyć matrycę. Poszczególne siły wyznaczyć można jako iloczyn rzutów powierzchni kontaktu na odpowiednie płaszczyzny i średniego nacisku powierzchniowego na powierzchniach styku. Określenie średniego nacisku powierzchniowego

w procesach wyciskania można przeprowadzić w oparciu o analizę teoretyczną [2, 43, 154]:

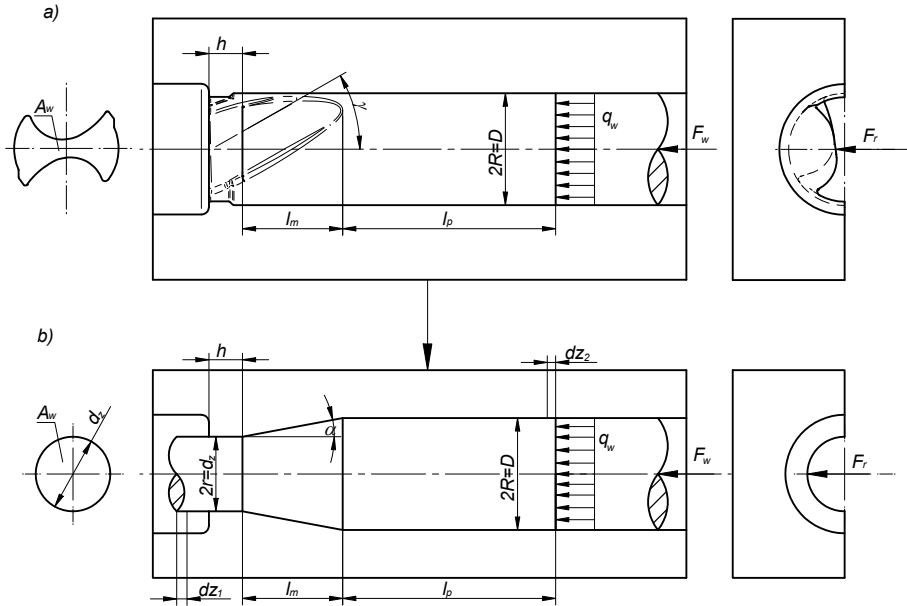
- metodą energetyczną,
- metodą uproszczonej analizy,
- metodą linii poślizgu i charakterystyk,
- metodą górnej oceny,
- metodą elementów skończonych (MES).

Z przedstawionych powyżej metod analizy obróbki plastycznej metali w obecnych czasach największym uznaniem cieszy się metoda elementów skończonych. Pozwala ona na analizę złożonych procesów obróbki plastycznej w przestrzennym stanie (3D) odkształcenia i naprężenia, co daje tej metodzie przewagę nad innymi metodami. Porównując wyniki uzyskane MES z wynikami badań doświadczalnych stwierdzić można, że przy prawidłowym określeniu warunków brzegowych metoda ta pozwala na najbardziej precyzyjne oszacowanie parametrów energetycznych procesów obróbki plastycznej [26, 95, 174]. Największą wadą tej metody jest dość długi czas trwania obliczeń oraz ograniczony dostęp do oprogramowania komputerowego umożliwiającego realizację obliczeń [136, 186].

W niniejszym rozdziale przeprowadzono obliczenia sił w procesie wyciskania wiertel krętych bazując na metodach inżynierskich, a następnie dokonano porównania uzyskanych wyników z wynikami badań doświadczalnych oraz numerycznych opartych na metodzie elementów skończonych. W celu szybkiego określenia wartości nacisków w procesie wyciskania wiertel krętych zaproponowano transformację tego procesu do schematu wyciskania wyrobów osiowosymetrycznych (rys. 5.40). Przyjęto, że proces wyciskania wiertel krętych można sprowadzić do wyciskania pręta o średnicy zastępczej d_z z wsadu o średnicy D przez matrycę stożkową o kącie rozwarcia równym α . Średnicę zastępczą d_z wyznacza się wychodząc z założenia, że pole przekroju porzecznego wiertła A_w jest równe przekrojowi pręta o średnicy d_z . Kąt rozwarcia matrycy stożkowej α wyznacza się przyjmując, że długość roboczej części matrycy w obu przypadkach jest jednakowa i wynosi l_m . Uwzględniając powyższe założenia wartości d_z oraz α wyznacza się z następujących zależności:

$$d_z = \sqrt{\frac{4A_w}{\pi}}, \quad (5.10)$$

$$\tan \alpha = \frac{D-d_z}{2l_m}. \quad (5.11)$$



Rys. 5.40. Schemat procesu: a) wyciskania wiertel w matrycach dzielonych, b) wyciskania wyrobów osiowosymetrycznych przez matrycę stożkową

Uwzględniając przyjęty sposób transformacji wyciskania wiertel krętych do procesu wyciskania wyrobów osiowosymetrycznych wyznaczono równania pozwalające określić wartość nacisku q_w w postaci bezwymiarowej, odniesionej do granicy plastyczności wyciskanego materiału σ_o . W niniejszym opracowaniu wykorzystano końcowe wzory wykorzystywane do określenia nacisku powierzchniowego wyprowadzone różnymi metodami przez Patera i in. [138]:

- Metoda energetyczna (ME)

$$\frac{q_w}{\sigma_o} = 2 \ln \frac{D}{d_z} + \frac{m}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\left(\frac{D}{d_z} \right)^2 - \left(\frac{d_z}{D} \right)^2 \right] \frac{1}{\sin 2\alpha} + \frac{4h}{d_z} \right\} + \frac{4ml_p}{\sqrt{3}D} \quad (5.12)$$

- Metoda uproszczonej analizy (MUA)

$$\left(\frac{l}{R} \right)_{gr} = -\frac{1}{2\mu} \ln \left\{ -\mu\sqrt{3} \left[\frac{1+\mu \cot \alpha}{\mu \cot \alpha} \left(1 - \left(\frac{R}{r} \right)^{2\mu \cot \alpha} \right) + 1 \right] \right\} \quad (5.13)$$

dla przypadku $(l_p/R) < (l/R)_{gr}$

$$\frac{q_w}{\sigma_o} = \exp \left(2\mu \frac{l_p}{R} \right) \left[\frac{1+\mu \cot \alpha}{\mu \cot \alpha} \left(1 - \left(\frac{R}{r} \right)^{2\mu \cot \alpha} \right) + 1 \right] - 1 \quad (5.14)$$

dla przypadku $(l_p/R) > (l/R)_{gr}$

$$\frac{q_w}{\sigma_o} = \exp \left[2\mu \left(\frac{l}{R} \right)_{gr} \right] \left[\frac{1+\mu \cot \alpha}{\mu \cot \alpha} \left(1 - \left(\frac{R}{r} \right)^{2\mu \cot \alpha} \right) + 1 \right] - 1 - \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{l_p}{R} - \left(\frac{l}{R} \right)_{gr} \right] \quad (5.15)$$

- Metoda górnej oceny (MGO)

$$\frac{q_w^{(+)}}{\sigma_o} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{f(\alpha)}{\sin^2 \alpha} + m \cot \alpha \right) \ln \frac{D}{d_z} + \frac{2\alpha - \sin 2\alpha}{2\sin^2 \alpha} + 2m \frac{h}{d_z} \right] + \frac{2ml_p}{\sqrt{3}D} \quad (5.16)$$

$$f(\alpha) = \frac{1}{2} \left[\sqrt{12} - \cos \alpha \sqrt{1 + 11\cos^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{11}} \ln \left(\frac{\sqrt{11} + \sqrt{12}}{\sqrt{11} \cos \alpha + \sqrt{1 + 11\cos^2 \alpha}} \right) \right] \quad (5.17)$$

Granicę plastyczności materiału kształtowanego wyraża się bardzo często w postaci funkcji matematycznych określających zależność $\sigma_o = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$. W przypadku procesów wyciskania początkowa temperatura T , w której realizowane jest wyciskanie jest wielkością znaną, natomiast wartość odkształcenia ε oraz prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon}$ można wyznaczyć stosując następujące zależności:

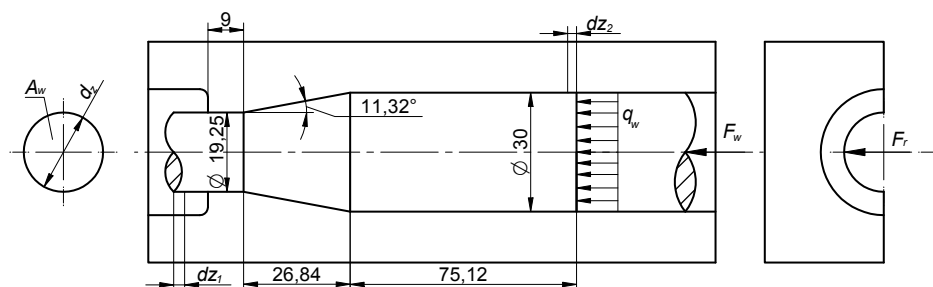
$$\varepsilon = 2 \ln \frac{D}{d_z}, \quad (5.18)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2v\varepsilon}{0,8D}. \quad (5.19)$$

W przypadku realizacji procesu wyciskania w warunkach obróbki plastycznej na gorąco bardzo istotny jest wpływ zmiany temperatury wyciskanego materiału na wartość naprężenia uplastyczniającego. Określenie rozkładu pola temperatur w kształtowanym materiale jest bardzo złożonym zagadnieniem i wymaga znajomości wielu parametrów. Obecnie najlepszym narzędziem wykorzystywanym do wyznaczenia zmiany temperatury kształtowanego materiału jest metoda elementów skończonych. W praktyce inżynierskiej do określenia wartości maksymalnej siły kształtowania przyjmuje się naprężenie uplastyczniające dla końcowej temperatury w jakiej realizowany jest proces obróbki plastycznej. W celu wyeliminowania wpływu temperatury obliczenia sprawdzające wykonano dla przypadku wyciskania ołowiu w gatunku Pb1. Wyciskanie ołowiu w temperaturze otoczenia odpowiada obróbce plastycznej na gorąco, dzięki niskiej temperaturę rekrytalizacji tego materiału. Zastosowanie ołowiu do przeprowadzania obliczeń weryfikujących pozwoli na przyjęcie założenia, że proces wyciskania będzie przebiegał niemalże w warunkach izotermicznych.

Sprawdzenie przyjętej koncepcji wyznaczania siły wyciskania przeprowadzono na przykładzie wyciskania wiertła $\varnothing 30$ mm w matrycy o parametrach: $r = 115,7$ mm, $h = 9$ mm i $\gamma = 30^\circ$. Wsad użyty do wyciskania miał wymiary $\varnothing 27$ mm x 120 mm. W analizowanym przypadku wyciskania współczynnik wydłużenia wynosił $\lambda_w = 2,43$, natomiast prędkość wyciskania v była stała i wynosiła 20 mm/s. Na rys. 5.41 przedstawiono schemat wyciskania pręta wyznaczony na podstawie przyjętych założeń dotyczących transformacji wymiarów wyciskanego wiertła, matrycy oraz wsadu. Przyjęto, że maksymalna siła wyciskania zostanie wyznaczona dla chwili czasu, w której materiał całkowicie wypełni komorę pojemnika oraz matrycę w części stożkowej

i walcowej (kalibrującej). Długość części kalibrującej oraz stożkowej matrycy jest tożsama z matrycą do wyciskania wiertła, natomiast długość materiału pozostającego w pojemniku wyznaczano z zasady stałej objętości. W analizowanym przypadku wyciskania wartość odkształcenia wynosi $\varepsilon = 0,89$, natomiast prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon} = 1,48$ 1/s. Korzystając z równań konstytutywnych dla ołowiu Pb1 wyznaczonych przez Patera [139] w próbie ściskania z wykorzystaniem dylatometru DIL 805A/D, określono wartość naprężania uplastyczniającego $\sigma_o = 24,36$ MPa dla przyjętych warunków wyciskania.

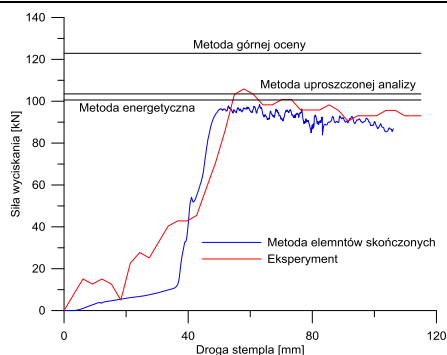


Rys. 5.41. Schemat analizowanego przypadku wyciskania po przeprowadzeniu transformacji z zaznaczonymi ważniejszymi wymiarami

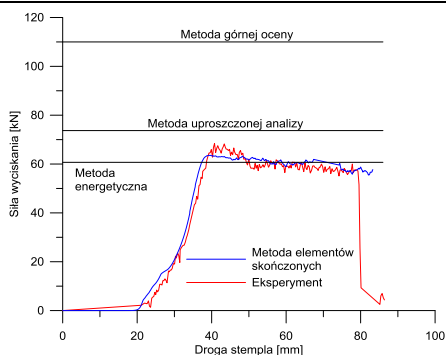
Wykorzystane równanie konstytutywne opisujące reologię ołowiu Pb1 w temperaturze 20°C opisuje następująca zależność:

$$\sigma_o = 27,89 \cdot \varepsilon^{0,285} \cdot e^{-0,144\varepsilon} \cdot \dot{\varepsilon}^{0,067}. \quad (5.20)$$

W każdym z analizowanych przypadków przyjęto, że w komorze pojemnika dochodzi do uplastycznienia materiału, który w trakcie wyciskania będzie wywierał nacisk na ścianki pojemnika. W przeprowadzonych obliczeniach przyjęto czynnik tarcia $m = 0,5$, a w przypadku metody uproszczonej analizy uwzględniono warunek $\mu = 0,5m$ [51, 112]. W celu ostatecznego potwierdzenia słuszności przyjętej koncepcji wyznaczania siły wyciskania przeprowadzono również obliczenia dla przypadku wyciskania opisanego w rozdziale 4. Obliczenia wykonano dla wyciskania wiertła $\varnothing 25$ mm w matrycy o parametrach: $r = 75,5$ mm, $h = 0$ mm i $\gamma = 30^\circ$. W analizowanym przypadku wyciskania współczynnik wydłużenia wynosił $\lambda_w = 2,63$, natomiast prędkość wyciskania v była stała i wynosiła 14,4 mm/s. Po przeprowadzaniu transformacji parametry geometryczne narzędzi były następujące: $d_z = 15,4$ mm, $l_m = 27,02$ mm, $l_p = 47,03$ mm, $\alpha = 10,07^\circ$. Dla przyjętych warunków wyciskania wartość odkształcenia wynosiła $\varepsilon = 0,97$, prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon} = 1,4$ 1/s, natomiast wartość naprężania uplastyczniającego $\sigma_o = 24,59$ MPa. W przeprowadzonych obliczeniach przyjęto czynnik tarcia $m = 0,5$.



Rys. 5.42. Porównanie sił obliczonych i zmierzonych dla wyciskania wiertła $\varnothing 30$ mm, przy: $r = 115,7$ mm, $h = 9$ mm i $\gamma = 30^\circ$



Rys. 5.43. Porównanie sił obliczonych i zmierzonych dla wyciskania wiertła $\varnothing 25$ mm, przy: $r = 75,5$ mm, $h = 0$ mm i $\gamma = 30^\circ$

Na rys. 5.42 oraz 5.43 zestawiono wartości sił wyciskania, które zostały wyznaczone teoretycznie oraz doświadczalnie podczas prób przeprowadzonych w warunkach laboratoryjnych. Przebiegi siły wyznaczone metodą elementów skończonych charakteryzują się bardzo dobrą zgodnością z przebiegami siły otrzymanymi w badaniach doświadczalnych. Niewielkie różnice pomiędzy przebiegiem sił występują w początkowej fazie wyciskania (spęszczanie materiału), w fazie ustalonej wyciskania przebieg oraz wartości siły dla metody elementów skończonych i z doświadczenia pozostaje w dużej zgodności ze sobą. Stosując metody inżynierskie poprawne szacowanie maksymalnej siły wyciskania można uzyskać stosując metodą energetyczną oraz metodą uproszczonej analizy. W przypadku metody górnej oceny rozbieżności są dość znaczące. W tabeli 5.8 przedstawiono rozbieżności szacowania maksymalnej siły wyciskania uzyskane różnymi metodami w stosunku do siły otrzymanej w badaniach eksperymentalnych. Największą zgodność w szacowaniu siły dla obu przypadków wyciskania uzyskano metodą uproszczonej analizy, dla której względny błąd szacowania był na poziomie 2,23% oraz 2,57%. Stosując metodą uproszczonej analizy w przypadku wyciskania wiertła o średnicy $\varnothing 30$ mm uzyskano niedoszacowanie wartości siły, natomiast dla przypadku wyciskania wiertła o średnicy $\varnothing 25$ mm wartość siły została przeszacowana. W przypadku MES oraz ME dla obu analizowanych przypadków wartość siły prognozowanej jest mniejsza od siły rzeczywistej. Szacując siłę MES oraz ME lepszą zgodność uzyskano w przypadku wyciskania wiertła o średnicy $\varnothing 30$ mm. W obu analizowanych przypadkach metoda górnej oceny dała wynik znacząco odbiegający od wartości rzeczywistej.

Przedstawiona metoda transformacji procesu wyciskania wiertel do procesu wyciskania pręta w matrycy stożkowej pozwala na stosunkowo szybkie i proste wyznaczenie maksymalnej siły wyciskania. Na podstawie przeprowadzonej analizy zaleca się do wyznaczenia nacisku powierzchniowego q_w pod stemplem stosować metodą uproszczonej analizy oraz energetyczną. Wyniki uzyskane

metodą elementów skończonych pozostają również w dużej zgodności z wynikami badań eksperymentalnych. Ujemnymi stronami stosowania MES jest długi czas trwania obliczeń (dla analizowanych przypadków około 3 dni) oraz koszty związane z zakupem specjalistycznego oprogramowania. Dokładność uzyskanych w trakcie prowadzonych analiz wyników jest w zupełności wystarczająca dla praktyki wyciskania wiertel krętych.

Tabela 5.8. Wyniki szacowania maksymalnej siły wyciskania

Parametry wyciskania	Eksperyment	MES	ME	MUA	MGO
$D = \varnothing 30 \text{ mm}$, przy: $r = 115,7 \text{ mm}$, $h = 9 \text{ mm}$ i $\gamma = 30^\circ$	105,87 kN	-6,92%	-4,97%	-2,23%	16,08%
$D = \varnothing 25 \text{ mm}$, przy: $r = 75,5 \text{ mm}$, $h = 0 \text{ mm}$ i $\gamma = 30^\circ$	71,85 kN	-11,53%	-15,51%	2,57%	53,09%

Wpływ parametrów geometrycznych matrycy na siłę wyciskania wiertel krętych został wyznaczony przy użyciu sztucznej sieci neuronowej na podstawie wyników symulacji numerycznych dla przypadków przedstawionych w tabeli 5.3. Maksymalną siłę wyciskania z symulacji numerycznych przyjmowano dla położenia stempla, w którym przebył on drogę 120 mm. System tworzenia architektury sieci oraz jej uczenia był zgodny z systemem przyjętym do analizy zależności kąta pochylenia rowków wiórowych λ w zależności od zastosowanych parametrów matrycy. Parametry stworzonej sieci do przewidywania siły wyciskania zostały przedstawione w tabeli 5.9. Wyniki uczenia sieci neuronowej zostały pokazane na rys. 5.44a. Jakość uczenia sieci została oceniona na podstawie analizy korelacji liniowej pomiędzy wartościami maksymalnej siły wyciskania wyznaczonymi MES oraz wartościami siły wyciskania wyznaczonymi za pomocą stworzonej sieci neuronowej. Współczynnik jakości dopasowania R^2 modelu sieci neuronowej do modelu MES dla analizowanego problemu przyjął wartość 0,917. W związku z powyższym można wnioskować, że dopasowanie modelu sieci neuronowej do modelu MES jest bardzo dobre.

Na rys. 5.44b–f przedstawione zostały wartości maksymalnej siły wyciskania w zależności od zastosowanych parametrów geometrycznych matrycy (r , h , γ). Wyznaczone wartości sił maksymalnych dotyczą przypadków wyciskania przy prędkości stempla $v = 95 \text{ mm/s}$, temperaturze wsadu $T = 1150^\circ\text{C}$ oraz czynnika tarcia pomiędzy wsadem a matrycami równym 0,5.

W przypadku wyciskania w matrycach z kątem pochylenia występow kształtujących równym 30° i 31° wartości maksymalnej siły wyciskania w zależności od zastosowanych parametrów r i h zmieniają się w analogiczny sposób. Wzrost długości paska kalibrującego h powoduje zwiększenie maksymalnej siły wyciskania w całym zakresie analizowanych wartości promienia r . Maksymalna siła wyciskania zmienia się parabolicznie

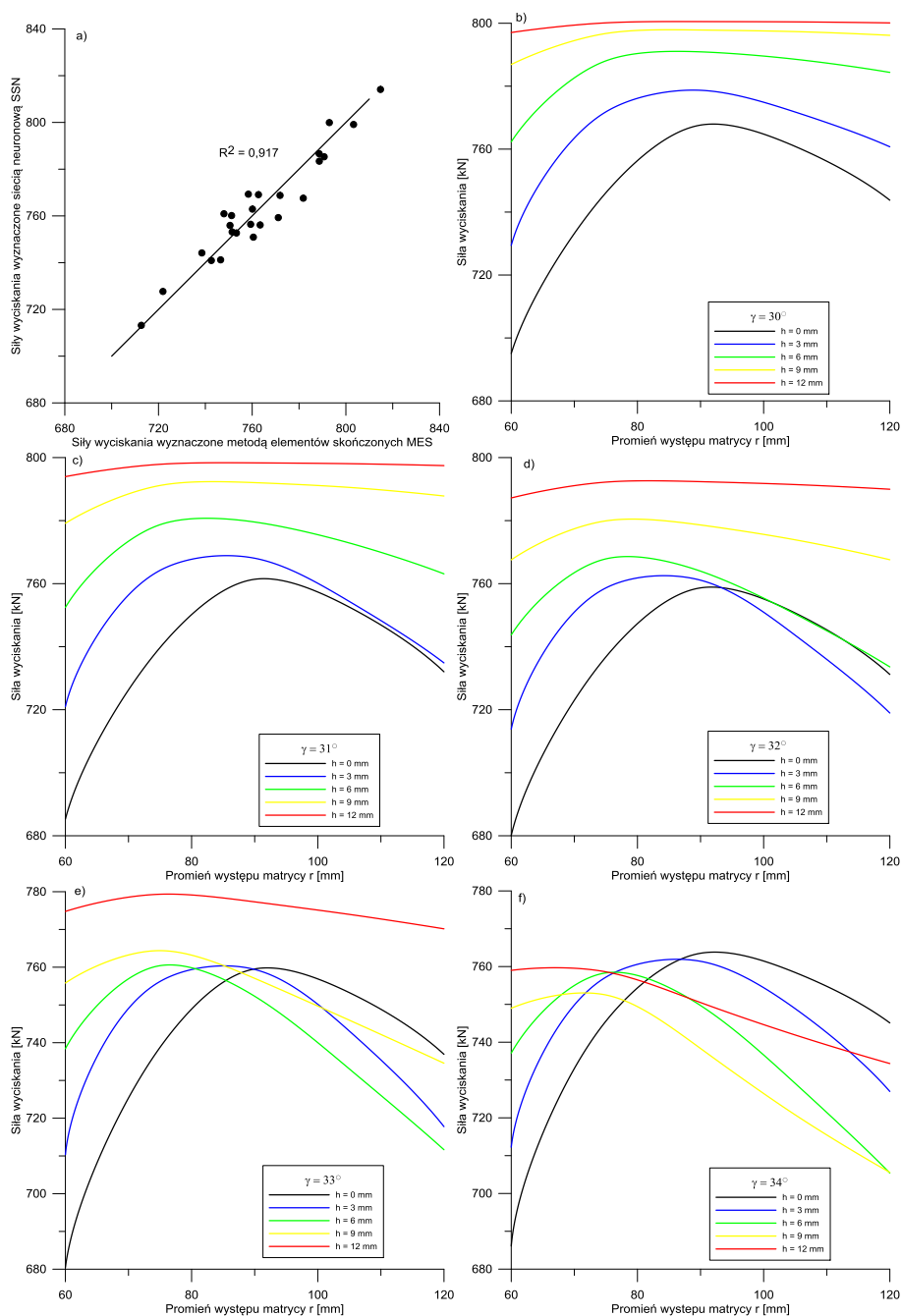
w zależności od przyjętego promienia r . Przy czym wzrost długości paska kalibrującego h powoduje zmniejszenie wklęsłości krzywej zmienności maksymalnej siły wyciskania. W przybliżeniu można przyjąć, że dla $h = 12$ mm maksymalna siła wyciskania w całym zakresie wartości promienia r przyjmuje stałą wartość. Zwiększając wartość kąta γ można zaobserwować, że dla mniejszych wartości promienia siła wyciskania przyjmuje większe wartości wraz ze wzrostem długości paska kalibrującego h . Natomiast dla większych wartości promienia można zaobserwować, że zwiększanie długości paska kalibrującego h powoduje obniżenie wartości maksymalnej siły wyciskania. Przy czym im większa jest wartość kąta γ , tym większy obserwuje się spadek siły wyciskania wraz ze wzrostem długości paska kalibrującego. W przypadku kąta $\gamma = 34^\circ$ można zaobserwować, że dla większych wartości promienia r maksymalne siły wyciskania występują podczas wyciskania bez paska kalibrującego ($h = 0$ mm), natomiast minimalne dla matrycy z długością paska kalibrującego $h = 9$ mm.

Tabela 5.9. Parametry stworzonej sieci neuronowej MLP 3–7–1 do przewidywania siły wyciskania w zależności od przejętych parametrów geometrycznych matrycy

Parametr	Liczba neuronów wejściowych	Liczba neuronów ukrytych	Liczba neuronów wyjściowych	Funkcja błędu	Algorytm uczenia	Funkcja aktywacji neuronów ukrytych
Wartość	3	7	1	SOS	BFGS	Logistyczna
Funkcja aktywacji neuronów wyjściowych	Błąd uczenia	Błąd testowania	Błąd walidacji	Jakość uczenia	Jakość testowania	Jakość walidacji
Tanh	0,132	0,245	0,312	0,973	0,958	0,979

Na kolejnych rysunkach przedstawione zostały zmiany siły wyciskania F_w oraz siły rozporowej F_r w zależności od parametrów technologicznych procesu wyciskania wiertel krętych (prędkość wyciskania, temperatura, warunki tarcia). Siła rozporowa F_r jest proporcjonalna do siły wyciskania F_w . Współczynnik proporcjonalności jest stosunkiem aktualnego pola powierzchni przekroju wzdłużnego materiału znajdującego się w pojemniku A_m do pola powierzchni czoła stempla A_s . Wynika stąd, że siła rozporowa jest kilkakrotnie większa od siły wyciskania odnotowanej na stemple i zależy od chwilowej wartości współczynnika proporcjonalności, którego wartość jest zmienna w czasie. Ogólnie można zapisać, że zależność pomiędzy siłą wyciskania oraz siłą rozporową wyraża się następującym równaniem:

$$F_r = \frac{A_m}{A_s} F_w. \quad (6.21)$$

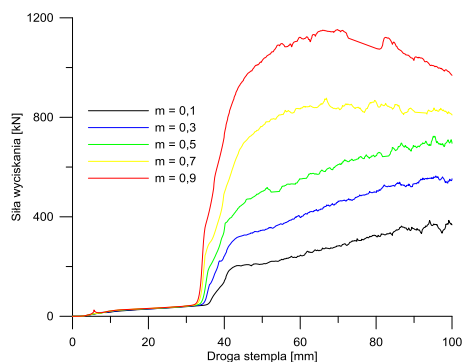


Rys. 5.44. Wyniki obliczeń siły wyciskania przy wykorzystaniu sztucznych sieci neuronowych:
a) porównanie wartości obliczonych MES i SSN, b) dla $\gamma = 30^\circ$, c) dla $\gamma = 31^\circ$, d) $\gamma = 32^\circ$,
e) dla $\gamma = 33^\circ$, f) dla $\gamma = 34^\circ$

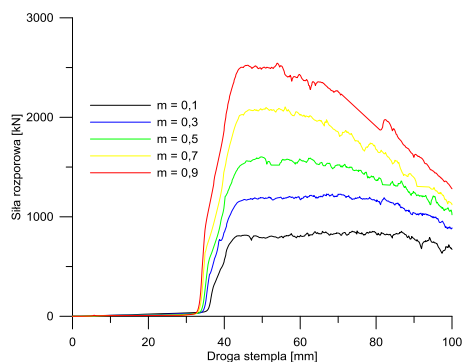
Tarcie w procesach wyciskania ma przede wszystkim istotny wpływ na wartość maksymalnej siły potrzebnej do realizacji procesu kształtowania. Na rys. 5.45 oraz 5.46 przedstawiono odpowiednio zmiany siły wyciskania oraz siły rozporowej w zależności od czynnika tarcia. Z przedstawionych przebiegów siły wynika, że siły tarcia w procesie wyciskania współbieżnego wiertel mają nie tylko wpływ na wartości maksymalne sił kształtowania, ale również na sam ich przebieg w funkcji przemieszczenia stempla. W przypadku mniejszych wartości czynnika tarcia maksimum siły wyciskania występuje w końcowym etapie procesu. Dla większych czynników tarcia 0,7 i 0,9 maksimum siły występuje w początkowym etapie wyciskania po zakończeniu fazy spęczania wsadu. W ustalonej fazie wyciskania dla czynników tarcia m od 0,1 do 0,5 obserwuje się wzrost siły. Podczas wyciskania z czynnikiem tarcia $m = 0,7$ siła w trakcie wyciskania ustala się na zbliżonym poziomie. Natomiast podczas wyciskania z czynnikiem tarcia zbliżonym do granicznego przebieg siły przyjmuje typowy charakter taki, jak przy wyciskaniu współbieżnym na zimno. W przypadku wyciskania przy mniejszych wartościach czynnika tarcia dominującym zjawiskiem jest wzrost siły wyciskania na skutek chłodzenia wyciskanego materiału. W przypadku wyciskania przy czynniku tarcia $m = 0,7$ daje się zaobserwować równowagę pomiędzy wzrostem siły na skutek chłodzenia i spadkiem siły wskutek zmniejszania się długości materiału wsadowego. W efekcie czego w trakcie ustalonej fazy wyciskania siła przyjmuje stałą wartość. Podczas wyciskania z tarcie zbliżonym do granicznego, spadek siły spowodowany zmniejszaniem tarcia na powierzchni pojemnika dominuje nad wzrostem oporów związanych z chłodzeniem wyciskanego materiału. Warunki tarcia mają również swoje odzwierciedlenie w wartości oraz przebiegu siły rozporowej. Siła rozporowa przyjmuje największe wartości w przypadku wyciskania z czynnikiem tarcia zbliżonym do granicznego. Maksymalna wartość siły rozporowej występuje w chwili czasu odpowiadającej całkowitemu wypełnieniu komory pojemnika materiałem wyciskany. W trakcie wyciskania wskutek ciągłego zmniejszania pola kontaktu materiału z pojemnikiem siła rozporowa zmniejsza swoją wartość. Spadek siły rozporowej w tarcie wyciskania jest tym bardziej intensywny, im większy jest czynnik tarcia na powierzchni kontaktu materiału obrabianego ze ściankami pojemnika.

Siły kształtowania uzależnione są również od temperatury w jakiej realizowany jest proces wyciskania. Na rys. 5.47 i 5.48 przedstawiono charakterystyki siłowe procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych w zależności od temperatury początkowej wsadu. Oczywiście jest, że wzrost temperatury powoduje obniżenie naprężenia uplastyczniającego i tym samym zmniejszenie wartości sił niezbędnych do plastycznego kształtowania. Zwiększenie temperatury wsadu z 950 °C do 1050 °C spowodowało obniżenie maksymalnej siły wyciskania o około 30 kN (4,3%). Zdecydowanie większe różnice można zaobserwować w początkowej fazie wciskania (spęczanie

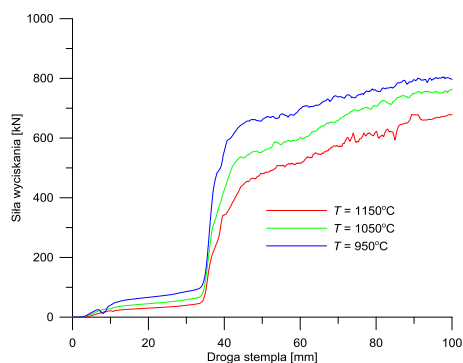
wsadu), gdzie różnica ta wynosi około 120 kN (17,7%). Podczas wyciskania z temperatury początkowej 1150 °C maksymalna siła wyciskania zmniejsza się o 120 kN (14,9%) w stosunku do wyciskania z temperatury początkowej 950 °C i o około 80 kN (11,3%) w stosunku do wyciskania z temperatury 1050 °C. W przypadku siły rozporowej różnice między maksymalnymi siłami są zdecydowanie większe. Wyciskanie z temperatury początkowej 1150 °C pozwala zmniejszyć siłę rozporową o 310 kN (16,7%) w stosunku do wyciskania z temperatury 1050 °C i o 740 kN (32,6%) w stosunku do wyciskania z temperatury początkowej 950 °C. Początkowa temperatura wyciskania jak się okazuje ma zdecydowanie większy wpływ na wartość siły rozporowej.



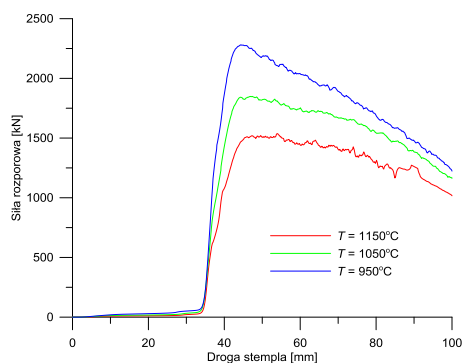
Rys. 5.45. Przebiegi siły wyciskania F_w przy zmiennych wartościach czynnika tarcia na powierzchni kontaktu wsad-matryca, dla $r = 60$ mm, $h = 3$ mm oraz $\gamma = 31^\circ$ (wariant 3)



Rys. 5.46. Przebiegi siły rozporowej F_r przy zmiennych wartościach czynnika tarcia na powierzchni kontaktu wsad-matryca, dla $r = 60$ mm, $h = 3$ mm oraz $\gamma = 31^\circ$ (wariant 3)

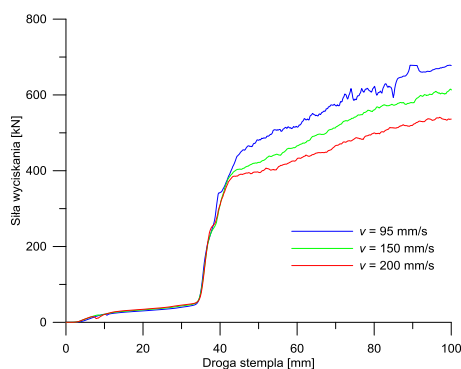


Rys. 5.47. Przebiegi siły wyciskania F_w przy zmiennych wartościach temperatury początkowej wsadu, dla $r = 55,6$ mm, $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$ (wariant 2)

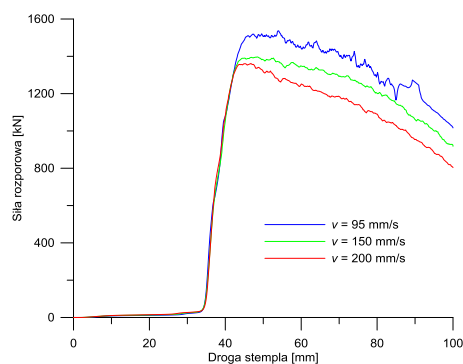


Rys. 5.48. Przebiegi siły rozporowej F_r przy zmiennych wartościach temperatury początkowej wsadu, dla $r = 55,6$ mm, $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$ (wariant 2)

W przypadku wyciskania stali na gorąco siła wyciskania uzależniona jest również od prędkości, z jaką przemieszcza się stempel. Ze względu na szybkie studzenie materiału zamkniętego w pojemniku zaleca się realizację procesu wyciskania stali na gorąco z dużymi prędkościami ruchu stempla, które mogą osiągać nawet 400 mm/s. Na kolejnych rys. 5.49 i 5.50 przedstawione zostały charakterystyki siłowe procesu wyciskania w zależności od prędkości ruchu roboczego stempla. Przyjęte do obliczeń prędkości stempla zostały dobrane na podstawie dostępności na rynku pras hydraulicznych posiadających tak duże prędkości robocze. Wzrost prędkości wyciskania powoduje zmniejszenie zarówno siły wyciskania, jak i siły rozporowej. Podczas wyciskania z większymi prędkościami materiał w znacznie mniejszym stopniu ulega wychłodzeniu, czego efektem jest obniżenie siły wyciskania. Podczas wyciskania z prędkością ruchu stempla wynoszącą 200 mm/s, maksymalna siła wyciskania ulega zmniejszeniu o 76 kN (12,5%) w stosunku do wyciskania z prędkością 150 mm/s i o 140 kN (20,8%) w stosunku do wyciskania z prędkością 95 mm/s. W przypadku maksymalnych sił rozporowych wyciskanie z prędkością 200 mm/s powoduje obniżenie maksymalnej siły o 35 kN (2,5%) w stosunku do wyciskania z prędkością 150 mm/s i o 175 kN (11,4%) w stosunku do wyciskania z prędkością 95 mm/s. Prędkość wyciskania ma zdecydowanie większy wpływ na wartość maksymalnych sił wyciskania, co wynika z tego, że maksymalna siła rozporowa wstępuje na początku procesu, a więc w momencie, gdy materiał wsadowy nie zdążył się jeszcze wystudzić.



Rys. 5.49. Przebiegi siły wyciskania F_w przy zmiennych wartościach prędkości wyciskania, dla $r = 55,6$ mm, $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$



Rys. 5.50. Przebiegi siły rozporowej F_r przy zmiennych wartościach prędkości wyciskania, dla $r = 55,6$ mm, $h = 0$ mm oraz $\gamma = 30^\circ$

Na podstawie przeprowadzonej analizy wpływu parametrów technologicznych na wartości sił powstających w trakcie wyciskania można stwierdzić, że największy wpływ na wartość sił wyciskania mają warunki tribologiczne, w jakich realizowany jest proces kształtowania. Realizacja procesu wyciskania bez smarowania lub z niewłaściwym smarowaniem ($m = 0,9$) może prowadzić do dwukrotnego zwiększenia siły w stosunku do

procesu realizowanego z właściwym smarowaniem ($m = 0,3$). W przypadku temperatury wyciskania ma ona zdecydowanie większy wpływ na wartość siły rozporowej aniżeli siły wyciskania. Zwiększenie prędkości wyciskania wpływa przede wszystkim na obniżenie maksymalnej siły wyciskania.

6. Badania doświadczalne

W celu potwierdzenia wyników badań numerycznych opartych na metodzie elementów skończonych oraz sztucznych sieciach neuronowych, przeprowadzono badania doświadczalne. Weryfikację doświadczalną zrealizowano w warunkach laboratoryjnych Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej w Politechnice Lubelskiej. Proces wyciskania wiertel krętych przeprowadzono z wykorzystaniem uniwersalnej prasy hydraulicznej PYE 160SS oraz specjalnie skonstruowanego przyrządu wyposażonego w matryce łupkowe (dzielone).

6.1. Stanowisko badawcze

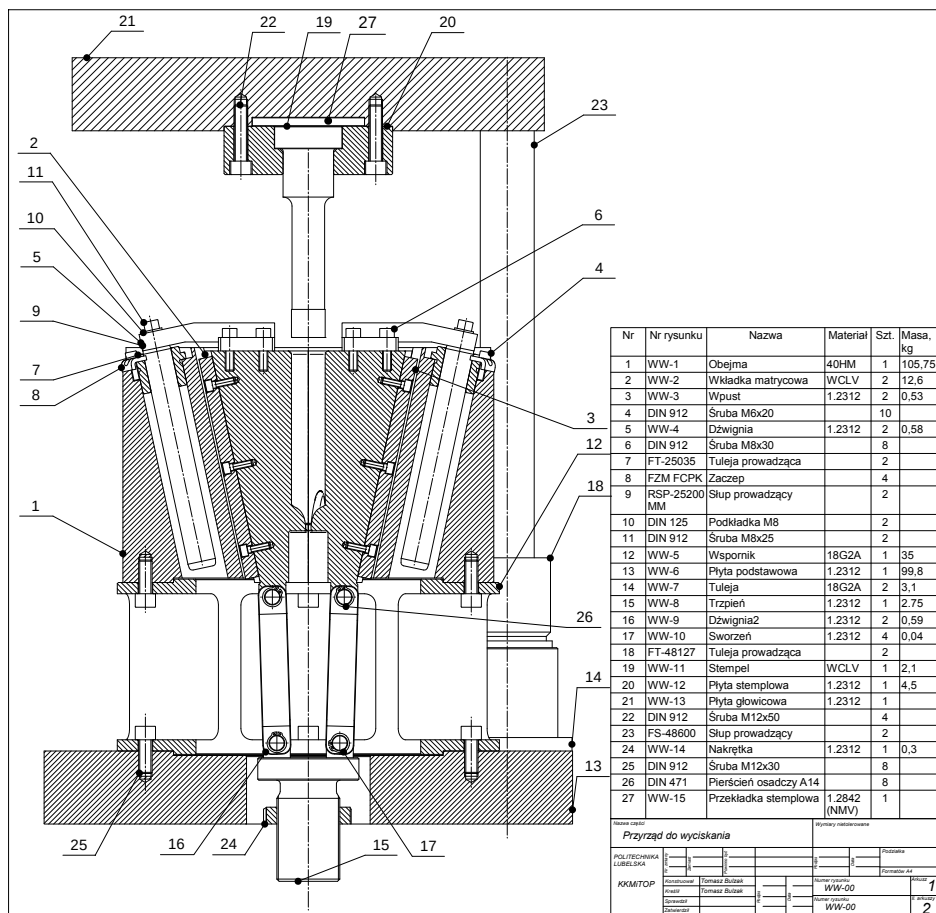
Stanowisko badawcze do realizacji procesu wyciskania wiertel krętych składało się z następujących zespołów:

- prasa hydrauliczna PYE 160SS,
- przyrząd do wyciskania w matrycach dzielonych,
- piec elektryczny oporowy,
- układ pomiarowy siły nacisku oraz przemieszczenia stempla.

Podstawowe dane techniczne prasy hydraulicznej PYE 160SS wykorzystanej w badaniach doświadczalnych przedstawiono w tabeli 6.1.

Głównym zespołem stanowiska badawczego jest przyrząd do wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych pokazany na rys. 6.1. Do górnej płyty – 21 mocowany jest stempel – 19 poprzez płytę stemplową – 20. Pomiędzy płytą górną – 21 i stemplem – 19 zastosowano przekładkę stemplową – 27. Zapewnienie prawidłowego położenia stempla – 19 względem otworu wkładek matrycowych – 2 realizowane jest poprzez prowadzenie pośrednie słupowe. Słupy prowadzące – 23 mocowane są w górnej płycie – 21 i współpracują z tulejami prowadzącymi – 18 osadzonymi poprzez tuleje redukcyjne – 14 w dolnej płycie – 13. Wkładki matrycowe – 2 osadzone są w stożkowym gnieździe obejmującym – 1 zamocowanej na płycie dolnej – 13 poprzez wspornik – 12. W celu zachowania równoległości wkładek matrycowych – 2, w trakcie ich rozsuwania zastosowano prowadzenie słupowe, w skład którego wchodzi

słupy prowadzące – 9, tuleje prowadzące – 7 oraz dźwignie – 5 łączące wkładki matrycowe – 2 z słupami prowadzącymi – 9. W obiekcie – 1 znajdują się kanały, w których poruszają się wpusty – 3 przymocowane do wkładek – 2. Zadaniem wpustów – 3 jest wyeliminowanie obrotu słupów prowadzących – 9, które odpowiadają za zachowanie równoległości wkładek matrycowych – 2. Wkładki matrycowe – 2 rozsuwane są poprzez wyrzutnik hydrauliczny umieszczony w stole prasy, do którego przymocowany jest trzpień – 15. Wkładki matrycowe – 2 połączone są przegubowo z trzpieniem – 15 za pomocą dwóch dźwigni – 16.

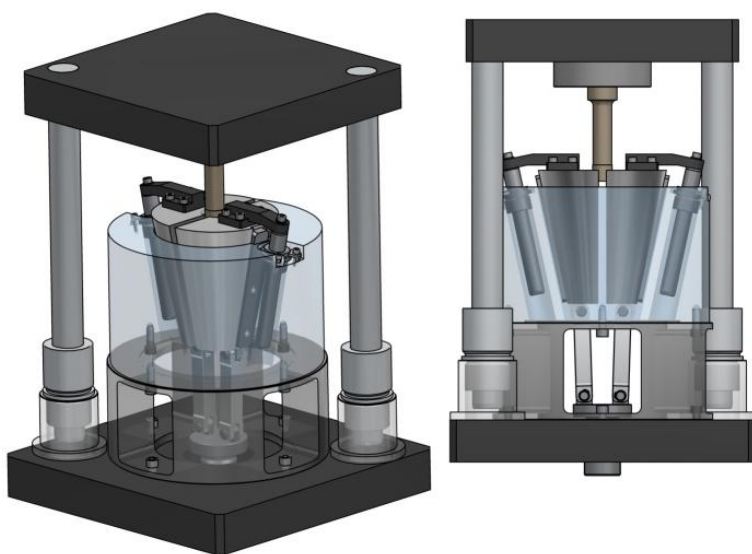


Rys. 6.1. Konstrukcja przyrządu do wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych

Model przestrzenny CAD zaprojektowanego przyrządu został pokazany na rys. 6.2. Przyrząd wykorzystany w badaniach doświadczalnych zamocowany w przestrzeni roboczej prasy hydraulicznej PYE 160SS został pokazany na rys. 6.3.

Tabela 6.1. Dane techniczne prasy hydraulicznej PYE 160SS

Siła nacisku, kN	1600
Nominalne ciśnienie robocze, MPa	14,4
Siła nacisku wyrzutnika, kN	220
Prędkość dobiegu suwaka, mm/s	200
Prędkość ruchu powrotnego, mm/s	250
Prędkość robocza, mm/s	10
Skok suwaka, mm	500
Skok wyrzutnika, mm	320
Prześwit między stołami, mm	800
Wymiary płyty stołu, mm	900 x 630
Wymiary płyty suwaka, mm	750 x 450
Maksymalny pobór mocy, kW	19
Masa prasy, kg	7500
Wymiary gabarytowe, m	1,40 x 2,20 x 3,45

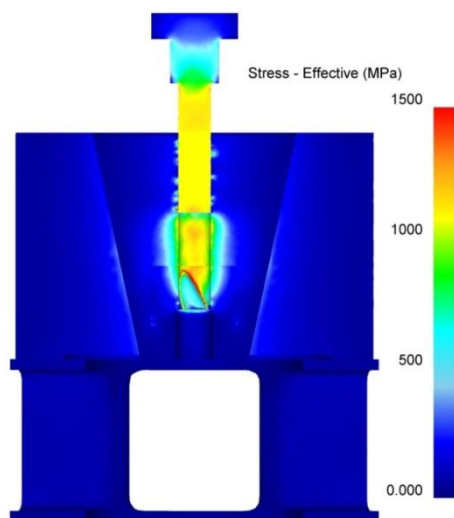
**Rys. 6.2.** Model przestrzenny CAD przyrządu do wyciskania wiertel krętych



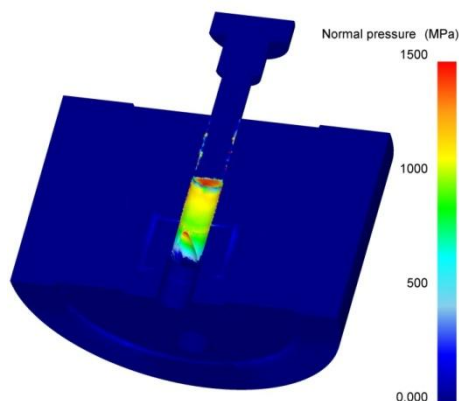
Rys. 6.3. Widok stanowiska badawczego

Zaprojektowany przyrząd do wyciskania wiertel krętych przed wykonaniem został przeanalizowany pod kątem jego wytrzymałości. W tym celu przeprowadzona została analiza obciążenia narzędzi w module Die Stress Analysis oprogramowania DEFORM-3D. Obliczenia numeryczne wykonano w dwóch etapach. W pierwszym przeprowadzono symulacje wyciskania wiertel krętych przyjmując, że narzędzia są obiektami idealnie sztywnymi, natomiast kształtowany materiał jest obiektem sztywno-plastycznym. W drugim etapie badań przeprowadzono obliczenia wytrzymałościowe przyrządu dla chwili czasu, w której narzędzia są najbardziej obciążone. Moment najbardziej niekorzystnych warunków pracy określono na podstawie przebiegu siły kształtowania (wartość maksymalna). W obliczeniach numerycznych przyjęto najbardziej niekorzystny przypadek wyciskania przy czynniku tarcia $m = 0,9$. W rzeczywistości zakładamy, że czynnik ten będzie zdecydowanie mniejszy, co potwierdzają badania warunków tarcia opisane w rozdziale 4. Z drugiej strony przeprowadzenie obliczeń dla najmniej korzystnego przypadku jest wskazane ze względu na bezpieczeństwo narzędzi. Obliczenia na tym etapie analizy przeprowadzone zostały dla zakresu liniowej charakterystyki wytrzymałości materiału. W obliczeniach przyjęto izotropowy model materiałowy stali, który zdefiniowany został następującymi parametrami: współczynnik Poisson’a $\nu = 0,3$ oraz średnia wartość modułu sprężystości wzdłużnej (moduł Younga) $E = 1,85 \cdot 10^5$ MPa, w zakresie temperatur 250–400°C dla wkładek matrycowych i stempla. Pozostałe elementy przyrządu miały moduł Younga $E = 2,1 \cdot 10^5$ MPa. Wyniki przeprowadzonej analizy wytrzymałościowej zostały przedstawione na kolejnych rys. 6.4–7. Założono wstępnie, że wartości naprężeń zredukowanych powstałych w elementach tłoczni pod wpływem zadanego obciążenia powinny być mniejsze od granicy plastyczności użytych materiałów.

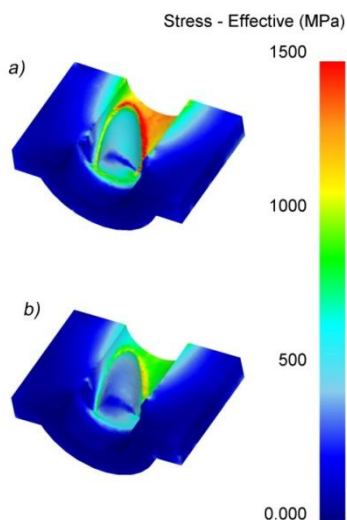
Granica plastyczności dla stali X40CrMoV511 (wg PN WCLV), z której wykonano wkładki matrycowe oraz stempel w temperaturze pracy (ok. 300 °C) wynosi 1200 MPa. Dla obejmy wykonanej ze stali 42CrMo4 (wg PN 40HM) granica plastyczności tego materiału wynosi minimalnie 800 MPa. W przypadku stempla wartość naprężeń zredukowanych około 1000 MPa nie przekracza granicy plastyczności materiału z którego jest wykonany. Również w przypadku obejmy maksymalne naprężenia zredukowane spełniają przyjęty warunek wytrzymałościowy. W przypadku wkładek matrycowych w obszarze krawędzi łączącej występ kształtujący rowek wiórowy z częścią cylindryczną wykroju dochodzi do niekorzystnej koncentracji naprężeń. Naprężenia zredukowane w tym miejscu przekraczają dopuszczalną wartość naprężeń dla materiału wkładek matrycowych. W związku z powyższym postanowiono dokonać modyfikacji wykroju, polegającej na zwiększeniu wartości promienia w tym obszarze. Zwiększenie promienia pozwoliło zmniejszyć wartość naprężeń koncentrujących się na krawędzi wykroju matrycy. Zwiększenie promienia pozwoliło równocześnie zmniejszyć siłę wyciskania. W przypadku nacisków powierzchniowych największe wartości występują na powierzchni czołowej stempla oraz powierzchni występu kształtującego rowki wiórowe. Poprawność działania układu otwierającego i zamykającego matryce sprawdzono przeprowadzając symulacje ruchu w oprogramowaniu SimWise 4D. Oprogramowanie to pozwala na symulację kinematyki oraz dynamiki ruchu konstrukcji mechanicznych pozwalając ocenić jej funkcjonalność.



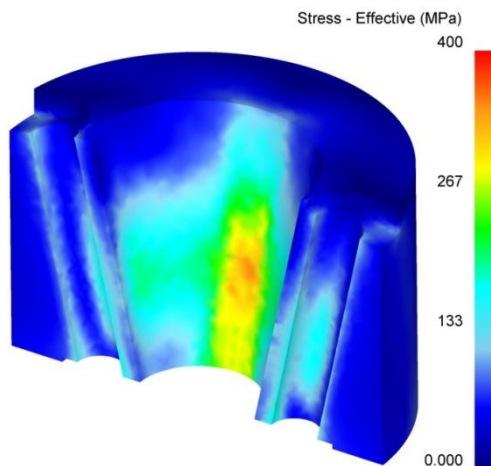
Rys. 6.4. Rozkłady naprężeń zredukowanych σ_i wg hipotezy Hubera-Misesa w elementach układu roboczego przyrządu



Rys. 6.5. Rozkład nacisków powierzchniowych w układzie roboczym przyrządu



Rys. 6.6. Rozkłady naprężeń zredukowanych σ_i wg hipotezy Hubera-Misesa dla wkładki matrycowej: a) wersja pierwotna, b) wersja po modyfikacji wielkości promienia



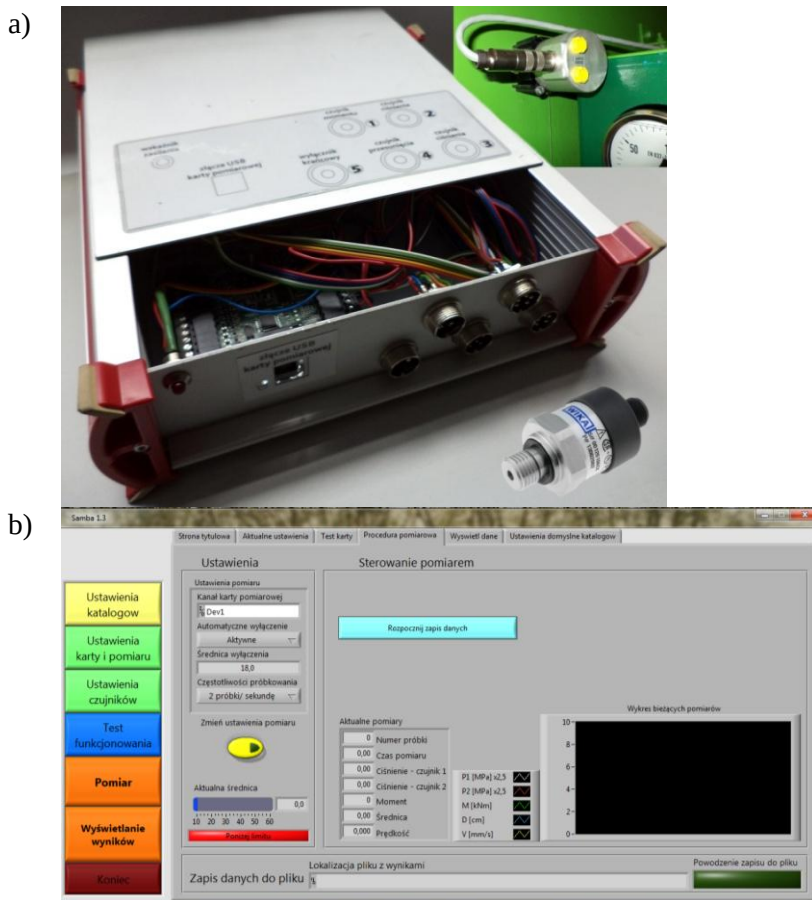
Rys. 6.7. Rozkłady naprężeń zredukowanych σ_i wg hipotezy Hubera-Misesa dla obejm y wkładek matrycowych

Do rejestracji parametrów procesu wyciskania zastosowano układ pomiarowy składający się z trzech głównych komponentów: czujniki (przetworniki) pomiarowe, przystawka pomiarowa z zamontowaną kartą oraz komputer PC wraz z oprogramowaniem wykonanym w systemie LabVIEW. Wykorzystany w badaniach układ pomiarowy umożliwiał rejestrację takich parametrów procesu jak: ciśnienie w układzie hydraulicznym prasy oraz położenie i prędkość suwaka prasy. Sygnały podawane przez czujniki pomiarowe rejestrowane były za pośrednictwem karty pomiarowej, a następnie zapisywane na komputerze osobistym.

Wartości siły wyciskania wyznaczono w sposób pośredni poprzez pomiar zmian ciśnienia w układzie prasy. Do rejestracji zmian ciśnienia wykorzystano przetwornik Wika A-10. Przetwornik ten charakteryzuje się następującymi parametrami: zakres pomiarowy 0–25 MPa oraz nieliniowość $\pm 0,25\%$. Do pomiaru przemieszczenia suwaka prasy wykorzystano potencjometryczny linkowy czujnik pomiarowy WDS-500-P60-CR-U. Czujnik ten posiada zakres pomiarowy 0–500 mm oraz dokładność pomiaru $\pm 0,5\%$ pełnego zakresu pomiarowego. Zastosowane czujniki pomiarowe posiadały napięciowe wyjścia sygnału.

Akwizycja danych rejestrowanych przez czujniki została przeprowadzona przy użyciu karty pomiarowej USB-6008 Low-Cost Multifunction I/O and NI-DAQmx firmy National Instruments. Karta wyposażona jest w 8 wejść analogowych o rozdzielczości 13 bitów umożliwiających pomiar napięć

z zakresu od $-10V$ do $10V$ względem zacisku masy. Do obsługi układu rejestrującego oraz zapisu danych opracowano specjalną aplikację w środowisku LabVIEW. Wykorzystany w badaniach układ pomiarowy oraz widok interfejsu aplikacji Samba pokazano na rys. 6.8.



Rys. 6.8. Układ pomiarowy wykorzystany w badaniach: a) przystawka pomiarowa z zamontowaną kartą oraz czujniki, b) interfejs aplikacji Samba 1.3

Pomiar kąta pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel przeprowadzono na stanowisku pokazanym na rys. 6.9. W skład tego stanowiska wchodził wysokościomierz oraz podzielnica obrotowa z uchwytem trójszczekowym samocentrującym. Zasadę pomiaru wartości kąta pochylenia rowków wiórowych przy użyciu przedstawionego stanowiska opisano w rozdziale 4.



Rys. 6.9. Stanowisko wykorzystane do pomiaru kąta pochyleń rowków wiórowych

6.2. Zakres badań doświadczalnych

W celu potwierdzenia słuszności przyjętej koncepcji wyciskania wiertel krętych oraz weryfikacji obliczeń numerycznych, których wyniki przedstawiono w rozdziale 5 wykonano badania doświadczalne. Próby doświadczalne wykonano przy użyciu dwóch zestawów narzędziowych, w których wyciskano wiertła o średnicy $\varnothing 30$ mm. W badaniach wykorzystano matryce o następujących parametrach: zestaw matrycowy I ($r = 115,7$ mm; $h = 9$ mm, $\gamma = 30^\circ$) oraz zestaw matrycowy II ($r = 65,5$ mm; $h = 3$ mm, $\gamma = 34^\circ$). Użyte w badaniach zestawy narzędziowe pokazano na rys. 6.10. Do badań doświadczalnych wykorzystano materiał modelowy ołów w gatunku Pb1 oraz stal narzędziową 100Cr6 (wg PN NC4). W obu przypadkach użyte materiały wsadowe posiadały identyczne wymiary $\varnothing 27 \times 120$ mm. Przykładowe próbki wykorzystane w trakcie eksperymentów pokazano na rys. 6.11. Próbki z ołowiu zostały przygotowane technologią wyciskania współbieżnego i pocięte na odpowiednią długość. Natomiast próbki stalowe zostały wykonane z pręta walcowanego, który został przetoczony na odpowiedni wymiar średnicowy i pocięty na wymaganą długość. Przed procesem wyciskania wiertel ze stali matryce były wstępnie podgrzewane palnikiem gazowym do temperatury około 200°C . Temperaturę narzędzi monitorowano kamerą termowizyjną FLIR T425.

Na rys. 6.12 przedstawiono zdjęcie z kamery termowizyjnej z rozkładem temperatury wkładek matrycowych. Jak wynika z przedstawionego rozkładu temperatury, wkładki matrycowe nie zostały nagrzane do jednakowej temperatury w całej objętości. Jest to wynikiem niewielkiej efektywności grzania planikiem propan-butan. Mimo to temperatura na powierzchni wykroju roboczego osiągnęła zakładaną wartość bliską 200 °C.

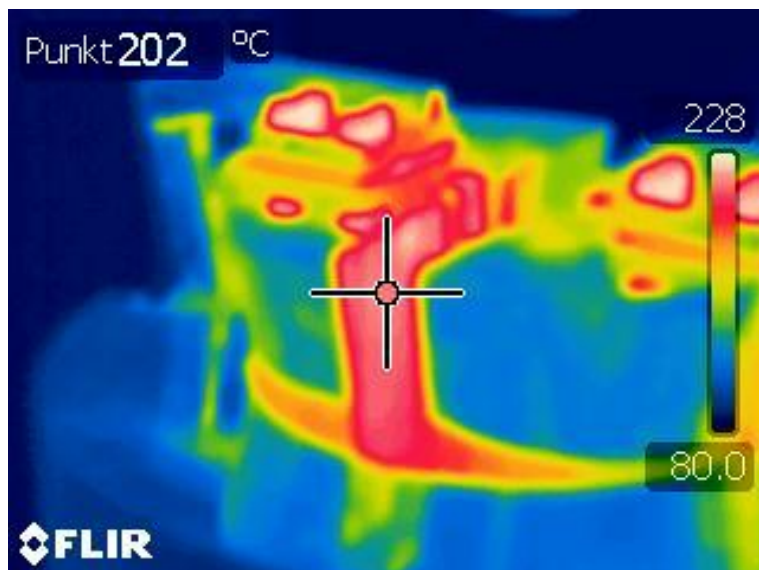


Rys. 6.10. Matryce wykorzystane w badaniach doświadczalnych: a) zestaw matrycowy I, b) zestaw matrycowy II



Rys. 7.11. Przykładowy materiał wsadowy wykorzystane w trakcie badań eksperymentalnych: a) pręty z ołowiu Pb1, b) pręty stalowe 100Cr6

Nagrzewanie próbek stalowych przed procesem wyciskania z wykorzystaniem zestawu narzędziowego II prowadzono dwuetapowo. W pierwszym etapie próbki nagrzewane były do temperatury około 900 °C i następnie pokrywano ich powierzchnie proszkiem szklanym. W drugim etapie próbki z naniesionym na ich powierzchnie szkłem były dogrzewane do właściwej temperatury wyciskania. Dodatkowo środek smarny mieszanina pasty HTP + MoS₂ наносzono na powierzchnię wykroju roboczego matryc oraz stempla. Warunki w jakich przeprowadzono badania doświadczalne zestawiono w tabeli 6.2.



Rys. 6.12. Termogram wkładek matrycowych przed procesem wyciskania

Tabela 6.2. Warunki realizacji badań doświadczalnych

Nr zestawu narzędziowego	Materiał wyciskany	Temperatura wsadu, °C	Temperatura narzędzi, °C	Smarowanie	
				Narzędzia	Wsad
Zestaw I	Ołów Pb1	25	25	–	–
	Stal 100Cr6	1150	200	Pasta HTP+MoS ₂	–
Zestaw II	Ołów Pb1	25	25	–	–
	Stal 100Cr6	1150	200	Pasta HTP+MoS ₂	Proszek szklany

6.3. Wyniki i analiza badań doświadczalnych

Celem badań doświadczalnych było zweryfikowanie opracowanego modelu numerycznego MES procesu wyciskania wiertel krętych oraz modelu matematycznego opisującego zależność kąta pochylenia rowków wiórowych od parametrów geometrycznych matrycy. Weryfikację opracowanych modeli przeprowadzono w oparciu o siły wyciskania oraz wartości kątów pochylenia rowków wiórowych.

W efekcie przeprowadzonych badań doświadczalnych wykazano możliwość wyciskania wiertel krętych stosując nową metodę wyciskania w matrycach dzielonych. Uzyskane w trakcie badań odkuwki wiertel krętych zostały pokazane na rys. 6.13 i 6.14. Cechą charakterystyczną odkuwek wiertel wyciskanych w zestawie narzędziowym II (rys. 6.13a) z wykorzystaniem proszku szklanego do smarowania jest pozostałość warstwy szkła na powierzchni wyciśniętych wiertel. Na uwagę zasługuje fakt, że warstwa szkła po procesie wyciskania pozostaje w głównej mierze na powierzchni piór wiertła oraz łysince. W obszarze rowka wiórowego nie zaobserwowano pozostałości szkła po procesie wyciskania. Brak warstwy szkła na powierzchni rowka wiórowego upraszcza sposób projektowania procesu oraz ogranicza dobór naddatków wyłącznie do naddatków na średnicy zewnętrznej. Usuwanie szkła z wyciśniętych wiertel można przeprowadzić metodami mechanicznymi oraz chemicznymi. W przypadku metod mechanicznych usuwanie szkła może być realizowane strumieniem wody podawanej z dużą prędkością, poprzez piaskowanie oraz śrutowanie. W przypadku wiertel usuwanie szkła można przeprowadzić również w trakcie prostowania odkuwek pomiędzy płaskimi płytami. Twarde i kruche szkło poddane działaniu naprężeń powstających w trakcie prostowania powinno ulec pokruszeniu i oderwaniu od powierzchni wiertła. Wysoka stabilność chemiczna szkła wymusza do jego usuwania stosowanie roztworów alkalicznych oraz kwasów wykazujących działanie żrące. W przypadku chemicznego usuwania szkła należy pamiętać o możliwości powstawania korozji w wyniku działania środków żrących. Skład odczynników wykorzystywanych do chemicznego usuwania szkła z powierzchni wyciskanych wyrobów można znaleźć w opracowaniu Robinsona [148].

Wiertła wyciskane w zestawie narzędziowym I (rys. 6.13b) posiadają poprawny kształt. W tym przypadku wyciskania do smarowania wykorzystano mieszaninę pasty HTP i dwusiarczku molibdenu, którą наносzono na powierzchnię wykroju matryc. Pomimo uzyskania w tym przypadku wyciskania poprawnego kształtu wiertel, w trakcie prowadzenia procesu doszło do niekorzystnych zjawisk, których przyczyną było nieprawidłowe smarowanie. W efekcie czego na powierzchni wyciśniętych wiertel można zaobserwować rysy oraz zadziory. Ponadto w trakcie wyciskania doszło do otworzenia matryc w wyniku działania dużych sił rozporowych, co spowodowało tworzenie się wypływkę w płaszczyźnie podziału. Powstałą wskutek otworzenia matryc wypływkę pokazano na rys. 6.15. W trakcie wypływania materiału do przestrzeni podziałowej matryc doszło do uszkodzenia wykroju w obszarze pojemnika. Krawędź wykroju roboczego została zaokrąglona wskutek odkształcenia plastycznego materiału matrycy. Ponadto na powierzchni wykroju matrycy utworzyły się narosty z materiału wyciskanego. W trakcie wyciskania uszkodzeniu uległ również stempel, który doznał trwałych odkształceń, a na jego powierzchni bocznej również można było zaobserwować narosty z wyciskanego

materiału. Uszkodzenia narzędzi były wynikiem zbyt intensywnego wychłodzenia materiału wyciskanego (niedostateczna izolacja termiczna wsadu przez zastosowany środek smarny oraz niska wartość prędkości wyciskania 10 mm/s) w rezultacie czego doszło do wzrostu naprężenia uplastyczniającego, co spowodowało wzrost siły wyciskania. Ponadto, wzrost siły wyciskania doprowadził do wzrostu nacisków powierzchniowych, co mogło skutkować przerwaniem filmu smarnego. Wskutek przerwania filmu smarnego na powierzchni kontaktu wsad-narzędzia tarcie osiągało wartość zbliżoną do granicznej czego efektem było nalepianie materiału wyciskanego na narzędzia. Wszystkich tych niekorzystnych zjawisk uniknięto stosując do smarowania proszek szklany nanoszony na powierzchnię wsadu.



Rys. 6.13. Półfabrykaty wiertel krętych ze stali 100Cr6 wyciskane w: a) zestawie narzędziowym II, b) zestawie narzędziowym I



Rys. 6.14. Półfabrykaty wiertel krętych z ołowiu Pb1 wyciskane w: a) zestawie narzędziowym II, b) zestawie narzędziowym I

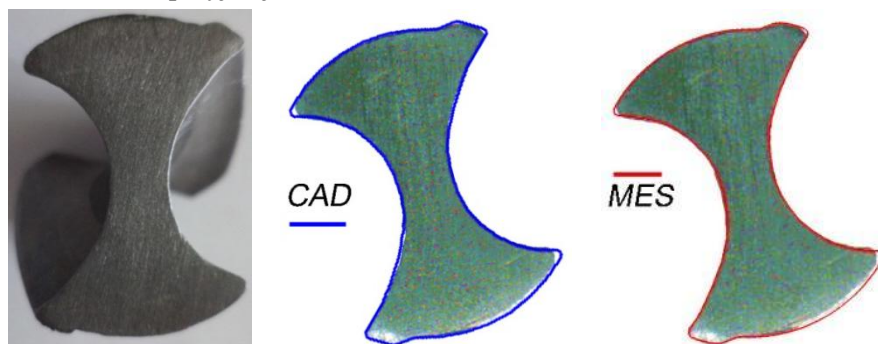


Rys. 6.15. Wypływka powstała w płaszczyźnie złożenia matryc

Na kolejnym rys. 6.16 przedstawiono kształt przekroju poprzecznego wiertła uzyskanego w trakcie badań doświadczalnych oraz zestawienie tego zarysu z zarysem wiertła zaprojektowanego w systemie CAD oraz kształtem przekroju wiertła wyznaczonego metodą elementów skończonych. Cechą charakterystyczną jest duża zgodność wyników teoretycznych (MES) z doświadczalnymi. Zarys przekroju poprzecznego wiertła uzyskany w trakcie badań doświadczalnych pozostaje również w dużej zgodności z przekrojem wiertła zaprojektowanego w systemie CAD. Wiertło uzyskane w badaniach doświadczalnych posiada jedynie większy promień zaokrąglenia krawędzi łączącej pióro wiertła z rowkiem wiórowym. Występująca rozbieżność pomiędzy promieniami zaokrąglenia krawędzi wiertła nie obniża w żaden sposób własności użytkowych uzyskanego wiertła. Zaistniała różnica w wartości tych promieni jest wynikiem niedokładnego wykonania narzędzi, spowodowanego trudnościami uzyskania promienia o zakładanej wartości.

Wyniki przeprowadzonych pomiarów wartości kąta pochylenia rowków wiórowych zostały zestawione w tabeli 6.3. Pomiary przeprowadzono przy użyciu stanowiska pokazanego na rys. 6.9. W zestawieniu uwzględniono również wyniki uzyskane metodą elementów skończonych, sztuczną siecią neuronową oraz na podstawie równań z wykresów pokazanych na rys. 5.10. Wyniki otrzymane z pomiarów wiertel uzyskanych w badaniach doświadczalnych oraz MES poddano obróbce statystycznej, którą

przeprowadzono zgodnie z tokiem postępowania opisanym w podrozdziale 5.3. Wyniki uzyskane w badaniach doświadczalnych pozostają w dużej zgodności z wynikami uzyskanymi metodą elementów skończonych. Opracowana na podstawie wyników MES sieć neuronowa przewiduje wartość kąta pochylenia rowków wiórowych w zależności od parametrów matrycy z bardzo dużą dokładnością. Równania opisujące zależność $\lambda = f(r, h, \gamma)$ pozwalają z zadawalającą dokładnością określić parametry geometryczne matrycy w zależności od przyjętej wartości λ .



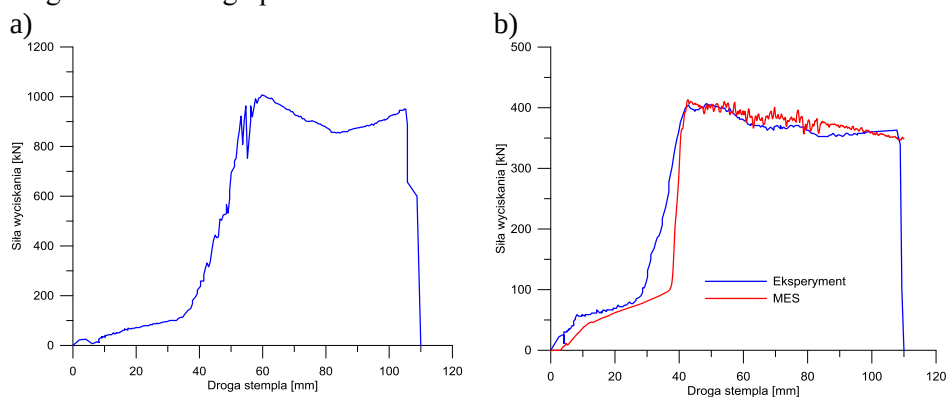
Rys. 6.16. Przekrój poprzeczny wyciśniętego wiertła oraz zestawienie zarysu rzeczywistego z zarysem CAD oraz otrzymanym w MES

Tabela 6.3. Wyniki pomiaru kąta pochylenia rowków wiórowych λ wyciskanych wiertel krętych

Nr zestawu narzędziowego	SSN	MES	Eksperyment	Równania (rys. 5.10)
Zestaw I	28,8°	28,7° ± 0,4°	28,5° ± 0,5°	28,6°
Zestaw II	30°	30° ± 0,3°	30,2° ± 0,4°	30°

Uzyskane w trakcie badań charakterystyki siłowe zostały przedstawione na rys.6.17. Porównując uzyskane przebiegi, można zauważyć, że maksymalna siła występująca podczas wyciskania w zestawie narzędziowym II jest o 60% mniejsza od maksymalnej siły wyciskania uzyskanej w zestawie narzędziowym I. Zmniejszenie maksymalnej siły wyciskania jest wynikiem zastosowania środka smarnego o bardzo dobrych właściwościach smarnych ($m = 0,08$) oraz dobrej izolacji termicznej zapewniającej mniejsze wychłodzenie wyciskanego materiału. Oprócz wpływu tarcia oraz temperatury, zmniejszenie siły wyciskania było zależne od przyjętych parametrów geometrycznych matrycy. W analizowanych przypadkach wyciskania parametry geometryczne matrycy II zapewniały zmniejszenie siły wyciskania o 62,5 kN w stosunku do matrycy I (rys. 5.44). Analizując przebieg uzyskanych charakterystyk zauważyć można, że podczas wyciskania w zestawie narzędziowym I w momencie przebycia przez stempel drogi $s = 85$ mm siła wyciskania zaczyna wzrastać. Natomiast w przypadku wyciskania w zestawie narzędziowym II w całym zakresie ustalonej fazy wyciskania siła mniejsza swoją wartość. Przyczyną wzrostu siły

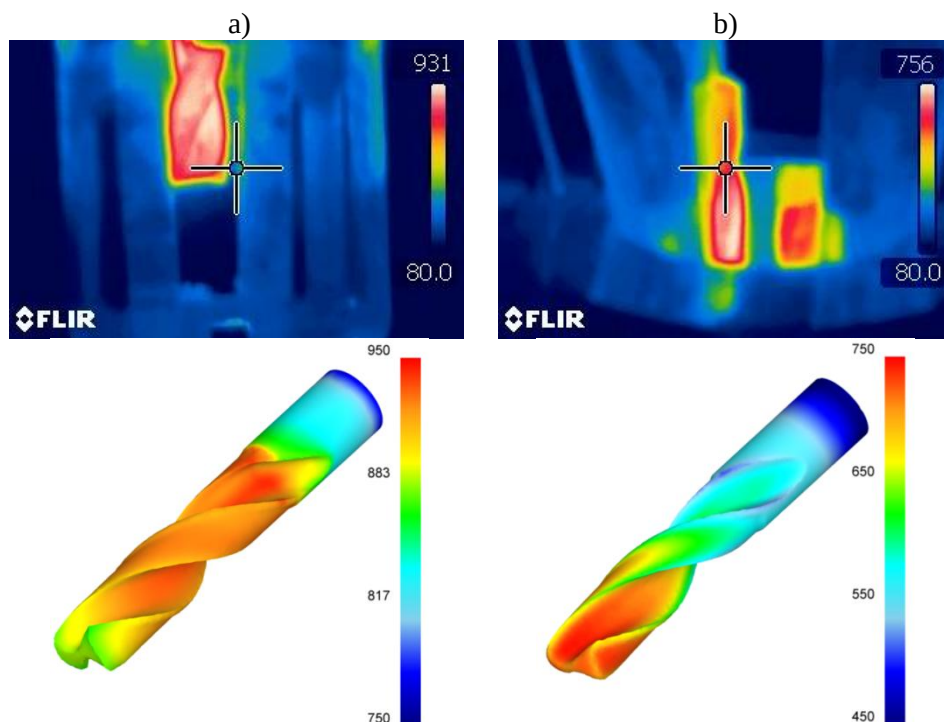
jest oczywiście spadek temperatury, w momencie przebycia przez stempel drogi $s = 85$ mm opory wyciskania spowodowane spadkiem temperatury przewyższyły zmniejszenie sił tarcia na ściankach pojemnika. Kolejnym czynnikiem mającym wpływ na wzrost siły wyciskania było utworzenie się wypływkę wskutek rozszczelnienia matryc. Na rys. 6.17b przedstawiono zestawienie charakterystyk siłowych uzyskanych w trakcie badań doświadczalnych oraz symulacji numerycznej. Przedstawione przebiegi sił charakteryzują się bardzo dużą zbieżnością. Niewielkie różnice można zaobserwować w początkowej fazie procesu, w której dochodzi do spęczniania wyciskanego materiału. Różnice te mogą być wynikiem tego, że w symulacji numerycznej stempel poruszał się ze stałą prędkością natomiast w rzeczywistości prędkość w początkowym etapie wyciskania mogła się wahać w wyniku przesterowania prasy z ruchu dobiegowego (200 mm/s) na ruch roboczy (10 mm/s). W trakcie ustalonej fazy wyciskania zbieżność wyników jest bardzo wysoka. Na uwagę zasługuje fakt, że zastosowanie środka smarnego w postaci szkła pozwoliło przeprowadzić proces wyciskania bez żadnych zakłóceń na prasie o bardzo małej prędkości ruchu suwaka. W warunkach przemysłowych proces wyciskania stali prowadzi się z prędkościami ruchu stempla wynoszącymi minimum 100 mm/s. W przypadku zastosowania prasy o nacisku wynoszącym 1,6 MN i prędkości ruchu suwaka wynoszącej 100 mm/s, minimalne zapotrzebowanie na moc silnika elektrycznego tej prasy musiałoby wynosić 160 kW. W przypadku prasy wykorzystanej do badań moc silnika elektrycznego wynosiła zaledwie 19 kW. Zastosowanie środka smarnego w postaci szkła nie tylko poprawiło warunki realizacji procesu wyciskania, ale również znacząco ograniczyło energochłonność tego procesu.



Rys. 6.17. Przebieg sił w procesie wyciskania wiertel krętych ze stali 100Cr6: a) zestaw narzędziowy I, b) zestaw narzędziowy II

Wyniki pomiaru temperatury wiertel po procesie wyciskania przedstawiono na rys. 6.18. Rezultaty pomiarów przeprowadzonych kamerą termowizyjną zostały zestawione z rozkładami temperatury uzyskanymi w trakcie

modelowania numerycznego. Porównując uzyskane rozkłady temperatury, można zauważyć dużą zbieżność pomiędzy wynikami teoretycznymi i doświadczalnymi. Pomimo dość długiego czasu trwania procesu (wynoszącego około 11 sekund) temperatura wiertła wyciskanego w osnowie szkła zachowuje wysoką temperaturę powyżej 900 °C. W przypadku wyciskania z użyciem smaru będącego mieszaniną pasty HTP i dwusiarczku molibdenu maksymalna temperatura wyciśniętego wiertła nie przekracza 750 °C. W przypadku wyciskania z zastosowaniem szkła, jako środka smarnego rozkład temperatury w wyciśniętej części wiertła jest równomierny. Różnica temperatury pomiędzy końcami części roboczej nie przekracza 100°C. Podczas wyciskania w zestawie narzędziowym I, rozkład temperatury w części wyciśniętej wiertła jest niejednorodny, a gradient temperatury wynosi około 200 °C. W wyniku szybkiego chłodzenia kolejne warstwy materiału wchodząc w strefę odkształcenia mają coraz niższą temperaturę, co przekłada się na wzrost siły w ustalonej fazie wyciskania. Temperatura na powierzchni części chwytowej w przypadku wyciskania w zestawie narzędziowym II wynosi około 800 °C. Natomiast w przypadku wyciskania w zestawie narzędziowym I temperatura na powierzchni chwytu wiertła zawiera się w przedziale temperatur od 450 °C do 550 °C.



Rys. 6.18. Rozkłady temperatury (°C) uzyskane w pomiarze kamerą termowizyjną i wyznaczone MES: a) zestaw narzędziowy II, b) zestaw narzędziowy I

7. Podsumowanie i wnioski końcowe

W opracowaniu przedstawiono wyniki badań dotyczących nowego sposobu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Opracowana technologia posiada wiele zalet w stosunku do obecnie stosowanych sposobów wyciskania wiertel krętych. Najważniejsze z nich to: obniżenie sił kształtowania, zmniejszenie zużycia materiału, możliwość wykorzystania szerszej grupy maszyn kuźniczych do realizacji procesu wyciskania oraz prosta konstrukcja narzędzi możliwa do wykonania na typowych frezarkach 3-osiowych.

Przeprowadzone badania pozwoliły określić wpływ podstawowych parametrów na przebieg procesu wyciskania wiertel krętych. Określone zostały zależności opisujące wpływ parametrów charakteryzujących geometrię matrycy na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel krętych. Ponadto, analizie poddano wpływ parametrów technologicznych, takich jak: temperatura, prędkość wyciskania oraz tarcie. W ramach przeprowadzonych badań wyznaczono również czynniki tarcia dla grupy smarów mogących znaleźć zastosowanie w procesach wyciskania na gorąco.

Podstawą do przeprowadzenia badań doświadczalnych były wyniki symulacji numerycznych przeprowadzonych metodą elementów skończonych. Symulacje numeryczne ze względu na złożony kształt wyciskanego wyrobu przeprowadzono w warunkach przestrzennego stanu odkształcenia i naprężenia. Wyników symulacji numerycznych użyto również do uczenia sztucznych sieci neuronowych, wykorzystanych do opracowania modelu matematycznego opisującego zależność $\lambda = f(r, h, \gamma)$. Uzyskane wyniki z modelowania numerycznego potwierdziły, że geometria matrycy ma istotny wpływ na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych wyciskanych wiertel krętych. Kąt pochylenia rowków wiórowych uzależniony jest również od temperatury wyciskanego materiału. Ponadto, na podstawie symulacji numerycznych wyznaczono stan odkształcenia i naprężenia, rozkłady kryterium zniszczenia oraz naciski powierzchniowe. Zastosowanie symulacji numerycznych pozwoliło również wyznaczyć wartość oraz przebieg sił występujących podczas wyciskania wiertel krętych. Na szczególną uwagę zasługuje fakt, że zastosowanie symulacji numerycznych pozwoliło określić wartości sił rozporowych, których pomiar w warunkach rzeczywistych jest kłopotliwy. W celu określenia sił wyciskania, stosując metody inżynierskie, zaproponowano

transformację schematu wyciskania wiertel krętych do procesu wyciskania pręta przez matrycę stożkową. W oparciu o metody inżynierskie: energetyczną, uproszczonej analizy oraz górnej oceny przeprowadzono obliczenia weryfikujące, które zostały porównane z wynikami otrzymanymi w drodze badań doświadczalnych oraz metodą elementów skończonych. Zaproponowany schemat określania siły wyciskania charakteryzuje się dużą zgodnością z wynikami badań doświadczalnych.

Weryfikację doświadczalną obliczeń teoretycznych przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej Politechniki Lubelskiej. Badania eksperymentalne procesu wyciskania wiertel krętych przeprowadzono wykorzystując trójsuwakową prasę kuźniczą (TPK) oraz uniwersalną prasę hydrauliczną PYE 160SS. Do badań realizowanych w trójsuwakowej prasie kuźniczej wykorzystano zestaw matryc, mocowany bezpośrednio w przestrzeni roboczej prasy. Realizacja procesu wyciskania na prasie PYE 160SS wymagała skonstruowania specjalnego przyrządu, w którym mocowane były wkładki matrycowe. Próby wyciskania przeprowadzono wykorzystując materiał modelowy (ołów Pb1) oraz stal w gatunku 100Cr6 (NC4 wg PN).

Wyniki przeprowadzonych badań teoretyczno-doświadczalnych potwierdziły przyjęte hipotezy donośnie możliwości wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych. Na wielkość kąta pochylenia rowków wiórowych duży wpływ mają parametry geometryczne matrycy. Odpowiedni dobór tych parametrów pozwala wyciskać wiertła o zakładanym kącie pochylenia rowków wiórowych. Drugim ważnym aspektem mającym wpływ na przebieg procesu wyciskania są warunki termiczne. Temperatura realizacji procesu wpływa bezpośrednio na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych. Natomiast prędkość wyciskania oraz tarcie ma wpływ na temperaturę wyciskania i tym samym pośrednio na wartość kąta pochylenia rowków wiórowych.

Bazując na wynikach przeprowadzonych badań teoretycznych oraz doświadczalnych sformułowano następujące wnioski końcowe:

- Metodą wyciskania w matrycach dzielonych możliwe jest kształtowanie wiertel krętych o zakładanej dokładności kąta pochylenia rowków wiórowych.
- Wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych pozwala z dużą dokładnością prognozować zależności opisujące wpływ parametrów matrycy na geometrię wyciskanego wiertła.
- Najkorzystniejsze warunki ze względu na skręcanie wiertel uzyskuje się realizując proces wyciskania przy czynniku tarcia $m < 0,5$. Warunki tarcia oraz prędkość ruchu stempla należy dobierać tak, aby nie powodowały nadmiernego wzrostu temperatury wsadu w trakcie wyciskania.

- Wartość kąta pochylenia rowków wiórowych λ w dużym stopniu uzależniona jest od geometrii matrycy. Wzrost długości paska kalibrującego h oraz kąta pochylenia występu kształtującego rowek wiórowy γ powoduje zwiększenie kąta λ . Przy większych wartościach kąta γ zmniejsza się efektywność wpływu długości paska kalibrującego h na wzrost kąta λ . W przypadku wpływu promienia r istnieje wartość optymalna promienia r_{op} , po przekroczeniu której wartość kąta λ ulega zmniejszeniu.
- Dobierając odpowiednio parametry geometryczne matrycy można uzyskać zakładany kąt pochylenia rowków wiórowych przy jednoczesnym zminimalizowaniu siły wyciskania. W praktyce dla kątów $30^\circ \leq \gamma \leq 32^\circ$ stosowanie mniejszych długości paska kalibrującego (np. $h = 3$ mm) powoduje zmniejszenie siły wyciskania. Natomiast w przypadku kątów $\gamma \geq 33^\circ$ mniejsze siły wyciskania uzyskuje się dla zwiększonych długości paska kalibrującego np. $h = 9$ i 12 mm.
- Zjawiskiem ograniczającym proces wyciskania w matrycach dzielonych jest występowanie dużych sił rozporowych, które usiłują otworzyć matryce. W efekcie czego dochodzi do tworzenia się na złożeniu matryc i dookoła stempla wypływu. Relacja pomiędzy siłą wyciskania i maksymalną siłą rozporową w przybliżeniu można opisać zależnością: $F_{rmax} = (2,5 \div 3,5)F_w$.
- Transformacja procesu wyciskania wiertel krętych do procesu wyciskania pręta przez matrycę stożkową pozwala, stosując metody inżynierskie określić siłę wyciskania z dużą dokładnością.
- Stosując jako środek smarny szkło, należy uwzględnić grubość nakładanej warstwy szklanej przy dobieraniu naddatków na obróbkę wykończeniową.
- Zastosowanie metody elementów skończonych pozwala modelować proces wyciskania wiertel krętych z uwzględnieniem wszystkich parametrów procesu. Umożliwia także weryfikację przyjętych założeń technologiczno-konstrukcyjnych podczas projektowania procesu wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych.
- Proces wyciskania wiertel krętych w matrycach dzielonych może być realizowany z wykorzystaniem uniwersalnych maszyn kuźniczych (prasy hydrauliczne, korbowe, śrubowe), a także z wykorzystaniem maszyn specjalizowanych (trójsuwakowa parsa kuźnicza oraz kuźniarki).

Pozytywne wyniki badań nad nowym procesem wyciskania wiertel krętych wskazują, że opracowana technologia może być alternatywą dla dotychczas stosowanego procesu wyciskania. W niniejszym opracowaniu analizie poddano proces wyciskania przy użyciu matryc, w których zarys występu kształtującego rowek wiórowy jest tożsamy z zarysem rowka wiórowego w płaszczyźnie

normalnej do osi wiertła. Rezultatem prowadzonych badań było opracowanie matryc, w których zarys występu kształtującego rowek wiórowy jest tożsamy z zarysem normalnym rowka wiórowego. Analiza procesu wyciskania z wykorzystaniem wspomnianej matrycy wytycza dalsze kierunki prac nad omawianą technologią. Wstępne symulacje numeryczne wykazały, że geometria tego typu wykrojów nie ma tak istotnego wpływu na kąt pochylenia rowków wiórowych. Natomiast podstawowym utrudnieniem w projektowaniu tego typu matrycy jest poprawne wyznaczenie zarysu występu kształtującego rowek wiórowy, tak aby uzyskać zakładaną geometrię wiertła. Dalsze prace nad proponowanym procesem wyciskania powinny być ukierunkowane pod kątem optymalizacji kształtu wykroju, w celu poprawy jakości geometrycznej i wymiarowej wyrobów.

8. Literatura

1. Abele E., Fujara M., *Simulation-based twist drill design and geometry optimization*. „CIRP Annals-Manufacturing Technology”, 2010, vol. 59, nr 1, s. 145–150.
2. Ajiboye J.S., *Upper bound analysis of extrusion from square billets through circular and square/rectangular dies*. „Journal of Mechanical Science and Technology”, 2009, vol. 23 s. 461–474.
3. Alekseyev G.A., Arshinov V.A., Krichevskaya P.M., *Konstruirovaniye instrumenta*. Mashinostroyeniye, Moskwa 1979.
4. Arshinov V.A., Alekseyev G.A., *Rezaniye metallov i rezhushchiy instrument. Uchebnik dlya mashinostroitel'nykh tekhnikumov*. Mashinostroyeniye, Moskwa 1976.
5. Astakhov V.P., *Geometry of Single-point Turning Tools and Drills, Fundamentals and Practical Applications*. Springer-Verlag, London 2010.
6. Atroshenko A.P., Vostrov V.N., Chalev D.I., Porkhun A.V., *Optimizatsiya tekhnologicheskogo protsessa goryachego vydavlivaniya sverl bolshogo diametra*. „Kuznecno-Stampovocnoe Proizvodstvo”, 1985, nr 1, s. 17–18.
7. Barclay R.L., *Machine for Making Drills*. United States Patent, nr 508161, (07.11.1893).
8. Barclay R.L., *Means for Manufacturing Twist Drills*. United States Patent, nr 603462, (03.05.1898).
9. Barsow A.I., *Technologia narzędzi skrawających*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa 1959.
10. Bennecke R., *Einige Fehlerursachen beim Drallwalzen von Spiralbohrern aus Schnellarbeitsstählen*. „Thyssen Edelstahl Technische Berichte”, 1977, vol. 3, nr 2, s. 105–110.
11. Berkowski L., Chyży W., *Dobór materiału i cieplno-chemicznej obróbki segmentów walcarki do wiertel krętych*. „Obróbka Plastyczna”, 1968, vol. 7, nr 3, s. 227–236.
12. Beygelzimer Y., i in., *Planar twist extrusion versus twist extrusion*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2011, vol. 211, s. 522–529.
13. Black J.T., Kohser R.A., *DeGarmo's Material & Process in Manufacturing*. John Wiley & Sons, Inc., United States of America 2008.

14. Bochniak W., Marszowski K., Korbel A., *Theoretical and practical aspects of the production of thin-walled tubes by the KOBO method*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2005, vol. 169, nr 1, s. 44–53.
15. Bulzak T., *Analiza stanu naprężenia i odkształcenia w procesie wyciskania śrubowego dla różnych współczynników wydłużenia*. „Rudy i Metale Nieżelazne”, 2014, vol. 59, nr 3, s. 110–114.
16. Bulzak T., *Matryca dwuczęściowa do wyciskania wyrobów z rowkami śrubowymi*. Polski Patent, nr 218814, (30.01.2015).
17. Bulzak T., Pater Z., Tomczak J., *Porównanie procesów ECAP wspomaganych skręcaniem*. „Hutnik-Wiomości Hutnicze”, 2014, vol. 81, nr 7, s. 476–481.
18. Bulzak T., Pater Z., Tomczak J., *Zastosowanie wyciskania śrubowego w produkcji radiatorów*. „Rudy i Metale Nieżelazne”, 2014, vol. 59, nr 5, s. 233–239.
19. Bulzak T., Pater Z., *Numerical analysis of the extrusion process of twist drills*. „Acta Metallurgica Slovaca”, 2013, vol. 19, nr 2, s. 132–140.
20. Bulzak T., Pater Z., Tomczak J., *Nowy sposób wyciskania wiertel krętych*. „Hutnik-Wiomości Hutnicze”, 2013, vol. 80, nr 8, s. 517–521.
21. Bulzak T., Pater Z., Tomczak J., *Płynięcie metalu podczas wyciskania wiertel krętych dla różnych czynników tarcia*. „Tribologia Teoria i Praktyka”, 2013, vol. 44, nr 3, s. 9–20.
22. Bulzak T., *Sposób wyciskania wiertel krętych w matrycy dwuczęściowej*. Polski Patent, nr 219193, (31.03.2015).
23. Bulzak T., *Teoretyczna analiza wyciskania elementów śrubowych*. Wybrane zagadnienia z budowy i eksploatacji maszyn [Red:] Gardyński Leszek, Szala Mirosław, Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2013, s. 21–33.
24. Bulzak T., Tomczak J., *Obciążenie matrycy przy wyciskaniu wiertel krętych*. „Hutnik-Wiomości Hutnicze”, 2015, vol. 82, nr 3, s. 221–225.
25. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Forming a lever preform made of aluminium alloy 2014*. „Metalurgija”, 2014, vol. 53, nr 4, s. 505–508.
26. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Method for producing twist drills by extrusion using a three-slide forging press*. „Key Engineering Materials”, 2014, vols. 622–623, s.129–135.
27. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Narzędzie do walcowania grzbietów narzędzi śrubowych*. Polskie zgłoszenie patentowe nr P.405531 z dnia 03.10.2013.
28. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Narzędzie do walcowania śrubowych rowków wiórowych*. Polskie zgłoszenie patentowe nr P.405524 z dnia 03.10.2013.

29. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Przegląd metod kształtowania rowków wiórowych wiertel krętych ze stali narzędziowych*. „Przegląd Mechaniczny”, 2013, nr 6, s. 15–21.
30. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Sposób walcowania wiertel krętych*. Polskie zgłoszenie patentowe nr P.405523 z dnia 03.10.2013.
31. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Theoretical and experimental research on forge rolling process of preforms from magnesium alloy AZ31*. „Archives of Metallurgy and Materials”, 2015, vol. 60, nr 1, s. 439–445.
32. Bulzak T., Tomczak J., Pater Z., *Wpływ geometrii części chwytowej wiertła na przebieg procesu wyciskania*. „Hutnik-Widomości Hutnicze”, 2014, vol. 81, nr 6, s. 371–378.
33. Chen F., Bin H., *A novel CNC grinding method for the rake face of a taper ball-end mill with a CBN spherical grinding wheel*. „International Journal of Advanced Manufacturing Technology”, 2009 vol. 41, nr 9, s. 846–857.
34. Chen R.Y., Ni J., *Analysis and optimization of drill cross-sectional geometry*. „Society of Manufacturing Engineers”, 1999, vol. 162, s. 1–5.
35. Chetverikov S.S., *Metallorezhushchiye Instrumenty. Proyektirovaniye i Proizvodstvo*. Izdatel'stvo Vysshaya Shkola, Moskwa 1965.
36. Cichosz P., *Narzędzia skrawające*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2006.
37. DEFORM™ 2D/3D Version 11.0 User's Manual.
38. Denk S., *Rolls for Twisting Drills*. United States Patent, nr 761880, (07.06.1904).
39. Dmochowski J., Majewski W., Zieliński Z., *Technologia narzędzi skrawających*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 1972.
40. Dobrzański L.A., *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2006.
41. Dong M., Hong Q., Wang M., *Study on the simple model of four design of a twisting plate twisting Section*. „Journal of Harbin University of Civil Engineering and Architecture”, 1993, vol. 26, nr 6, s. 114–117.
42. Dörrenberg R., Höffken R., *Herstellung von Spiralbohrern. Ohne einen Span*. „Maschinenmarkt”, 1987, vol. 22, s. 32–36.
43. Ebrahimia R., Reihanianb M., Kanaania M., Moshksara M.M., *An upper-bound analysis of the tube extrusion process*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2008, vol. 199, s.214–220.
44. Fenner S., Taft J.C., *Manufacture of Twist Drills*. United States Patent, nr 437187, (30.09.1890).
45. Galloway D., *Some experiments on the influence of various factors on drill performance*. „ASME Trans.”, 1957, vol. 79, s. 191–231.
46. Gao P., Wang X., *Virtual Manufacture of the Twist Drill Flute in UG*. „Advanced Materials Research”, 2011, vols. 156–157, s.1223–1226.
47. Gazeta Biskupińska, 2000, vol. 5, nr 42, str. 3.

48. Gieshoidt J., *Manufacture of Spiral Shaped or Helically Twisted Bodies*. United States Patent, nr 714890, (02.12.1902).
49. Gil S., *Drgania wiertel krętych o różnych profilach poprzecznych*. „Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji”, 2010, vol. 30, nr 4, s. 189–198.
50. Godley W., Boldon J., *Die for Forming Twist Drills*. United States Patent, nr 285996, (02.10.1883).
51. Gontarz A., Dziubińska A., Okoń Ł., *Determination of friction coefficients at elevated temperatures for some Al, Mg and Ti alloys*. „Archives of Metallurgy and Materials”, 2011, vol. 56, nr 2, s. 379–384.
52. Gorelick L., Gwinnet A.J., *The Change from Stone Drills to Copper Drills in Mesopotamia: An Experimental Perspective*. „Expedition”, 1987, vol. 29, nr 3, s. 15–24.
53. Górski E., *Podstawy konstruowania narzędzia skrawających*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa 1989.
54. Górski E., *Poradnik narzędziowca*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2014.
55. Gotze F., *Improvements in the production by extrusion of twist drill*. GB Patent nr 821684, (14.10.1959).
56. Groover M., *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes and systems*. 3rd edition, John Wiley & Sons, Inc., United States of America 2007.
57. Grosman F., *Technologia metali*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2010.
58. Haagen V.C., *Die for Forging Drills or Reamers*. United States Patent, nr 437842, (07.10.1890).
59. Hooker T., *Process of and Die for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 447450, (03.03.1891).
60. Houser J.O., *Die for Forming Twist Drills*. United States Patent, nr 651356, (12.16.1900).
61. Hsieh J.F., *Mathematical model and sensitivity analysis for helical groove machining*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 2006, vol. 46, s. 1087–1096.
62. <http://www.columbuss.ru> [dostęp styczeń 2016].
63. <http://www.dianormet.pl> [dostęp maj 2015].
64. <http://www.doerrenberg.net> [dostęp maj 2012].
65. <http://www.ecef.eu> [dostęp lipiec 2015].
66. <http://www.e-sklep.anitech.pl> [dostęp styczeń 2016].
67. <http://www.fullchisel.com> [dostęp styczeń 2016].
68. <http://www.gtma.co.uk> [dostęp styczeń 2016].
69. <http://www.hygzt.com> [dostęp marzec 2012].
70. <http://www.imgarcade.com> [dostęp styczeń 2016].

71. <http://www.lengjiya365.com> [dostęp maj 2015].
72. <http://www.lowtechmagazine.com> [dostęp styczeń 2016].
73. <http://www.metalmeccanica.com> [dostęp styczeń 2016].
74. <http://www.metal-ware.com> [dostęp maj 2015].
75. <http://www.securetgiv.it> [dostęp styczeń 2016].
76. <http://www.shshengda.com.cn> [dostęp grudzień 2012].
77. <http://www.stalcorp.com> [dostęp maj 2015].
78. <http://www.szrofin.com> [dostęp styczeń 2016].
79. <http://www.tdg-ttm.com> [dostęp styczeń 2013].
80. <http://www.telef.pl> [dostęp styczeń 2016].
81. <http://www.tyrolit.com> [dostęp wrzesień 2015].
82. <http://www.txjm-zj.com> [dostęp kwiecień 2014].
83. <http://www.utensiliprofessionali.com> [dostęp styczeń 2016].
84. <http://wxsincereland.com> [dostęp kwiecień 2014].
85. <https://paulsmit.smugmug.com> [dostęp styczeń 2016].
86. <https://www.anca.com> [dostęp maj 2016].
87. Hung J.C., Hung C., *The design and development of a hydrostatic extrusion apparatus*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2000, vol. 104, nr 3, s. 226–235.
88. Hunt C.B., *Process of Manufacturing Twist-Drills*. United States Patent, nr 167766, (14.09.1875).
89. Husek J., *Tvareni sraubovitých vrtaku*. „Strojirenství”, 1956, vol. 6, nr 7, s. 467–476.
90. Hwang Y.M., Chang C.N., *Hot extrusion of hollow helical tubes of magnesium alloys*. „Procedia Engineering”, 2014, vol. 81, s. 2249–2254.
91. Inozemtsev G., *Proyektirovaniye Metallorazhushchikh Instrumentov*. Mashinostroyeniye, Moskwa 1984.
92. Ivanov V., Nankov G., *Profiling of rotation tools for forming of helical surfaces*. „International Journal of Machine Tools & Manufacture”, 1998, vol. 38, s. 1125–1148.
93. Jacobson C.F., *Machines for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 190592, (08.05.1877).
94. Jacobson C.F., *Machines for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 201530, (19.03.1878).
95. Jahedi M., Paydar M.H., *Three-dimensional finite element analysis of torsion extrusion (TE) as an SPD process*. „Materials Science and Engineering A”, 2011, vol. 528, s. 8742–8749.
96. Johnson M.C., *Boring Tool*. United States Patent, nr 472541, (12.04.1892).
97. Juneja B.L., Sekhon G.S., Seth N., *Fundamentals of Metal Cutting and Machine Tools*. Second Edition, New Age International Publisher 2003.

98. Kacker N.R., Lagergren S.E., Filliben J.J., *Taguch's Orthogonal Arrays Are Classical Designs of Experiments*. „Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology”, 1991, vol. 96, nr 5, s. 577–591.
99. Kapp E., *Grundlage einer Philosophie der Technik*. Brunswik 1877.
100. Karpuschewski B., Jandecka K., Mourek D., *Automatic search for wheel position in flute grinding of cutting tools*. „CIRP Annals – Manufacturing Technology”, 2011, vol. 60, s. 347–350.
101. Khalifa N.B., Tekkaya A.E., *Newest Developments on the Manufacture of Helical Profiles by Hot Extrusion*. „Journal of Manufacturing Science and Engineering”, 2011, vol. 133, nr 6, s. 459–463.
102. Kim S.Y., Kubota S., Yamanaka M., *Application of CAE in cold forging and heat treatment processes for manufacturing of precision helical gear part*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2008, vol. 201, s. 25–31.
103. Koch G.R., Stock R., *Bohrer aus Schnellstahl und schweißbarem Stahl*. Deutsches Reich Patent, nr 315328, (14.10.1919).
104. Kocich R., Greger M., Kursa M., *Twist channel angular pressing (TCAP) as a method for increasing the efficiency of SPD*. „Materials Science and Engineering A”, 2010, vol. 527, s. 6386–6392.
105. Kunstetter S., *Narzędzia skrawające do metali-konstrukcja*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 1973.
106. Latypov M.I., Alexandrov I.V., Beygelzimer Y.E., Lee S., Kim H.S., *Finite element analysis of plastic deformation in twist extrusion*. „Computational Materials Science”, 2012, vol. 60, s. 194–200.
107. Lazić L., *Use of Orthogonal Arrays and Design of Experiments via Taguchi methods in Software Testing*. Recent Advances in Applied and Theoretical Mathematics, WSEAS Press, 2013, s. 256–267.
108. Lee K.H., Lee J.M., Park J.H., Kim B.M., *Fabrication of miniature helical gears by powder extrusion using gas atomized Zn–22%Al powder*. „Transactions of Nonferrous Metals Society of China”, 2012, vol. 22, s. 1313–1321.
109. Liekmeier F., *Hot extrusion of twist drill*. „Umformtechnik”, 1992, vol. 26, nr 3, s. 181.
110. Liu Y., *Mathematical model for rolled drill*. „Journal of Mathematics for Technology”, 1999, vol. 15, nr 2, s. 115–118.
111. Liu Y., *Research on the section shape of fan-shaped board of the rolled drill and it's series*. „Journal of Hebei Institute of Mechano-Electric Engineering”, 1992, vol. 9, nr 1, s. 19–27.
112. Mandić V., Stefanović M., *Friction Studies Utilizing the Ring Compression Test-Part I*, „Tribology in Industry”, 2003, vol. 25, nr 1–2, s. 33–40.

113. Marklew J.J., *Commercial production of twist drills by the Superforge process*. „Machinery and Production Engineering”, 1966, vol. 109, nr 2817.
114. Marlow F.M., *Machine Shop Know-How, The Tips & Techniques of Master Machinists*. Metal Arts Press, Huntington Beach 2010.
115. Materniak J., *Wyciskanie metali na zimno*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1994.
116. Mehta N.K., *Metal Cutting and Design of Cutting Tools, Jigs & Fixtures*. McGraw Hill Education, New Delhi 2015.
117. *Metal Cutting Tool Handbook*, Seventh Edition, Industrial Press Inc., New York 1988.
118. Miracki J., *Wytwarzanie wiertel krętych metodą walcowania i skręcania*. „Mechanik”, 1952, vol. 25, nr 5, s. 213–216.
119. Moers P., *Zerspanwerkzeuge aus Schnellstahl-spanlos geformt*. „Industrie-Anzeiger”, 1961, vol. 24, nr 85, s. 1606–1610.
120. Moore S., *Machine for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 432635, (22.07.1890).
121. Morse S.A., *Improvement in drill bit*. United States Patent, nr 38119, (07.04.1863).
122. Nguyen V.H., Ko S.L., *Determination of workpiece profile and influence of singular point in helical grooving*. „CIRP Annals-Manufacturing Technology”, 2013, vol. 62, s. 323–326.
123. Nicols P.D., *Manufacture of Twist Drill*. United States Patent, nr 238953, (15.03.1881).
124. Nicols P.D., Webb T.W., *Machine for Twisting Drill Blanks*. United States Patent, nr 245741, (16.08.1881).
125. Nowak J., Węglarczyk S., Pietrzyk M., *Numeryczna symulacja zużycia narzędzi w procesie kucia stopów na bazie miedzi z zastosowaniem różnych technologii kucia*. „Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji”, 2011, vol. 31, nr 1, s. 77–91.
126. Olszewski M., *Badania nad doskonaleniem metod walcowania wiertel krętych w układzie czterech walców*. Praca doktorska. Politechnika Poznańska 1971.
127. Olszewski M., *Głowica do skośnego walcowania zwłaszcza wiertel krętych*. Polski Patent, nr 100010, (15.01.1979).
128. Olszewski M., *Obróbka plastyczna w produkcji wiertel*. „Obróbka Plastyczna”, 1962, vol. 3, nr 3, s. 299–321.
129. Olszewski M., *Polskie automaty do skośnego walcowania wiertel krętych do metali*. „Obróbka Plastyczna”, 1973, vol. 12, nr 3, s. 101–105.
130. Olszewski M., Romanowski M., Magda J., *Technologia walcowania, walcarki, narzędzia i urządzenia specjalne do walcowania*. „Obróbka Plastyczna Metali”, 2008, vol. 19, nr 3, s. 61–69.

131. Olszewski M., *Segmenty do kształtowania rowka wiórowego wiertel krętych*. Polski Patent, nr 157966, (25.06.1990).
132. Olszewski M., *Walcowanie i skręcanie wiertel*. „Mechanik”, 1955, vol. 55, nr 6, s. 212–219.
133. Olszewski M., *Walcowanie wiertel krętych do metali w okresie pięćdziesięciolecia Instytutu Obróbki Plastycznej w Poznaniu*. „Obróbka Plastyczna Metali”, 1998, vol. 9, nr 3, s. 51–68.
134. Olszewski M., *Walcowanie wiertel krętych o średnicach powyżej 13 mm na walcarce WSO 230*. „Obróbka Plastyczna”, 1965, vol. 7, nr 4, s. 229–356.
135. Paley M.M., *Tekhnologiya proizvodstva rezhushchego instrumenta*, Mashinostroitelnoy. Moskwa 1963.
136. Pater Z., *Analysis of the Helical-Wedge Rolling process for producing a long stepped shaft*. „Key Engineering Materials”, 2014, vols. 622–623, s. 893–898.
137. Pater Z., Gontarz A., Tomczak J., *Walcowanie poprzeczno-klinowe odkuwek o kształtach złożonych*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2011.
138. Pater Z., Gontarz A., Weroński W., *Obróbka plastyczna. Obliczanie sił kształtowania*. Wydawnictwo Uczelniane, Lublin 2002.
139. Pater Z., *Podstawy teoretyczne i badania eksperymentalne procesu walcowania klinowo-rolkowego*. Instytut Obróbki Plastycznej, Poznań 2007.
140. Pater Z., Samolýk G., *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali*. Politechnika Lubelska, Lublin 2013.
141. Pater Z., *Walcowanie poprzeczno-klinowe*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2009.
142. Piwnik J., *Mechanika plastycznego płynięcia w zagadnieniach wyciskania metali*. Wyższa Szkoła Ekonomiczna, Białystok 2010.
143. Piwnik J., Mogielnicki K., *Deformations in micro extrusion of metals*. „Archives of Foundry Engineering”, 2010, nr 3, s. 87–90.
144. Rababah M.M., Chen Z.C., *An Automated and Accurate CNC Programming Approach to Five-Axis Flute Grinding of Cylindrical End-Mills Using the Direct Method*. „Journal of Manufacturing Science and Engineering”, 2013, vol. 135, nr 1, s. 1–11.
145. Rababah M.M., Chen Z.C., *Five-Axis CNC Tool Grinding: Part I-Rake Face Grinding*. „ASME 2011 International Manufacturing Science and Engineering Conference”, 2011, vol. 1, s. 101–110.
146. Ren K., Ni J., *Analyses of Drill Flute and Cutting Angles*. „International Journal of Advanced manufacturing Technology”, 1999, vol. 15, s. 546–553.

147. Richert J., Richert M., Mroczkowski M., *New possibilities for intense plastic deformation of aluminium alloys on a special CEC press*. „International Journal of Material Forming”, 2008, vol. 1, nr 1, s. 479–482.
148. Robinson M. L., Pye L. D., *Method for removing glass lubricants from extrusions*. European Patent, nr 0128682, (19.12.1984).
149. Rocek V., *Spiralbohrer mit verstärktem Kern*. „Werkstatt-Betrieb”, 1978, vol. 111, nr 9, s. 623–626.
150. Rodin P.R., *Metallorazreshchivaya instrument*. Izdatelskoye ob'yedineniye. Vita shkola, Moskwa 1974.
151. Rowe W.B., *Principles of modern grinding technology*. William Andrew. Applied Science Publishers, Burlington 2009.
152. Rufe P.D., *Fundamentals of Manufacturing Supplement*. Society of Manufacturing Engineers, Michigan 2005.
153. Rusz S., Čížek L., *Development of unconventional forming methods*. „Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering”, 2012, vol. 54, nr 2, s. 194–201.
154. Samołyk G., Pater Z., *Application of the slip-line field method to the analysis of die cavity filling*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2004, vol. 153, nr 1, s. 729–735.
155. Semenenko I.I., Matyushin V.M. Sakharov G.N., *Proyektirovaniye Metallorazreshchivikh Instrumentov*. Mashinostroitel'noy Literatury, Moskwa 1963. 55.
156. Semenenko I.I., *Razreshchivaya Instrument. Konstruirovaniye i Proizvodstvo*. Mashinostroitel'noy Literatury, Moskwa 1936.
157. Shi Z., Malkin S., *Valid Machine Tool Setup for Helical Groove Machining*. „Journal of Manufacturing Processes”, 2004, vol. 6, nr 2, s. 148–154.
158. Shippee A.B., *Machine for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 468468, (09.02.1892).
159. Shlyakhin A.P., Shukhat O.M., *Issledovaniye protsessa goryachego vydavlivaniya zagotovok spiralnykh sverl*. „Kuznecno-Stampovocnoe Proizvodstvo”, 1982, nr 1, s. 13–16.
160. Shofman L.A., *Osnovy rascheta protsessov shtampovki pressovaniya*. Mashgiz 1961.
161. Shukhat O.M., *Raschet vysoty krivolineynogo ochka matrits dlya pressovaniya prodolno-izognutykh profiley*. „Kuznecno-Stampovocnoe Proizvodstvo”, 1978, nr 7, s. 100–120.
162. Spicyn W. A., *Nowyj wysokoproizwoditeliyj mietod izgotowlenja izdielij s wintowym profilem*. „Wiestnik Maszynostr”, 1961, vol. 41, nr 11, s. 50–54.
163. Springer W., *Der Weg zur Modernen Bohrmaschinen*. Berlin 1941.

164. Spur G., Masuha J., *Drilling with twist drill of different cross section profiles*. „Annals of the CRIP”, 1981, vol. 30, nr 1, s. 31–36.
165. Stańczyk-Wołowiec E., *Zastosowanie metod sztucznej inteligencji do modelowania i symulacji procesów nawęglania próżniowego stali*. „Zastosowanie metod statystycznych w badaniach naukowych IV”, StatSoft 2012.
166. StatSoft. 2001. *Wprowadzenie do sieci neuronowych*. Kraków: StatSoft.
167. Stetson G.R., *Device for Manufacturing Twist Drills*. United States Patent, nr 302600, (29.07.1884).
168. Stetson G.R., *Machine for Rolling Twist Drills*. United States Patent, nr 344754, (09.06.1886).
169. Stetson G.R., *Method of Manufacturing Twist Drills*. United States Patent, nr 331739, (01.12.1885).
170. Strange E., Strange E.W., Strange C.E., *Manufacture of Twist Drills*. United States Patent, nr 273322, (06.03.1883).
171. Strange J.F., Taber A.W., *Machine for Making Twist Drills*. United States Patent, nr 275791, (10.04.1883).
172. Tadeusiewicz R., Lula P., *Sieci neuronowe*. StatSoft, Kraków 2009.
173. Taft J.T., *Manufacture of Twist Drills*. United States Patent, nr 430792, (24.06.1890).
174. Tomczak J., Pater Z., Bulzak T., *The influence of hollow billet thickness in rotary compression*. „International Journal of Advanced Manufacturing Technology”, 2016, vol. 82, s. 1281–1291.
175. Valiev R.Z., Islamgaliev R.K., Alexandrov I.V., *Bulk Nanostructured Materials from Severe Plastic Deformation*. „Progress in Materials Science”, 2000, vol. 45, nr 2, s. 103–189.
176. Wan G., Sun D., *Research on the new type twist-drill of special cross section*. „Journal of Kunming Institute of Technology”, 1991, vol. 16, nr 1, s. 41–49.
177. Wang P., *The twist drill processing methods and the economic effects analysis*. „Shandong Machinery”, 1998, nr 2, s. 43–45.
178. Wang Y., Lu G., Chen Y., Hou F., *Simple model study on sector plate sectional form of rolled drill channel*. „Journal of Harbin University of Civil Engineering and Architecture”, 1997, vol. 30, nr 1, s. 83–85.
179. Wasiuńyk P., *Kucie matrycowe*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 1987.
180. Wendland J., Borowski J., Jurczak H., *Matryce do wyciskania profili aluminiowych i sposoby ich umacniania*. „Projektowanie i Konstrukcje Inżynierskie”, 2014, vol. 79, nr 4, s. 1–2.
181. Whitney F.E., *Manufacture of Twist Drills*. United States Patent, nr 341084, (04.05.1886).

182. Williams H. A., *Device for Manufacturing Twist Drills*. United States Patent, nr 234362, (09.11.1880).
183. Wuzhong P., Gang X., *Rolling process of twist drill*. „Tool Engineering”, 2011, vol. 45, s.115–116.
184. Yingchun Y., Xiaoyong G., *Aluminum circular tube sectorial diffuent hole spiral bridge hot extrusion die*. Patent nr CN201271664, (15.07.2009).
185. Yoshida H., Sawaki Y., Sakaida Y., *Shaping of Helical Gear by Two-Step Cold Extrusion*. „Materials Transactions”, 2008, vol. 49, nr 5, s. 1162–1167.
186. Yuan S.Y., Zhang L.W., Liao S.L., et al., *Simulation of deformation and temperature in multi-pass continuous rolling by three-dimensional FEM*. „Journal of Materials Processing Technology”, 2009, vol. 209, s. 2760–2766.
187. Yukawaa N., Nakashimaa Y., Ishiguroa T., et al., *Modeling of heat transfer coefficient of oxide scale in hot forging*. „Procedia Engineering”, 2014, vol. 81, s. 492–497.
188. Zaleski K., *Laboratorium obróbki ubytkowej*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2001.
189. Zasadziński J., Libura W., Richert J., *Fundamentals of Advanced Aluminium Extrusion Process*. Materiały konferencyjne. 8th International Aluminium Extrusion Technology Seminar ET'04, Orlando 2004, s. 391–397.
190. Zeynali E., Bisadi H., *Comparing Plastic Deformations Produced by HPT and ECAP Processes Using the Finite Element Analysis Method*. „International Journal of Mechanics and Applications”, 2012, vol. 2, nr 1, s. 20–24.
191. Zhang B., *Research on the Simple and direct math model of sectorial plate section shape about rolling drill flute*. „Machine & Electric Technology Water Conservancy & Electric Power”, 1993, vol. 7, nr 2, s. 18–21.
192. Zhang Q.S., *Screw Groove Rolling Technology*. Mechanical Industry Press, Beijing 1985.
193. Zhang W., Li Z., Xiong D., He F., Hu J., *Machining movement based analytical modelling of twist drill and its application*. „CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology”, 2013, vol. 6, s.13–21.
194. Zhiping L., *Porthole extrusion die*. Patent nr CN101648229, (17.02.2010).
195. Zimpel J., *Analityczne wyznaczanie krzywej styku i kąta ostrza segmentów przy walcowaniu skośnym wiertel krętych*. „Obróbka Plastyczna Metali”, 1996, vol. 7, nr 4, s. 47–52.
196. Żmihorski E., *Stale narzędziowe i obróbka cieplna narzędzi*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 1976.