

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY



ZESZYTY NAUKOWE

Nr 51

MECHANIKA

(19)

HUBERT LATOŚ

ZASTOSOWANIE OSTRZY O PROSTOLINIOWYCH
KRAWĘDZIACH DO OBRÓBKI POWIERZCHNI
KSZTAŁTOWYCH

BYDGOSZCZ 1978

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 51



MECHANIKA

(19)

HUBERT LĄTOŚ

ZASTOSOWANIE OSTRZY O PROSTOLINIOWYCH
KRAWĘDZIACH DO OBRÓBKI POWIERZCHNI
KSZTAŁTOWYCH

BYDGOSZCZ 1978

Redaktor naczelny
DOC. DR HAB. JULIUSZ SKONIECZNY

Redaktor naukowy
DOC. DR INŻ. EDWARD WALICKI

Redaktor techniczny
MGR ELŻBIETA RUBASZKIEWICZ

Opiniodawcy:
PROF. N. DR HAB. INŻ. JAN HARASYMOWICZ
PROF. ZW. MGR INŻ. STANISŁAW KUNSTETTER

Wydano za zgodą Rektora Akademii Techniczno-Rolniczej
w Bydgoszczy

Mr inż. P4259/78

WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ
W BYDGOSZCZY

Nakład 150 egz., obj. 6,4 ark., B-5, cena zł 10
Druk. ZW CZSR Inowrocław 450 1 78

78 D. 52/21

Przedmowa

Analizy i badania nad zastosowaniem ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych prowadziłem głównie w latach 1974 - 1977, będąc adiunktem w Zakładzie Obróbki Skrawaniem i Obrabiarek, Instytutu Technologii i Eksploatacji Maszyn, Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy.

Zamieszczone w pracy badania własne zawierają zarówno materiały nigdzie do tej pory niepublikowane, jak również rozwinięcie niektórych wcześniejszych moich prac. W pracy zamieszczono także skrót materiałów już publikowanych przeze mnie, które dotyczyły głównie cech geometrycznych warstwy skrawanej, lecz zamieszczenie ich wydało się niezbędne dla zrozumienia prezentowanej analizy wyników prac doświadczalnych i dla dalszego twórczego rozwijania przedstawionego w pracy problemu.

Wyrazy serdecznego podziękowania kieruję do opiniodawców niniejszej pracy:

- prof. zw. mgr inż. St. Kunstettera, którego wnikliwa analiza maszynopisu pracy dała autorowi możliwość wprowadzenia szeregu uzupełnień i ulepszeń;
- prof. n. dr hab. inż. J. Harasymowicza, który nie szczędził czasu na opracowanie wnikliwych i cennych uwag zarówno do niniejszej pracy, jak i do niektórych wcześniejszych publikowanych prac autora z zakresu prezentowanego problemu.

Moje podziękowania kieruję też do tych wszystkich,

szczególnie pracowników Akademii Techniczno-Rolniczej, którzy pomagali mi w technicznym przeprowadzeniu doświadczeń. Serdeczne podziękowania składam techn. J. Wołochowi za pomoc techniczną w przygotowaniu maszynopisu pracy i rysunków.

Autor

Spis treści

Strona

1. Wprowadzenie	7
Część A. Analiza literatury związanej z zastosowaniem ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych	
1. Występujące cechy kinematyczne i geometryczne	14
2. Cechy fizyczne występujące przy stosowaniu ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych	18
2.1. Ustalenie istotnego kąta natarcia w warunkach swobodnego skośnego skrawania	21
2.2. Kąt spływu wióra w warunkach swobodnego skośnego skrawania	22
2.3. Siły skrawania w warunkach swobodnego skośnego skrawania	27
2.4. Inne cechy występujące w warunkach swobodnego skośnego skrawania	32
3. Dotychczasowe stosowanie ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych	37
4. Ocena dotychczasowego stanu stosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych i wnioski do badań własnych	39
Część B. Badania własne	
1. Celowość i zakres badań nad obróbką powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających	43
2. Wyniki analiz teoretycznych obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających	44
2.1. Zakres możliwości stosowania	45
2.2. Cechy geometryczne ostrza skrawającego	45

2.3.	Cechy geometryczne warstwy skrawanej	77
3.	Wyniki badań i analiza prac doświadczalnych obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach	105
3.1.	Wyniki badań i analiza procesu skrawania ze stałym stykiem ostrza z przedmiotem obrabianym - na przykładzie toczenia zewnętrznego	107
3.1.1.	Składowe siły skrawania	114
3.1.2.	Wpływ niektórych czynników skrawania na kąt spływu i pogrubienie wióra	120
3.2.	Wyniki badań i analiza procesu skrawania przy okresowym styku ostrza z przedmiotem obrabianym - na przykładzie frezowania wzdłużnego	129
3.2.1.	Badania rozpoznawcze związane z doбором warunków frezowania	130
3.2.2.	Badania rozpoznawcze związane z warunkami powstawania wióra z warstwy skrawanej	132
3.2.3.	Badania porównawcze trwałości ostrza	138
	Część C. Wnioski	143
1.	Wnioski o charakterze teoretyczno-poznawczym	143
2.	Wnioski o charakterze użytkowym	146
3.	Proponowane kierunki dalszych badań	150
	Literatura	153
	Streszczenia	154

1. Wprowadzenie

Zadaniem każdej gałęzi techniki wytwarzania jest nadanie wytwarzanym przedmiotom określonych cech geometrycznych, mechanicznych i fizykalnych przy możliwie niskich kosztach. Jedną z cech geometrycznych wytworzonych przedmiotów jest ich kształt, określany powierzchniami oraz ich wzajemnym usytuowaniem.

W obróbce wiórowej powierzchnie przedmiotów wykonuje się z wykorzystaniem określonych metod kształtowania, które przyjęto dzielić na: punktowe, kształtowe i obwiedniowe [21] [35]. Narzędzia skrawające do wykonywania powierzchni według tych metod dzieli się odpowiednio na: punktowe, kształtowe i obwiedniowe.

Przy stosowaniu narzędzi punktowych powierzchnia obrabiana jest wytwarzana przez ruch jednego tylko punktu krawędzi skrawającej, a ściślej, jego otoczenia - zwanego narożem, przy czym tor tego naroża musi leżeć całkowicie lub w części na powierzchni obrabianej. Narzędzia te stosuje się najczęściej do obróbki walców obrotowych i płaszczyzn. W przypadku obróbki innych powierzchni występuje konieczność na ogół złożonego sterowania ruchem naroża [2] [71].

W odróżnieniu od narzędzi punktowych przy stosowaniu narzędzi kształtowych wykorzystuje się do wytworzenia założonej powierzchni obrabianej ruch względny całej krawędzi skrawającej będącej w styku z przedmiotem obrabianym,

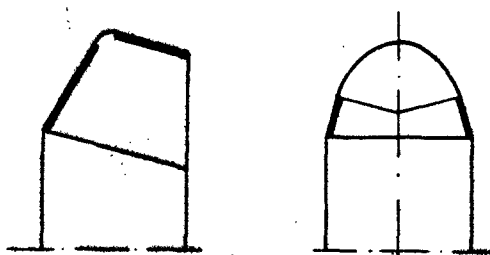
a nie tylko jej punktu.

Dzięki temu sterowanie ruchem tych narzędzi jest mniej złożone niż sterowanie ruchem narzędzi punktowych, gdyż następuje określone odwzorowanie krawędzi skrawającej na powierzchni obrobionej. Uzasadnia to stosunkowo szerokie stosowanie narzędzi kształtowych, pomimo, iż wykonywanie ich jest w wielu przypadkach bardzo złożone.

Przy stosowaniu narzędzi obwiedniowych wykorzystuje się do wytwarzania powierzchni obrobionej nie tylko całą krawędź skrawającą, ale także złożony ruch tej krawędzi względem przedmiotu obrabianego. Podstawą kształtowania obwiedniowego i wyznaczania krawędzi skrawającej narzędzi obwiedniowych jest toczenie się dwóch obiektów geometrycznych po sobie, bez poślizgu [35]. Kształtowanie obwiedniowe przedmiotów odbywa się na specjalnych obrabiarkach przy stosowaniu narzędzi o złożonym kształcie.

Wytwórnice narzędzi, dla wszystkich metod kształtowania powierzchni, proponują znormalizowane narzędzia, służące do obróbki głównie typowych powierzchni przedmiotów. Dogodne jest dla producentów narzędzi, aby krawędź skrawająca przybierała postać możliwie łatwą do wykonania oraz sprawdzenia, co obniża koszty i pozwala na uzyskiwanie narzędzi o wyższej jakości. Z tego punktu widzenia uprzywilejowaną pozycję u producentów narzędzi posiada krawędź skrawająca prostoliniowa, szczególnie powstała w wyniku przecięcia się dwóch płaszczyzn. Dlatego w narzędziach części krawędzi skrawających nie

odwzorowujące się bezpośrednio na powierzchni obrobionej wykonuje się najczęściej jako prostoliniowe. Przykładem takich narzędzi jest cała grupa narzędzi punktowych, a także niektóre części krawędzi skrawających narzędzi kształtowych / rys. 1 /.



Rys. 1. Przykłady stosowania odcinków na krawędzie skrawające nie|odwzorowujące się bezpośrednio na powierzchni|obrobionej

Obserwuje się także, że niektóre fragmenty krawędzi skrawającej narzędzi kształtowych, które winny być łukami o małej krzywiznie, zastępowane są w określonych warunkach odcinkami prostej. Upoważnia to do stwierdzenia, że uprzywilejowaną pozycję wśród powierzchni stosowanych w technice wytwarzania, zarówno na powierzchni narzędzi, jak i przedmiotów obrabianych, ze względu na dogodność ich określania i wykonywania, zajmują powierzchnie prostokreślne ^{1/}.

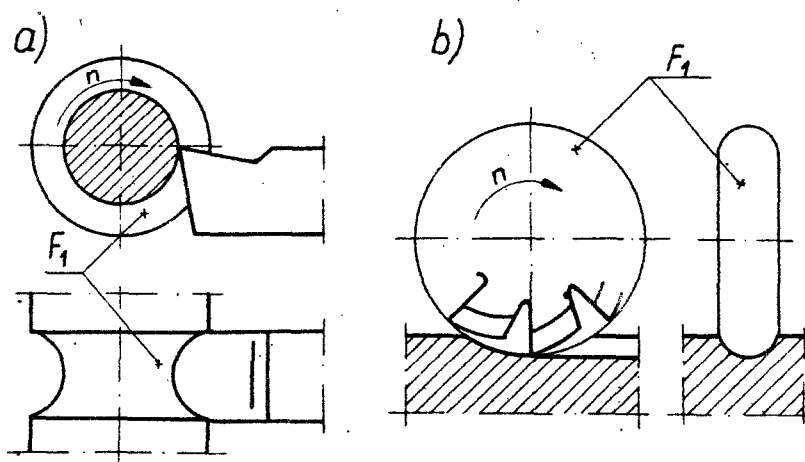
Zmiana kształtu przedmiotu obrabianego na skutek stosowania ostrey o prostoliniowych krawędziach zamiast wymaganych nieprostoliniowych o małej krzywiznie była ^{1/} Powierzchnię nazywamy prostokreślną, jeżeli przez każ-

uważana za zjawisko niekorzystne chociaż dopuszczalne, jeżeli powstałe z tego powodu odchylenie wytworzonej powierzchni w stosunku do żądanej, mieściło się w jej polu tolerancji kształtu. W prezentowanej pracy postanowiono wykorzystać to niekorzystne zjawisko zmiany kształtu przedmiotu obrabianego przy stosowaniu narzędzi kształtowych jako pożądany sterowany efekt obróbki powierzchni kształtowych^{2/}.

Jako krawędź skrawającą narzędzi kształtowych przyjęto krawędź prostoliniową, łatwą do wykonania i sprawdzenia, wytwarzającą prostokreślną powierzchnię działania narzędzia.

Z geometrycznego punktu widzenia, powierzchnie przedmiotów są wykonywane powierzchnią działania określonego narzędzia, przy czym powierzchnia działania narzędzia kształtowego może pokrywać się z powierzchnią obrobionego przedmiotu lub być do niej styczną [35]. Powierzchnia działania narzędzia to wyobrażalna powierzchnia zakreszana przez krawędzie skrawające w wyniku najczęściej głównego ruchu obróbkowego narzędzia w stosunku do obrabianego przedmiotu / rys. 2 / [35] [49]. W wyniku tego ruchu po określonym torze prostoliniowa krawędź skrawająca w przypadku ogólnym - pochylona pod kątem λ_s , może wyznaczać powierzchnię działania narzędzia w postaci prostokreślnych powierzchni: walcowych, obrotowych, śrubowych i innych, na przykład - spiralnych. Uwzględniając wymienione postacie powierzchni działania narzędzi kształ-

2/ Pojęcie powierzchni kształtowej jakkolwiek stosowane w technologii maszyn nie jest ściśle definiowane. W niniejszym opracowaniu przyjęto, że powierzchnie kształtowe to powierzchnie: walcowe, obrotowe, śrubowe i inne - o kierownicach normalnych nieprostoliniowych.



Rys. 2. Przykłady powierzchni działania - F_1 narzędzi:

a/ toczenie promienne,

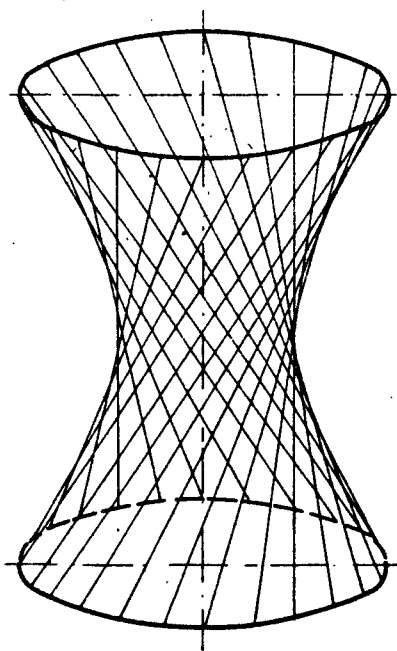
b/ frezowanie obwodowe,

towych oraz występujące sprzężenia z powierzchnią obrobioną można uzyskać wiele różnych kształtów obrobionej powierzchni.

Z punktu widzenia procesu skrawania obróbka powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach pochylonych pod kątem λ_s jest procesem skośnego skrawania. Skrawanie to może odbywać się w warunkach stałego lub okresowego styku ostrza z przedmiotem obrabianym.

Biorąc pod uwagę głównie warunki styku ostrza z przedmiotem obrabianym, a także: różne występujące powierzchnie działania narzędzi i ich sprzężenia z powierzchnią obrobioną; potrzebę kompleksowego prowadzenia badań

i analiz oraz ogólnie niski stan zaawansowania badań związanych z problemem zastosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych - uznano za właściwe, przeprowadzenie ich głównie dla obrotowej powierzchni działania narzędzia. Powierzchnią tą w przypadku ogólnym jest hiperboloida jednopowłokowa obrotowa / rys. 3 /, która ze względu na trudności wy-



Rys. 3. Część hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej z zaznaczonymi niektórymi położeniami jej tworzącej

konawcze spowodowane niewykorzystywaniem własności powierzchni prostokreślnych, nie znajdowała dotychczas szerszego zastosowania na powierzchni działania narzędzia

dzi. Stosowanie części hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej na powierzchni działania narzędzi nie było także przedmiotem analiz, chociaż w niektórych przypadkach obróbki były już próby tego rodzaju [10] [24] [25] [32] [35]. Jeżeli krawędzie skrawające narzędzia będą pokrywały się z prostymi tworzącymi hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, to będą prostoliniowymi. Hiperboloida jednopowłokowa obrotowa na rysunku technicznym, w przekroju osiowym jest przedstawiona łukiem hiperboli, który w szeregu przypadkach może zastępować dotychczas stosowany łuk okręgu lub innej krzywej. Istnieją przypadki, gdzie ze względu na właściwości użytkowe wytwarzanego przedmiotu, pożądanym lub dopuszczalnym jest, aby powierzchnia jego posiadała taki kształt.

Przedmiotem niniejszego opracowania jest problem zastosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych metodą kształtową, przy czym powierzchnię działania narzędzia stanowi część hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej.

Część A. Analiza literatury związanej z zastosowaniem ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych

1. Występujące cechy kinematyczne i geometryczne

Istota kształtowania w obróbce skrawaniem polega na ruchu względnym krawędzi skrawającej narzędzia w stosunku do przedmiotu obrabianego [35]. Ruch ten w trakcie skrawania jest przeważnie złożony, będący wypadkowym z ruchów składowych. Wykazano [22], że rozwiązania konstrukcyjne obrabiarek upraszczają się jeżeli składowe ruchy są jednostajne prostoliniowe lub obrotowe. W zależności od liczby ruchów składowych i kształtu ich torów G.I. Granovskij [22] i V.F. Bobrov [5] wyróżniają osiem grup ruchów wypadkowych, przy czym zaznaczają słusznie, że najszersze stosowanie znajduje grupa I z jednym ruchem prostoliniowym oraz grupa IV - z jednym ruchem prostoliniowym i jednym obrotowym. W grupie IV, zastosowanie ostrzy o prostoliniowych krawędziach pozwala uzyskiwać powierzchnie kształtowe: walcowe, obrotowe, śrubowe i inne.

Ruchy składowe zarówno względem przedmiotu obrabianego jak i względem baz obrabiarki były podstawą syste-

matyzowania powstających powierzchni obrabianych oraz sposobów skrawania [26], [29], [34].

W wyniku ruchu składowego prostoliniowej krawędzi skrawającej, w zależności od kształtu toru i położenia prostej względem toru, mogą teoretycznie powstawać różne obiekty geometryczne [84]. Tory ruchów składowych względem baz obrabiarki oraz ich realizacja przez narzędzie lub obrabiany przedmiot były podstawą do podziału obróbki wiórowej na sposoby skrawania [29].

Jako kryterium podziału sposobów kształtowania można przyjąć usytuowanie powierzchni działania narzędzia względem powierzchni obrabianej. Kryterium to przyjął S. Kunstetter [35], określając narzędziami kształtowymi I typu te narzędzia, których powierzchnia działania pokrywa się z powierzchnią obrabianą i II typu te narzędzia, których powierzchnia działania nie pokrywa się z powierzchnią obrabianą, a jest do niej styczna.

Szersze zastosowanie na powierzchni działania narzędzi kształtowych do obróbki powierzchni kształtowych może znaleźć z punktu widzenia toru | ruchu składowego powierzchnia obrotowa. Jest nią hiperboloida jednopowłokowa obrotowa. Może ona być powierzchnią działania narzędzi w różnych sposobach obróbki wiórowej. Okrąg jako tor ruchu prostej dla otrzymania omawianej hiperboloidy, może być zrealizowany przez obrabiany | przedmiot lub narzędzie. Realizacja toru w postaci okręgu przez przedmiot obrabiany występuje przy toczeniu, natomiast przez

narzędzie przy frezowaniu i pogłębianiu.

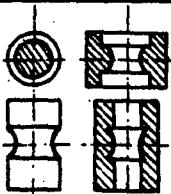
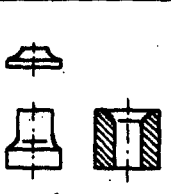
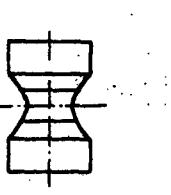
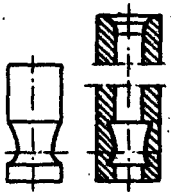
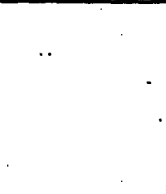
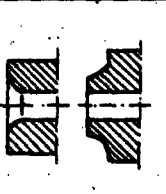

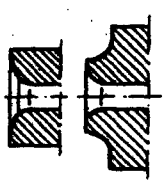
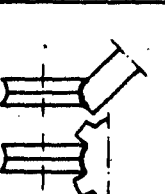
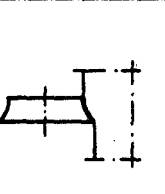
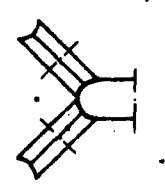
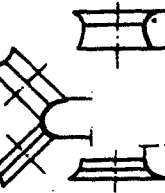




Podział zastosowań określonych części hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej na powierzchnie działania narzędzi, na tle sposobów skrawania i podziału narzędzi [35], przedstawił autor niniejszego opracowania w jednej ze swych prac [36]. Przyjęto ten podział ze względu na liczbę występujących części hiperboloid i ich symetrię. Wyróżnia się tam powierzchnie pojedyncze i złożone oraz symetryczne i niesymetryczne / tab. 1 /. W tabeli 1 dokonano także podziału obróbek ze względu na odmianę styku ostrza skrawającego z materiałem obrabianym. Wyróżnia się więc dla powierzchni ciągłych skrawanie ze stałym stykiem ostrza z materiałem obrabianym oraz skrawanie z okresowym stykiem ostrza z materiałem obrabianym. Należy jednak zaznaczyć, że okresowy styk ostrza z materiałem może wystąpić także w odmianie zakwalifikowanej do stałego styku w przypadku wystąpienia określonych nieciągłości powierzchni skrawanej.

Istnieje wiele prac, gdzie dla znanych powierzchni obrobionych, w określonym sposobie skrawania wyznacza się powierzchnie działania narzędzia. Z prac tych na szczególną uwagę zasługują prace teoretyczne [61], [62], [81], [79]. Wyznaczenie powierzchni działania narzędzia nie determinuje jednak położenia krawędzi skrawającej na tej powierzchni.

Krawędź skrawająca powstaje w wyniku przecięcia powierzchni natarcia z powierzchnią przyłożenia, lub jako

Tabela 1

Klasyfikacja zastosowań określonych części hiperboloïdy jedno-
powłokowej obrotowej na powierzchniœnie działania narzędzi

Styk ostrza z materia- łem obrab.	Typ i odmiana narzędzia	Sposób skrawania	Powierzchnia działania			
			pojedyncza		złożona	
			symetryczna	nie-symetryczna	symetryczna	nie-symetryczna
stal (ciągniki)	IA	toczenie				
						
okre- sowy	IB	frezo- wanie				
						

wynik przecięcia jednej z tych powierzchni - powierzchnią działania narzędzia. Jednocześnie krawędź skrawająca narzędzia o powierzchni działania w postaci części hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej winna być odcinkiem prostej, a więc odcinkiem tworzącej tej części hiperboloidy, pochylonym do jej płaszczyzny symetrii pod kątem λ_s .

Usytuowanie powierzchni natarcia i przyłożenia względem przedmiotu lub bazy narzędzia ustalane jest za pomocą kątów w określonych układach odniesienia.

W przypadku występowania kąta pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s \neq 0^\circ$, następuje pomiędzy dwoma dowolnymi punktami prostoliniowej krawędzi skrawającej, obrót płaszczyzny podstawowej układu narzędzia o określony kąt. Wpływ tego obrotu na zmianę kątów ostrza dowolnego punktu krawędzi skrawającej był przedmiotem szeregu opracowań, które zestawiono w pracy [35]. Zagadnieniem tym, w zastosowaniu do frezów o prostoliniowych krawędziach skrawających i ich powierzchni działania w postaci części hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, zajmował się także autor niniejszego opracowania [42].

2. Cechy fizykalne występujące przy stosowaniu ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych

Powstawanie wióra z warstwy skrawanej przy obróbce powierzchni kształtowych ostrzami o krawędziach skrawają-

cych prostoliniowych, odpowiada warunkom skośnego skrawania. Skośne skrawanie to taki przypadek skrawania, w którym krawędź skrawająca nie jest prostopadła do wektora prędkości skrawania [59], [74], [85]. Skośne skrawanie uważa się za ogólny przypadek skrawania. Ze względu na warunki w jakich powstaje wiór skośne skrawanie może być swobodne lub nieswobodne, natomiast ze względu na odmianę styku krawędzi skrawającej z materiałem obrabianym można wyróżnić styk stały i okresowy. Przykłady występowania tych odmian styku podano w tabeli 1.

Przypadek skrawania swobodnego występuje wtedy jeżeli krawędź skrawająca jest prostoliniowa o długości większej od długości styku ostrza z przedmiotem obrabianym i skrawanie odbywa się bez udziału innych krawędzi skrawających.

Cechy fizykalne występujące przy skrawaniu prostoliniową krawędzią skrawającą z okresowym stykiem ostrza z materiałem obrabianym są mniej zbadane niż ze stykiem stałym. Opisy prac dotyczących tego przypadku skrawania omawiają głównie skrawanie z kątem pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s = 0^0$, bądź skrawanie gdzie krawędź skrawająca jednego ostrza nie jest prostoliniowa.

Powstawanie wióra z warstwy skrawanej przy stosowaniu ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych, różni się od swobodnego skośnego skrawania tym, że grubość warstwy skrawanej nie jest stała wzdłuż długości czynnej krawędzi skrawającej oraz

tym, że wektory prędkości skrawania poszczególnych punktów krawędzi skrawającej nie są równoległe i ich wartości skalarne nie są stałe. Nie mniej ze względu na pochyle nie głównej krawędzi skrawającej i prostoliniową krawędź skrawającą, ten przypadek skrawania wykazuje pewne podobieństwo do warunków skośnego swobodnego skrawania.

Niektóre osiągnięcia z tych badań będą więc mogły być przydatne przy rozpatrywaniu zjawisk występujących przy obróbce powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach.

W literaturze dotyczącej skośnego swobodnego skrawania można wyróżnić następujące grupy zagadnień częściej występujące w opisach: ustalenie istotnego kąta natarcia, kąt spływu wióra, siła skrawania. Pozostałe cechy tej obróbki są opisywane w znacznie mniejszej liczbie prac.

Do drugiej grupy literatury związanej z tematyką niniejszej pracy można zaliczyć publikacje [30], [54], [63], [67], które omawiają wykonywanie powierzchni walców obrotowych ostrzami bez naroży o prostoliniowej krawędzi skrawającej pochylonej pod kątem λ_s . Stwierdzono w nich, że przy toczeniu ostrzami bez naroży w stosunku do toczenia ostrzami z narożem, występuje obniżenie chropowatości obrobionej powierzchni, temperatury skrawania, grubości utwardzenia warstwy wierzchniej, lecz podwyższeniu ulegają składowe P_z i P_y siły skrawania.

2.1. Ustalenie istotnego kąta natarcia w warunkach swobodnego skośnego skrawania

Istnieją różne poglądy na temat położenia płaszczyzny, na której przy skośnym swobodnym skrawaniu leży kąt natarcia istotnie wpływający na proces deformacji warstwy skrawanej, tarcie, siły skrawania oraz spływ wióra [6], [70], [85]. Tacy badacze jak: G.I. Granovskij [22], N.N. Zorev [85], N.A. Ševčenko [70] przyjmują, że kąt nazwany przez nich kinematycznym kątem natarcia γ_k , przez innych [47] [60] efektywnym kątem natarcia γ_{spe} , jest zawarty pomiędzy wektorem wypadkowej prędkości skrawania i styczną do powierzchni natarcia poprowadzoną w kierunku spływu wióry. W.A. Morcos [56] nazywa γ_{spe} ekwiwalentnym kątem natarcia. Inne badania [6], [31] wykazują, że wyżej określony efektywny kąt natarcia w płaszczyźnie spływu wióra nie wykazuje bardziej istotnego wpływu na proces skrawania niż dowolnie określony inny kąt natarcia, szczególnie dla kątów $\lambda_s < 45^\circ$, dlatego proponują, aby kąt natarcia określać w płaszczyźnie prostopadłej do krawędzi skrawającej, czyli kąt γ_n . Na tej podstawie J.G. Konvalov i inni [31] uważają, że do tej pory problem ten nie jest wystarczająco zbadany i proponują określać w pracach doświadczalnych oba wyżej przedstawione kąty natarcia. W szeregu pracach [48], [56], [60], [69] podaje się przy analizie wyników badań tylko lub głównie kąt natarcia w przekroju

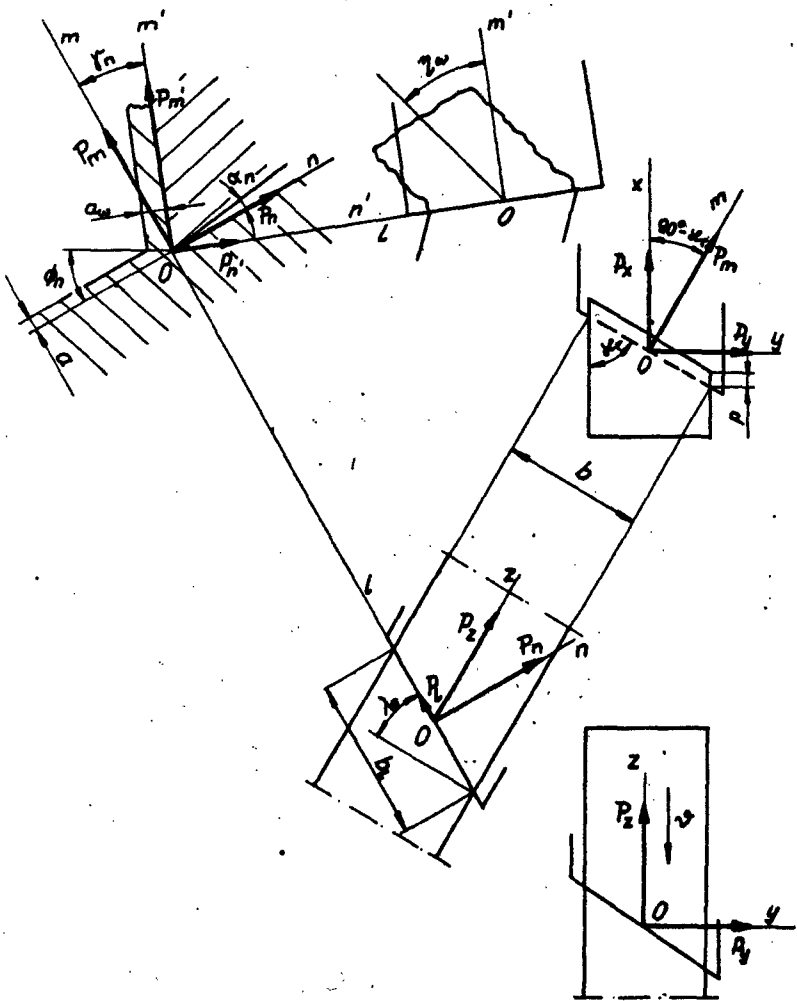
normalnym γ_n . Autorzy pracy [59], którzy badali wpływ kąta natarcia w przekroju głównym γ_0 , na siły skrawania najpierw przy stałym kącie γ_n a następnie przy stałym kącie λ_s , dochodzą do wniosku, że z dwóch jednoznacznie geometrycznie określanych kątów natarcia γ_0 i γ_n istotnym jest kąt γ_n . Badali także wpływ wspomnianego efektywnego kąta natarcia w płaszczyźnie spływu wióra na siły skrawania i dochodzą do wniosku, że kątem wpływającym istotnie na siły skrawania jest jednak kąt γ_n .

Do podobnego wniosku o istotnym wpływie kąta γ_n a nie γ_{spe} na proces skrawania dochodzą w wyniku badań i analiz autorzy prac [47], [75], [25] i inni.

2.2. Kąt spływu wióra w warunkach swobodnego skośnego skrawania

Wielu badaczy podkreśla, że kąt spływu wióra przy skośnym swobodnym skrawaniu jest istotnym wskaźnikiem odkształceń w strefie skrawania [76]. Z tego powodu był on przedmiotem wielu badań.

Podczas prostokątnego swobodnego skrawania ($\lambda_s = 0^0$) kąt spływu wióra η_w / rys. 4 / mierzony na powierzchni natarcia pomiędzy prostopadłą do krawędzi skrawającej a kierunkiem spływu równa się zeru [48], [70]. Przy skośnym swobodnym skrawaniu kąt spływu wióra według różnych autorów przyjmuje różne wartości uzależnione od szeregu czynników. G.V. Stabler [75], ustalił, że kąt



Rys. 4. Usytuowanie układów współrzędnych prostokątnych do określania składowych sił skrawania w warunkach skośnego swobodnego skrawania

spływu wióra jest mniejszy od kąta pochylenia krawędzi skrawającej i podał wzór na kąt spływu wióra:

$$\eta_w = k \cdot \lambda_s \quad (1)$$

oraz ustalił, że dla toczenia współczynnik k zawarty jest w przedziale 0,9 - 1,0, a przy małych prędkościach skrawania $k = 0,95$.

Sugeruje, że zmniejszenie kąta spływu wióra w stosunku do wartości kąta pochylenia krawędzi skrawającej może być wyjaśnione zmianą pędu w strefie skrawania. Wzór (1) został ustalony przy prędkościach skrawania v do 500 m/min i kątach $\lambda_s = 5^\circ - 45^\circ$.

Przedstawione w [59] badania potwierdziły wzór (1) przy struganiu stopu: aluminium, przy $v = 24$ m/min, $\gamma_n = 10^\circ$, grubości warstwy skrawanej $a = 0,1; 0,15; 0,2$ mm; w zakresie kątów λ_s do 50° . Jednocześnie stwierdzono, że ze wzrostem kąta natarcia w przekroju normalnym γ_n i prędkości skrawania maleje kąt spływu wióra. Badania te prowadzono przy kącie $\lambda_s = 20^\circ$. W pracy [85] stwierdzono, że kąt spływu wióra przy bardzo małych prędkościach skrawania $v = 0,7$ m/min jest nieco większy od wartości kąta λ_s . Wykazano także, że wzrost prędkości skrawania powoduje zmniejszenie i to nawet znaczne kąta spływu wióra. Badania prowadzono w zakresie prędkości skrawania $v = 0,7 - 210$ m/min i ustalono dla obróbki stali empiryczną zależność:

$$\eta_w = \lambda_s \cdot v^{-0,08} \quad (2)$$

gdzie: v w m/min.

W pracy [48] na podstawie badań i analiz stwierdzono, że kąt spływu wióra może być zarówno większy od kąta pochylenia krawędzi skrawającej, jak i mniejszy od tego kąta. Główną przyczyną tych zmian dopatrywano się w materiale obrabianym i materiale ostrza. Uważano, że kąt spływu wióra jest funkcją kątów λ_s , γ_n oraz materiału ostrza i materiału obrabianego, przy czym dane o materiale obrabianym i materiale ostrza można brać z wyników doświadczeń prostokątnego skrawania.

Ten sam autor podaje zależność na kąt spływu wióra w postaci:

$$\operatorname{tg} \eta_w = \frac{\operatorname{tg} \lambda_s \cdot \cos(\Phi_n - \gamma_n)}{(\sin \mu_n \cdot \cos \gamma_n) : [\cos(\Phi_n + \mu_n - \gamma_n)] + \sin \Phi_n} \quad (3)$$

gdzie: μ_n - występujący kąt tarcia pomiędzy materiałem obrabianym a materiałem ostrza, na powierzchni natarcia w przekroju normalnym,

Φ_n - normalny kąt ścinania.

Rozpatrując [56] kąt spływu wióra w warunkach małego tarcia na powierzchni natarcia, dla których to warunków proces deformacji można według autora wymienionej pracy rozpatrywać jako płaski, wyprowadzono zależność:

$$\operatorname{tg} \eta_w = \frac{\cos (\phi_n - \gamma_n)}{\sin \phi_n} \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (4)$$

Stwierdzono jednak, że w warunkach rzeczywistych, to znaczy z udziałem znacznego tarcia na powierzchni natarcia różnice pomiędzy kątem spływu wióra otrzymanym z wzoru (4) a zmierzonym są bardzo duże.

Inni [47] stwierdzają, że kąt spływu wióra nie może być określony z zależności tylko geometrycznych. Przy założeniu, że w płaszczyźnie normalnej do krawędzi skrawającej występują takie same warunki odkształceń jak przy prostokątnym skrawaniu wyprowadzają zależność:

$$\operatorname{tg} \eta_w = \frac{\operatorname{tg} \lambda_s \cdot \cos \gamma_n}{\operatorname{tg} (\phi_n + \mu_n)} + \sin \gamma_n \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (5)$$

W przeprowadzonych doświadczeniach stwierdzili stosunkowo dużą zgodność otrzymywanych kątów spływu wióra z wyliczonymi z wzoru (5), gdzie wstawiali wartości ϕ_n i μ_n otrzymane z badań prostokątnego skrawania dla odpowiedniego kąta γ_n . Badano [60] wpływ prędkości skrawania w zakresie $v_s = 145 - 230$ m/min i posuwu w zakresie $0,20 - 0,36$ mm/2 π rad, na kąt spływu wióra przy toczeniu stopu aluminium i stwierdzono, że żaden z tych czynników nie posiada istotnego wpływu na kąt spływu wióra, przy poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Dowodząc dalej, że zależ-

ności na kąt spływu wióra podane w [34] nie znalazły potwierdzenia w jego doświadczeniach. Dla kąta $\lambda_s = -20^\circ$ otrzymał $\eta_w = 10,33^\circ$ przy określaniu kąta spływu wióra z sił skrawania i $\eta_w = 10,47^\circ$ przy określaniu z fotografii śladów wióra na powierzchni natarcia. Stwierdza także, że nie ma istotnej różnicy w takich technikach pomiaru wartości kąta spływu wióra jak pomiar śladów na powierzchni natarcia, filmowanie spływu wióra i określenie kąta spływu z sił skrawania.

Autor niniejszej pracy również zajmował się kątem spływu wióra [44]. W badaniach strugania stali 45 stwierdził wyraźną nieliniowość kąta spływu wióra w funkcji kąta λ_s .

Z przeglądu prac dotyczących spływu wióra wynika, że główny kierunek badań dotyczy określenia tego kąta w funkcji czynników występujących w strefie skrawania. Część tych czynników zależna jest od warunków skrawania, a głównie od grubości warstwy skrawanej, prędkości skrawania i środowiska skrawania. Za wyjątkiem próby [85] związania kąta spływu wióra z szybkością skrawania występuje niedobór opracowań, w których wiąże się kąt spływu wióra z warunkami skrawania.

2.3. Siły skrawania w warunkach swobodnego skośnego skrawania

Zagadnieniem sił skrawania przy skośnym swobodnym skrawaniu zajmowało się wielu badaczy. Do określenia sił

skrawania w zależności od potrzeby stosuje się przeważnie dwa niekiedy trzy układy współrzędnych prostokątnych, których początki znajdują się na krawędzi skrawającej.

W pierwszym układzie związanym z kinematyką skrawania określa się składowe siły skrawania P_x , P_y , P_z w układzie współrzędnych prostokątnych $Oxyz$. Oś x zgodna jest z kierunkiem posuwu, oś z zgodna z kierunkiem prędkości skrawania a oś y jest normalną do x i z / rys.4 /.

W drugim układzie związanym z krawędzią skrawającą określa się składowe siły skrawania P_l , P_m , P_n [56], [85], przy czym oś l pokrywa się z krawędzią skrawającą, oś m jest normalną do powierzchni skrawania, a oś n normalną do l i m . Układ ten powstaje poprzez obrót układu $Oxyz$, najpierw wokół osi z o kąt $90^\circ - \alpha_r$, a następnie wokół osi m o kąt λ_s . Obydwa układy / $Oxyz$ i $Olmm$ / są stosunkowo dogodnie do bezpośredniego pomiaru składowych siły skrawania za pomocą siłomierzy.

Trzeci układ [29], [56], stanowi modyfikację układu drugiego / $Olmm$ /, w którym wykonano dodatkowo obrót tego układu wokół osi l o kąt γ_n . W układzie tym oś m nie jest prostopadła do powierzchni skrawania i leży na powierzchni natarcia.

Dla odróżnienia układu trzeciego od drugiego oznacza się [85] osie w układzie trzecim odpowiednio l m' n' . Układ ten jest szczególnie dogodny do analizy wytrzymałości ostrza.

Pomiędzy składowymi sił w poszczególnych układach wystę-

pują określone zależności [85] :

$$P_z = P_n \cos \lambda_s + P_l \sin |\lambda_s|, \quad (6)$$

$$P_x = P_m \sin \alpha_r - (P_n \sin |\lambda_s| - P_l \cos \lambda_s) \cdot \cos \alpha_r, \quad (7)$$

$$P_y = P_m \cos \alpha_r - (P_n \sin |\lambda_s| - P_l \cos \lambda_s) \cdot \sin \alpha_r, \quad (8)$$

$$P_l = P_z \sin |\lambda_s| - (P_y \sin \alpha_r - P_x \cos \alpha_r) \cdot \cos \lambda_s, \quad (9)$$

$$P_m = P_x \sin \alpha_r + P_y \cos \alpha_r, \quad (10)$$

$$P_n = P_z \cos \lambda_s + (P_y \sin \alpha_r - P_x \cos \alpha_r) \sin |\lambda_s|, \quad (11)$$

$$P_m' = P_m \cos \gamma_n - P_n \sin \gamma_n, \quad (12)$$

$$P_n' = P_n \cos \gamma_n - P_m \sin \gamma_n. \quad (13)$$

W pracy [85] stwierdzono, że ze wzrostem kąta λ_s przy toczeniu swobodnym stali 20H z prędkością 0,7 m/min o stałej szerokości ostrza b_1 zarówno składowa P_m jak i P_n maleją, natomiast składowa P_l rośnie i przy kącie λ_s około 55° osiąga wartość maksymalną, aby dalej nieznacznie maleć. Stwierdzono tam także, że przy stałej szerokości warstwy skrawanej b , wraz ze wzrostem kąta λ_s rosną składowe P_z i P_x siły skrawania, maleje natomiast składowa P_m . Składowa P_z siły skrawania wraz ze wzrostem kąta λ_s jest mniej więcej stała do $\lambda_s = 25^\circ$, następnie wzrasta powoli do kąta $\lambda_s = 60^\circ$, by dla kątów $\lambda_s > 60^\circ$ gwałtownie rosnać.

W pracy [69] przedstawiono badania jednostkowe obciążenia krawędzi skrawającej w funkcji kąta λ_s w zakre-

sie $0 - 50^\circ$ oraz kąta γ_n w zakresie $0 - 20^\circ$ przy $v = 60 \text{ m/min}$ i $p = 0,097 \text{ mm}/2\pi \text{ rad}$, przy toczeniu czoła rury ze stali 30HGS i o twardości HRC = 44 - 46 i stwierdzili, że wraz ze wzrostem kąta λ_s maleje jednostkowe obciążenie krawędzi skrawającej, podobnie jak zwiększenie kąta natarcia γ_n od -20° do 0° . Obciążenie mierzyli przy stępieniu ostrza $h_p = 0,1 \text{ mm}$, przy przyjętym dopuszczalnym stępieniu $h_p = 0,2 \text{ mm}$. Stwierdzili także, że ze wzrostem zużycia ostrza rośnie tylko składowa P_x , natomiast składowa P_z i P_y praktycznie nie ulegają zmianom oraz siły skrawania praktycznie nie zależą od wartości kąta przyłożenia, w zakresie kątów $\alpha_n = 6 - 18^\circ$.

Stwierdzają, że optymalna /z punktu widzenia najmniejszego obciążenia krawędzi skrawającej/ wartość kąta λ_s jest zawarta w przedziale $40^\circ - 50^\circ$, przy czym zmniejszenie kąta γ_n od -5° do -20° powoduje wzrost obciążenia krawędzi skrawającej o około 25%.

W publikacji [59] wykazano, że przy skośnym swobodnym struganiu stopu aluminium do przeróbki plastycznej, wraz ze wzrostem kąta λ_s do 50° składowe P_z i P_x nie wykazują istotnych zmian wartości, rośnie natomiast składowa P_y . Stwierdzono także, że obciążenie jednostkowe krawędzi skrawającej maleje wraz ze wzrostem kąta λ_s , gdyż ze wzrostem kąta λ_s długość czynnej krawędzi skrawającej rośnie szybciej niż siły skrawania. Próbowano [56] wiązać siły skrawania z wytrzymałością materiału w warunkach małego tarcia na powierzchni natarcia. W przeprowa-

dzonych doświadczeniach przy toczeniu czóło rury ze stali C 35, $\lambda_s = 0 - 40^\circ$, $\gamma_o = 20^\circ$, $a = 0,2 \text{ mm}$, $b = 10 \text{ mm}$, $v = 111 \text{ m/min}$, nie otrzymał zgodności doświadczeń z wysuniętą teorią skośnego skrawania.

Niektórzy autorzy podają związki pomiędzy siłami skrawania a kątem spływu wióra przyjmowanym a priori [47] lub określonym doświadczalnie [76].

Autorzy pracy [47] opracowali zależności do obliczenia siły skrawania przy skośnym swobodnym skrawaniu przy następujących założeniach: $\eta_w = \lambda_s$, brak narostu na skrawającym ostrzu, wypadkowa siła tarcia na powierzchni natarcia leży na powierzchni natarcia i ma kierunek zgodny z kierunkiem spływu wióra. Wypadkowa siła ścinania w płaszczyźnie normalnej występuje w kierunku efektywnej prędkości ścinania, która zawiera wektory prędkości skrawania i prędkości spływu wióra.

Toczyli węglnikami spiekanymi czóło rury ze stali niskowęglowej, przy $v \in \langle 7,5; 300 \rangle \text{ m/min}$, $b = 5,08 \text{ mm}$, $a = 0,489 \text{ mm}$, $\gamma_n = 20^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ$. Każdy pomiar powtarzali 20 razy dla określonych parametrów skrawania. Uważają oni, że sposób pomiaru kąta spływu wióra η_w po śladzie na powierzchni natarcia może być stosowany przy $v > 60 \text{ m/min}$. Uzyskali dość dużą zgodność wyników doświadczeń z obliczeniami pomimo, że do opracowanego wzoru wstawiali wartości kąta ścinania ϕ_n otrzymane w doświadczeniach prostokątnego skrawania. Stosowali jednak mały zakres zmian kąta λ_s .

Przegląd prac dotyczących siły skrawania przy skośnym swobodnym skrawaniu wskazuje, że do tej pory pomimo prób [43], [74] nie określono z wystarczającą dokładnością zależności do obliczenia sił skrawania bez uwzględnienia we wzorach wartości otrzymanych z doświadczenia.

2.4. Inne cechy występujące w warunkach swobodnego skośnego skrawania

Do dalszych cech należałoby zaliczyć: zużycie ostrza oraz parametry związane ze spęceniem wióra.

Zużycie ostrza przy skośnym swobodnym skrawaniu wykazuje pewną specyfikę, związaną z tym, że przy tej odmianie skrawania stosuje się na ogół mniejsze kąty β_n niż przy skrawaniu prostokątnym. Stwierdzono [1], że ostrza przy skośnym swobodnym skrawaniu wykazują wraz ze wzrostem kąta λ_s wzrost odporności na zużycie od strony powierzchni przyłożenia, przy jednoczesnym spadku odporności na wytarcie, na powierzchni natarcia. Objawia się to przesuwaniem powstającego wytarcia w kierunku krawędzi skrawającej i intensywnym wzrostem głębokości wytarcia przy zmniejszaniu się jego szerokości. Dlatego zaleca się [1] stosowanie znacznych wartości kąta λ_s w tych pozostałych warunkach obróbki, gdzie zużycie ostrza przy $\lambda_s = 0^\circ$ występuje głównie na powierzchni przyłożenia.

Można się tam spodziewać około 4-krotnie mniejszego zużycia ostrza niż przy $\lambda_s = 0^\circ$ [1]. Obserwowany wraz

ze wzrostem kąta λ_s spadek szerokości wytarcia na powierzchni natarcia, prawdopodobnie związany jest ze wzrostem kąta spływu wióra, a wzrost głębokości wytarcia ze zmniejszeniem kąta β_n i wzrostem kąta η_w .

Zaobserwowano także [73], że przy swobodnym toczeniu na sucho stali 30HGSA /prod. ZSRR/, o twardości HRC = 44 - 46, z $v = 60$ m/min, $p = 0,097$ mm/2 π rad, odpowiednikami węglików spiekanych S10 - wzrost kąta λ_s w zakresie $0^\circ - 50^\circ$, powodował wzrost trwałości ostrza. Autorzy [73] wiążą wzrost trwałości ostrza z występowaniem dla określonego kąta λ_s najkorzystniejszych kątów natarcia i przyłożenia w przekroju normalnym, przy czym kąty te były zawarte w przedziałach $\gamma_n \in -10^\circ; -1^\circ$, $\alpha_n \in <11^\circ; 15^\circ>$. Wiązanie zużycia ostrza z kątem α_n nie wydaje się właściwe. Od strony powierzchni przyłożenia występuje zużycie ścierne, które winno być związane z kierunkiem ruchu ostrza względem powierzchni skrawania, a więc należałoby zużycie ostrza uzależnić nie od kąta α_n , lecz od kąta α_{oe} lub α_{fe} względnie, co w większości przypadków jest wystarczająco dokładne, od α_o lub α_f . Przeprowadzone przez autora na podstawie danych z pracy [73] przeliczenia kątów α_n , na $\alpha_o = \alpha_f$ wykazują, że kąt $\alpha_o \in <9,9^\circ; 11,7^\circ>$, a więc jest w przedziale dwukrotnie mniejszym niż α_n .

Kąt λ_s wpływa nie tylko na kierunek spływu, ale także na odmianę wióra, co podkreśla się w wielu pracach i co także stwierdził autor w jednej z [44].

Odmianę wióra określa się jego cechami geometrycznymi. Wraz ze wzrostem kąta λ_s maleje średnia średnica zwijki wióra [44] oraz współczynnik skrócenia k_1 i pogrubienia wióra k_a [16], [44], [85].

Przy skośnym swobodnym skrawaniu rozróżnia się dwa współczynniki skrócenia wióra: k_1 i k_{1n} . Współczynnik k_1 definiowany jest jako stosunek długości warstwy skrawanej do długości wióra mierzonego wzdłuż kierunku jego spływu [29], [31], [85]:

$$k_1 = \frac{1}{l_w} \quad (14)$$

Współczynnik k_{1n} określany jest stosunkiem długości warstwy skrawanej do długości wióra mierzonego wzdłuż kierunku normalnego do krawędzi skrawającej i leżącego na powierzchni natarcia ostrza

$$k_{1n} = \frac{1}{l_{wn}} \quad (15)$$

Można wykazać, że

$$k_1 = k_{1n} \cdot \cos \eta_w \quad (16)$$

Pomiędzy współczynnikami charakteryzującymi cechy geometryczne wióra występuje zależność [85]:

Zastosowanie ostrej

$$k_{1n} = k_a = \frac{k_1}{k_b} \quad (17)$$

W szeregu pracach podkreśla się, że nie należy wiązać współczynnika skrócenia wióra k_1 z wartościami liniowymi odkształceń względnych występujących w strefie skrawania [4], [70], [85]. Odkształcenia względne całkowite według [85]:

$$\varepsilon = \frac{1 - 2k_a \cdot \sin \gamma_n + k_a^2}{k_a \cdot \cos \gamma_n \cdot \cos \phi_1} \quad (18)$$

gdzie:

ϕ_1 - boczny kąt ścinania /wzdłuż osi l/.

To samo odkształcenie według innych [4], [70]:

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_n^2 + \varepsilon_1^2} \quad (19)$$

ε_n w szeregu pracach utożsamia się ze współczynnikiem skrócenia wióra w kierunku normalnym do krawędzi skrawającej k_{1n} [4], [70], [85].

W zależności (19) można według [4] określić także:

$$\varepsilon_n = \operatorname{ctg} \phi_n + \operatorname{tg}(\phi_n - \gamma_n), \quad (20)$$

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{\sin \phi_n} \left(\operatorname{tg} \lambda_s - \frac{\sin \eta_w}{k_1 \cdot \cos \lambda_s} \right), \quad (21)$$

natomiast według [33]:

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{\sin \phi_n} \left(\operatorname{tg} \lambda_s - \frac{\operatorname{tg} \eta_w}{k_{1n}} \right) \quad (22)$$

Przekształcając (22) z uwzględnieniem 16 otrzymuje się:

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{\sin \phi_n} \left(\operatorname{tg} \lambda_s - \frac{\sin \eta_w}{k_1} \right) \quad (23)$$

W pracach doświadczalnych wykazano [4], [33], [35], że wraz ze wzrostem kąta λ_s maleje ε_n a rośnie ε_1 . Zależności (21) i (23) różnią się istotnie pomiędzy sobą szczególnie dla dużych kątów λ_s .

Różne zależności na całkowite odkształcenie względne występujące w strefie skrawania związane są na ogół z różnymi założeniami dokonywanymi przy wyprowadzaniu tych zależności. Sprawą podstawową jest przyjęcie określonego modelu stanu odkształceń. W omawianych wyżej pracach przyjęto dwuosiowy stan odkształceń. W pracy [9] wykazano, że przy powstawaniu wióra z warstwy skrawanej występuje przy skrawaniu:

- ortogonalnym $\lambda_s = 0$, dwuosiowy stan odkształceń,
- skośnym $\lambda_s \neq 0$, trójosiowy stan odkształceń.

Przy skośnym swobodnym skrawaniu określa normalny kąt ścinania jako:

$$\operatorname{tg} \phi_n = \frac{\frac{a}{a_w} \cdot \cos \gamma_n}{1 - \frac{a}{a_w} \cdot \sin \gamma_n} \quad (24)$$

Stwierdza on, że wraz ze wzrostem kąta λ_s zarówno normalny kąt ścinania ϕ_n , jak i współczynnik spęcznienia wióra zmniejszają się.

3. Dotychczasowe stosowanie ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych

Pomimo, iż narzędzia o prostoliniowej krawędzi skrawającej są dogodnie do wytwarzania i stosowania, rozpowszechnienie ich do obróbki powierzchni kształtowych jest obecnie stosunkowo małe. Wiąże się to głównie z brakiem wystarczających opracowań tego sposobu wykonywania powierzchni.

Obecnie już podczas konstruowania ostrza skrawającego, zaleca się zastępować niezbyt długie łuki krawędzi skrawającej o małej krzywiznie odcinkami [10], [35]. Wprowadza to określone niekorzystne odchylenie kształtu przedmiotu wytwarzanego od kształtu zamierzonego już na etapie konstruowania narzędzi do jego wykonania. Odchylenia te pomiędzy aproksymującymi odcinkami a wymaganymi krzywymi płaskimi, zostały przedstawione w pracy [35].

W szeregu przypadkach dla prostoliniowej wymaganej kierownicy normalnej powierzchni działania zachowuje się prostoliniową krawędź skrawającą. Postępowanie takie jest słuszne tylko wtedy, gdy kąt pochylenia krawędzi skrawającej równy jest zeru, na co zwraca się uwagę w niektórych pracach [10], [35]. Wprowadzenie jednak kąta na-

tarcia różnego od zera w narzędziach o prostoliniowych krawędziach skrawających nierównoległych do osi obrotu przedmiotu obrabianego lub narzędzia, powoduje często wystąpienie określonego kąta pochylenia krawędzi skrawającej i powierzchnię działania narzędzia w postaci warstwy hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej. Powoduje to określone zmiany kształtu przedmiotu obrabianego, które dla toczenia powierzchni stożków przedstawiono w [10]. Stosowaniem ostrzy o krawędziach prostoliniowych do wykonania powierzchni kształtowych poprzez toczenie, frezowanie i pogłębianie, przy czym powierzchnią działania narzędzia była hiperboloida jednopowłokowa obrotowa, zajmował się autor niniejszego opracowania w szeregu publikowanych pracach [36], [37], [39], [40], [41], [43], [45], [46].

Jest on również twórcą trzech opatentowanych rozwiązań narzędzi do tej odmiany skrawania: freza [18], noża tokarskiego [57] i pogłębiacza [64]. Oprócz patentów autora istnieje patent duński na frez [17], oraz patent radziecki na nóż jednokrawędziowy prostoliniowy bez naroża do wykonywania walców obrotowych [67]. Niektórzy autorzy [7], [14], [24] zajmowali się wykorzystaniem do kształtowania powierzchni w postaci walców obrotowych części hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, przy stosowaniu noży tokarskich z narożem lecz ze znacznymi kątami pochylenia głównej lub pomocniczej krawędzi skrawającej.

4. Ocena dotychczasowego stanu stosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych i wnioski do badań własnych

W wyniku przeprowadzonej analizy dotychczasowego stanu poznania tematu jako podstawy do dalszych prac można było przyjąć niżej podane kryteria oceny:

- celowość podjęcia prac nad problemem obejmującym obróbkę powierzchni kształtowych o prostoliniowych krawędziach skrawających; ocenę celowości, należałoby przeprowadzić zarówno z punktu widzenia wartości teoretyczno - poznawczych, jak również przydatności uzyskanych wyników w praktyce przemysłowej,
- zakres i stopień zaawansowania innych prac bezpośrednio związanych z tematem, określający zakres dodatkowych badań własnych autora.

Przeprowadzona analiza literatury pozwala stwierdzić, że zmiana kształtu przedmiotu obrabianego na skutek stosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach, zamiast wymaganych nieprostoliniowych o małej krzywiznie była uważana za zjawisko niekorzystne, chociaż dopuszczalne, jeżeli powstałe z tego powodu odchylenia wytworzonej powierzchni w stosunku do żądanej, mieściło się w jej polu tolerancji kształtu. Wykorzystanie tego niekorzystnego zjawiska zmiany kształtu jako świadomego sterowanego efektu obróbki powierzchni kształtowych, pozwala na nowe podejście do problemu konstruowania niektórych

narzędzi skrawających, a także przedmiotów wytwarzanych z punktu widzenia ich technologiczności konstrukcji. Dzięki temu można ułatwić wykonanie niektórych narzędzi i przedmiotów przy jednoczesnym podniesieniu niektórych cech związanych z ich jakością.

Jednocześnie proces skrawania z pochyloną pod kątem λ_s krawędzią skrawającą, czyli proces skośnego skrawania jest jednym z ogólnych przypadków skrawania, należy więc do podstawowych problemów w technice wytwarzania i jako taki jest przedmiotem badań wielu ośrodków.

Powyższe stwierdzenia były podstawą podjęcia niniejszych analiz teoretycznych i badań doświadczalnych.

Oceniając ogólny stopień zaawansowania innych prac związanych z analizowanym problemem, można przyjąć niżej podane postulaty, stanowiące jednocześnie wnioski określające kierunek analiz i dodatkowych badań własnych. Dotychczasowe badania innych autorów dotyczące obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, według mniemania autora, są w stadium początkowym i dotyczą głównie cech geometrycznych powierzchni obrobionej, gdzie stosowanie prostoliniowej krawędzi skrawającej pochylonej pod kątem λ_s mogło powodować błędy obróbki [10], [35]. Stosunkowo najbardziej zaawansowane są badania nad ogólnymi cechami geometrycznymi ostrza skrawającego, lecz i tu brak opracowań bezpośrednio przydatnych do rozpatrywanej odmiany obróbki. Brak także opracowań występujących cech geome-

trycznych warstwy skrawanej, które są podstawą podjęcia badań doświadczalnych skrawania.

Badania skośnego swobodnego skrawania, które mogą być uproszczonym modelem rozpatrywanej odmiany skrawania są w stadium stosunkowo zaawansowanym. Nie wyjaśniono tam jednak wystarczająco zagadnień związanych ze złączeniem i spływem wióra, siłami skrawania, liniowymi odkształceniami względnymi w strefie skrawania oraz pozostałymi cechami skośnego swobodnego skrawania, przy czym opisywane badania dotyczą głównie obróbki ze stałym stykiem ostrza z przedmiotem obrabianym.

Wnioskiem ogólnym, a zarazem zaleceniem do badań własnych było stwierdzenie, że powinny one być prowadzone kompleksowo, to znaczy winny obejmować zarówno cechy kinematyczne i geometryczne, jak również te cechy, których wartości, na obecnym etapie rozwoju nauki o skrawaniu, można ustalić tylko doświadczalnie, przy czym badania winny być prowadzone tak, aby umożliwiały wyciągnięcie wniosków teoretyczno-poznawczych z uwzględnieniem przyczynowości, jak również przydatnych w praktyce przemysłowej.

Biorąc pod uwagę wyżej podany wniosek ogólny oraz niski stan zaawansowania badań nad stosowaniem ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych, celowe jest, zdaniem autora, przeprowadzenie analiz i badań w pierwszym rzędzie nad zastosowaniem tej obróbki w warunkach występowania obrotowej powierz-

chni działania narzędzia, z uwzględnieniem stałego
i okresowego styku ostrza z przedmiotem obrabianym.

Część B. B a d a n i a w ł a s n e

1. Celowość i zakres badań nad obróbką powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających

Biorąc pod uwagę dotychczasowe sposoby wykonywania powierzchni kształtowych, stwierdzić należy, że jakkolwiek problem obróbki tych powierzchni ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających nie obejmuje wszystkich powierzchni, jest jednak ważnym dla potrzeb przemysłu, gdyż ułatwia wykonywanie narzędzi przy jednoczesnym podniesieniu ich jakości. Pozwala też na nowe podejście do zagadnienia technologiczności konstrukcji niektórych przedmiotów. Uzasadnia to aspekt użytkowy prowadzonych badań. Jednocześnie skośne skrawanie przy znacznych zmianach cech geometrycznych ostrza skrawającego wzdłuż prostoliniowej krawędzi skrawającej, uzasadnia aspekt teoretyczno-poznawczy prowadzonych badań.

Dotychczasowy stan poznania procesu wykonywania powierzchni kształtowych o prostoliniowych krawędziach skrawających, jak to zostało omówione w części A, jest w stadium początkowym. W związku z tym badania i analizy autora pracy można podzielić na dwie grupy: teoretyczne - nad cechami kinematycznymi i geometrycznymi występującymi przy obróbce powierzchni kształtowych, sposobem kształtowym w warunkach występowania po-

wierzchni działania narzędzia w postaci hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, doświadczalne - nad cechami fizykalnymi występującymi przy tej obróbce.

Celem tych badań i analiz było:

- określenie obszarów wartości cech geometrycznych i kinematycznych oraz występujących pomiędzy nimi zależności,
- zbadanie niektórych istotnych cech fizykalnych występujących w tej odmianie skośnego skrawania.

2. Wyniki analiz teoretycznych obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających

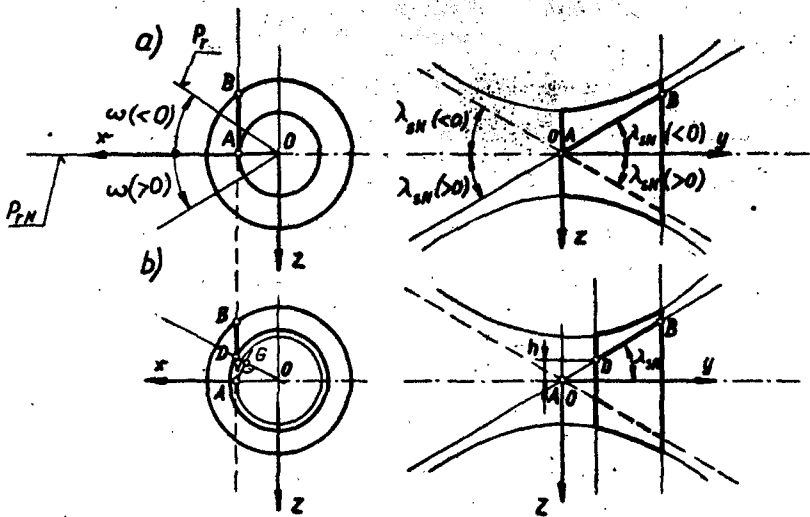
2.1. Zakres możliwości stosowania

Analizę możliwości stosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach skrawających do obróbki powierzchni kształtowych można sprowadzić, jak wykazano we wprowadzeniu do niniejszej pracy, do analizy tych cech hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, które warunkują jej przydatność na powierzchni działania narzędzi. Zagadnieniem tym zajmował się autor niniejszego opracowania [36], [42], [43].

Na powierzchni działania narzędzi można stosować części powierzchni hiperboloidy, zawarte pomiędzy płasz-

czyznami prostopadłymi do jej osi obrotu /rys. 5/. Części te mogą pokrywać się z powierzchnią obrobioną lub być do niej styczne /tab. 1/.

Hiperboloida jednopowłokowa obrotowa przedstawiona na rysunku 5 określana jest w układzie współrzędnych



Rys.5. Przyjęty układ współrzędnych Oxyz i określenie części powierzchni hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej na powierzchni działania narzędzi: a/ krawędź skrawająca zawiera punkt centralny A, b/ krawędź skrawająca nie zawiera punktu centralnego A

prostokątnych Oxyz równaniem [77]:

$$\frac{x^2 + z^2}{a_h^2} - \frac{y^2}{b_h^2} = 1 \quad (25)$$

gdzie:

a_h, b_h - półosie hiperboli.

Hiperboloidę tę można również otrzymać przez obrót prostej skośnej

$$a_h \cdot y = b_h \cdot z, \quad x = a_h \quad (26)$$

dokoła osi Oy .

Ponieważ płaszczyzna Oxy jest płaszczyzną symetrii hiperboloidy (25), więc hiperboloida ta powstaje również przez obrót dookoła osi Oy prostej powstającej z (26) przez symetryczne odbicie w płaszczyźnie Oxy , to znaczy prostej

$$a_h \cdot y = -b_h \cdot z, \quad x = a_h \quad (27)$$

Prosta (27) jest oczywiście różna od prostej (26) i nie powstaje przez jej obrót / gdyż prosta powstająca z prostej (26) przez obrót nie przecina jej/.

Rodziny prostych powstałych z obrotu prostych (26) i (27) dookoła osi Oy są rozłączne, to znaczy, że nie zawierają wspólnej prostej i przez każdy punkt powierzchni przechodzi jedna prosta jednej rodziny i jedna prosta drugiej rodziny. Każde dwie proste należące do jednej rodziny są skośne. Proste te leżą całkowicie na hiperboloidzie [77].

Odcinki tych prostych mogą stanowić prostoliniowe krawędzie skrawające narzędzi do obróbki powierzchni kształtowych. Kąt pochylenia krawędzi skrawającej w rozpatry-

wanym punkcie jest związany z kątem pochylenia prostych (26) i (27) do płaszczyzny Oxy /rys. 5/. Oznaczając kąt pochylenia prostej będącej tworzącą hiperboloidy obrotowej do płaszczyzny Oxy przez λ_{SN} , otrzymuje się z równań (26) i (27):

$$\lambda_{SN} = \text{arc tg} \left(\pm \frac{a_h}{b_h} \right) \quad (28)$$

Znak "+" lub "-" w (28) zależy od rozpatrywanej rodziny prostych w przyjętym układzie współrzędnych.

W celu ujednoczenia znaków kątów λ_{SN} ze stosowanymi aktualnie w innych pracach, w Polsce [21], [35] znakami kątów pochylenia głównej krawędzi skrawającej dla narzędzi punktowych, przyjęto w dalszej części opracowania, że znak kąta λ_{SN} jest niezależny od przyjętej prostej z rodzin prostych (26) i (27). Zależy natomiast od usytuowania rozpatrywanej części krawędzi skrawającej względem punktu centralnego tej krawędzi A. Za punkt centralny krawędzi skrawającej przyjęto punkt przecięcia płaszczyzną Oxy prostej, której odcinek stanowi krawędź skrawającą. Płaszczyznę przechodzącą przez oś obrotu i punkt centralny krawędzi skrawającej oznaczono przez P_{RN} . Przyjęto, że część krawędzi skrawającej leżąca powyżej płaszczyzny P_{RN} posiada ujemną wartość kąta λ_{SN} , zaś część leżąca poniżej tej płaszczyzny posiada dodatnią wartość kąta λ_{SN} /rys. 5/.

Kąt pochylenia krawędzi skrawającej w dowolnym jej

punkcie można rozpatrywać jako kąt pochylenia prostej (26) lub (27) do płaszczyzny podstawowej - P_r układu wymiarowania kątów ostrza przechodzącej przez ten punkt, przy czym płaszczyzna ta $/P_r/$ powstaje w wyniku obrotu płaszczyzny P_{rN} wokół osi y o kąt ω . Kąt ω posiada wartość dodatnią, jeżeli część płaszczyzny podstawowej P_r znajduje się w pierwszym oktancie przyjętego układu współrzędnych.

Kąt pochylenia krawędzi skrawającej w dowolnym punkcie λ_s , można wyznaczyć z rysunku 5b.

Z rysunku tego, przyjmując, że dowolnym punktem krawędzi skrawającej jest punkt D , otrzymuje się:

$$\sin \lambda_s = (h \cdot \cos \omega) : \left(\frac{\sin \lambda_{sN}}{h} \right), \quad (29)$$

z czego:

$$\lambda_s = \arcsin \left(\cos \omega \cdot \sin \lambda_{sN} \right) \quad (30)$$

Otwierza się więc, że w miarę wzrostu kąta ω , maleje bezwzględna wartość kąta λ_s . Wartość ekstremalną kąta λ_s w zależności od wartości kąta ω można wyznaczyć z zależności:

$$\frac{\partial \lambda_s}{\partial \omega} = 0 \quad (31)$$

i występuje ona dla $\omega = 0$, gdzie $\lambda_s = \lambda_{sN}$.

Z równania hiperboloidy jednowłokowej obrotowej, której część przyjęto jako powierzchnię działania narzędzia można wyznaczyć rodziny prostych tworzących. Po wprowadzeniu warunku ograniczającego na rodziny prostych można wyznaczyć prostą, której odcinek będzie krawędzią skrawającą.

Wyznaczanie równania hiperboloidy jednowłokowej obrotowej będącej powierzchnią działania narzędzia do obróbki określonej powierzchnia można sprowadzić do dwóch przypadków:

- a/ pokrywania się hiperboloidy z powierzchnią obrobioną /toczenie, pogłębianie/, a więc znanego położenia osi obrotu hiperboloidy /położenia półosi b_h / względem powierzchni obrobionej;
- b/ niepokrywania się hiperboloidy z powierzchnią obrobioną /frezowanie/, a więc nieznanego położenia osi obrotu hiperboloidy względem powierzchni obrobionej.

Ponieważ rozpatrywana hiperboloida jednowłokowa jest na mocy założenia obrotowa, wyznaczenie jej równania można sprowadzić do wyznaczenia równania hiperboli w układzie współrzędnych prostokątnych Oxy.

Przy wyznaczaniu tego równania należy uwzględnić fakt, że każdy wymiar przedmiotu obrabianego posiada przypisaną tolerancję wykonania. Podstawą do wyznaczania powierzchni działania narzędzia jest tak zwana zamierzona powierzchnia przedmiotu, którą z punktu widzenia projektowania narzędzi, w skrócie nazywa się powierzchnią

przedmiotu [35].

Zamierzona powierzchnia przedmiotu mieści się w obszarze tolerancji wykonania przedmiotu i jest odsunięta od powierzchni wyznaczającej minimum materiału, o wartość zapasu na niedokładność odwzorowania krawędzi skrawającej w rzeczywistych warunkach obróbki [35].

W przypadkach, gdy zamierzoną powierzchnią działania narzędzia nie jest część hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, lecz część innej powierzchni, występuje niekiedy możliwość aproksymacji tej powierzchni częścią hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej. Wtedy na płaszczyźnie Oxy błąd aproksymacji łuku krzywej hiperbolą winien mieścić się w polu tolerancji kształtu obrobionego przedmiotu. Zagadnienie aproksymacji łuku dowolnej krzywej łukiem hiperboli sprowadza się do optymalizacji niektórych parametrów hiperboli, której łuk jest ściśle wpisany pomiędzy dwa łuki ograniczające pole tolerancji kształtu przedmiotu obrabianego. Tolerancja kształtu zależy od szeregu czynników, a szczególnie od przeznaczenia rozpatrywanego przedmiotu. W związku z tym dalej opisywane zagadnienie wyznaczania na płaszczyźnie Oxy równania hiperboli, której łuk aproksymuje łuk innej krzywej przedstawiono na przykładach, przy czym błąd aproksymacji winien mieścić się w polu tolerancji kształtu przedmiotu obrabianego.

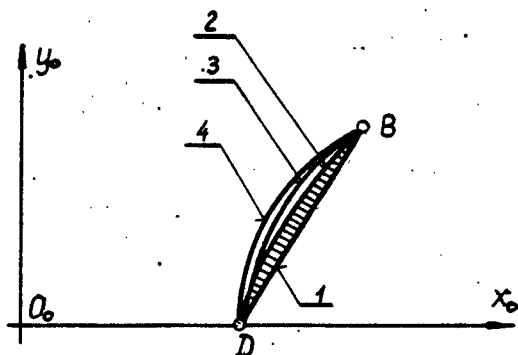
Przykłady wyznaczania hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej dla znanego położenia jej osi obrotu względem przedmiotu obrabianego

W przekroju osiowym niech krzywa ograniczająca przedmiot obrobiony według zamierzonej powierzchni przedmiotu będzie określona w układzie współrzędnych prostokątnych $O_0x_0y_0$ /w przedziale $\langle x_{0D}, x_{0B} \rangle$ / równaniem

$$y_0 = f(x_0) \quad (32)$$

/rys. 6/, przy czym

$$f \in C^2 \mid \langle x_{0D}, x_{0B} \rangle \cap f'' < 0.$$



Rys.6. Położenie łuku ξ określonego równaniem (32)

względem obszaru Q

1,2 - brzegi obszaru Q , 3 - łuk ξ przecina obszar Q w jednym punkcie różnym od punktów B i D , 4 - łuk $\xi \cap Q = \{B, D\}$



Można założyć, że hiperbola winna przechodzić przez punkty $B(x_{OB}, y_{OB})$ i $D(x_{OD}, y_{OD})$ przy czym $y_{OD} = 0$. Punkty te muszą więc spełniać równanie (25), przy $z = 0$. Przez punkty te przechodzi rodzina hiperbol, których oś nierzeczywista pokrywa się z osią O_0y_0 .

Można udowodnić, że pomiędzy punktami B i D brzeg obszaru rodziny hiperbol o $y'_0 > 0$ określony jest równaniem:

$$\left. \begin{aligned} \frac{x_0^2}{y_{OD}^2} - \frac{x_{OD}^2 \cdot y_0^2}{y_{OB}^2 (x_{OB}^2 - x_{OD}^2)} &= 1 \\ y_0 &= \frac{y_{OB}}{x_{OB} - x_{OD}} (x_0 - x_{OD}) \end{aligned} \right\} (33)$$

Dla wybrania jednej hiperboli z rodziny hiperbol należy wprowadzić dodatkowy warunek.

Łuk \mathcal{L} spełniający warunki (32) względem obszaru Q opisanego równaniami (33) może przyjmować następujące położenia /rys. 6/:

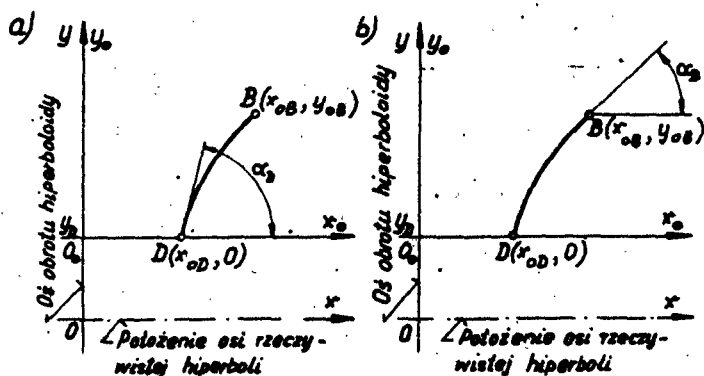
- $\mathcal{L} \subset Q$;
- przecinać brzeg obszaru Q w jednym lub dwóch punktach różnych od punktów D i B;
- $\mathcal{L} \cap Q = \{B, D\}$.

W przypadku gdy $\mathcal{L} \subset Q$, warunkiem wystarczającym jest przechodzenie hiperboli przez dowolnie wybrany punkt $M \in \mathcal{L}$; gdzie: $D \neq M \neq B$.

W przypadku, gdy łuk \mathcal{L} przecina brzeg obszaru Q , warunkiem wystarczającym jest, aby hiperbola aproksymująca przechodziła przez dowolny punkt $M \in \mathcal{L}$ leżący w obszarze Q lub na jego brzegu.

W przypadku, gdy $\mathcal{L} \cap Q = \{B, D\}$, warunek może wynikać z przesłanek dotyczących warunków eksploatacji przedmiotu, który w przekroju osiowym ograniczony jest łukiem \mathcal{L} , a który zamierzamy aproksymować hiperbolą. W tym przypadku może okazać się wystarczające, aby styczna do łuku \mathcal{L} w określonym punkcie była równa lub równoległa do stycznej hiperboli, lub aby nie była przekroczona określona wartość błędu aproksymacji hiperbolą.

Przykłady wyznaczania parametrów hiperboli, gdy styczna do łuku \mathcal{L} i hiperboli pokrywają się w punkcie D lub B /rys.7/ były przedmiotem opracowania autora [36].



Rys. 7. Wzajemne usytuowanie układów Oxy oraz $O_0x_0y_0$ do wyznaczenia parametrów równania hiperboli

Na rysunku 7 widać, że $x_{OD} = x_D$ oraz $x_{OB} = x_B$.
 W przypadku pokrywania się stycznych do łuku aproksymowanej krzywej i łuku hiperboli w punkcie D /rys. 7a/ ,
 otrzymuje się [36]:

$$\left. \begin{aligned} a_h &= x_D \sqrt{1 - \frac{y_{OB}^2}{(x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg}^2 \alpha_D - 2 \cdot x_D \cdot y_{OB} \cdot \operatorname{tg} \alpha_D}} \\ b_h &= x_D \cdot y_{OB} \frac{\sqrt{(x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg}^2 \alpha_D - 2 \cdot x_D \cdot y_{OB} \cdot \operatorname{tg} \alpha_D - y_{OB}^2}}{(x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg} \alpha_D - 2 \cdot x_D \cdot y_{OB}} \\ y_D &= \frac{x_D \cdot y_{OB}^2}{(x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg} \alpha_D - 2 \cdot x_D \cdot y_{OB}} \end{aligned} \right\} (34)$$

W przypadku pokrywania się stycznych do łuku aproksymowanej krzywej i łuku hiperboli w punkcie B, /rys. 7b /
 otrzymuje się [36]:

$$\left. \begin{aligned} a_h &= x_B \sqrt{1 - \frac{y_{OB}^2}{2 \cdot x_B \cdot y_{OB} \cdot \operatorname{tg} \alpha_B - (x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg}^2 \alpha_B}} \\ b_h &= x_B \cdot y_{OB} \frac{\sqrt{2x_B \cdot y_{OB} \cdot \operatorname{tg} \alpha_B - (x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg}^2 \alpha_B - y_{OB}^2}}{2 \cdot x_B \cdot y_{OB} - (x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg} \alpha_B} \\ y_D &= \frac{x_B \cdot y_{OB}^2}{2 x_B y_{OB} - (x_B^2 - x_D^2) \operatorname{tg} \alpha_B} - y_{OB} \end{aligned} \right\} (35)$$

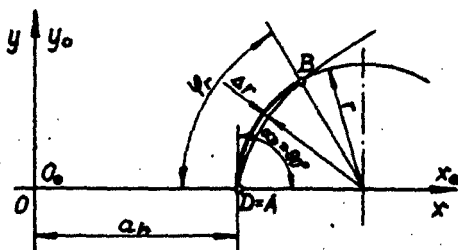
Przykładem typowego łuku leżącego poza obszarem Q określonym brzegami (33) jest łuk okręgu. Dla aproksymacji łuku okręgu hiperbolą, w przypadku gdy $\alpha_D = 90^\circ$ minimalny błąd względny aproksymacji jest następujący [42]:

$$\delta = \frac{\Delta r}{r} = 1 - \frac{b_h}{r} \sqrt{\frac{(r + a_h)^2}{a_h^2 + b_h^2} - 1} \quad (36)$$

gdzie r jest promieniem okręgu, a Δr odległością pomiędzy hiperbolą a łukiem okręgu, mierzoną prostopadle do łuku okręgu. Wtedy wartość b_h może być wyliczona także z równania podanego w pracy [42], które po przekształceniu przyjmie postać:

$$b_h = \frac{a_h \cdot \cos \frac{\varphi_r}{2}}{\sqrt{\frac{a_h}{r} + \sin^2 \frac{\varphi_r}{2}}} \quad (37)$$

gdzie φ_r jest kątem środkowym łuku okręgu. Przypadek ten przedstawiono na rysunku 8.



Rys. 8. Szczególny przypadek aproksymacji łuku okręgu hiperbolą

Przykład wyznaczenia hiperboloidy jednowłokowej obrotowej dla nieznanego położenia jej osi obrotu względem przedmiotu obrabianego

Przypadek ten, w stosunku do przypadku ze znanym położeniem osi obrotu hiperboloidy wymaga dodatkowo dokonania ustalenia położenia osi obrotu hiperboloidy /rys. 7/.

Głównymi czynnikami przy ustalaniu tego położenia są:

- kąt pochylenia krawędzi skrawającej λ_{SN} /rys. 5/,
- błąd aproksymacji hiperbolą określonego łuku (32).

Po dokonaniu ustalenia położenia osi obrotu oraz odległości od punktu D /rys. 7/, zagadnienie sprowadza się do wyznaczenia hiperboli przy znanym położeniu osi obrotu względem przedmiotu obrabianego, który to przypadek przeanalizowano wyżej.

Należy spodziewać się, że najczęściej będzie miał zastosowanie w obróbce skrawaniem przypadek określony równaniami (36) i (37). Dlatego tok postępowania dla wyznaczenia położenia osi obrotu hiperboloidy zaprezentowano na tym przykładzie.

Po wstawieniu równania (37) do (36) i wykonania działań, ustalili autor [36] wartość półosi rzeczywistej hiperboli jako

$$a_h = k_{ah} \cdot r \quad (38)$$

gdzie:

$$k_{ah} = \frac{1}{\cos^2 \frac{\varphi_r}{2}} \cdot \frac{1}{(1 - d)^2 - \cos^2 \frac{\varphi_r}{2}} - \frac{1}{\sin^2 \frac{\varphi_r}{2}} \quad (39)$$

dla $\varphi_r \in (0^\circ; 90^\circ)$.

Wartość pólności rzeczywistej hiperboli może być tylko dodatnia, zatem mianownik prawej strony równania (39) musi być zawsze większy od zera. Z warunku tego otrzymuje się wartości błędów możliwych aproksymacji łuku okręgu o określonym kącie środkowym φ_r hiperbolą, w postaci:

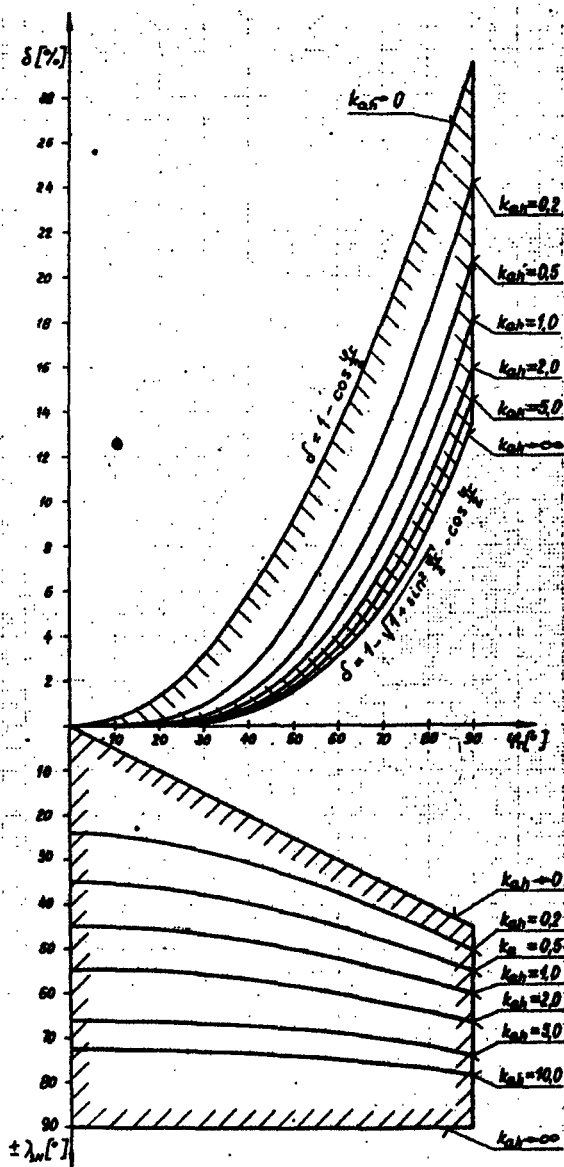
$$\delta \in \left(1 - \sqrt{1 + \sin^2 \frac{\varphi_r}{2}} \cdot \cos \frac{\varphi_r}{2} ; 1 - \cos \frac{\varphi_r}{2} \right) \quad (40)$$

Wpływ kąta φ_r na wartość błędów względnego aproksymacji w zależności od wartości k_{ah} przedstawił autor w pracy [36] /górna część rysunku 9/.

Po wstawieniu równań (37), (38) i (39) do równania (29) wartość kąta pochylenia tworzącej hiperboloidey do płaszczyzny Oxy , przyjmuje postać [36]:

$$\lambda_{SN} = \arctg \left(\pm \sqrt{\frac{2(k_{ah} + 1)}{1 + \cos \varphi_r} - 1} \right) \quad (41)$$

Związek ten przedstawiono w dolnej części rysunku 9.



Rys. 9. Nomogram do wyznaczenia wartości kąta λ_{SN} dla danego błęd δ aproksymacji łuku okręgu hiperbola i danego kąta środkowego φ_r .

Rysunek 9 stanowi graficzny wyciąg stabelaryzowanych na maszynie cyfrowej zależności (37) i (41) z uwzględnieniem zależności (38) i (39).

Z górnej części rysunku 9 można dla określonego kąta środkowego φ_r łuku okręgu aproksymowanego hiperbolą /w przypadku określonym na rys. 8/ oraz dopuszczalnego błędów względnego δ aproksymacji łuku okręgu hiperbolą, sprawdzić, czy istnieje możliwość zastąpienia krawędzi skrawającej w postaci łuku krawędzią prostoliniową. Następnie w przypadku wystąpienia tej możliwości można określić rząd wielkości k_{ah} . Na dolnej części rysunku 9, dla określonego kąta φ_r oraz k_{ah} można określić rząd wielkości kąta pochylenia krawędzi skrawającej narzędzia λ_{SN} , który trzeba będzie zastosować dla zastąpienia krawędzi skrawającej w postaci łuku krawędzią prostoliniową.

Zaznaczyć należy, że wartości błędów względnych aproksymacji łuku okręgu hiperbolą dla kątów φ_r do około 45° są stosunkowo małe, co widać na rysunku 9, natomiast dla większych kątów φ_r gwałtownie rosną, osiągając przy $\varphi_r = 90^\circ$ wartości rzędu kilkunastu i więcej %.

2.2. Cechy geometryczne ostrza skrawającego

Kształt ostrza skrawającego określony jest jego powierzchniami: natarcia i przyłożenia. Krawędź skrawa-

jąca powstaje jako wynik przecięcia powierzchni natarcia z powierzchnią przyłożenia. Wyznaczyć ją można także jako wynik przecięcia powierzchni działania narzędzia z powierzchnią natarcia lub przyłożenia. Położenie powierzchni natarcia i przyłożenia określa się za pomocą kątów i wymiarów długościowych w określonych układach odniesienia. Definiowanie i oznaczenie układów odniesienia i cech geometrycznych ostrza jest jednym z podstawowych zagadnień teorii skrawania i konstrukcji narzędzi [35].

W niniejszym opracowaniu przyjęto oznaczenia kątów ostrza i układów wymiarowania według PN-76/M-01021, za wyjątkiem znaku kąta λ_s , który zdefiniowano w punkcie B.2.1. Zagadnienie budowy układów odniesienia i zasady oznaczania kątów omówiono szeroko w innych pracach /między innymi [21], [35]/.

Powierzchnie natarcia i przyłożenia ostrzy o prostoliniowych krawędziach skrawających, do wykonywania powierzchni kształtowych, muszą być powierzchniami prostokreślnymi. Z różnych powierzchni prostokreślnych, ze względu na dogodność kształtowania, rozpatrzono cechy geometryczne ostrza, którego krawędź skrawająca powstaje w wyniku przecięcia się dwóch płaszczyzn. Zagadnieniem tym w odniesieniu do frezów zajął się autor niniejszego opracowania [42].

W punkcie B. 2.1. wykazano możliwość stosowania ostrzy o krawędziach skrawających prostoliniowych do ob-

Punkt centralny A krawędzi skrawającej leży na płaszczyźnie P_{rN} /Oxy/, która jest płaszczyzną podstawową układu wymiarowania kątów ostrza narzędzia.

Płaszczyzny podstawowe dla punktów B i E krawędzi skrawającej są skrócone w stosunku do płaszczyzny podstawowej P_{rN} o kąt ω , przy czym $\cos \omega = \frac{r_s}{r_w}$. Wynika to z charakterystycznego ustawienia punktów B i E, stąd płaszczyzny podstawowe dla tych punktów oznaczono odpowiednio P_{ruB} = $= P_{rw}$ i $P_{ruE} = P_{rw}$. Na skutek skręcania płaszczyzn P_{ruB} i P_{ruE} względem P_{rN} ulegają zmianie kąty ostrza punktów B i E w stosunku do punktu A.

Z rysunku 10 wynika, że dla punktów B i E

$$\gamma_{fuB, E} = \gamma_{fw} = \gamma_{fN} - \omega \quad (42)$$

$$\alpha_{fuB, E} = \alpha_{fw} = \alpha_{fN} + \omega \quad (43)$$

przy czym: $\omega \in \left(-\frac{\pi}{2}, +\frac{\pi}{2} \right)$

Kąt skręcania płaszczyzn P_{ruB} i P_{ruE} względem siebie wynosi $|2\omega|$. Wyrażając kąty punktu B za pomocą kątów punktu E otrzymuje się:

$$\gamma_{fuB} = \gamma_{fuE} + |2\omega| \quad (44)$$

$$\alpha_{fuB} = \alpha_{fuE} - |2\omega| \quad (45)$$

Z (44) i (45) wynika, że zarówno kąt natarcia, jak i kąt przyłożenia ulegają znacznym zmianom wzdłuż krawędzi

skrawającej.

W dowolnym przekroju kąt przyłożenia musi spełniać $\alpha_1 > 0$, oraz występuje zależność:

$$\alpha_1 + \beta_1 + \gamma_1 = 90^\circ \quad (46)$$

Wstawiając (44) i (45) do (46) otrzymuje się dla punktu B:

$$(\alpha_{fuB} - |2\omega|) + \beta_{fuB} + (\gamma_{fuE} + |2\omega|) = 90^\circ \quad (47)$$

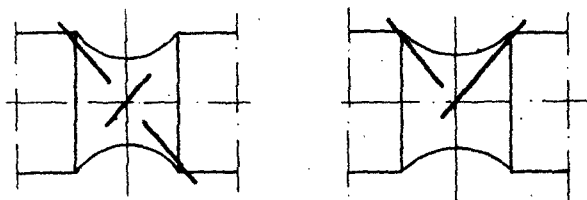
Z równania (47) wynika, że kąt klina ostrza β_1 jest niezależny od kąta skręcenia ω oraz to, że z powodu znacznych zmian wartości kątów przyłożenia i natarcia przyjmuje on stosunkowo małe wartości, co może być niekorzystne ze względu na zużycie wytrzymałościowe ostrza [3], [8], [23], i może być ograniczeniem w stosowaniu tej odmiany skrawania.

W znanej typowej odmianie toczenia, w której występuje zmiana kąta skręcenia płaszczyzn podstawowych w czasie skrawania, a mianowicie w toczeniu stycznym, zaleca się [35] nie przekraczanie kąta skręcenia $\omega = 20^\circ$. Występują tam jednak nieco odmienne cechy kinematyczne i geometryczne procesu skrawania.

Zakres zmian wartości kątów natarcia i przyłożenia przy wykonywaniu powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, można zmniejszyć poprzez zmniejszenie wartości kąta pomiędzy skrajnymi położeniami płaszczyzn podstawowych układów ustawienia /pomiędzy punktami B i E/. Prowadzi to do nast.

ujących rozwiązań:

- ograniczenia zakresu stosowania tylko do określonej wartości stosunku $\frac{r_s}{r_w}$ dla jednego ostrza;
- podziału jednego ostrza na więcej ostrzy /rys. 11/ ,



Rys. 11. Przykłady podziału prostoliniowej krawędzi skrawającej na odcinki

- przy czym każde ostrze posiada krawędź skrawającą prostoliniową z rodzin prostych skośnych oraz powierzchnię natarcia i przyłożenia w postaci płaszczyzn [57]. Dla każdego pojedynczego ostrza można w tym przypadku zapewnić dostatecznie mały kąt skręcenia ω ;
- wykonania powierzchni natarcia i przyłożenia w postaci powierzchni śrubowej o osi obrotu pokrywającej się z krawędzią skrawającą i kącie skręcenia odpowiadającym kątowi skręcenia ω .

Dla punktów B i D /rys. 10/ ulega zmianie kąt pochylenia krawędzi skrawającej zgodnie z (30) oraz kąt przystawienia α_p . Kąt ten jest zmienny wzdłuż krawędzi skrawającej. Kąt α_p można wyznaczyć z równania hiperboli w postaci kierunkowej

$$y = \frac{b_h}{a_h} \sqrt{x^2 - a_h^2} \quad (48)$$

gdź

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \alpha_r = \frac{b_h}{a_h} \frac{x}{\sqrt{x^2 - a_h^2}} \quad (49)$$

Podstawiając do (49), określoną z rysunku 10 zależność $\cos \omega = \frac{a_h}{x}$, oraz równanie (28) otrzymuje się po wykonaniu przekształceń

$$\operatorname{tg} \alpha_r = \frac{1}{\sin \omega \cdot \operatorname{tg} \lambda_{sN}} \quad (50)$$

Kąty ostrza w przekroju głównym dowolnego punktu krawędzi skrawającej można wyznaczyć z ogólnych zależności [35] :

$$\operatorname{tg} \gamma_{\omega} = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{f\omega}}{\sin \alpha_r} + \operatorname{ctg} \alpha_r \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (51)$$

$$\operatorname{ctg} \alpha_{\omega} = \frac{\operatorname{ctg} \alpha_{f\omega}}{\sin \alpha_r} + \operatorname{ctg} \alpha_r \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (52)$$

Po podstawieniu do (51) i (52) równań (30), (42), (43), przekształconego równania (50) i wykonaniu dalszych przekształceń, otrzymuje się:

$$\operatorname{tg} \gamma_{\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[\sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega} \cdot \operatorname{tg} (\gamma_{fN} - \omega) + \frac{\sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN}}{2 \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega}} \right] \quad (53)$$

$$\operatorname{ctg} \alpha_{ow} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[\sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega} \cdot \operatorname{ctg}(\alpha_{iN} + \omega) + \frac{\sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN}}{2 \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega}} \right] \quad (54)$$

Kąty ostre w przekroju normalnym dowolnego punktu krawędzi skrawającej można wyznaczyć z ogólnych zależności [35] :

$$\operatorname{tg} \gamma_{nw} = \operatorname{tg} \gamma_{ow} \cdot \cos \lambda_s \quad (55)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{nw} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_{ow}}{\cos \lambda_s} \quad (56)$$

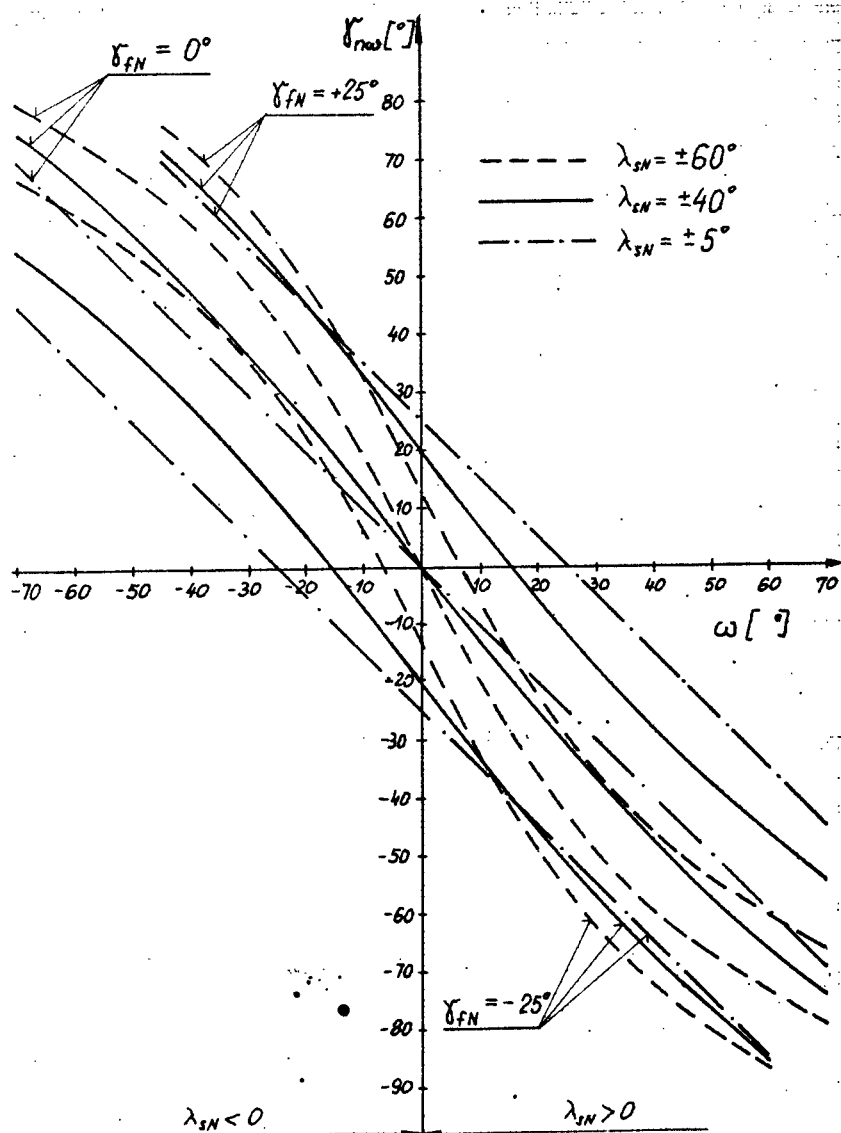
Po podstawieniu do (55) i (56) równań (53) i (54) oraz przekształconego równania (30) i wykonaniu dalszych przekształceń, otrzymuje się:

$$\operatorname{tg} \gamma_{nw} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[(1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega) \cdot \operatorname{tg}(\gamma_{iN} - \omega) + \frac{1}{2} \sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN} \right] \quad (57)$$

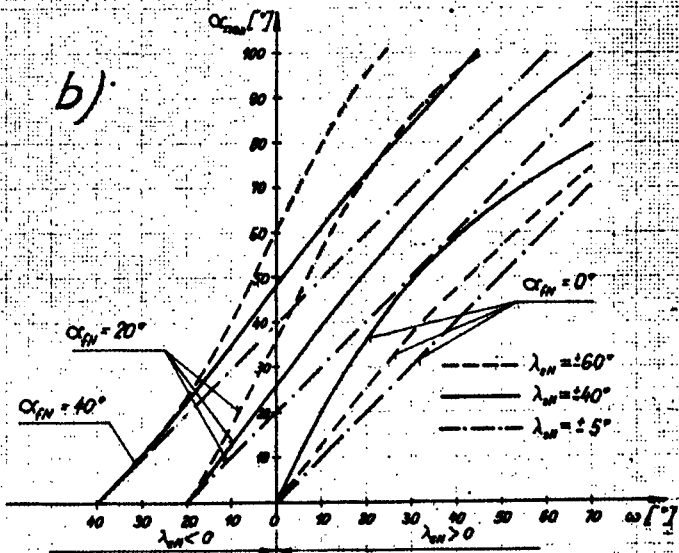
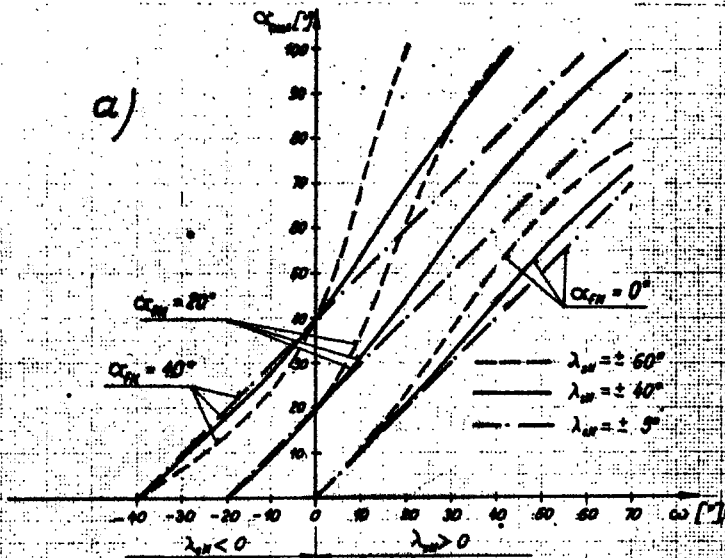
$$\operatorname{ctg} \alpha_{n\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[(1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega) \cdot \operatorname{ctg}(\alpha_{sN} + \omega) + \right. \\ \left. - \frac{1}{2} \sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN} \right] \quad (58)$$

Zależności (53), (54), (57) i (58) stabilaryzowano za pomocą elektronicznej maszyny cyfrowej. Ze względu na istotne znaczenie w analizach procesu skrawania kątów $\gamma_{n\omega}$, α_{ω} i $\alpha_{n\omega}$, co wykazano w części I pracy, wyciągnięte ze stabilaryzowanych zależności (57), (54) i (58) przedstawiono na rysunku 12 i 13. Analiza zależności (57), (54), (57) i (58) wykazuje, że dla danych kątów $|\lambda_{sN}|$ w przypadku możliwości wyboru znaku kąta λ_{sN} , korzystniejszym rozwiązaniem ze względu na mniejszy zakres zmienności kąta α_{ω} jest rozwiązanie z $\lambda_{sN} < 0$ (dla $\lambda_{sN} > 0$, gdyż przy $\lambda_{sN} < 0$ występuje $\alpha_{\omega} < -\omega$, a dla $\lambda_{sN} > 0$, $\alpha_{\omega} > \omega$), co widać na rysunku 13. Wniosek ten jest zgodny z dotychczasowymi osiągnięciami toczenia wałców obrotowych przostoliniową krawędzią skrawającą bez naroża, gdzie zaleca się stosować $\lambda_{sN} < 0$ [30], [54], [63], [67].

Na obecnym etapie badań, przy założeniu $v \gg p$, przyjęto, że $\alpha_{\omega} \approx \alpha_0$. Stąd także w pozostałych przypadkach obróbki powierzchni kształtowych, analizy cech geometrycznych ostrza ograniczono do układu narzędzia i ustawienia.



Rys. 12. Wyciąg wartości kątów γ_{nw}^z zależności (57),
dla toczenia powierzchni zewnętrznych



Rys. 15. Wyciąg wartości kątów: a/ $\alpha_{0\omega}$ z zależności (54), b/ $\alpha_{n\omega}$ z zależności (58) przy toczeniu powierzchni zewnętrznych

Cechy geometryczne ostrza przy pogłębianiu

Przy pogłębianiu można wykorzystać proste skośne tylko z jednej strony przekroju sztywnego hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej, przy czym wartości osi hiperboloidy nie ulegają zmianie w czasie obróbki. Krawędź skrawająca może być odcinkiem każdej z dwóch rodzin prostych skośnych (26) i (27) hiperboloidy. Usytuowanie ostrza względem powierzchni obrabianej i przyjęte oznaczenie płaszczyzn i niektórych cech geometrycznych ostrza przedstawiono na rysunku 14, dla przypadku $\omega > 0$. W stosunku do toczenia przy pogłębianiu ulega zmianie usytuowanie płaszczyzn P_r i P_p względem osi obrotu hiperboloidy. Zmiana usytuowania płaszczyzn powoduje zmianę wartości kąta przystawienia α_r , przy czym kąt α_r przy pogłębianiu powierzchni kontaktowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających równa się kątowi $90^\circ - \alpha_r$ występującemu przy toczeniu.

Uwzględniając tożsamość

$$\operatorname{tg} (90^\circ - \alpha_r) = \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha_r} \quad (59)$$

oraz zależność (50), otrzymuje się dla pogłębiania

$$\operatorname{tg} \alpha_r = \sin \omega \cdot \operatorname{tg} \lambda_{SN} \quad (60)$$

Na skutek skręcenia płaszczyzny podstawowej P_{ruE} względem P_{rN} o kąt ω , ulegają zmianie kąty ostrza punktu E w stosunku do punktu A. Z rysunku 14 wynika, że dla punktu E:

$$\gamma_{puE} = \gamma_p = \gamma_{pN} + \omega, \quad (61)$$

$$\alpha_{puE} = \alpha_p = \alpha_{pN} - \omega, \quad (62)$$

Dla $\omega \in \left(-\frac{\pi}{2}; \frac{\pi}{2}\right)$ przy czym kąty przyłożenia, $\alpha_i > 0$. Z (61), (62) wynika, że podobnie jak przy toczeniu kąty natarcia i przyłożenia ulegają zmianom. Kąt ostrza β_1 jest niezależny od kąta skręcania ω . Zakres zmienności kątów natarcia i przyłożenia przy pogłębianiu można zmniejszyć takimi samymi sposobami, jak przy toczeniu.

Kąty ostrza w przekroju normalnym dla punktu A. można określić z (55), (56) przy założeniu, że $\gamma_{oN} = \gamma_{pN}$ oraz $\alpha_{oN} = \alpha_{pN}$ jako

$$\operatorname{tg} \gamma_{nN} = \operatorname{tg} \gamma_{pN} \cdot \cos \lambda_{sN}, \quad (63)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{nN} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_{pN}}{\cos \lambda_{sN}}. \quad (64)$$

Dla punktu E ulega zmianie kąt pochylenia krawędzi skrawającej zgodnie z (30) oraz kąt β_r zgodnie z (60). Podstawiając do ogólnych zależności [35]:

$$\operatorname{tg} \gamma_p = \cos \alpha_r \cdot \operatorname{tg} \gamma_o + \sin \alpha_r \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (65)$$

$$\operatorname{ctg} \alpha_p = \cos \alpha_r \cdot \operatorname{ctg} \alpha_o + \sin \alpha_r \cdot \operatorname{tg} \lambda_s \quad (65)$$

równanie (30) i przekształcone (60) otrzymuje się po dalszych przekształceniach

$$\operatorname{tg} \gamma_{o\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[\sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega} \cdot \operatorname{tg} (\gamma_{pN} + \omega) + \frac{\sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN}}{2 \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega}} \right], \quad (67)$$

$$\operatorname{ctg} \alpha_{o\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[\sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega} \cdot \operatorname{ctg} (\alpha_{pN} - \omega) + \frac{\sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN}}{2 \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega}} \right]. \quad (68)$$

Podstawiając zależności (67), (68) oraz (30) odpowiednio do (55) i (56), otrzymuje się:

$$\operatorname{tg} \gamma_{n\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[(1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega) \cdot \operatorname{tg} (\gamma_{pN} + \omega) + \frac{1}{2} \sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN} \right], \quad (69)$$

$$\operatorname{ctg} \alpha_{n\omega} = \frac{1}{\cos \lambda_{sN}} \left[(1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega) \cdot \operatorname{ctg} (\alpha_{pN} - \omega) + \frac{1}{2} \sin 2\omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN} \right]. \quad (70)$$

Porównując zależności (67) ÷ (70) z zależnościami (53), (54), (57), (58) widać, że zależności dla pogłębienia różnią się od zależności dla toczenia tylko oznaczeniem kątów γ_{pN} i γ_{fN} oraz znakiem kąta ω . Upoważnia to do korzystania przy analizie cech geometrycznych ostrza przy pogłębieniu ze stabelaryzowanych zależności (53), (54), (57) i (58) dla toczenia oraz ich wyciągów przedstawionych na rysunku 12 i 13, pod warunkiem iż uwzględni się, że:

$$\gamma_{pN}, \text{ przy pogłębieniu} = \gamma_{fN}, \text{ przy toczeniu};$$

$$\omega, \text{ przy pogłębieniu} = -\omega, \text{ przy toczeniu.}$$

W wyniku analizy kątów przyłożenia stwierdza się, że przy pogłębieniu powierzchni wewnętrznych, korzystniejszym rozwiązaniem ze względu na mniejszy zakres zmienności kątów α_{ω} jest rozwiązanie z $\lambda_{SN} > 0$ od rozwiązania z $\lambda_{SN} < 0$. Rozwiązanie to zapewnia jednocześnie odprowadzenie wiórów w kierunku części chwytowej narzędzia, co jest korzystne przy pogłębieniu.

Cechy geometryczne ostrza
przy frezowaniu

Przy frezowaniu podobnie jak przy pogłębieniu, wartości osi hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej nie ulegają zmianie w czasie obróbki. Niektóre cechy geometryczne ostrza wraz z przyjętymi oznaczeniami przedstawiono na

trzoneo przypadek, gdzie powierzchnie natarcia i przyłożenia były płaszczyznami.

Na skutek skręcenia płaszczyzn podstawowych o kąt ω względem płaszczyzny P_{FN} , ulegają zmianie kąty ostrza punktów B i E w stosunku do punktu A.

Z rysunku 15 wynika, że dla punktu B i E

$$\gamma_{f B, E} = \gamma_{f \omega} = \gamma_{FN} + \omega \quad (71)$$

$$\alpha_{f B, E} = \alpha_{f \omega} = \alpha_{FN} - \omega \quad (72)$$

przy czym:

$$\alpha_i > 0.$$

Kąt przystawienia α_r określa się z zależności (50), ponieważ występuje identyczny, jak przy toczeniu układ płaszczyzn P_p i P_f względem osi hiperboloidy. Z tego powodu pozostają tu w mocy zależności (53), (54), (57) i (58) ustalone dla toczenia, lecz przy korzystaniu z nich oraz z wyciągów z ich stabelaryzowania /rys. 12 i 13/ należy zmienić znak przed ω , gdyż przy frezowaniu ostrza znajdują się wewnątrz hiperboloidy, a przy toczeniu na zewnątrz. Posiada to swoje odbicie w zależnościach (71) i (72), gdzie znaki przed ω są przeciwne w stosunku do znaków w zależnościach (42) i (43).

Uwzględniając analizę kątów przyłożenia przeprowadzoną dla toczenia, stwierdzić należy, że korzystniejszym rozwiązaniem frezów z punktu widzenia mniejszego zakresu zmian kąta α_{ω} , są frezy z $\lambda_{SN} > 0$ od frezów z $\lambda_{SN} < 0$.

2.3. Cechy geometryczne warstwy skrawanej

Warstwę skrawaną można zdefiniować jako część materiału obrabianego zawartą pomiędzy powierzchnią obrabianą oraz dwiema kolejnymi powierzchniami skrawania. Warstwę tę określa się w różnych przekrojach [13], [29], [47], [48], [71], [85]. W każdym z tych przekrojów wyróżnia się grubość a , szerokość b i pole przekroju F .

Przez grubość warstwy skrawanej a , rozumie się odległość pomiędzy dwiema kolejnymi powierzchniami skrawania, przy czym odległość tę mierzymy w kierunku normalnym do poprzedniej powierzchni skrawania [29]. Zgodnie z tą definicją, grubość a , dla stałego przekroju warstwy skrawanej równa się:

$$a = p \cdot \sin \alpha_r \quad (73)$$

gdzie:

p - posuw w mm/2 π rad,

α_r - kąt przystawienia.

Przy stosowaniu ostrzy o prostoliniowych krawędziach skrawających do obróbki powierzchni kształtowych, mogą występować znaczne wartości kąta λ_s oraz znaczne zmiany wartości kątów natarcia wzdłuż krawędzi skrawającej. Z tego powodu oraz ze względu na przydatność określanych cech geometrycznych warstwy skrawanej do analizy procesu skrawania i obciążenia ostrza, w niniejszym opracowaniu wyróżnia się przekrój poprzeczny oraz czynny

przekrój poprzeczny warstwy skrawanej. Przyjęto, że przekroje te są prostopadłe do poprzedniej powierzchni skrawania i dla określonego punktu czynnej krawędzi skrawającej posiadają jednakową grubość a , przy czym czynny przekrój poprzeczny zawiera czynną krawędź skrawającą /rys. 16/.

Przy obróbce powierzchni kształtowych ostrzem o prostoliniowej krawędzi skrawającej, czynny przekrój poprzeczny warstwy skrawanej stanowi część powierzchni śrubowej o osi obrotu pokrywającej się z tą krawędzią. Pole tego przekroju w warunkach występowania znacznej szerokości warstwy skrawania w stosunku do jej grubości może być wyznaczane z wystarczającym dla celów praktycznych przybliżeniem, z zależności [13]:

$$F_c = \int_{l_0}^{l_n} a \, dl \quad (74)$$

gdzie:

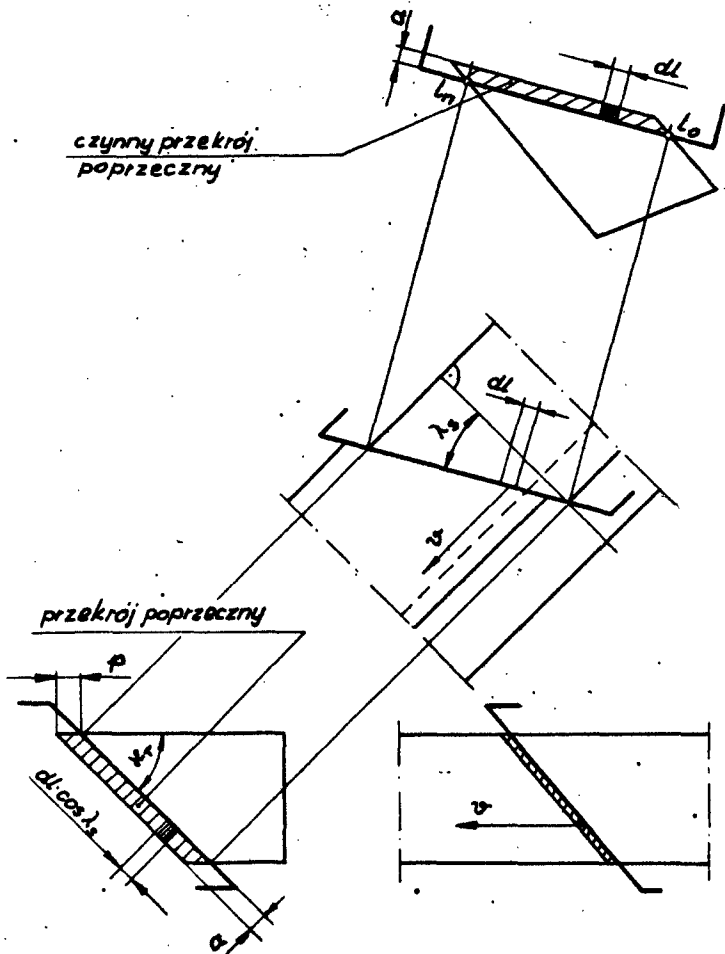
a - grubość warstwy skrawanej,

dl - przyrost długości krawędzi skrawającej

/rys. 16/.

Przekrój poprzeczny warstwy skrawanej odcinkiem krawędzi skrawającej o długości dl , jest rzutem prostokątnym jej czynnego przekroju poprzecznego na płaszczyznę prostopadłą do prędkości skrawania.

Pole przekroju poprzecznego warstwy skrawanej



Rys. 16. Przykład określania przekroju poprzecznego i czynnego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej

przy toczeniu promieniowym i pogłębianiu można wyznaczyć, z wystarczającym na ogół przybliżeniem, jako pole prze-

kroju osiowego warstwy skrawanej.

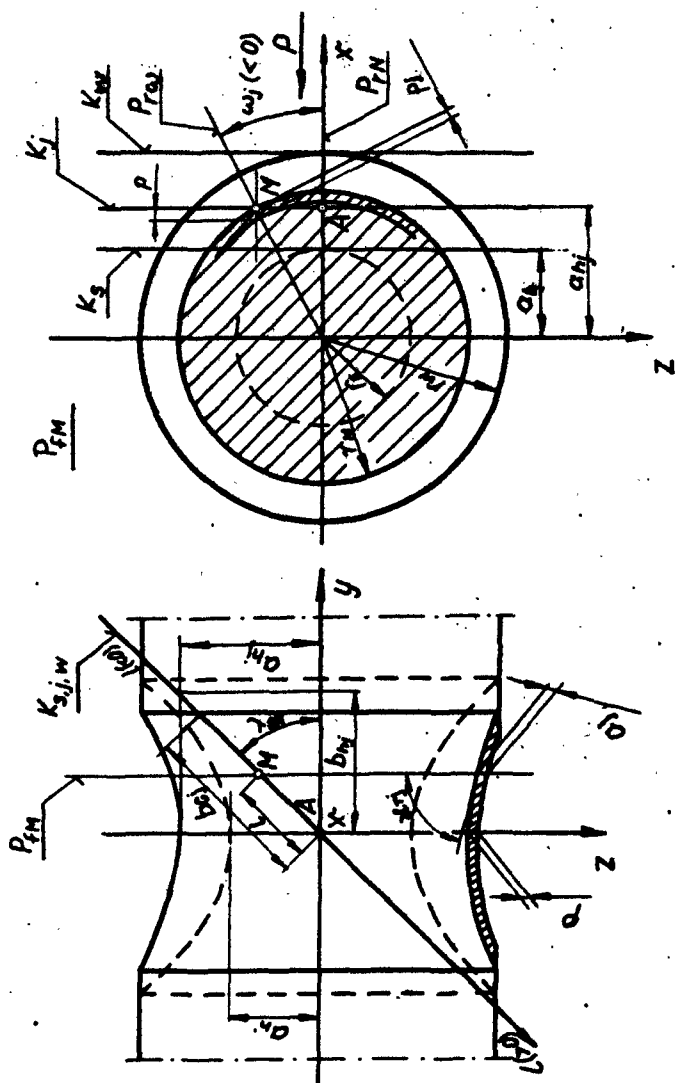
Cechy geometryczne warstwy skrawanej przy toczeniu

Cechy geometryczne warstwy skrawanej przy toczeniu promieniowym powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających były przedmiotem wcześniejszego opracowania autora [41].

Poniżej przeprowadzono analizę grubości i szerokości oraz polu poprzecznego przekroju warstwy skrawanej.

Podczas toczenia powierzchni kształtowych prostoliniową krawędzią, zmienia ulega odległość tej krawędzi od osi obrotu obrabianego przedmiotu. Ponieważ odległość ta jest jednocześnie półosią rzeczywistą a_h hiperboloidy, powoduje to zmianę wartości parametrów hiperbol będących granicami warstwy skrawanej w przekroju osiowym przyjętym jako poprzeczny. Kąt przystawienia α_p jest więc w tym przypadku zależny nie tylko od położenia rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej w stosunku do płaszczyzny podstawowej P_{rN} , ale także zależny od określonej odległości prostej skośnej (26) lub (27) od osi obrotu w danej chwili skrawania /rys. 17/.

Wektor posuwu dla dowolnego punktu M krawędzi skrawającej, różnego od punktu centralnego A , nie leży na płaszczyźnie podstawowej $P_{r\omega}$. Oznaczając przez p_j rzeczywistą odległość na płaszczyźnie P_r pomiędzy dwiema ko-



Rys. 17. Szkic pomocniczy uwzględniający zmienne położenie krawędzi skrawającej do wyznaczenia grubości warstwy skrawanej

lejnymi powierzchniami skrawania odpowiadającą posuwowi p , w dowolnym punkcie M krawędzi skrawającej i w określonej chwili obróbki, można równanie (75) wyrazić zależnością:

$$a_j = p_j \cdot \sin \alpha_{rj} \quad (75)$$

Grubość warstwy skrawanej a_j uwzględnia położenie dowolnego punktu M krawędzi skrawającej oraz zmienną odległość krawędzi skrawającej od osi obrotu w czasie skrawania. W określonej chwili skrawania wartości półosi hiperboli wynoszą odpowiednio a_{hj} oraz b_{hj} .

Przeprowadzona analiza autora pracy wykazała [41], że:

$$a_j = \frac{\sqrt{a_{hj}^2 + (2a_{hj} + p) \cdot p \cdot \cos^2 \omega_j} - a_{hj}}{\sqrt{1 + \sin^2 \omega_j \cdot \operatorname{tg}^2 \lambda_{sN}} \cdot \cos \omega_j} \quad (76)$$

gdzie:

ω_j - kąt pomiędzy płaszczyzną podstawową układu narzędzia P_{rN} a płaszczyzną podstawową układu ustawienia dla rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej, w chwili j .

Stosując w (76) podstawienie:

$$p = k_p \cdot a_{hj} \quad (77)$$

gdzie:

k_p - współczynnik proporcjonalności między p a a_{hj} , otrzymuje się:

$$a_j = \frac{\sqrt{\frac{1}{\cos^2 \omega_j} + 2k_p + k_p^2} - \frac{1}{\cos \omega_j}}{k_p \cdot \sqrt{1 - \sin^2 \lambda_{sN} \cdot \cos^2 \omega_j}} \cdot p \cdot \cos \lambda_{sN} \quad (78)$$

Grubość warstwy skrawanej przy stałym posuwie w dowolnym rozpatrywanym punkcie M krawędzi skrawającej różnym od punktu centralnego A, maleje wraz ze zmniejszeniem się wartości a_{hj} , co wynika z zależności (76), (78) i rysunku 17. Wynika z nich także, że grubość warstwy skrawanej maleje wraz ze wzrostem odległości punktu M od punktu centralnego A. Jednocześnie w punkcie tym M rośnie w czasie skrawania kąt ω_j , co powoduje zmianę cech geometrycznych tego punktu ostrza w układzie ustawienia, które określa się, dla $\omega = \omega_j$ z zależności podanych w punkcie B. 2.2.

Najmniejszą grubość warstwy skrawanej występuje dla największej wartości $|\omega_j|$, która odpowiada punktom E i B /rys. 10/. Dla zapewnienia poprawnego procesu powstawania wióra z warstwy skrawanej, grubość jej winna posiadać pewną minimalną wartość a_{min} , przy czym:

$$a_j \geq a_{min} \quad (79)$$

Dla spełnienia warunku (79) przy znanej wartości a_{min} , wyznacza się z (76) dopuszczalną minimalną wartość posuwu

$$P_{min} = \sqrt{v_h^2 \cdot \cos^2 \omega + (a_{min} \cdot \cos \omega \sqrt{1 + \sin^2 \omega \cdot \tan^2 \lambda_{RN}} + 1)^2} - 1 \cdot \frac{1}{\cos \omega} = v_h \quad (80)$$

Przyrównując w (80) wielkości małe rzędu drugiego do zera oraz uwzględniając, że $\cos \omega = \frac{r_s}{r_w}$ otrzymuje się zależność przydatną do praktycznego stosowania w postaci:

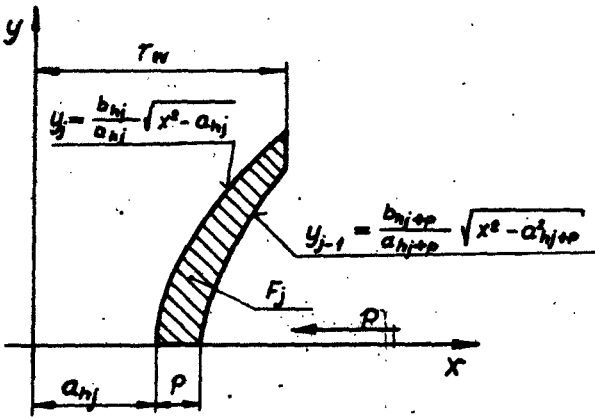
$$r_{\min} = \sqrt{r_s^2 + \frac{2a_{\min}}{\cos \lambda_{sN}} \cdot \sqrt{\frac{r_w^2}{r_s^2} - \sin^2 \lambda_{sN}}} - r_s \quad (81)$$

Wartość szerokości warstwy skrawanej b , w jej przekroju poprzecznym przy obróbce powierzchni kształtowych o prostoliniowych krawędziach skrawających jest mało przydatną do dalszych analiz skrawania. Bardziej przydatną jest szerokość warstwy skrawanej w czynnym przekroju poprzecznym [4], [5], [6], [31] i oznaczana przez

W omawianym przypadku toczenia chwilową wartość b_{cj} z jednej strony przekroju szyjnego hiperboli, można wyznaczyć z rysunku 17:

$$b_{cj} = a_{hj} \cdot \operatorname{tg} \omega_{\max j} \cdot \sin \lambda_{sN} \quad (82)$$

Pole przekroju poprzecznego warstwy skrawanej F w chwili j , można z wystarczającym przybliżeniem wyznaczyć jako pole zawarte pomiędzy łukami hiperbol, których wartości osi rzeczywistych wynoszą odpowiednio a_{hj} oraz a_{hj+p} , a które stanowią ślady powierzchni skrawania w chwili j oraz w chwili wcześniejszej o jeden pełny obrót przedmiotu obrabianego.



Rys. 18. Szkic pomocniczy do wyznaczania chwilowego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przy toczeniu

Na rysunku 18 przedstawiono to pole z jednej strony przekroju szyjnego hiperboli. W pracy [41] autor wyznaczył pole F_j przy wprowadzeniu podstawienia (77) oraz następnego:

$$r_w = k_r \cdot a_{hj} \quad (83)$$

gdzie:

k_r jest współczynnikiem proporcjonalności pomiędzy r_w a a_{hj} .

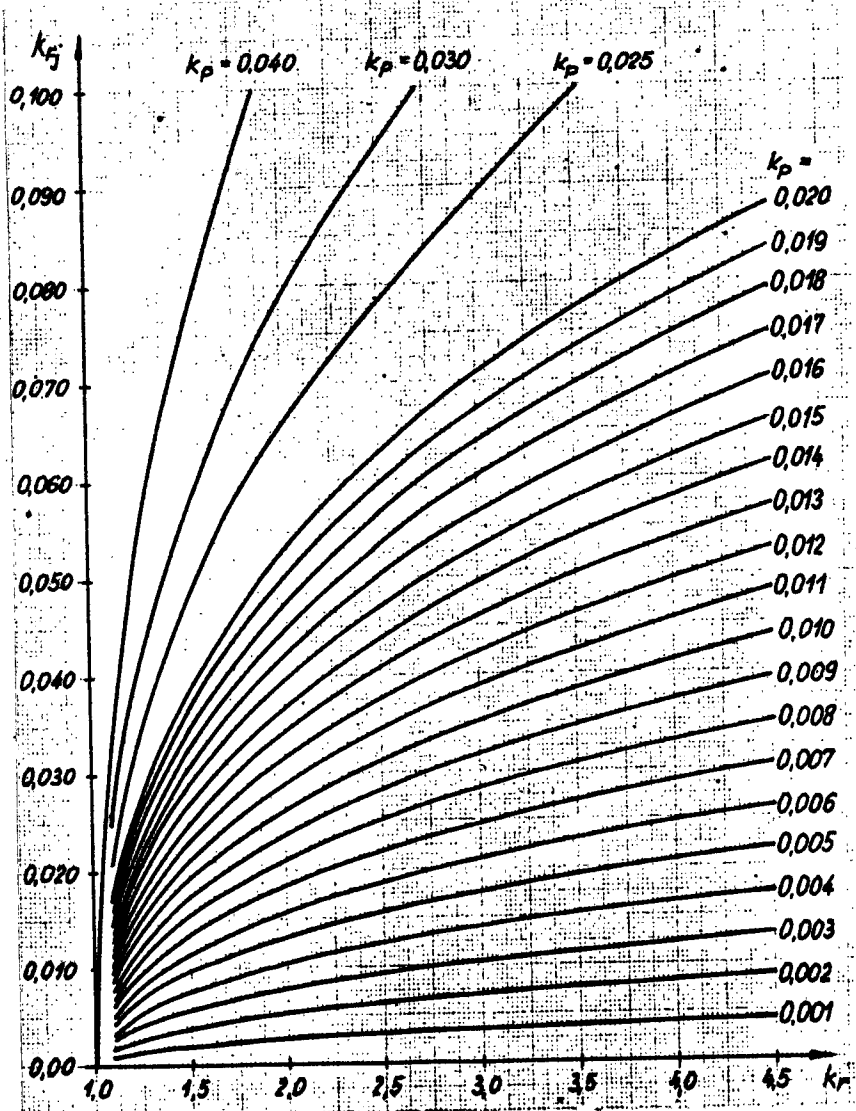
w postaci:

$$F_j = \frac{a_{hj}^2}{2 \cdot \text{ctg } \lambda_{SN}} \cdot \left[k_r \left(\sqrt{k_r^2 - 1} - \sqrt{k_r^2 - (1 + k_p)^2} \right) + \ln \frac{\left(\frac{k_r}{1 + k_p} + \sqrt{\left(\frac{k_r}{1 + k_p} \right)^2 - 1} \right) (1 + k_p)^2}{k_r + \sqrt{k_r^2 - 1}} \right] \quad (84)$$

Jeżeli czynnik w nawiasie kwadratowym wyrażenia (84) oznaczy się przez k_{Fj} , można wyrażenie (84) przedstawić w postaci:

$$F_j = \frac{1}{2} a_{hj}^2 \cdot k_{Fj} \cdot \text{ctg } \lambda_{SN} \quad (85)$$

Wartość czynnika k_{Fj} stabelaryzowano z wykorzystaniem elektronicznej maszyny cyfrowej. Graficzny wyciąg ze stabelaryzowanej wartości k_{Fj} w funkcji k_r i k_p przedstawiono na rysunku 19.



Rys. 19. Wyciąg wartości $k_{Fj} = f(k_p; k_r)$, do obliczania chwilowego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przy toczeniu.

Cechy geometryczne warstwy skrawanej przy pogłębianiu

Grubość warstwy skrawanej przez jedno ostrze przy stosowaniu narzędzi wieloostrowych, w tym także pogłębiaczy

$$a_z = \frac{p}{z} \cdot \sin \alpha_r \quad (86)$$

gdzie:

z - liczba ostrzy.

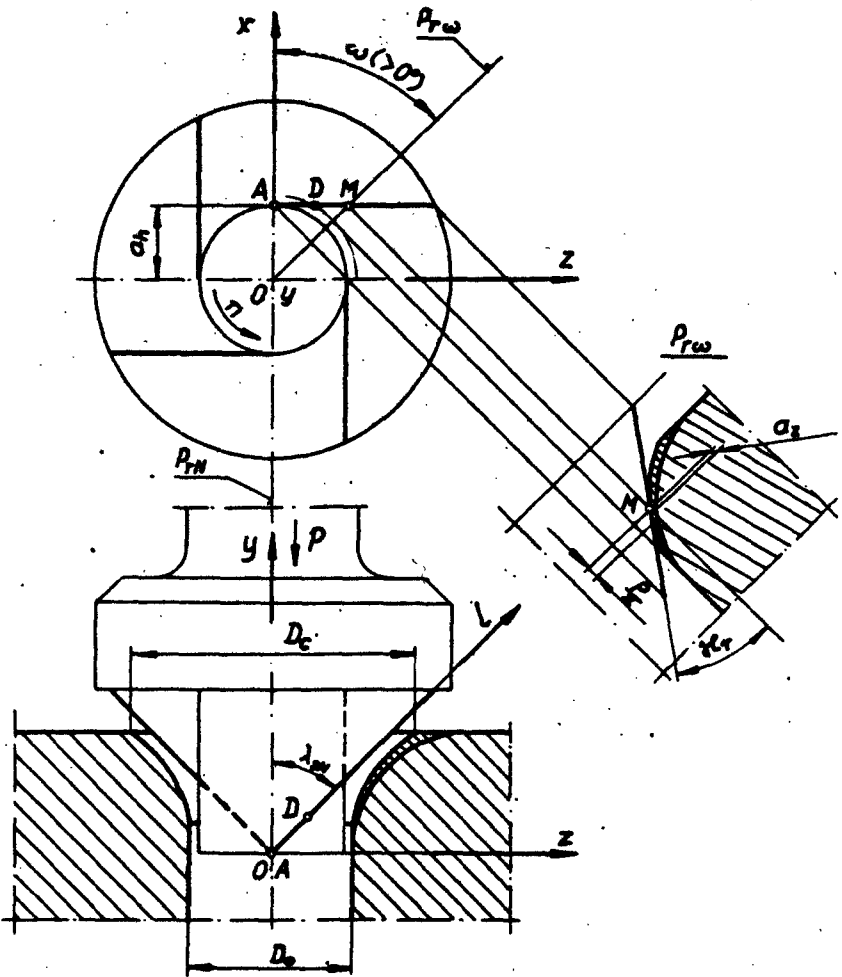
Analiza cech geometrycznych warstwy skrawanej przy pogłębianiu powierzchni kształtowych o prostoliniowych krawędziach skrawających była przedmiotem wcześniejszej pracy autora [37].

Przyjęte oznaczenia cech geometrycznych przedstawiono na rysunku 20. Kąt α_r jest zmienny wzdłuż krawędzi skrawającej i przyjmuje w określonym jej punkcie wartość zgodnie z (60). W pracy [37] autor wyznaczył grubość warstwy skrawanej przez jedno ostrze w określonym punkcie krawędzi skrawającej w postaci:

$$a_z = \frac{p}{z} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{x^2}{x^2 - a_h^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \lambda_{SN}}}}, \text{ dla } x > a_h, \quad (87)$$

oraz

$$a_z = \frac{p}{z} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{1}{\sin^2 \omega \cdot \operatorname{tg}^2 \lambda_{SN}}}} \quad (88)$$



Rys. 20. Szkic pomocniczy do wyznaczania cech geometrycznych warstwy skrawanej przy pogłębianiu powierzchni wewnętrznych

Z równania (37) wynika, że dla $x \rightarrow a_h$, grubość warstwy skrawanej $a_z \rightarrow 0$. Podobny wniosek wynika z równania (33) dla $\omega \rightarrow 0$. Dla zapewnienia poprawnego procesu powstawania wióra z warstwy skrawanej każdym ostrzem, grubość jej winna posiadać pewną minimalną wartość $a_{z \min}$, przy czym

$$a_z \geq a_{z \min} \quad (89)$$

Z tej przyczyny wartość $2a_h$ winna być mniejsza od średnicy otworu pogłębianego D_0 , co spowoduje pewne załamanie w miejscu połączenia powierzchni kształtowej z cylindryczną. Minimalną średnicę D_0 otworu pogłębianego, dla której można zrealizować warunek (89) wyznacza się z (37), przy założeniach:

$$x = \frac{D_0}{2}, \quad a_z = a_{z \min} \quad - \text{w postaci}$$

$$D_0 = \frac{2a_h}{\sqrt{1 - \frac{z^2 \cdot a_{z \min}^2 \cdot \text{ctg}^2 \lambda_{sN}}{p^2 - z^2 \cdot a_{z \min}^2}}} \quad (90)$$

Zgodnie z przyjętym założeniem $D_0 > 2a_h$, wyrażenia pod pierwiastkiem w zależności (90):

$$1 - \frac{z^2 \cdot a_{z \min}^2 \cdot \text{ctg}^2 \lambda_{sN}}{p^2 - z^2 \cdot a_{z \min}^2} \in (0; 1) \quad (91)$$

Z (91) wyznacza się warunek

$$p > \frac{z \cdot a_{z \min}}{\sin \lambda_{sN}} \quad (92)$$

Minimalną wartość posuwu, przy określonym $a_{z \min}$ dla zadanej średnicy otworu pogłębianego D_o , wyznacza się z:

$$p_{\min} = \frac{z \cdot a_{z \min}}{\sin \lambda_{sN}} \cdot \sqrt{\frac{D_o^2 - 4a_h^2 \cdot \sin \lambda_{sN}}{D_o^2 - 4a_h^2}} \quad (93)$$

Z zależności (87) i (88) wynika, że maksymalna grubość warstwy skrawanej występuje dla punktu krawędzi skrawającej przynależnego do średnicy D_c /rys. 20/.

Pole przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przez jedno ostrze określone jest równaniem:

$$F_z = \int_{l_0}^{l_c} a_z \cdot \cos \lambda_s \cdot dl \quad (94)$$

gdzie:

- dl - przyrost wartości l mierzony wzdłuż krawędzi skrawającej,
- l_0 - odległość pomiędzy punktem krawędzi skrawającej stykającym się z okręgiem o średnicy D_o a punktem centralnym A tej krawędzi,
- l_c - odległość pomiędzy punktem krawędzi skrawającej stykającym się z okręgiem o średnicy D_c a punktem centralnym A tej krawędzi /rys.20/.

Z dostatecznym przybliżeniem rozwiązaniem równania (94) jest

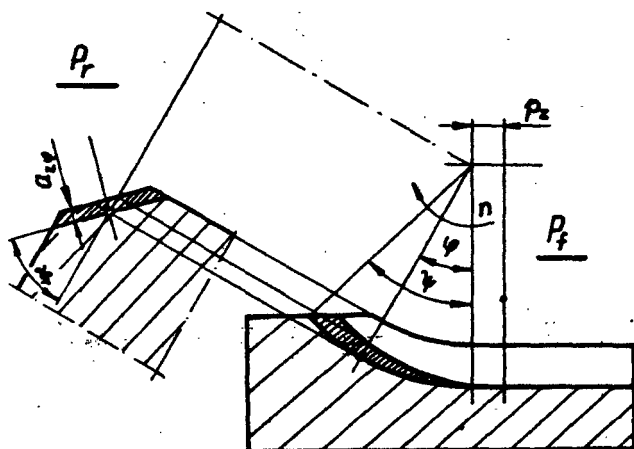
$$F_z = \frac{(D_c - D_o) \cdot p}{2z} \quad (95)$$

Według analizy przeprowadzonej przez autora w pracy [37], pole czynnego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przez jedno ostrze, może być określone zależnością:

$$F_{z1} = \frac{p}{2z} \cdot \left(\sqrt{D_c^2 - 4a_n^2 \cdot \sin^2 \lambda_{sN}} - \sqrt{D_o^2 - 4a_n^2 \cdot \sin^2 \lambda_{sN}} \right) \quad (96)$$

Cechy geometryczne warstwy skrawanej przy frezowaniu

Zagadnieniem tym przy obróbce powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających zajmował się autor w pracy [39]. Podczas frezowania grubość warstwy skrawanej przez jedno ostrze zależy od posunu na jedno ostrze, kąta α_r oraz od chwilowego położenia rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej na powierzchni skrawania /rys. 21/. To chwilowe położenie jest określone w płaszczyźnie P_f za pomocą kąta φ liczonego od punktu styku powierzchni obrobionej z powierzchnią skrawania do chwilowego punktu styku, przy czym $\varphi \in \langle 0; \pi \rangle$. Chwilową grubość warstwy skrawanej przez jedno ostrze



Rys. 21. Szkic pomocniczy do wyznaczania chwilowej grubości warstwy skrawanej przy frezowaniu

w określonym jej punkcie można wyrazić zależnością wyznaczoną z rysunku 21, zgodną z [29]:

$$a_{z\psi} = \frac{p}{z} \cdot \sin \alpha_r \cdot \sin \psi. \quad (97)$$

Z (97) i (50), po przekształceniach otrzymuje się:

$$a_{z\psi} = \frac{p}{z} \cdot \frac{\sin \psi \cdot \sin \lambda_{sN}}{\sqrt{1 - \cos^2 \omega \cdot \sin^2 \lambda_{sN}}}. \quad (98)$$

Pole czynnego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przy frezowaniu z kątami $\lambda_s \neq 0^\circ$ nie pokrywa się z jej

pojemnością przekroju poprzecznego. Pole czynnego przekroju poprzecznego warstwy skrawanej jest zmienne i może być określone z zależności [13]:

$$F_{zc} = \int_0^{l_i} a_{z\varphi} \cdot dl \quad (99)$$

gdzie:

l_i - czynna długość krawędzi skrawającej odpowiadająca danemu chwilowemu położeniu krawędzi na powierzchni skrawania.

Przy frezowaniu ostrzami o krawędziach skrawających prostoliniowych i kącie $\lambda_s \neq 0^\circ$, pole przekroju poprzecznego warstwy skrawanej ostrzem o długości l_i można określić zależnością [29]:

$$F_z = \int_0^{l_i} a_{z\varphi} \cdot \cos \lambda_s \cdot dl, \quad (100)$$

z której po uwzględnieniu (98) i (30) otrzymuje się:

$$F_z = \frac{p}{z} \cdot \cos \lambda_{SN} \int_0^{l_i} \sin \varphi \cdot dl. \quad (101)$$

W czasie frezowania ulega zmianie długość odcinka styku ostrza z powierzchnią skrawania, czyli długość czynnej krawędzi skrawającej. Długość ta zależna jest od usytuowania krawędzi skrawającej względem osi obrotu freza oraz powierzchni przedmiotu obrabianego, jak

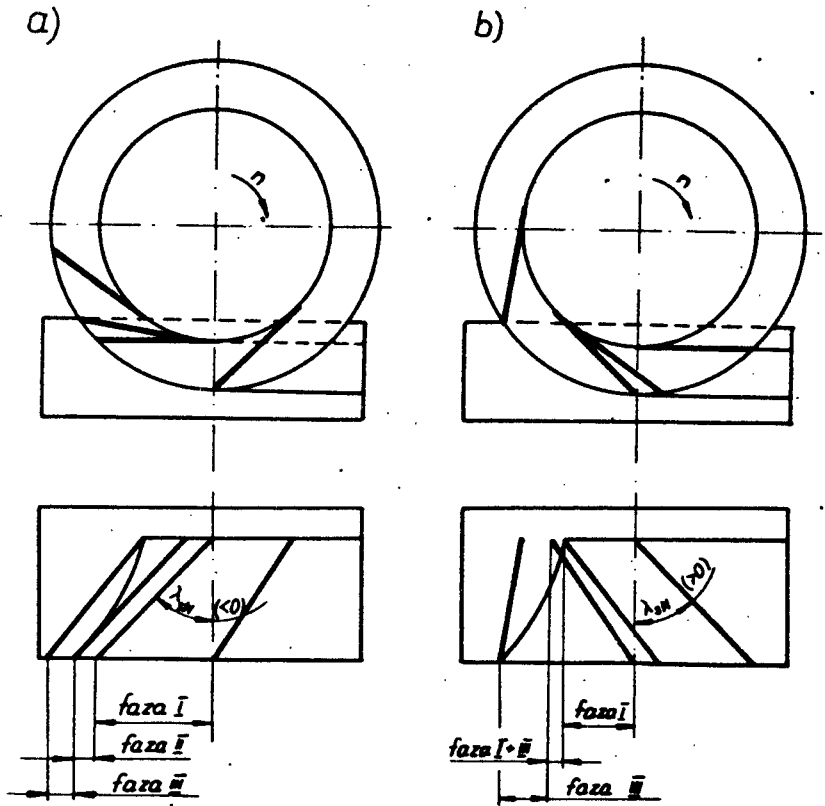
również od wartości wektora posuwu i jego zwrotu względem kierunku ruchu obrotowego freza /frezowanie współ- lub przeciwbieżne/. Z punktu widzenia zmian pola przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, autor wyróżnił [39] trzy fazy styku ostrza z powierzchnią skrawania:

faza I, w której zwiększa się wartość czynnej długości krawędzi skrawającej /wcinanie/;

faza II, w której występuje stała wartość czynnej długości krawędzi skrawającej;

faza III, w której zmniejsza się wartość czynnej długości krawędzi skrawającej.

W niektórych przypadkach fazy I i III mogą się przenikać i jednocześnie może wystąpić brak fazy II /rys. 22/. Występujące fazy styku ostrza z powierzchnią skrawania w zależności od odmiany frezowania, znaku kąta λ_{SN} oraz znaku i wartości kąta ω w stosunku do ψ_s lub ψ_w zestawiono w tabeli 2. Kąty ψ_s i ψ_w odpowiadają kątom pracy skrajnych punktów czynnej krawędzi skrawającej: ψ_s - minimalny kąt pracy, ψ_w - maksymalny kąt pracy. W tabeli tej zaznaczono także kąt χ_f będący kątem pracy pojedynczego ostrza. Kąt pracy χ_f w rozpatrywanej odmianie frezowania może przyjmować znaczne wartości, co wpływa na rozłożenie pracy skrawania w czasie. Dla różnych przypadków frezowania zestawionych w tabeli 2, pole poprzecznego przekroju warstwy skrawanej jednym ostrzem (101) będzie posiadało zmienne wartości zależne od przypadku frezowania, posuwu na



Rys. 22. Przykłady w których występują:

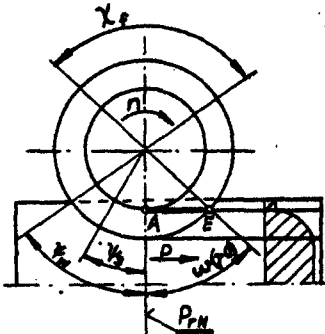
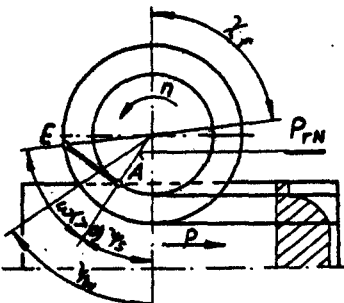
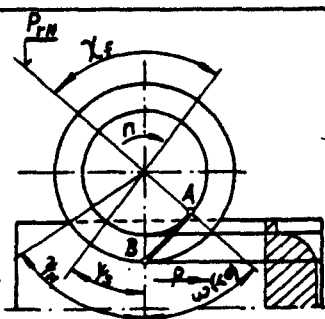
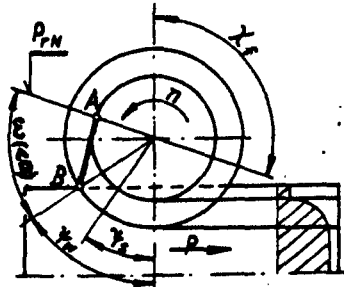
a/ faza I, II, III;

b/ faza I, I + III - styku krawędzi skrawającej z powierzchnią działania

jedno ostrze, fazy styku ostrza oraz kątów φ i λ_{SN} .
 Poniżej podaje się dostatecznie przybliżone rozwiązania równania (101) dla frezowania przeciwbieżnego oraz I i II fazy styku ostrza z powierzchnią skrawania.

Tabela 2

Przypadki frezowania i występujące fazy styku ostrza z powierzchnią skrawania w zależności od usytuowania ostrza względem przedmiotu obrabianego

	Frezowanie przeciwbieżne	Frezowanie współbieżne
$\lambda_w > 0^\circ$	 <p>Jeżeli: $\omega > \psi_s$, to I, I+II, III; $\omega \leq \psi_s$, to I, II, III.</p>	 <p>Jeżeli: $\omega > \psi_w$, to I, I+II, III; $\omega \leq \psi_w$, to I, II, III.</p>
$\lambda_w < 0^\circ$	 <p>Jeżeli: $-\omega > \psi_w$, to I, I+II, III; $-\omega \leq \psi_w$, to I, II, III.</p>	 <p>Jeżeli: $-\omega > \psi_s$, to I, I+II, III; $-\omega \leq \psi_s$, to I, II, III.</p>

Z rysunku tego można wyznaczyć

$$\frac{a_h}{\cos(\varphi - \omega_B - \varphi_B)} d\varphi = -\sin \lambda_{sN} \cdot \cos(\varphi - \omega_B - \varphi_B) dl \quad (102)$$

Wstawiając dl wyznaczoną ze (102) do (101) i wykonując całkowanie, otrzymuje się przy pominięciu granic całkowania:

$$F_z = \frac{-p}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{sN} \cdot \left[\frac{\cos(\varphi_B + \omega_B)}{\cos(\varphi - \omega_B - \varphi_B)} + \sin(\omega_B + \varphi_B) \cdot \ln \left| \operatorname{tg} \left(\frac{\varphi - \omega_B - \varphi_B}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| + C \right] \quad (103)$$

Po wyznaczeniu stałej całkowania C, z warunku początkowego: $\varphi = 0$, $F_z = 0$ i uwzględnieniu jej w (103) pole poprzeczne przekroju warstwy skrawanej! przy wcinaniu przeciwbieżnym frezem o kącie $\lambda_{sN} < 0^\circ$ oraz $\omega < 0^\circ$ wyrazi się zależnością:

$$F_z = \frac{-p}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{sN} \cdot \left[\frac{\cos(\omega_B + \varphi_B)}{\cos(\varphi - \omega_B - \varphi_B)} - 1 + \sin(\omega_B + \varphi_B) \cdot \ln \left| \frac{\operatorname{tg} \left(\frac{\varphi - \omega_B - \varphi_B}{2} + \frac{\pi}{4} \right)}{\operatorname{tg} \left(\frac{-\omega_B - \varphi_B}{2} + \frac{\pi}{4} \right)} \right| \right] \quad (104)$$

przydatną w zakresie kątów

$$\varphi \in \langle 0; \varphi_B \rangle ; \quad \varphi_B \leq -\omega_B.$$

Całkowite pole poprzecznego przekroju warstwy skrawanej przez jedno ostrze w I fazie pracy ostrza w określonym chwilowym położeniu krawędzi skrawającej otrzymuje się podstawiając do (104) $\varphi = \varphi_B$.

Wtedy:

$$F_B = \frac{-p}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \cdot \left[\frac{\cos(\omega_B + \varphi_B)}{\cos \omega_B} - 1 + \sin(\omega_B + \varphi_B) \ln \left| \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{-\omega_B}{2} + \frac{\pi}{4}\right)}{\operatorname{tg}\left(\frac{-\omega_B - \varphi_B}{2} + \frac{\pi}{4}\right)} \right| \right]. \quad (105)$$

Wartość maksymalna pola poprzecznego przekroju warstwy skrawanej w I fazie pracy ostrza występuje, gdy $\varphi_B = -\omega_B$. Odpowiada to granicznej wartości pomiędzy fazą I i II.

Określa ją zależność:

$$F_B = \frac{-p}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \cdot \left(\frac{1}{\cos \omega_B} - 1 \right). \quad (106)$$

b/ kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_{SN} > 0^\circ$,
 $\omega > 0^\circ$.

Na rysunku 24 oznaczono wielkości charakterystyczne dla

Wstawiając dl wyznaczoną ze (107) do (101) i wykonując całkowanie, otrzymuje się przy pominięciu granic całkowania:

$$F_z = \frac{P}{z} \cdot a_n \cdot \text{ctg} \lambda_{SN} \left[\frac{\cos \varphi_A}{\cos(\varphi_A - \varphi)} - \sin \varphi_A \cdot \ln \left| \text{tg} \left(\frac{\varphi_A - \varphi}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| + C \right] \quad (103)$$

Po wyznaczeniu stałej całkowania C, z warunku początkowego i uwzględnieniu jej w (103), pole poprzecznego przekroju warstwy skrawanej przy wcinaniu przeciwbieżnym frezem o kącie $\lambda_{SN} > 0^\circ$, $\omega > 0^\circ$ wyrazi się zależnością:

$$F_z = \frac{P}{z} \cdot a_n \cdot \text{ctg} \lambda_{SN} \left[\frac{\cos \varphi_A}{\cos(\varphi_A - \varphi)} - 1 + \sin \varphi_A \cdot \ln \left| \frac{\text{tg} \left(\frac{\varphi_A}{2} + \frac{\pi}{4} \right)}{\text{tg} \left(\frac{\varphi_A - \varphi}{2} + \frac{\pi}{4} \right)} \right| \right] \quad (109)$$

przydatną dla zakresu:

$$\varphi \in \langle 0; \varphi_A \rangle ; \quad \varphi_A \leq \omega_E$$

Całkowite pole poprzecznego przekroju warstwy skrawanej przez jedno ostrze w określonym chwilowym położeniu krawędzi skrawającej, w I fazie pracy ostrza, otrzymuje się podstawiając do (109) $\varphi = \varphi_A$.

Wtedy:

$$F_z = \frac{P}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \cdot \left[\cos \varphi_A - 1 + \sin \varphi_A \cdot \ln \left| \operatorname{tg} \left(\frac{\varphi_A}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| \right] \quad (110)$$

Wartość maksymalna pola poprzecznego przekroju warstwy skrawanej w I fazie pracy ostrza występuje, gdy $\varphi_A = \omega_E$. Odpowiada to wartości granicznej pomiędzy fazą I i II.

Określa ją zależność:

$$F_z = \frac{P}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \cdot \left[\cos \omega_E - 1 + \sin \omega_E \cdot \ln \left| \operatorname{tg} \left(\frac{\omega_E}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| \right] \quad (111)$$

Faza II

a/ kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_{SN} < 0^\circ$ oraz $\omega < 0^\circ$ /rys. 23/. W tym przypadku $\varphi_B \in \langle -\omega_B; \psi_w \rangle$ oraz $\varphi \in \langle \varphi_B + \omega_B; \varphi_B \rangle$. Po wyznaczeniu z ogólnego rozwiązania (103) stałej całkowania C, dla warunku początkowego $\varphi = \varphi_B = -\omega_B$, dla którego F_z jest określone zależnością (106) i uwzględnieniu jej w (103), otrzymuje się:

$$F_z = - \frac{P}{z} \cdot a_h \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \cdot \left[\frac{\cos(\varphi_B + \omega_B)}{\cos(\varphi - \varphi_B - \omega_B)} - 1 + \sin(\varphi_B + \omega_B) \cdot \ln \left| \operatorname{tg} \left(\frac{\varphi - \varphi_B - \omega_B}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| \right] \quad (112)$$

Wartość maksymalną pola poprzecznego przekroju warstwy skrawanej wyznacza się z (112) dla: $\varphi_B = \psi_w = \varphi$.
Określa ją zależność:

$$F_z = -\frac{p}{z} \cdot a_h \cdot \text{ctg} \lambda_{sN} \cdot \left[\frac{\cos(\psi_w + \omega_B)}{\cos \omega_B} - 1 + \right. \\ \left. + \sin(\psi_w + \omega_B) \cdot \ln \left| \text{tg} \left(\frac{-\omega_B}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| \right] \quad (113)$$

W kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_{sN} > 0^\circ, \omega > 0^\circ$ /rys. 24/. Dla tego przypadku $\varphi_A \in \langle \omega_E; \psi_s \rangle$ oraz $\varphi \in \langle \varphi_A - \omega_E; \varphi_A \rangle$.

Po wyznaczeniu z ogólnego rozwiązania (108) stałej całkowania C, dla warunku początkowego $\varphi = \varphi_A = \omega_E$, dla którego F_z jest określane równaniem (111) i uwzględnieniu jej w (108), otrzymuje się:

$$F_z = \frac{p}{z} \cdot a_h \cdot \text{ctg} \lambda_{sN} \cdot \left\{ \frac{\cos \varphi_A}{\cos(\varphi_A - \varphi)} - 1 + \right. \\ \left. + \ln \left| \frac{\text{tg} \left[\left(\frac{\omega_E}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right] \sin \omega_E}{\text{tg} \left[\left(\frac{\varphi_A - \varphi}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right] \sin \varphi_A} \right| \right\} \quad (114)$$

Wartość maksymalną pola poprzecznego przekroju warstwy skrawanej wyznacza się z (114) dla: $\varphi_A = \psi_s = \varphi$.

Określa ją zależność:

$$F_z = \frac{p}{z} \cdot a_n \cdot \operatorname{ctg} \lambda_{SN} \left[\cos \psi_s - 1 + \sin \omega_E \ln \left| \operatorname{tg} \left(\frac{\omega_E}{2} + \frac{\pi}{4} \right) \right| \right] \quad (115)$$

Analizując przypadki frezowania w tabeli 2 widać, że ze względu na całkowity kąt pracy ostrza χ_f szczególnie korzystne są przypadki: frezowania przeciwbieżnego z $\lambda_{SN} > 0^\circ$ i współbieżnego z $\lambda_{SN} < 0^\circ$. Wszystkie jednak przypadki posiadają znaczne wartości kąta χ_f .

Przy różnych odmianach frezowania i znakach kąta λ_{SN} występują różne wartości pola przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, dla tego samego chwilowego kąta φ . Prędkość narastania wartości pola przekroju poprzecznego warstwy skrawanej w miarę wzrostu kąta φ przy frezowaniu, określono [41] współczynnikiem:

$$k_{Fz} = \frac{\partial F_z}{\partial \varphi} \quad (116)$$

który może być wskaźnikiem dynamiczności obróbki.

W pracy [41] autor wykazał, że względna prędkość narastania przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, przy frezowaniu przeciwbieżnym powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, różniących się tylko znakiem kąta λ_{SN} , jest stała i wynosi:

$$\frac{k_{Fz} \in (\lambda_{SN} > 0^\circ)}{k_{Fz} \in (\lambda_{SN} < 0^\circ)} = \cos^2 \omega_{B,E} \quad (117)$$

przy czym, (117) obowiązuje dla I i II fazy styku ostrza z powierzchnią skrawania. Frez z kątem $\lambda_{SN} > 0$ jest więc korzystniejszym rozwiązaniem freza z punktu widzenia mniejszej prędkości narastania przekroju poprzecznego warstwy skrawanej a tym samym mniejszej dynamiczności frezowania, co ma wpływ na trwałość ostrza i jakość obrabianej powierzchni. Frez ten w tabeli 2 posiada także większy kąt pracy ostrza χ_f od freza z $\lambda_{SN} < 0$ przy frezowaniu powierzchni o tych samych wymiarach. Jednocześnie frez z $\lambda_{SN} > 0$ jest korzystniejszy od freza z $\lambda_{SN} < 0$ z punktu widzenia zmian kątów przyłożenia ostrza, co wykazano w punkcie B. 2.2.

3. Wyniki badań i analiza prac doświadczalnych obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach

Prace doświadczalne nad obróbką powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających można podzielić na dwie grupy:

prace dotyczące skrawania ze stałym stykiem ostrza z przedmiotem obrabianym - prowadzone na przykładzie toczenia powierzchni zewnętrznych,

prace dotyczące skrawania z okresowym stykiem ostrza

z przedmiotem obrabianym - prowadzone na przykładzie frezowania wzdłużnego.

W pracach własnych skoncentrowano się głównie nad wybranymi zagadnieniami związanymi z powstawaniem wióra z warstwy skrawanej, aby sprawdzić przydatność dotychczasowych osiągnięć skośnego skrawania do analizowanej odmiany skrawania i określić kierunki dalszych badań. Skrawano głównie stop aluminium AlMgSi1 /PN-68/-83025/, który to materiał jest powszechnie stosowany [27], [59], [60] w badaniach skośnego swobodnego skrawania. Charakteryzuje się on dobrą skrawalnością z punktu widzenia sił skrawania, jak również po obróbce pozostawia na powierzchni natarcia przywarcia, dogodne do pomiaru kąta spływu wióra [60]. W celach rozpoznawczych oraz sprawdzających skrawano także inne materiały, jak żeliwo i materiały niemetalowe. Ostrza wykonywano ze stali sz, bko tnącej Sw18.

3.1. Wyniki badań i analiza procesu skrawania ze stałym stykiem ostrza z przedmiotem obrabianym - na przykładzie toczenia zewnętrznego

Toczenie zewnętrznych powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, przebiega przy wzrastającej czynnej długości krawędzi skrawającej. Jednocześnie wzrasta wartość kąta $|\omega|$ skręcania płaszczyzn podstawowych układu ustawienia i male-

je grubość warstwy skrawanej dla wszystkich punktów czynnej krawędzi skrawającej, różnych od punktu centralnego tej krawędzi. W początkowym okresie skrawania, względnie dla małych wartości $|\lambda_{SN}|$, gdy występują niewielkie kąty skręcania płaszczyzn podstawowych układu ustawienia, warunki powstawania wióra nie odbiegają znacznie od warunków skośnego swobodnego skrawania. W miarę wzrostu kąta $|\omega|$ warunki tworzenia się wióra z warstwy skrawanej coraz bardziej odbiegają od warunków skośnego swobodnego skrawania. W czasie skrawania każdy umowny elementarny odcinek krawędzi skrawającej posiada inne cechy geometryczne ostrza i występują tam różne warunki kinematyczne skrawania. Z tego powodu winno występować oddziaływanie sąsiednich warstw materiału skrawanego na warunki tworzenia się wióra, przy skrawaniu rozpatrywanym umownym elementarnym odcinkiem krawędzi skrawającej ostrza. W rezultacie pomimo tego, że są spełnione formalne warunki skośnego swobodnego skrawania /prostoliniowa krawędź skrawająca dłuższa od odcinka jej styku z powierzchnią skrawania i kąt $\lambda_s \neq 0$ [85]/, występuje proces nieswobodnego, skośnego skrawania prostoliniową krawędzią skrawającą.

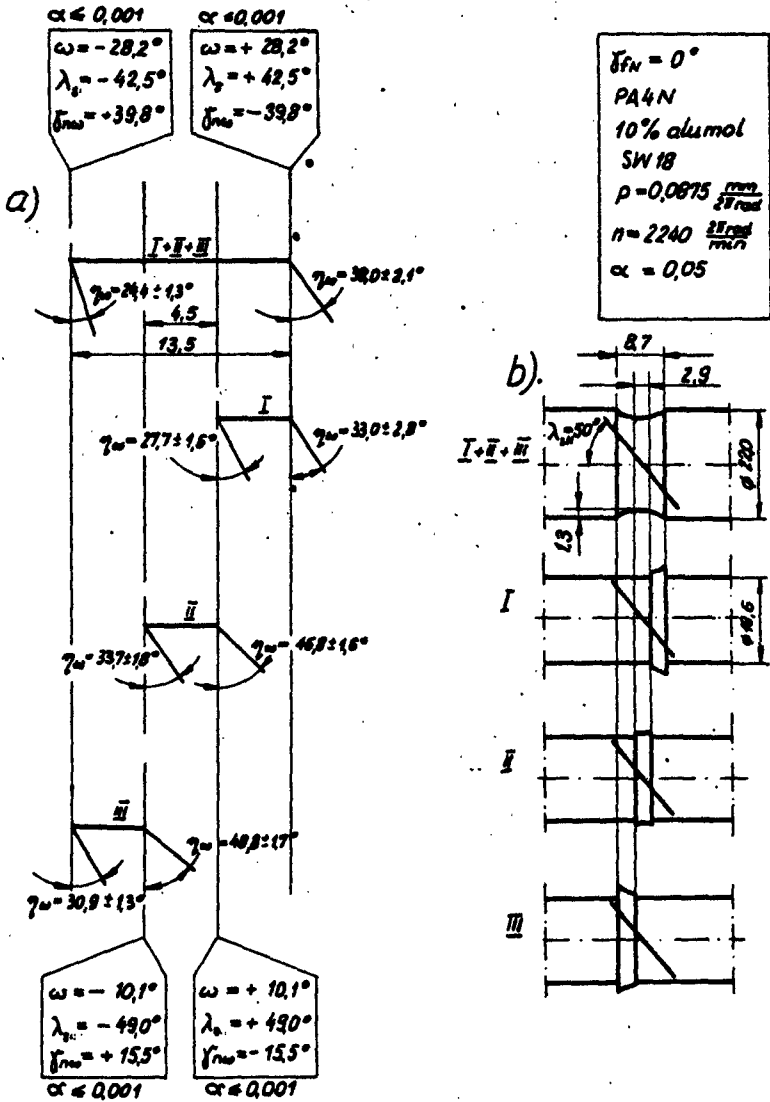
Badania sprawdzające powyższą hipotezę autor przeprowadził na tokarce TUB-32 /produkcji polskiej/ przy toczeniu prętów o średnicy po skórowaniu - 22 mm ze stopu aluminium /PA4N/ o twardości HB = 447 - 460 MPa oszlifowanymi ze stali SW18, przy grawitacyjnym podawaniu płynu

obróbkowego - 10% alumolu, $p = 0,0875 \frac{\text{mm}}{2\pi \text{ rad}}$, $s = 1,3 \text{ mm}$
 - co odpowiada $2|\omega| = 56,4^\circ$, $\lambda_{SN} = 50^\circ$, $\gamma_{FN} = 0^\circ$,
 $\alpha_{FN} = 44^\circ$.

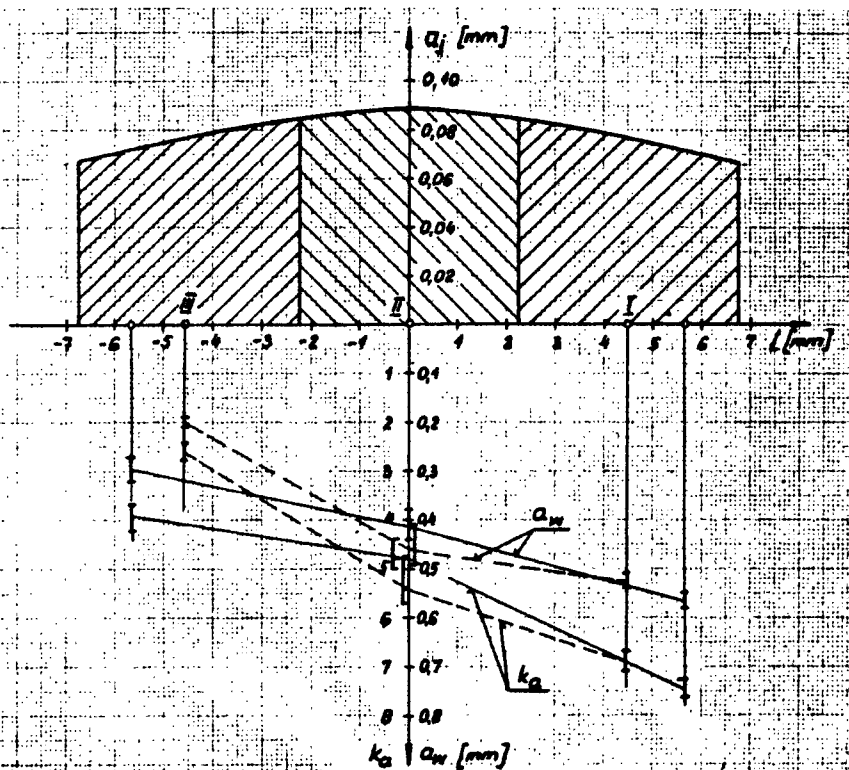
W pierwszym etapie badań określono prędkość skrawania, po przekroczeniu której dla przedstawionych wyżej warunków występuje na ostrzu skrawającym narost, określany w pracy [38] jako II rodzaju. Próby skrawania wykonano w układzie statycznym, zdeterminowanym selekcyjnym jednoczynnikowym, który w pracy [65] oznacza się PS/DS-Uw, z sześciokrotnymi powtórzeniami, gdzie przy każdym powtórzeniu skrawano innym nożem. Zaobserwowano, że narost określany w pracy [38] jako I rodzaju oddziałuje podobnie na powierzchnię skrawania, jak przy prostokątnym swobodnym skrawaniu. Obserwując zanikanie charakterystycznych zadziorów na powierzchni obrabianej [38], określono, że powyżej $v = 124 \text{ m/min}$ występuje narost II rodzaju. Uznano /podobnie [35]/, że występowanie narostu na ostrzu może istotnie zniekształcać proces tworzenia się wióra z warstwy skrawanej i zakłócać pomiary. Większość badań skośnego swobodnego skrawania wykonano w warunkach, gdy na ostrzu skrawającym nie występował narost będący odpowiednikiem narostu I rodzaju przy skrawaniu stopów aluminium. Sprawdzenia, czy występuje istotne oddziaływanie warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami krawędzi skrawającej na warstwę skrawaną rozpatrywanym odcinkiem krawędzi skrawającej, dokonano dla $v = 155 \text{ m/min}$. Powierzchnię obrabianą jednym prostoli-

niowym ostrzem podzielono na trzy części I, II, III - płaszczyznami prostopadłymi do osi obrotu /rys. 25b/ . Skrawano najpierw całą powierzchnię prostoliniową krawędzią skrawającą, a następnie na oddzielnych próbkach skrawano poszczególnymi odcinkami tej krawędzi, zgodnie z ustawieniem przedstawionym na rysunku 25b. Mierzono na powierzchni natarcia za pomocą mikroskopu warsztatowego kąty spływu wióra dla skrajnych punktów każdej czynnej krawędzi skrawającej i za pomocą mikromierza z kulistymi końcówkami mierniczymi /typ MMZe/, grubość wióra w punktach przedstawionych na rysunku 26. Podczas tego badania dokonywano także pomiarów składowych P_x , P_y , P_z siły skrawania. Opracowane wyniki pomiarów kątów spływu wióra zestawiono na rysunku 25a, gdzie podane przedziały ufności opracowano dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Na rysunku tym, obok ramek w których podano wartości kątów ω , λ_s , $\gamma_{n\omega}$ występujących w otoczeniu określonych punktów krawędzi skrawającej, umieszczono wartości poziomów istotności różnic pomiędzy wartościami kątów spływu wióra dla przypadków określonych na rysunku 22b.

W określonych punktach krawędzi skrawającej, w których dokonywano pomiarów kąta spływu wióra, przy stosowanej technice pomiaru, występowały jednakowe warunki skrawania określone takimi parametrami, jak: ω , λ_s , $\gamma_{n\omega}$, ∂c_r , $\alpha_{0\omega}$, a_j , v . Jednocześnie występowały w tych punktach istotne różnice w wartościach ką-



Rys. 25. Kąty spływu wióra: a/ wyniki pomiarów, b/ usytuowanie krawędzi skrawającej względem obrabianego przedmiotu



Rys. 26. Warstwa skrawana oraz wyniki pomiarów a_w grubości wióra i współczynniki k_a pogrubienia wióra przy toczeniu według usytuowania z rys. 25 b

ta splotu wióra w zależności od usytuowania tego punktu na rozpatrywanym odcinku czynnej krawędzi skrawającej. Upoważnia to do stwierdzenia, że przy stosowaniu ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych, występuje wzdłuż tych krawędzi

istotne wzajemne oddziaływanie warstw materiału skrawanego sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej, pochylonej pod kątem λ_s . Potwierdzeniem tego są także opracowane wyniki pomiarów a_w grubości wióra, z których określano współczynnik pogrubienia wióra k_a /rys. 26/.

Stwierdzone wzajemne istotne oddziaływanie na proces tworzenia się wióra, warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej, ogranicza możliwość korzystania w analizach dotyczących tworzenia się wióra z warstwy skrawanej przy analizowanym sposobie obróbki powierzchni kształtowych - z dotychczas opracowanych wyników ilościowych badań procesu skośnego swobodnego skrawania. Jednocześnie występuje potrzeba teoretycznego opracowania mechaniki odkształceń przy powstawaniu wióra z warstwy skrawanej przy analizowanej odmianie skrawania, z uwzględnieniem wzajemnego oddziaływania warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej. Według rozeznania autora, mechanizm ten do tej pory jest nieopracowany. Przy jego opracowywaniu należałoby uwzględnić fakt, że kąt ścinania nie odpowiada kątowi minimalnych strat energii, co zgodnie z teorią M.E. Merchant'a zakłada się w większości prac, w których jednak często nie potwierdza się to nawet przy prostokątnym skrawaniu, co wykazano w pracy [2].

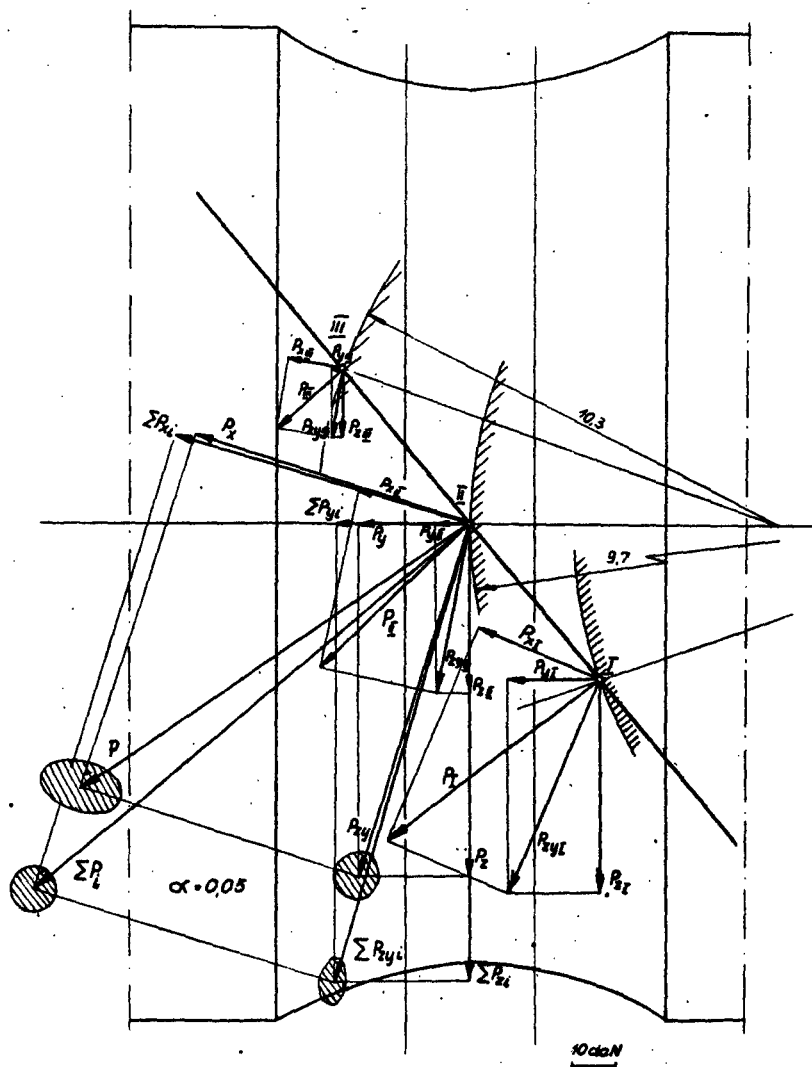
5.1.1. Składowe siły skrawania

Na rysunku 27 i 28 zestawiono wyniki pomiarów składowych sił skrawania przy skrawaniu całą krawędzią i jej odcinkami, zgodnie z rysunkiem 25b. Siły skrawania w postaci wektorów przy skrawaniu całą krawędzią i jej odcinkami przedstawiono na rysunku 27, gdzie dla wypadkowych sił skrawania zaznaczono elipsy obejmujące odpowiednie przedziały ufności dla $\alpha = 0,05$. Na rysunku 28a przedstawiono wartości średnich arytmetycznych mierzonych składowych oraz ich przedziały ufności opracowane dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Składowe w pozostałych układach określania sił skrawania /rys. 4/, dla układu narzędzia i ustawienia, wyliczono z zależności (9), (10), (11), (12), przy czym do ich obliczenia przyjęto średnie wartości składowych P_x , P_y , P_z .

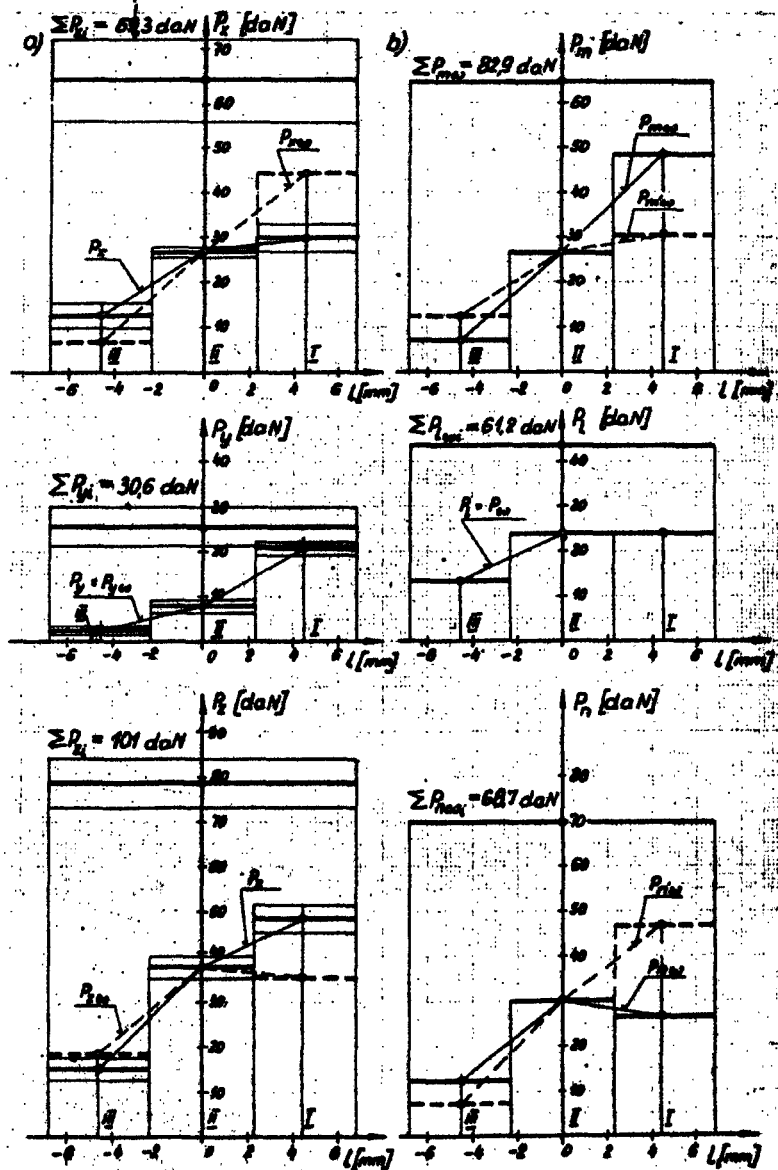
Na rysunku 28 składowe siły skrawania dla dowolnego odcinka krawędzi skrawającej zaczepiono do punktu dzielącego na połowy rozpatrywany odcinek czynnej krawędzi skrawającej. Składowe w układzie ustawienia, dla odpowiednich punktów przyłączenia sił, oznaczono indeksem ω i przedstawiono je liniami kreskowymi.

Z rysunku 27 i 28 wynika, że obciążenie czynnej krawędzi skrawającej wzdłuż jej długości jest nierównomierne, zarówno co do wartości, jak i kierunku działania siły skrawania.

Siły składowe P_x , P_y , P_z na poszczególnych odcin-



Rys. 27. Rozkład składowych siły skrawania na ostrzu w układzie $Oxyz$ przy toczeniu prostoliniową krawędzią skrawającą według usytuowania z rys. 25



Rys. 26. Wyniki pomiarów sił skrawania przy toczeniu według usytuowania z rys. 25 b, w układach: a/ Okyz, b/ Olm i Olm'n'

kach I, II i III krawędzi skrawającej rosną wraz z kątem ω , co wskazuje na istotny wpływ zmiennych czynników zależnych od ω na siły skrawania. Wraz ze zmianą wartości kąta ω zmienia się wartość kąta natarcia. W wielu pracach wykazano, że wraz ze wzrostem kąta natarcia maleją siły skrawania, co potwierdzono w niniejszych badaniach.

Stosunkowo niska wartość składowej $P_{z\omega I}$ przy znacznych wartościach składowych $P_{x\omega I}$ i $P_{y\omega I}$ wskazuje na specyfikę skrawania przy znacznych ujemnych wartościach kąta natarcia i znacznych wartościach kąta λ_s . Zarówno na odcinku I jak i III występują wartości kąta natarcia / γ_{ms} do $\pm 39,8^\circ$ / odbiegające od normalnie stosowanych dla ostrzy skrawających. Z punktu widzenia wytrzymałości ostrza, jak wskazują na to szczególnie prace [3], [8], [66], dogodnie jest określać składowe siły skrawania w układzie Olm lub $Olm'n$ /rys. 4/. Otrzymane wartości sił składowych w tych układach przedstawiono na rysunku 28b. Szczególnie przydatny do analizy wytrzymałości skrawającego ostrza może być stosunek składowych $\frac{P_{m'}}{P_{n'}}$. Stosunki składowych $\frac{P_{m'}}{P_{n'}}$ na poszczególnych odcinkach krawędzi skrawającej wynosiły, dla: I - 0,65; II - 0,89; III - 1,7. W rozpatrywanej odmianie skrawania stosunek ten przy określonej wartości siły może być wskaźnikiem do racjonalnego doboru materiału ostrza z punktu widzenia jego wytrzymałości, gdyż szereg materiałów stosowanych na ostrza skrawające

posiada różną wytrzymałość na ściskanie i rozciąganie. Wysoka wartość stosunku składowych $\frac{P_m \omega}{P_n \omega}$ odcinka krawędzi skrawającej oznaczonej - III, gdzie dla punktu zaczepienia siły występuje $\lambda_s = -46,2^\circ$, $\gamma_{nc} = 19,0^\circ$, uzasadnia możliwość stosowania przy znacznych ujemnych kątach pochylenia krawędzi skrawającej, stosunkowo małych kątów klina ostrza β_n [19], bez obniżenia wymaganej wytrzymałości ostrza. Uzasadnia także wzrost trwałości ostrza przy skośnym swobodnym skrawaniu w stosunku do prostokątnego swobodnego skrawania. Stwierdzono to [1] przy skrawaniu takich materiałów, które powodują zużywanie się ostrzy głównie od strony powierzchni przyłożenia. Jednocześnie niska wartość stosunku $\frac{P_m \omega}{P_n \omega}$ odcinka krawędzi skrawającej oznaczonej I, może być przyczyną przyspieszonego zużycia wytrzymałościowego ostrza tego odcinka. Stwierdzone w niniejszych badaniach toczenia powierzchni kształtowej, wzajemne istotne oddziaływanie warstw materiału skrawanego sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej, pochylonej pod kątem λ_s , wywiera wpływ na wartości składowych sił skrawania. W układzie Oxyz /rys. 4/ przyjmowanym do określenia składowych sił skrawania, omawiane oddziaływanie wpływa na różnicę składowych P_z , które wynoszą przy $\alpha = 0,05$:

- dla całej krawędzi /rys. 27 i 28/ $P_z = 78,4 \pm 5,5$ daN ;
- dla sumy poszczególnych odcinków $\sum P_{zi} = 101 \pm 5,6$ daN.

W przeprowadzonych badaniach stosowano te same ostrza

do skrawania całą krawędzią i jej odcinkami, w związku z tym brak istotnych różnic pomiędzy P_x a $\sum P_{xi}$ oraz P_y a $\sum P_{yi}$ wskazuje, że na wartości tych składowych wpływają inne czynniki niż związane z wzajemnym oddziaływaniem warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej.

W układzie Olm stwierdza się brak istotnych różnic wartości pomiędzy P_n a $\sum P_{n\omega_i}$ /rys. 26b/, a jednocześnie występują istotne różnice wartości pomiędzy P_m a $\sum P_{m\omega_i}$ oraz P_l a $\sum P_{l\omega_i}$. Różnice w kątach spływu wióra /rys. 25/, współczynnikach k_2 pogrubienia wióra /rys. 26/ i pomiędzy P_m a $\sum P_{m\omega_i}$ oraz P_l a $\sum P_{l\omega_i}$, wskazują na różne kąty ścinania ϕ_n i ϕ_l występujące przy wzajemnym oddziaływaniu warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej i bez tego oddziaływania. Pewne oddziaływanie sąsiednich warstw materiału skrawanego występuje także przy skośnym swobodnym skrawaniu. Wynika to z pracy [9], gdzie wykazano, że przy skośnym swobodnym skrawaniu występuje trójosiowy a nie, jak jest rozpatrywane w większości pracach, dwuosiowy stan odkształceń. Wobec powyższego brak do tej pory zgodności w literaturze w wyznaczanych sposobami analitycznymi kątami ścinania a uzyskiwanymi w doświadczeniach.

3.1.2. Wpływ niektórych czynników skrawania na kąt spływu i pogrubienie wióra

Na podstawie stwierdzenia, że rozpatrywana odmiana skrawania różni się mechaniką odkształceń plastycznych od swobodnego skośnego skrawania, przeprowadzono w układzie statycznym zdeterminowanym kompletnym, oznaczonym w pracy [65] jako PS/DK : 2³, z 4 ÷ 8-krotnymi powtórzeniami, dalszy etap badań rozpoznawczych. W badaniach tych przyjęto jako poziom podstawowy, warunki skrawania ustalone w badaniach, których wyniki przedstawiono na rysunku 25 ÷ 28. Czynnikiemmi zmiennymi były:

$$\lambda_{sN} \in \langle 40 ; 60 \rangle ^\circ,$$

$$p \in \langle 0,050 ; 0,125 \rangle \frac{\text{mm}}{2 \cdot \text{rad}}, \quad g \in \langle 0,5 ; 2,0 \rangle \text{ mm},$$

$$\text{której odpowiadało } \cos \omega \in \langle 0,94545 ; 0,818182 \rangle \quad \text{lub}$$

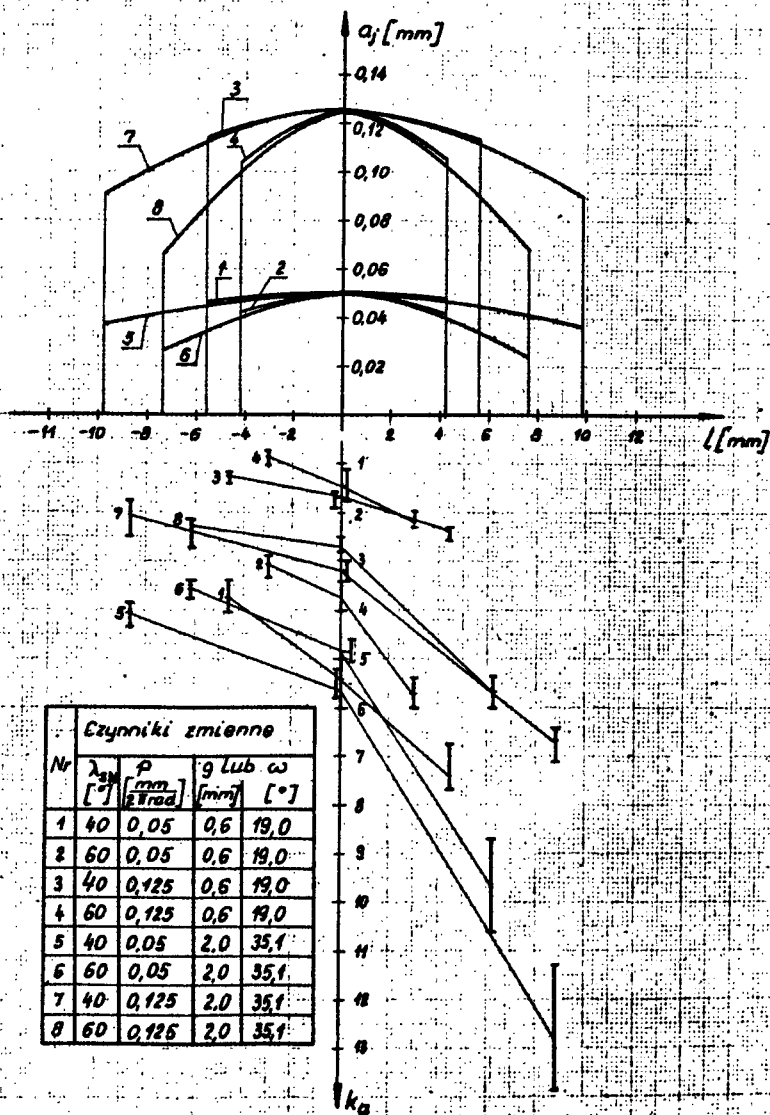
$$2|\omega| \in \langle 38,0 ; 70,2 \rangle ^\circ.$$

Pomiędzy głębokością skrawania g , a maksymalnym kątem skręcenia płaszczyzn układu ustawienia ω , odpowiadającym tej głębokości skrawania występuje zależność, którą można określić z rysunku 17 jako:

$$g = r_w \cdot (1 - \cos \omega). \quad (118)$$

Podczas badań była mierzona grubość wióra z której określano współczynnik k_a pogrubienia wióra dla określonych punktów krawędzi skrawającej, oraz kąt η_w spływu wióra na przywarciach materiału obrabianego do powierz-

chni natarcia skrajnych punktów czynnej krawędzi skrawającej. Wyniki badań przedstawiono na rysunku 29 oraz w tablicach 3 i 4. Na rysunku 29 podano zestawienia czynników zmiennych w określonych próbkach skrawania i odpowiadającą danej próbie chwilową grubość warstwy skrawanej wzdłuż krawędzi skrawającej. Przedstawiono też współczynniki pogrubienia wióra, określane dla każdego wióra w trzech punktach wzdłuż śladów jego ścinania - w połowie szerokości i w odległości około 1 mm od brzegu wióra. Na podstawie otrzymanych współczynników k_a opracowano równania regresji $k_a = f(g, p, \lambda_{SN})$ oraz $k_a = f_1(\cos \omega, p, \lambda_{SN})$ zestawione w tablicy 3. Z równań regresji / tabl. 3/ wynika, że w zakresie badanych czynników zmiennych, dla wszystkich rozpatrywanych poziomów istotności, na współczynnik pogrubienia wióra wpływa posuw. Jest to zgodne z dotychczasowymi badaniami procesu skrawania, zarówno swobodnego jak i nieswobodnego. Wpływ ten rośnie w miarę zmniejszania się wartości posuwu, co tłumaczy się prawdopodobnie wpływem promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej [50] na stan naprężeń i odkształceń plastycznych przy powstawaniu wióra z warstwy skrawanej oraz zmianą warunków odprowadzenia ciepła ze strefy skrawania [68]. Wpływ kąta λ_{SN} na współczynnik pogrubienia wióra zgodny jest z dotychczasowymi badaniami skośnego skrawania [4], [6], [31] a także z wcześniejszymi badaniami autora [44]. Występuje tu jednak współdziałanie kąta λ_{SN} z posuwem p . Istotność tego



Rys. 29. Chwilowe grubości warstwy skrawanej wzdłuż krawędzi skrawającej oraz współczynniki k_a pogrubienia wióra przy toczeniu

Tablica 3
 Równania regresji współczynnika k_a pogrubienia wióra na różnych poziomach istotności, dla punktów pomiaru przedstawionych na rysunku 29: $a/k_a = f(\xi, \rho, \lambda_{SN})$

Wartość pomiaru	Poziom istotności α	Równanie regresji
$\omega < 0$	0,001	$k_a = 4,15 + 0,532\xi - 25,2\rho$
	0,01	jak wyżej
	0,05	$k_a = 5,71 - 0,0809\xi - 52,2\rho + 0,0491/\lambda - 6,32\rho/\lambda_{SN} + 7,00\rho\xi$
	0,1	jak wyżej
$\omega = 0$	0,001	$k_a = 6,73 - 36,2\rho$
	0,01	$k_a = 8,48 - 0,730\xi - 36,2\rho - 0,0499/\lambda_{SN}$
	0,05	jak wyżej
	0,1	$k_a = 9,46 - 0,730\xi - 47,4\rho - 0,0446/\lambda - 6,32\rho/\lambda_{SN}$
$\omega > 0$	0,001	$k_a = 7,99 + 3,05\xi - 61,9\rho$
	0,01	$k_a = 11,8 + 3,05\xi - 61,9\rho - 0,752/\lambda_{SN}$
	0,05	$k_a = 16,9 + 3,05\xi - 12,2\rho - 0,178/\lambda - 6,63\rho/\lambda_{SN}$
	0,1	jak wyżej

b/ $k_a = f_1(\cos\omega, p, \lambda_{SN})$

Miejsce pomiaru	Poziom istotności	Równanie regresji
$\omega < 0$	0,001	$k_a = 10,0 - 5,86008\omega - 25,2p$
	0,01	jak wyżej
	0,05	$k_a = 4,82 - 0,89/86,5p - 1/008\omega + 25,2p + 0,049/1 - 6,86/\lambda_{SN}$
	0,1	jak wyżej
$\omega = 0$	0,001	$k_a = 6,73 - 36,2p$
	0,01	$k_a = 0,450 + 8,03008\omega - 36,2p - 0,0199/ \lambda_{SN} $
	0,05	jak wyżej
	0,1	$k_a = 1,43 + 6,03008\omega - 47,4p - 0,0446/1 - 6,32p/ \lambda_{SN} $
$\omega > 0$	0,001	$k_a = 41,5 - 33,6008\omega - 61,9p$
	0,01	$k_a = 45,4 - 33,6008\omega - 61,9p - 0,752/\lambda_{SN}$
	0,05	$k_a = 50,5 - 33,6008\omega - 121p - 0,178/1 - 6,63p/\lambda_{SN}$
	0,1	jak wyżej

współdziałania wynika prawdopodobnie z przyjętej stosunkowo małej grubości warstwy skrawanej.

Potwierdzeniem tej hipotezy jest obserwowany wpływ kąta λ_{SN} dopiero na poziomie istotności $\alpha = 0,01$, a nawet przy małych wartościach współczynnika pogrubienia wióra dopiero na poziomie $\alpha = 0,05$.

Głębokość skrawania przy toczeniu powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, związana jest z kątem ω wpływającym przy określonym kącie λ_{SN} na cechy geometryczne ostrza oraz warstwy skrawanej, co wykazano w punkcie B. 2.3. Zmiana kąta ω wpływa głównie na zmianę kąta natarcia, który wywiera istotny wpływ na spęczenie wióra. Wykazane to zostało w wielu pracach i znalazło także swoje odbicie w równaniach regresji zestawionych w tabelicy 3. Jednocześnie głębokość skrawania związana jest z czasem styku poszczególnych punktów krawędzi skrawającej z przedmiotem obrabianym. Czas ten w przeprowadzonych próbach nie przekraczał 0,11 s. Przy małych czasach styku ostrza z przedmiotem obrabianym warunki cieplne i tarcie ostrza o przedmiot obrabiany i wiór posiadają charakter dynamiczny, stąd obserwuje się wpływ głębokości skrawania na współczynnik pogrubienia wióra dla punktów skrajnych istotny na poziomie $\alpha = 0,001$, a dla punktu centralnego już tylko na poziomie $\alpha = 0,01$. Różnym czasem skrawania tłumaczy się także jednakowe znaki współczynnika regresji przed g dla punktów skrajnych a przeciwny znak dla

punktu centralnego. Charakterystyczne wygięcie wartości współczynnika pogrubienia wióra w funkcji długości czynnej krawędzi skrawającej dla jej punktu centralnego, co widać na rysunku 29 jako załamanie, związane jest także z grubością warstwy skrawanej.

Kąt spływu wióra przy toczeniu powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, zależy istotnie nie tylko od kąta $|\lambda_{SN}|$ ale także od innych czynników skrawania, co wynika z tablicy 4. Dla dodatnich wartości kąta natarcia, które występowały przy $\omega < 0$, kąt spływu wióra /przy stałej prędkości skrawania/ zależy głównie od kąta $|\lambda_{SN}|$, przy czym otrzymane wartości η_w są istotnie mniejsze od wartości otrzymywanych przez różnych badaczy skośnego swobodnego skrawania. Zmniejszenie tego kąta spowodowane jest oddziaływaniem warstw materiału skrawanego przez sąsiednie odcinki krawędzi skrawającej, gdzie występują inne warunki skrawania. W czasie prób skrawania zaobserwowano wielokrotnie w określonych warunkach nawet utratę stateczności wióra na skutek oddziaływania warstw materiału skrawanego przez sąsiednie odcinki krawędzi skrawającej. Objawiło się to pofałdowaniem brzegu wióra dla $\omega < 0$. Na poziomie istotności $\alpha = 0,10$, przy $\omega < 0$, istotne jest także oddziaływanie na kąt spływu wióra posuwu, co związane jest z grubością warstwy skrawanej.

Przy $\omega > 0$, czyli tam, gdzie występowały ujemne

Tablica 4
 Równania regresji kąta η_w spływu wióra dla skrajnych punktów czynnej krawędzi skrawa-
 jącej na różnych poziomach istotności dla układu badań przedstawionego na rysunku 29

Miejsce pomiaru ω [°]	Pozioma istotności α	Równanie regresji η_w [°]
$\omega \in (-35,1; -19,0)$	0,001	$\eta_w = -23,5 + 0,469 \lambda_{\text{M}}$
	0,01	jak wyżej
	0,05	jak wyżej
	0,1	$\eta_w = -35,1 + 0,844 / 1 - 5,072 / \lambda_{\text{M}} + 244p$
	0,001	$\eta_w = -12,7 + 0,467 \lambda_{\text{M}} + 14,8 / 1 - 11,4p / \varepsilon + 221p$
$\omega \in (19,0; 35,1)$	0,01	$\eta_w = -49,7 + 0,467 \lambda_{\text{M}} + 9,46 / 1 - 17,9p / \varepsilon + 221p$
	0,05	$\eta_w = -36,5 + 0,467 \lambda_{\text{M}} + 9,46 / 1 - 17,9p / \varepsilon + 143p$
	0,1	jak wyżej
	0,001	$\eta_w = 120,6 + 0,467 \lambda_{\text{M}} - 163 / 1 - 11,4p / 0,001 \omega - 1646p$
	0,01	$\eta_w = 54,4 + 0,467 \lambda_{\text{M}} + 104 / 1 - 17,9p / 0,001 \omega - 1646p$
$\omega \in (19,0; 35,1)$	0,05	$\eta_w = 61,7 + 0,467 \lambda_{\text{M}} + 104 / 1 - 17,9p / 0,001 \omega - 1723p$
	0,1	jak wyżej

wartosci kąta natarcia, kąt spływu wióra istotnie zależy od kąta λ_{SN} oraz od posuwu i głębokości skrawania. Posuw i głębokość dla określonego kąta λ_{SN} i wartości α_0 pózości hiperboli wyznaczają grubość warstwy skrawanej określanej zależnością (76). Zaobserwowano więc istotny wpływ na kąt spływu wióra oprócz kąta $|\lambda_{SN}|$ i kąta natarcia, także grubości warstwy skrawanej. Nie uwzględniano tego w dotychczasowych badaniach skośnego skrawania, prawdopodobnie było przyczyną znacznych rozbieżności w wynikach różnych badań.

Grubość ta bezpośrednio związana ze współczynnikiem opęczenia wióra w warunkach wzajemnego oddziaływania warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami krawędzi skrawającej, związana jest prawdopodobnie także ze smukłością warstwy skrawanej [55]. W pracy [55] wykazano, że w warunkach prostokątnego nieswobodnego skrawania istotny wpływ na stan naprężeń i odkształceń przy powstawaniu wióra z warstwy skrawanej posiada smukłość warstwy skrawanej.

Autor zaobserwował w niniejszej pracy istotne różnice w warunkach powstawania wióra wzdłuż prostoliniowej krawędzi skrawającej, a szczególnie na jej skrajnych częściach. Zagadnienie to wymaga dalszych badań dla lepszego poznania tego procesu i wykorzystania nie tylko do wykonywania powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach, ale także w innych przypadkach skrawania.

3.2. Wyniki badań i analiza procesu skrawania przy okresowym styku ostrza z przedmiotem obrabianym, na przykładzie frezowania wzdłużnego

Wyniki badań frezowania przeciwbieżnego powierzchniami kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających były przedmiotem szeregu publikowanych prac autora [40], [45], [46].

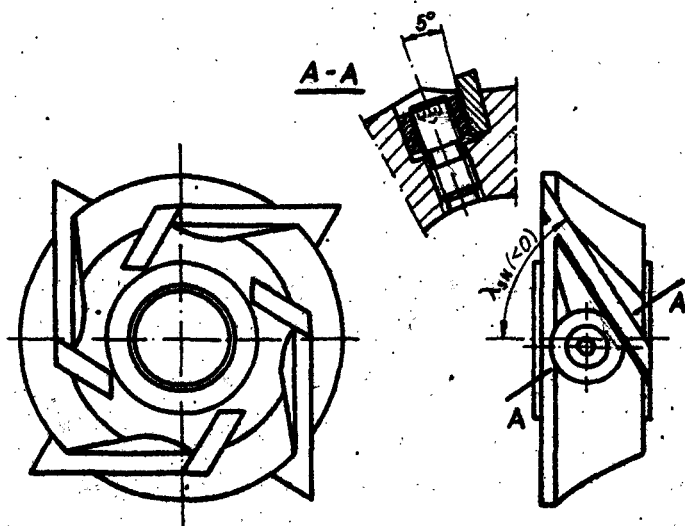
Frezowanie to przebiega przy znacznych wartościach kąta styku ostrza z przedmiotem obrabianym w stosunku do frezowania omawianych powierzchni ostrzami o krawędziach nieprostoliniowych. Znajduje to swoje odzwierciedlenie w dynamiczności obróbki, co ma wpływ na trwałość ostrza i niektóre wskaźniki jakości obrabianej powierzchni.

Znaczne kąty χ_f styku ostrza z przedmiotem obrabianym /tab. 2/, charakter rozpoznawczy oraz koszty badań, skłoniły autora do stosowania w badaniach własnych, frezów o kącie $\lambda_{SN} < 0$. Frezy posiadające kąt $\lambda_{SN} < 0$ są mniej korzystnym rozwiązaniem od frezów z $\lambda_{SN} > 0$, z punktu widzenia zmian wartości kąta $\alpha_{\phi\omega}$ i prędkości narastania przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, co wykazano w punkcie B. 2.2. Stosowanie ich umożliwiło jednak obniżenie kosztów badań, bez obniżenia możliwości wnioskowania o przebiegu procesu skrawania, przy czym dla frezów o $\lambda_{SN} > 0$, wyniki obróbki będą prawdopodobnie bardziej korzystne niż

prezentowane w niniejszej pracy, ze względu na mniejszą dynamiczność procesu frezowania.

3.2.1. Badania rozpoznawcze nad doбором warunków frezowania

Badania rozpoznawcze nad doбором warunków frezowania prowadził autor [40] przy obróbce stopów aluminium PA4N i AK9 oraz żeliwa Z1 25 i Zs4505, frezami przedstawionymi na rysunku 30, w układzie kwadratu łacińskiego, oznaczanym w pracy [65] jako: PS/RQ-L:4x4.



Rys. 30 Przyjęte rozwiązanie konstrukcyjne freza z $\lambda_{SN} < 0$ w badaniach opisanych w pracy [40]

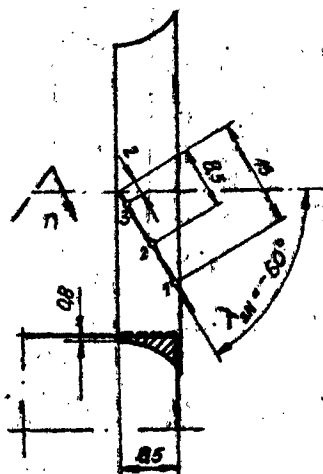
Sprawdzano w nich istotność wpływu posuwu na jedno ostrze, prędkości skrawania i środowiska skrawania na chropowatość wzdłużną powierzchni obrobionej. Wartości czynników zmiennych dobrano w oparciu o zalecenia [58] doboru wartości tych czynników, odpowiednio dla danego materiału i kształtu obrobionej powierzchni; lecz dla frezowania ostrzami o krawędziach skrawających nieprostoliniowych. Wartości maksymalne poszczególnych czynników dobrano tak, by były one około 2 razy większe od przyjętych wartości minimalnych. Stwierdzono w tych badaniach, że przy poziomie istotności $\alpha = 0,05$, na parametr R_a chropowatości wzdłużnej obrobionej powierzchni wpływa tylko: środowisko skrawania przy obróbce stopów aluminium, a przy frezowaniu żeliwa Zl 25 prędkość skrawania. Natomiast posuw na jedno ostrze w zakresie badanym nie ma wpływu na chropowatość wzdłużną powierzchni obrobionej. Brak istotnego wpływu posuwu p_z na parametr R_a chropowatości wzdłużnej związany jest z małą dynamicznością obróbki [12], [52] w stosunku do frezowania powierzchni kształtowych ostrzami o nieprostoliniowych krawędziach skrawających, gdzie p_z jest istotnym czynnikiem wpływającym na chropowatość wzdłużną obrobionej powierzchni [15], [20].

autor wykazał także w pracy [40], że dobór miejsca pomiaru wzdłuż łuku hiperboli nie ma istotnego wpływu na wartość parametru R_a i R_z chropowatości wzdłużnej obrobionej powierzchni.

Jednocześnie stwierdzono w tych badaniach, że przy posuwach $f_p = 0,025; 0,03$ i $0,05 \frac{\text{mm}}{\text{ostrze}}$, nie można było frezować na sucho stopów aluminium z powodu znacznego przywierania materiału obrabianego do ostrza skrawającego. Było to podstawą do podjęcia dalszych badań rozpoznawczych autora.

3.2.2. Badania rozpoznawcze warunków powstawania wióra z warstwy skrawanej

Badania te przeprowadzono w układzie statycznym kompletnym, oznaczonym w pracy [65] jako: PS/DK: 2², z trzykrotnymi powtórzeniami, przy frezowaniu przeciwbieżnym stopu aluminium PA4N, pojedynczym ostrzem ze stali szybkoobrotowej S1 18, na sucho i przy grawitacyjnym podawaniu płynu obróbkowego - 10% alumolu. Czynniki zmiennymi były: prędkość skrawania $v \in \langle 106; 283 \rangle$ m/min i posuw $f_p \in \langle 0,064; 0,16 \rangle \frac{\text{mm}}{\text{ostrze}}$; czynnikami stałymi zaś: frezarka typu FNC25A3 /prod. polskiej/, $\lambda_{\text{ON}} = 60^\circ$, $a_h = 30$ mm, $\alpha_{\text{NN}} = 6^\circ$, $\gamma_{\text{NN}} = 15^\circ$. Usytuowanie krawędzi skrawającej freza względem przedmiotu obrabianego przedstawiono na rysunku 31. Minimalną wartość posuwu dobrano w oparciu o omawiane już badania [40], w których można było frezować na sucho stop PA4N dopiero przy $f_p = 0,06 \frac{\text{mm}}{\text{ostrze}}$. Frezowanie w warunkach, kiedy tylko jedno ostrze styka się z powierzchnią skrawania jest nieporównywalne z frezowaniem w czasie którego z powierz-



rys. 31. Usytuowanie przyjętych miejsc pomiaru kąta spływu i szerokości wióra przy frezowaniu jednym ostrzem

inną skrawania styka się więcej niż jedno **ostrze**, z powodu zmiany dynamiczności obróbki, co wynika na przykład z pracy [11]. W badaniach autora skrawano **pojedynczym** ostrzem dlatego, aby wyeliminować wpływ bicia **układu**: **ostrze** freza - trzpień frezarki - **wrzeciono**, na przebiegu procesu powstawania wióra. Podczas każdego **powtórzenia** mierzono na czterech wiórach po ich **wyprostowaniu** [85] **średni kąt spływu** wióra i jego **szerokość w punktach** 2, 3 /rys. 31/. **2 kąt spływu** i szerokości wióra określono **średni współczynnik szerokości wióra** k_{137} . **Wynaczone** funkcje regresji przedstawiono w **tablicach 5 i 6**.

Równania regresji średniego kąta spływu wióra $\eta_{w\bar{s}r}$ w punktach 1, 2, 3 przedstawionych na rysunku 31, na różnych poziomach istotności, przy frezowaniu stopu PA4N

Tablica 5

Punkt pomiarowy (rys. 31)	Równania regresji $\eta_{w\bar{s}r}$ [°]		
	1	2	3
Zrodowisko skrawania	$v \in < 155; 288 > \frac{m}{min}$	$v \in < 109; 272 > \frac{m}{min}$	$v \in < 106; 264 > \frac{m}{min}$
	$\lambda_s = - 52,4^\circ$	$\lambda_s = - 54,6^\circ$	$\lambda_s = - 59,9^\circ$
	$\gamma_{p\omega} = + 5,4^\circ$	$\gamma_{p\omega} = - 12,8^\circ$	$\gamma_{p\omega} = - 28,5^\circ$
	$a_{max} \in < 0,024; 0,060 > mm$	$a_{max} \in < 0,018; 0,054 > mm$	$a_{max} \in < 0,004; 0,010 > mm$
0,001	$\eta_{w\bar{s}r} = 59,2$	$\eta_{w\bar{s}r} = 55,8$	
0,01	$\eta_{w\bar{s}r} = 69,6 \frac{P_z}{v}$	$\eta_{w\bar{s}r} = 71,6 \frac{P_z}{v}$	
0,05	$\eta_{w\bar{s}r} = 73,4 \frac{P_z^{0,69}}{v^{0,20}}$	$\eta_{w\bar{s}r} = 66,3 \frac{P_z^{0,14}}{v^{0,027}}$	
0,1	Jak wyżej	Jak wyżej	$\eta_{w\bar{s}r} = 52,8$
0,01	$\eta_{w\bar{s}r} = 44,6$	$\eta_{w\bar{s}r} = 48,3$	$\eta_{w\bar{s}r} = 48,9$
0,05	$\eta_{w\bar{s}r} = 746 \frac{P_z^{0,12}}{v^{0,044}}$	$\eta_{w\bar{s}r} = 103 \frac{P_z^{0,11}}{v^{0,10}}$	$\eta_{w\bar{s}r} = \frac{185}{v^{0,26}}$
0,1	Jak wyżej	Jak wyżej	Jak wyżej
na sucho			

Tablica 6

Równania regresji średniego współczynnika skrócenia wióra k_{16r} w punktach 1, 2, 3 przedstawionych na rysunku 31 na różnych poziomach istotności przy frezowaniu stopu B14N

Skrajnie skrajnie	Równanie regresji k_{16r}		
	1	2	3
Punkt pomiarowy (rys. 31)	$v_e < 155; 288 > \frac{m}{min}$	$v_e < 109; 272 > \frac{m}{min}$	$v_e < 106; 264 > \frac{m}{min}$
Poziom istotności OC	$\lambda_B = -52,4^\circ$	$\lambda_B = -54,6^\circ$	$\lambda_B = -59,9^\circ$
	$\gamma_{n\omega} = +5,4^\circ$	$\gamma_{n\omega} = -12,8^\circ$	$\gamma_{n\omega} = -28;5^\circ$
	$a_{max} \in < 0,024; 0,060 > mm$	$a_{max} \in < 0,018; 0,054 > mm$	$a_{max} \in < 0,004; 0,01 > mm$
	$k_{16r} = 4,31$	$k_{16r} = 3,56$	
	$k_{16r} = \frac{2,08}{p_z 0,32}$	$k_{16r} = \frac{1,61}{p_z 0,35}$	$k_{16r} = 2,85$
0,01	$k_{16r} = \frac{4,13}{p_z 0,32 \cdot v^{0,13}}$	$k_{16r} = \frac{3,94}{p_z 0,35 \cdot v^{0,17}}$	$k_{16r} = \frac{2,92}{p_z 0,25 \cdot v^{0,20}}$
0,1	jak wyżej	jak wyżej	jak wyżej
0,01	$k_{16r} = 15,74$	$k_{16r} = 11,71$	
0,05	$k_{16r} = \frac{5,95}{p_z 0,33}$	$k_{16r} = \frac{5,29}{p_z 0,34}$	
0,1	$k_{16r} = \frac{8,15}{p_z 0,33 \cdot v^{0,11}}$	$k_{16r} = \frac{41,2}{p_z 0,48 \cdot v^{0,44}}$	$k_{16r} = 8,9$

Podobnie jak w badaniach [40] stwierdzono, że parametr R_a chropowatości wzłukowej powierzchni obrabianej przy stosowaniu powierzchni kształtowych przedmiotów ze stopu aluminium P.4M ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających w warunkach stosowania płynu obróbkowego - 10% alumolu, jest praktycznie niezależny od wartości posuwu p_z .

Stwierdzono bowiem, że dopiero przy poziomie istotności $\alpha = 0,20$, można określić funkcję regresji:

$$R_a = 0,75 \cdot p_z^{0,24} [\mu\text{m}] \quad (119)$$

natomiast przy poziomie istotności $\alpha = 0,10$; $R_a = 0,43 \pm 0,03 \mu\text{m}$. Niska wartość parametru R_a związana jest z korzystną charakterystyką dynamiczną rozpatrywanego frezowania, przy stosowaniu znacznych wartości kątów $|\lambda_{SN}|$ oraz prawdopodobnie niską przyjętą wartością posuwu p_z .

W opisywanych badaniach czas styku ostrza z przedmiotem obrabianym przy jednym obrocie freza wynosił $\tau_{st} \in (0,008; 0,020)$ s. Czas styku punktów 1, 2, 3 krawędzi skrawającej, wynosił odpowiednio: $\tau_{p1} \in (0,0032; 0,0075)$ s; $\tau_{p2} \in (0,0023; 0,0057)$ s; $\tau_{p3} \in (0,0016; 0,0041)$ s. Przy tak niskich czasach styku krawędzi skrawającej z powierzchnią skrawania, istotne może być oddziaływanie na sam proces powstawania wióra z warstwy skrawanej błonek smarowych, które tworzą się na ostrzu w warunkach stosowania płynu obróbkowego, a które obni-

dzają tarć ostrza o powierzchnię skrawania. Uzasadnia to obserwowane znaczne zmiany średniego kąta spływu wióra w zależności od tego, czy frezowano na sucho, czy z zastosowaniem 10% alumolu.

Wartości średniego kąta spływu wióra i średniego współczynnika skrócenia wióra dla określonego punktu krawędzi skrawającej, zależne są głównie od posuwu p_z , a dopiero na niższym poziomie ufnosci od prędkości skrawania v , co wynika z tablic 5 i 6, przy czym posuw p_z związany jest zależnością (98) z grubością warstwy skrawanej. Obserwuje się więc istotne oddziaływanie grubości warstwy skrawanej zarówno na współczynnik skrócenia, jak i kąt spływu wióra.

W otoczeniu punktów krawędzi skrawającej, dla których przeprowadzono opisywane pomiary, występowały różne warunki geometryczne, kinematyczne i fizyczne powstawania wióra z warstwy skrawanej. Dlatego w określonych punktach pomiaru występowały różne wartości średniego kąta spływu i średniego współczynnika pogrubienia wióra, przy czym stwierdzono /tabl. 5/, że kąt spływu wióra może być zarówno mniejszy, jak i większy od kąta λ_s .

Wyniki pomiarów dla punktu 3 /rys. 31/ zakłócone były oddziaływaniem obrabianej powierzchni w postaci płaszczyzny. Jednocześnie dla punktu tego występowała najmniejsza średnia grubość warstwy skrawanej, co może mieć wpływ na wielkości mierzone i określone. Wykazano

bowiem [32], że w chwili styku ostrza z materiałem obrabianym przy frezowaniu obwodowym przeciwbieżnym, występuje nagłatanie powierzchni skrawania zależne od promienia zokrąglenia ostrza. Stąd dla punktu B wpływ posuwu p_z i prędkości skrawania na wielkość σ są równo i określano występuje dopiero przy wyższych wartościach poziomu istotności.

2.3. Badania porównawcze trwałości ostrza

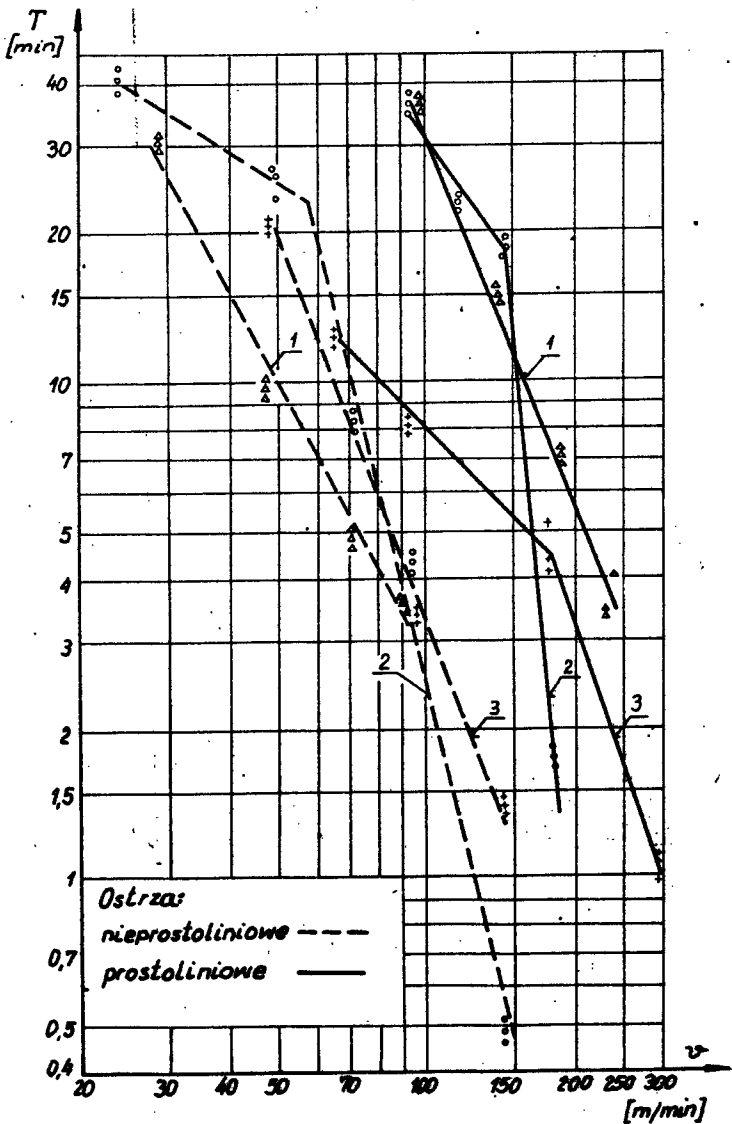
Odmienne warunki powstawania wióra przy frezowaniu powierzchni kształtowych o prosto- i nieprostoliniowych krawędziach skrawających mogą wpływać na trwałość ostrza. Badania porównawcze skrawania prosto- i nieprostoliniową krawędzią skrawającą przeprowadzał autor [46] przy skrawaniu materiałów, które przy skrawaniu prostokątnym powodują zużywanie się ostrza głównie od strony powierzchni przyłożenia [1]. W trakcie badań skrawano żywicę fenolową i melaminową z zawartością $54 \pm 3,6$ tkaliny szklanej oraz w celach porównawczych z innymi tworzywami sztucznymi PCW twarde. Określano zależność $T = \frac{C_T}{v^S}$ dla frezów z prosto- i nieprostoliniowymi krawędziami skrawającymi. W badaniach [46] stosowano frezy o prostoliniowych krawędziach i parametrach takich, jak w badaniach [40] oraz frezy półokrągłe i wklęsłe NFRb12 /według PN-64/M-57611/. W przedstawionych w pracy [46] badaniach stwierdzono, że w obu omawianych odmia-

nach frezów dopuszczalne zużycie ostrza od strony powierzchni przyłożenia h_p dop jest jednakowe i wynosi 0,5 mm, przy czym wartość tego zużycia należało mierzyć w płaszczyźnie prostopadłej do płaszczyzny podstawowej P_p , a nie w płaszczyźnie P_n . Stwierza się więc, że porównywalny kąt przyłożenia frezów z punktu widzenia trwałości ostrza leży w przekroju prostopadłym do płaszczyzny P_p , układu płaszczyzn do wyznaczania kątów ostrza skrawającego.

Wyniki opisywanych badań przedstawiono na rys. 32 i w tabeli 7, z których wynika, że trwałość ostrza jest większa przy stosowaniu frezów o krawędziach skrawających prostoliniowych od uzyskiwanej trwałości ostrza dla frezów o nieprostoliniowych krawędziach skrawających. Dla ostrzy obu odmian frezów występowały różne jednostkowe obciążenia krawędzi skrawającej i różne warunki powstawania wióra z warstwy skrawanej.

Porównując drogi frezowania przy stałej porównywalnej prędkości skrawania stwierdzono, że do wystąpienia stępienia ostrza, można uzyskać frezami o krawędziach skrawających prostoliniowych w stosunku do frezów o krawędziach skrawających nieprostoliniowych większą drogę frezowania, przy obróbce:

- żywicy fenolowej z tkaniną szklaną, około 11 razy,
- żywicy melaminowej z tkaniną szklaną, około 3,2 razy,
- PCW twardego, około 2,3 razy.



Rys. 32. Wyniki badań porównawczych trwałości ostrza o prosto- i nieprostoliniowych krawędziach skrawających przy frezowaniu: 1 - szkła fenolowego, 2 - szkła melaminowego, 3 - PCW twardego

Tablica 7

Opracowane zależności $T = f(v)$ min dla wyników badań porównawczych przedstawionych na rysunku 32

Materiał obrabiany	Krawędź skrawająca freza	
	prostoliniowa	nieprostoliniowa
Szko fenolowe /Modafen 100/	$T = \frac{794 \cdot 10^4}{v^{2,68}}$ dla $v = 93 \div 234$ m/min	$T = \frac{228 \cdot 10^2}{v^{1,96}}$ dla $v = 30 \div 93$ m/min
Szko melaminowe /Polomel S/	$T = \frac{25200}{v^{1,46}}$ dla $v = 90 \div 143$ m/min	$T = \frac{364}{v^{0,69}}$ dla $v = 27 \div 57$ m/min
	$T = \frac{973 \cdot 10^{22}}{v^{11,43}}$ dla $v = 143 \div 180$ m/min	$T = \frac{1068 \cdot 10^6}{v^{4,33}}$ dla $v = 57 \div 143$ m/min
PCW - twar	$T = \frac{1160}{v^{1,04}}$ dla $v = 72 \div 180$ m/min	$T = \frac{554 \cdot 10^3}{v^{2,61}}$ dla $v = 50 \div 143$ m/min
	$T = \frac{258 \cdot 10^5}{v^{2,99}}$ dla $v = 180 \div 295$ m/min	

Jednocześnie w badaniach tych [46] autor stwierdził niższą temperaturę skrawania przy stosowaniu ostrzy o krawędziach prostoliniowych w stosunku do skrawania ostrzami nieprostoliniowymi. Objawiło się to tym, że dla

PCW twardego na powierzchni obrabianej frezami o nieprostoliniowych krawędziach skrawających występowały wyraźne nadtopienia warstwy wierzchniej, czego nie udało się zaobserwować na powierzchni obrobionej frezami o krawędziach skrawających prostoliniowych przy tych samych parametrach skrawania. Występującą różnicę temperatur skrawania można tłumaczyć tak duże różnice w trwałościach ostrzy badanych frezów. Temperatura skrawania zależy od pracy skrawania i warunków odprowadzania ciepła, przy czym jednym ze wskaźników warunków odprowadzania ciepła jest długość czynnej krawędzi skrawającej [68]. Długość ta dla prostoliniowych krawędzi skrawających jest większa od długości dla stosowanych krawędzi skrawających nieprostoliniowych.

Zaobserwowano w badaniach frezowania stopu aluminium PM4N, stosunkowo małą chropowatość obrobionej powierzchni i przy frezowaniu PCW twardego, stosunkowo niską temperaturę skrawania, dającą podstawę do stwierdzenia, że stan warstwy wierzchniej przy wykonywaniu powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających jest istotnie różny od stanu otrzymanego przy wykonywaniu tych powierzchni ostrzami o nieprostoliniowych krawędziach skrawających, przy tej samej prędkości skrawania i posuwie p_z . Zagadnienia związane z temperaturą skrawania i stanem warstwy wierzchniej wymagają dalszych badań.

Część C. W n i o s k i

Przeprowadzona analiza prac teoretycznych i doświadczalnych dotyczących zastosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych z uwzględnieniem literatury omawiającej zagadnienia związane z tym problemem, upoważnia do wysunięcia niżej podanych wniosków oraz nakreślenia proponowanych kierunków dalszych badań.

1. Wnioski o charakterze teoretyczno-poznawczym

1.1. Zastosowanie ostrzy o prostoliniowej krawędzi skrawającej pochylonej pod kątem λ_s , daje możliwość wykonywania tymi ostrzami określonych powierzchni kształtowych. Powierzchnie te mogą także zastępować niektóre powierzchnie, które w rzutach na rysunku technicznym są zapisywane łukami okręgu lub innych krzywych.

1.2. Podczas stosowania tego sposobu wykonywania powierzchni dają się zaobserwować następujące objawy towarzyszące skrawaniu:

a/ wzdłuż prostoliniowej krawędzi skrawającej występuje istotne wzajemne oddziaływanie warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej krawędzi skrawającej pochylonej pod kątem λ_s .

Oddziaływanie to wywiera istotny wpływ na kąt spływu wióra oraz współczynnik pogrubienia względnie skrócenia wióra.

Na różnych odcinkach tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej występuje różny współczynnik pogrubienia wióra, przy czym wartość jego rośnie wraz ze zmniejszaniem się kąta natarcia wzdłuż krawędzi skrawającej.

W badaniach z zakresu powstawania wióra z warstwy skrawanej, przy okresowym styku ostrza z przedmiotem obrabianym stwierdzono, że w zależności od warunków geometrycznych, średni kąt spływu wióra może być zarówno mniejszy jak i większy od kąta pochylenia krawędzi skrawającej λ_s , w otoczeniu rozpatrywanego punktu krawędzi skrawającej.

Jednocześnie stwierdzono istotny wpływ grubości warstwy skrawanej nie tylko na spęczenie wióra, ale także na kąt jego spływu.

Niewzględnianie wpływu grubości warstwy skrawanej w dotychczasowych badaniach kąta spływu wióra przy skośnym swobodnym skrawaniu jest prawdopodobnie przyczyną znacznych różnic w wynikach badań różnych autorów.

b/ zostało wykazane, że miarą dynamiczności obróbki przy frezowaniu z kątami $\lambda_s = 0$, może być prędkość narastania wartości pola przekroju poprzecznego warstwy skrawanej, określana współczynnikiem $k_{Fz} = \frac{\partial F_z}{\partial \varphi}$. Stwierdzono, że prędkość narastania wartości pola.

przekroju poprzecznego warstwy skrawanej przy frezowaniu powierzchni walcowej ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, różniących się tylko znakiem kąta λ_{SN} - jest stała i przyjmuje wartość:

$$\frac{k_{Fz} \in (\lambda_{SN} > 0)}{k_{Fz} \in (\lambda_{SN} < 0)} = \cos^2 \omega ,$$

gdzie, ω - występujący dla danego kąta λ_{SN} , maksymalny kąt skręcenia płaszczyzn podstawowych układu wymiarowania kątów ostrza dla skrajnych punktów czynnej długości krawędzi skrawającej.

c/ badania toczenia wykazały, że obciążenie ostrza wzdłuż prostoliniowej krawędzi skrawającej jest zmienne zarówno co do wartości siły, jak i kierunku jej działania. Najbardziej obciążonym fragmentem ostrza przy danym kącie λ_s jest część odpowiadająca maksymalnej wartości kąta ω .

d/ badania frezowania powierzchni kształtowych walcowych wykazały, że przy stosowaniu ostrzy o krawędziach skrawających prostoliniowych występuje znaczny wzrost trwałości ostrza w stosunku do frezowania podobnych powierzchni ostrzami nieprostoliniowymi, przy obróbce niektórych materiałów, które w warunkach prostokątnego skrawania zużywają ostrza głównie od strony powierzchni przyłożenia.

c/ przy frezowaniu ostrzami o krawędziach skrawających prostoliniowych i nieprostoliniowych stwierdzono, że wartość dopuszczalnego ich zużycia h_p jest jednakowa jeżeli pomiaru dokonuje się w kierunku prostopadłym do płaszczyzny P_n , natomiast różna przy pomiarze w płaszczyźnie P_n . Stwierdzono więc, że istotnymi z punktu widzenia zużycia ostrza przy skośnym skrawaniu mogą być kąty α_{oe} lub α_{fe} , które przy frezowaniu są bliskie α_o i α_f , a nie jak podaje się w niektórych pracach [69], [73] kąt α_n .

2. Wnioski o charakterze użytkowym

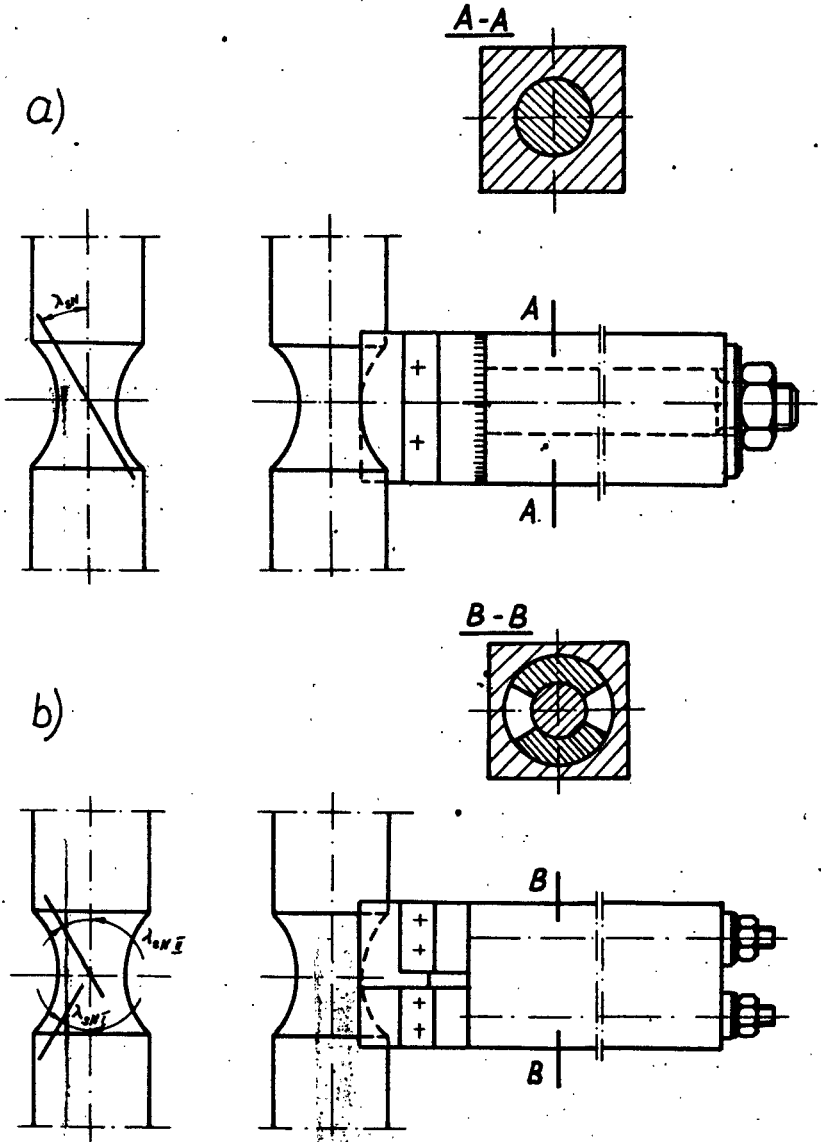
a/ sposób sprawdzania możliwości geometrycznych i kinematycznych stosowania ostrzy o prostoliniowych krawędziach do obróbki powierzchni kształtowych wraz z rozwiązaniem przykładem przedstawionym w punkcie B.2.1. pracy, w którym aproksymowano hiperbolą łuk okręgu, może mieć zastosowanie także do innych krzywych, przy takich sposobach skrawania jak: toczenie, pogłębianie i frezowanie. Przy rozpatrywaniu możliwości zastosowania prostoliniowej krawędzi skrawającej zamiast nieprostoliniowej, do wykonywania powierzchni których kierownicą normalną jest łuk okręgu /rys. 8/ pomocnym jest rysunek 9. Z rysunku tego wynika, że w przypadku aproksymacji hiperbolą łuku okręgu o kącie środkowym $\varphi_r \ll 45^\circ$, można uzyskać względny błąd aproksymacji $\delta < 2\%$, co w wielu

przypadkach jest błędem dopuszczalnym, mieszczącym się w polu tolerancji kształtu aproksymowanego łuku.

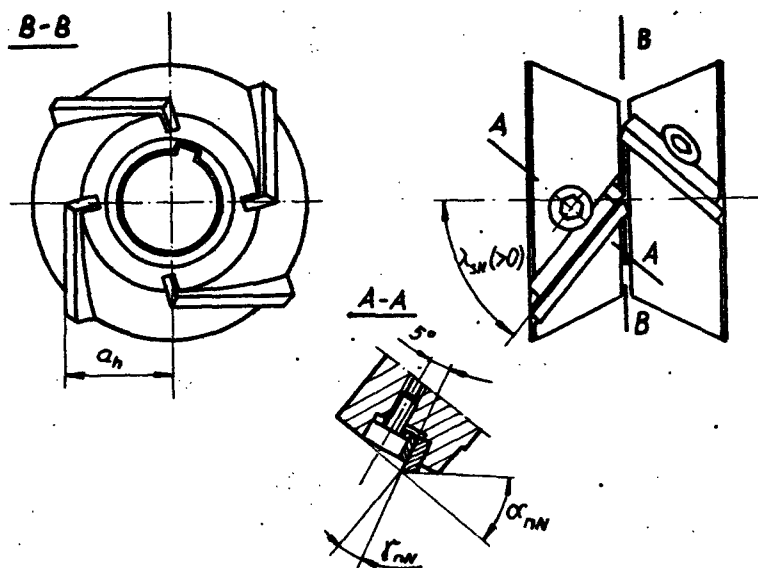
b/ w przypadkach gdy istnieje możliwość wykorzystania części hiperboloidy jednowłokowej obrotowej z jednej strony przekroju sztywnego tej hiperboloidy jako powierzchnię działania narzędzia, szczególnie korzystnymi z punktu widzenia cech geometrycznych ostrza i dynamiczności obróbki są rozwiązania, gdy zastosuje się przy toczeniu powierzchni zewnętrznych $\lambda_{sN} < 0$, natomiast przy pogłębianiu powierzchni wewnętrznych i frezowaniu $\lambda_{sN} > 0$. Przykłady niektórych rozwiązań przedstawiono na rysunku 33 i 34.

c/ wykazane zostało, że wartość wprowadzonego stosunku $\frac{P_m \omega}{P_n \omega}$ składowych sił skrawania w układzie $Olm'n'$ /rys.4/ z uwzględnieniem wartości tych sił, może być przydatna do doboru materiałów na ostrze skrawające. Stwierdzono, w badaniach toczenia stopu aluminium PA4N ostrzem ze stali szybko tnącej SW18, przy $\lambda_{sN} = 50^\circ$, że wartość stosunku $\frac{P_m \omega}{P_n \omega}$ zmieniała się od 0,65 dla $\omega > 0$ do 1,7 dla $\omega < 0$.

d/ w badaniach frezowania powierzchni kształtowych walcowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających stwierdzono, że wartość posuwu nie wywiera istotnego wpływu na parametr R_a chropowatości wzdłużnej po-



Rys. 33. Przykłady noży tokarskich o prostoliniowych krawędziach skrawających z nastawnymi kątami λ_{SN}



Rys. 34. Przykład rozwiązania freza o prostoliniowej krawędzi skrawającej z $\lambda_{SN} > 0$

wierzchni obrabianej, w zakresie do $p_z = 0,16 \frac{\text{mm}}{\text{ostrze}}$ przy obróbce stopu aluminium i do $p_z = 0,08 \frac{\text{mm}}{\text{ostrze}}$ przy obróbce żeliwa. Tym samym stosowanie frezów z ostrzami o krawędziach skrawających prosto- zamiast nieprostoliniowych do obróbki omawianych powierzchni, pozwala intensyfikować obróbkę z punktu widzenia dopuszczalnej chropowatości obrabianej powierzchni, i jak wykazano w punkcie B 3. 2.3. trwałości ostrza względnie prędkości skrawania.

3. Proponowane kierunki dalszych badań

Wykonane badania, ich analiza oraz postulowane wnioski upoważniają do wysunięcia niżej podanych propozycji kierunków dalszych badań w zakresie prezentowanego problemu.

a/ dalsze analizy teoretyczne omawianego sposobu wykonywania powierzchni winny zmierzać w kierunku opracowania występujących cech geometrycznych przy $\alpha_{rN} \neq 90^\circ$ oraz aproksymacji hiperbolą innych krzywych od łuku okręgu, co w postaci przykładu dla $\alpha_{rN} = 90^\circ$ przedstawiono w niniejszej pracy. Należałoby także opracować cechy geometryczne tego sposobu wykonywania powierzchni przy różnych sprzężeniach powierzchni działania narzędzia z powierzchnią obrobioną, z uwzględnieniem innych powierzchni niż opracowanych w niniejszej pracy, na przykład: śrubowych.

b/ dla zwiększenia stosowania przedstawionego sposobu wykonywania powierzchni kształtowych celowym jest prowadzenie badań optymalizujących kąt pochylenia krawędzi skrawającej i warunki obróbki z uwzględnieniem jakości wytwarzanych przedmiotów.

c/ przedstawiony sposób wykonywania powierzchni kształtowych wymaga poznania i opracowania mechanizmu powstawania wióra z warstwy skrawanej. Należy w nim uwzględ-

dnic stwierdzone wzajemne oddziaływanie warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej samej prostoliniowej krawędzi skrawającej. Jednocześnie należałoby w tym mechanizmie także uwzględnić stwierdzony doświadczalnie [2] fakt, że kąt ścinania nawet przy swobodnym prostokątnym skrawaniu nie odpowiada kątowi, przy którym zachodzą najmniejsze straty energii.

d/ celowe jest prowadzenie badań procesu skrawania ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających ze znacznymi dodatnimi oraz ujemnymi wartościami kąta natarcia γ_n przy równocześnie znacznych wartościach kąta λ_{SN} . Badania te z jednej strony określiłyby obszar możliwości tworzenia się wióra z warstwy skrawanej, z drugiej strony mogą określić dogodne warunki skrawania, które będzie można zastosować do wykonywania także innych powierzchni różnymi sposobami skrawania. Kierunek ten przy dodatnich wartościach kątów γ_n uzasadniony jest zaobserwowanym w trakcie prowadzonych badań obszarem warunków skrawania, w których współczynnik pogrubienia wióra nie różnił się istotnie od jedności, oraz korzystnym układem sił działających na ostrze. Występowało to powtarzalnie w warunkach badań opisanych w punkcie B 3.1.2, przy $\lambda_{SN} = -60^\circ$, $p = 0,125 \frac{\text{mm}}{2\text{rad}}$, $\omega = -19^\circ$. Określenie obszaru dopuszczalnych ujemnych wartości kątów natarcia pozwoli na zwiększenie zakresu stosowności omawianego sposobu wytwarzania powierzchni przed-

miotów.

e/ czynniki wpływające na siły skrawania wymagają dalszych badań, co pozwoli racjonalniej dobrać warunki obróbki z punktu widzenia obciążenia ostrza i przedmiotu obrabianego a także energochłonności obróbki. Z badaniami sił skrawania wiąże się zagadnienie wpływu tych sił na stan warstwy wierzchniej i jej własności użytkowe [53].

f/ celowe jest prowadzenie badań nad dynamicznością obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o krawędziach skrawających prostoliniowych, co ma wpływ na trwałość ostrza i stan warstwy wierzchniej przedmiotu, ze szczególnym uwzględnieniem sił i temperatury. W badaniach tych wśród czynników zmiennych należałoby uwzględnić czas wcinania, stosunek promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej do grubości warstwy skrawanej [50], oraz przedstawiony współczynnik prędkości narastania przekroju poprzecznego warstwy skrawanej.

g/ celowe jest dalsze prowadzenie badań nad postacią i odmianą tworzącego się w czasie skrawania wióra. Badania te będą prawdopodobnie nabierały coraz większego znaczenia wraz ze wzrostem stosowania wysokowydajnej obróbki w układach automatycznych.

Literatura

1. Adam J.I., Il'in S.V.: Vlijanie ugla nakhlona režuščej kromki na charakter iznosa i stojkost' instrumenta. Vestnik Mašinostroenija. 1975, nr 2
2. Akiyama Toshihiko, Kishinami Tateshi, Saito Katsumasa, Hoshi Koichi: A study of the orthogonal cutting mechanism by controlled shear angle experiments. Mem. Fac. Eng. Hokkaido Univ. 1975, nr 1. Także w: Ekspres Informacija - Režuščie Instrumenty. 1975, nr 48
3. Betaneli A.I.: Pročnost' i nadežnost režuščego instrumenta. Tbilisi: Sabčota Sakartvelo, 1973
4. Bobrov V.F., Ieruzalimskij D.E.: Rezanie metallov samovraščajuščimisja rezcami. Moskva: Mašinostroenie, 1972
5. Bobrov V.F.: Osnovy teorii rezanija metallov. Moskva: Mašinostroenie, 1975
6. Bobrov V.F.: Vlijanie ugla nakhlona glavnoj režuščej kromki na process rezanija metallov. Moskva: Mašgiz, 1962
7. Borkowski W.: Wplyw geometrii bieźni krzywek automatu tokarskiego na jakość obrobionych powierzchni. Mechanik. 1971, nr 10.
8. Chaet G.L.: Pročnost' režuščego instrumenta. Moskva: Mašinostroenie, 1975
9. Choi C.Y.: An experimental study of plastic deforma-

- tion due to oblique cutting. *Advances Machine Tool Design and Research, Part 2*, 1968. Oxford, ..., 1969
10. Darmančev S.K.: *Fasonnye rezcy*. Leningrad: Mašinstroenie, 1963
 11. Deselaers L.: Untersuchungen über den dynamischen Zerspankraftanteil beim Umfandsfräsen. *Industrie Anzeiger*. 1975, nr 51
 12. Dmochowski J., Marchelek K.: Wpływ niektórych właściwości dynamicznych napędu głównego frezarki na przebieg procesu frezowania. *Zesz. Nauk. Politechniki Warszawskiej*, nr 176. *Mechanika*, nr 24. 1968
 13. Dmochowski J.: *Podstawy skrawania*. Warszawa: Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, 1975
 14. Enache S., Cartina D., Strajescu E.: Recherches concernant l'influence de la géométrie de l'outil sur les conditions de coupe. *Annals of the CIRP*, vol. 23/1, 1974
 15. Elscharkawy M.K.: Analytische und experimentelle Untersuchung der Oberflächengüte beim Schlagzahnfräsen. *Wiss. Z. Techn. Hochsch. O. Guericke, Magdeburg*, 1975, nr 4
 16. Fejman I.I.: Nekotorye voprosy svobodnogo kosougol'nogo rezanija. *Izvestia Vysšich Učebnych Zavedenij*. 1967, nr 11
 17. Fremgangsmåde til fraesning af cirkulaere profiler og fraeshoveder til gennemførelse af fremgangsmåden. Patent duński, kl. 49b, 12/15 nr 102658. Twórcy:

K. Gerlach, E. Linsinger

18. Frez kształtowy. Patent PRL, kl. 49b 5/14 nr 63449.
Twórca: H. Latoś
19. Gordon Carroll M.: Blade tool boosts metal removal.
American Machinist, 1972, nr 1
20. Gostiščeva L.K., Sovetov V.M., Chlijan L.D.: Šerohovatost' obrabotannoj poverchnosti pri frezerovanii polukruglymi vognutymi frezami. V.: Vibracionnaja obrabotka detalej mašin i priborov. Rostov-na Dony. 1972
21. Górski F., Harasymowicz J.: Podstawy projektowania narzędzi skrawających wraz z zagadnieniami technologicznymi. Warszawa: PWN, 1976
22. Granovskij G.I.: Kinematika rezanija. Moskva: Mašgiz, 1948
23. Harasymowicz J.: Analiza wytrzymałościowego zużycia skrawających ostrzy z węglików spiekanych w zależności od cech stereometrycznych ostrza i warunków skrawania przy nieciągłym procesie obróbki. Zesz. Nauk. Politechniki Krakowskiej, Mechanika, 1972, nr 1
24. Harasymowicz J., Rogoda W.: Nastawna głowica do obróbki wałków z tworzyw niemetalowych, szczególnie z drewna. Rzeszów: I Ogólnopolska Konferencja Naukowo-Techniczna, na temat: Obróbka materiałów niemetalowych. Rzeszowskie Towarzystwo Przyjaciół Nauk, 1970

25. Henke Russell F.: Analysis of oblique forces. Transactions of the ASME. 1967, nr 2
26. Hidasi K.: Die durch in Koordinatensystem des Werkzeugmaschinenstells eine geradlinige gleichmässige Bewegung Verrichtenden, mit Hilfe eines geradschneidigen Werkzeuges drehbareren Flächen. Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae. 1971, nr 3 i 4
27. Hsü T.C., Choi C.Y.: Measurement and representation of cutting force due to oblique machining. International Journal of Machine Tool Design and Research. Pergamon Press. 1970, vol. 10
28. Jaworski Z.: Toczenie kształtowe. Warszawa: PWT, 1958
29. Kaczmarek J.: Podstawy obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej. Warszawa: WNT, 1970
30. Kasjan M.V., Minasjan G.S., Bagdasarjan G.B., Arutjunjan G.A.: O nektorych zakonomernostjach pri primenenii bezveršinnogo rezca BRM-1. W: Fizika rezanija metallov, vyp. IX. Erevan: Akademiya Nauk Armjanskoj SSR, 1973
31. Konovalov E.G., Sidorenko V.A., Sous A.V.: Progressivnye schemy rotacionnogo rezanija metallov. Minsk: Nauka i Technika, 1972
32. Kortylewski E.: Optymalizacja wybranych parametrów skrawania drewna głowicą stożkową. Praca doktorska, promotor: doc. dr inż. J. Staniszewski. Akade-

nia Rolnicza w Poznaniu, 1974

33. Krepak A.S.: Issledovanie processa stružkoobrazovaniija pri frezerovanii žaropročnych stalej. W: Rezanie i Instrument. 1976, nr 16
34. Kronenberg M.: Machining Science and Application. Theory and Practice for Operation and Development of Machining Processes. Oxford: Pergamon Press 8^o, 1966
35. Kunstetter S.: Narzędzia skrawające do metali. Warszawa: WNT, 1973
36. Latoś H.: Analiza geometryczno-kinematyczna możliwości wykonywania powierzchni kształtowych narzędziami skrawającymi o hiperboloidalnej powierzchni działania. W materiałach konferencji naukowej: Postępy w rozwoju badań z zakresu technologii maszyn. Instytut Technologii Maszyn Politechniki Krakowskiej, Sekcja Technologii Komitetu Budowy Maszyn - Polskiej Akademii Nauk. Kraków, 1975
37. Latoś H.: Analiza przekroju warstwy skrawanej przy pogłębianiu powierzchni kształtowych hiperboloidalnych, pogłębiaczami o prostoliniowych krawędziach. Bydgoskie Towarzystwo Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 9, 1977
38. Latoś H.: Badanie przywarc stopów Al do ostrzy narzędzi skrawających. W: IV Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna, Postępy w teorii i technice obróbki materiałów. Kraków: Instytut Obróbki

- Skrawaniem, Sekcja Podstaw Technologii Maszyn, Polskiej Akademii Nauk, Stowarzyszenie Inżynierów i Techników Mechaników Polskich. 1973
39. Latoś H.: Cechy geometryczne warstwy skrawanej przy frezowaniu ostrzami jednokrawędziowymi prostoliniowymi o kącie $\lambda_s \neq 0$. Bydgoskie Towarzystwo Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 11, 1973 /w druku/
40. Latoś H.: Chropowatość powierzchni kształtowej, obrabianej frezami o prostoliniowych krawędziach skrawających. Zielona Góra: Materiały II Ogólnopolskiej Konferencji Naukowo-Technicznej, Tendencje rozwojowe w technologii maszyn, I sekcja, 1975
41. Latoś H.: Grubość i przekrój warstwy skrawanej przy toczeniu promieniowym powierzchni kształtowych hiperboloidalnych nożami o prostoliniowych krawędziach. Zesz. Nauk. Akademii Techniczno - Rolniczej w Bydgoszczy. 1978, nr 20
42. Latoś H.; Łoś W.: Frezy kształtowe o hiperboloidalnej powierzchni działania. Bydgoskie Towarzystwo Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 2, 1970
43. Latoś H.: Niektóre wytyczne konstrukcyjne frezów hiperboloidalnych. Bydgoskie Towarzystwo Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 3, 1971
44. Latoś H.: Wpływ kąta λ na postać wióra przy skośnym swobodnym struganiu stali 45. Bydgoskie Towarzystwo

- two Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 10; 1977
45. Latoś H.: Zastosowanie frezów hiperboloidalnych do obróbki materiałów niemetalowych. Rzeszów: I Ogólnopolska Konferencja Naukowo-Techniczna, na temat: Obróbka materiałów niemetalowych. Rzeszowskie Towarzystwo Przyjaciół Nauk, 1970
46. Latoś H., Żebrowski M.: Badanie okresu trwałości ostrza frezów hiperboloidalnych przy skrawaniu niektórych tworzyw sztucznych. Bydgoskie Towarzystwo Naukowe, Prace Wydziału Nauk Technicznych, seria B, nr 4, 1972
47. Lin G.G.I., Oxley P.L.B.: Mechanics of oblique machining: predisting chip geometry and cutting forces from work material properties and cutting conditions. Proc. Inst. Mech. Eng. 1972, nr 66
48. Luk W.K.: The direction of chip flow in oblique cutting. International Journal Prod. Research. 1972, nr 1
49. Lašev S.I., Julikov M.I.: Rasčet i konstruirovanie metallorėžuščich instrumentov s primeneniem EMT. Moskva: Mašinostroenie, 1975
50. Lvov N.P.: Opredelenie minimalno vozmožnoj toliščiny srezaemogo sloja. Stanki i Instrument. 1969, nr 4
51. Mańczak K.: Technika planowania eksperymentu. Warszawa: WNT, 1976
52. Marchelek K., Olszak W.: Stan i tendencje rozwojowe

dynamiki obrabiarek i obróbki skrawaniem. Prace Naukowe Politechniki Szczecińskiej, nr 2, 1973

53. Markowski S., Skrzypiński A.: Wybrane zagadnienia warstwy wierzchniej w budowie maszyn. Wydawnictwo Akademii Górniczo-Hutniczej w Krakowie, 1974

54. Minasjan G.S.: Bezveršinnij rezec BRM-1. Masino-stroitel. 1966, nr 6

55. Mitev V.: Vid na napragnato-deformirano sstojanie na metal, prevreščan w stružka pri rjazane na alumi-nevi splavi. Tadišnik naučnoizsled i projektno-kons-trukt. institut metaloobrab. mašin i instrum. 1967, nr 1.

56. Mórcos W.A.: A solution of the oblique continuous cutting problem in conditions of light friction at chiptool interference. Pap. ASME, ^{1971,} (nr WA/Prod. - 23

57. Nóż kształtowy promieniowy. Patent tymczasowy PRL, nr 87648, Twórca: H. Latoś

58. Obrabotka metallov rezaniem. Pod redakcją: G.A. Mo-nachov. Moskva: Mašinostroenie, 1974

59. Pal A.K., Koenigsberger F.: Some aspects of the ob-lique cutting process. International Journal Tool Design and Research. 1969, nr 1

60. Passannanti A.: Influenza dei parametri di taglio sull'angolo di sfuggita del truciolo nel taglio oblique. Tecn. ital. 1975, nr 4-6

61. Perepelica V.A.: Mnogoparametričeskie množestva ne-prerывnych preobrazovanij koordinat v primenenii

- k teorii obrazowania poverchnostej rezaniem. W.:
Rezanie i Instrument. 1974, nr 10
62. Perepelica V.A.: Traektorii toček režuščej kromki
kak kinematičeskie linii. W: Rezanie i Instrument.
1975, nr 13
63. Podgorkov V.V.: Čistovoe točenje odnokromočnymi rez-
cami. Stanki i Instrument. 1974, nr 1
64. Pogłębiacz kształtowy promieniowy. Patent tymczaso-
wy PRL, nr 37648. Twórca: H. Latós
65. Polański Z.: Podstawy metodyki badań doświadczalnych.
Prace Instytutu Obróbki Skrawaniem w Krakowie,
seria Materiały Instruktażowe. 1975, nr 112
66. Poletika M.F.: Kontaktne nagruzki na režuščich po-
verchnostjach instrumenta. Moskva: Mašinostroenie,
1969
67. Rezec. Patent ZSRR, nr 356051. Twórca: G.S. Minasjan.
68. Reznikov A.N.: Teplofizika rezanija. Moskva: Mašino-
stroenie, 1969
69. Rodin P.R., Skočko E.V.: Sily pri svobodnom kosougol-
nom rezanii. W: Technologija i avtomatizacija ma-
šinostroenija. 1973, nr 10
70. Rozenberg A.N., Chalfen R.V.: K voprosu o dejstrivi-
tel'nom napravlenii schoda stružki pri kosougol'nom
rezanii. W: Rezanie i Instrument. 1976, nr 16
71. Rozenberg A.M., Eremin A.N.: Elementy teorii proces-
sa rezanija metallov. Moskva, Sverdlovsk: Maš-
giz, 1956

72. Seminar on the application of numerically controlled machine tools. Praga, 1973
73. Škočko E.V.: Vlijanje geometričkih parametrow na iznos rezca pri svobodnom kosougol'nom rezanji. W: Rezanje i Instrument. 1973, nr 7
74. Spaans C.: The mechanics of oblique cutting, taking into account the forces on the clearance face. International Journal Machine Tool Design and Research. 1970, nr 10
75. Stabler G.V.: The chip flow law and its consequences. Advances Machine Tool Design and Research, Oxford - ... Pergamon Press, 1966
76. Stanić Jeko: Ugao pravca toka strugotine i metodi njegovog određivanja. Technika. 1969, nr 9
77. Stark M.: Geometria analityczna. Warszawa; PWN, 1967
78. Ševčenko N.A.: Geometričeskie parametry režuščej kromki instrumentow i sečenija sreza. Moskva: Mašgiz, 1957
79. Švec S.: Wykorzystanie teorii projektowania narzędzi skrawających w zakresie schematu kształtowania pierwszego i drugiego szeregu. W: IV Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna, na temat: Postępy w teorii i technice obróbki materiałów. Kraków, 1973, referat nr I/28
80. Utešev M.C., Karsetskij G.I.: Primenenie metoda matematičeskogo modelirovanija pri issledovanii instrumenta s bol'sim uglom naklona režuščego lezviya.

W: Nadežnost' režušćego instrumenta, vyp. 2. 1975

81. Vertan H.: Determinarea roatiei unitare a profilului unei scule. Constructia de Masini. 1972, nr 3
82. Victor H., Deselaers L.: Umfangsfräsen mit Hartmetall bei Kleinen Spanungsdicken. Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung. 1971, nr 5
83. Volk W.: Statystyka stosowana dla inżynierów. Warszawa: WNT, 1973
84. Wirtz A.: Ein Beitrag zur Typologie der Oberfläche. Annals of the CIRP, vol. XVII. 1969
85. Zorev N.N.: Voprosy mechaniki processa rezanija metallov. Moskva: Mašgiz, 1956



ZASTOSOWANIE OSTRZY O PROSTOLINIOWYCH KRAWĘDZIACH DO OBRÓBKI POWIERZCHNI KSZTAŁTOWYCH

Streszczenie

Praca zawiera przegląd literatury, podstawy geometryczno-kinematyczne i fizykalne obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających.

Prostoliniowa krawędź skrawająca pochyłona pod kątem λ_s , dogodna do wykonania, w wyniku najczęściej względnego ruchu głównego w stosunku do przedmiotu obrabianego może wyznaczać powierzchnię działania narzędzia w postaci części różnych powierzchni prostokreślnych. W pracy dokonano analizy zakresu możliwości stosowania tego sposobu obróbki powierzchni na przykładzie obrotowej powierzchni działania narzędzia którą stanowi część hiperboloidy jednopowłokowej obrotowej.

Opracowano zależności dotyczące cech geometrycznych ostrza i warstwy skrawanej w warunkach stałego i okresowego styku ostrza z przedmiotem obrabianym, niezbędne zarówno do analizy praktycznych jak i doświadczalnych jak i praktycznego stosowania tej odmiany skrawania.

Autor pracy udowadnia, że występujące wzdłuż prostoliniowej krawędzi skrawającej różne warunki obróbki, powodują wzajemne oddziaływanie warstw skrawanych sąsiednimi odcinkami tej krawędzi. Ogranicza to możliwość przenoszenia wyników badań swobodnego skośnego skrawania do analizowanej odmiany skrawania pomimo występowania pomiędzy nimi pewnych podobieństw.

Stwierdzony istotny wpływ grubości warstwy skrawanej na kąt spływu wióra, rzuca nowe światło na rozbieżności wyników

skrawaniu, gdzie dotychczas nie uwzględniono wpływu tego czynnika.

Przy obróbce z okresowym stykiem ostrza z przedmiotem obrabianym stwierdzono, że stosowanie ostrzy o krawędziach skrawających prostoliniowych pochyłonych pod kątem λ_s , w określonych warunkach powoduje wzrost trwałości ostrza lub okresowej szybkości skrawania, w stosunku do skrawania ostrzami o krawędziach nieprostoliniowych, w podobnych pozostałych warunkach obróbki. Autor uzasadnia to wykazaną niską dynamicznością obróbki przy stosowaniu ostrzy prostoliniowych.

Wykazano, że porównywalną wartością zużycia ostrza przy stosowaniu krawędzi zarówno prostoliniowych, jak i nieprostoliniowych jest wartość zużycia h_p mierzona w kierunku prostopadłym do płaszczyzny podstawowej P_T .

Wyniki pracy dają także wytyczne do stosowania ostrzy o krawędziach skrawających prostoliniowych w miejsce dotychczas stosowanych ostrzy o nieprostoliniowych krawędziach.

Przeprowadzone analizy i badania pozwoliły nakreślić dalsze kierunki badań dotyczące zarówno obróbki powierzchni kształtowych ostrzami o prostoliniowych krawędziach skrawających, jak i niektórych podstawowych problemów skośnego skrawania, które mogą znaleźć zastosowanie w innych odmianach skrawania.

THE APPLICATION OF RECTILINEAR CUTTING EDGES FOR MACHINING
CURVE-LINE SURFACES

Summary

The work includes a review of publications, geometrical-kinematic and physical fundamentals of machining curve-line surfaces by wedges of rectilinear cutting edges.

A rectilinear cutting edge with the slope at the λ_s angle, easy to perform, due to the relative most often major motion, as compared with a workpiece, may determine tool operation surface by parts of various rectilinear surfaces. There has been made an analysis of possible application range for this method of surface machining exemplified by surface of revolution of tool action which is a part of hiperboloid of revolution.

There have been worked out interdependances concerning the wedge and the machined layer geometrical features under the circumstances of permanent and temporary contact of the wedge with the workpiece necessary both for experimental results analysis and the practical application of this type of cutting.

The author proves that different machining conditions present along the rectilinear cutting edge result in an interaction of machined layers by adjycent parts of the edge. This phenomenon makes it impossible to apply the test results of free oblique cutting for the analysed type of cutting despite some similarities.

The significant affect of the machined layer depth on the chip flow angle has been proved which brings to light some new facts concerning the discrepancies of test results

obtained by different works dealing with chip flow angle in case of free oblique cutting. The authors of the works did not take into consideration the above-mentioned factor.

In case of the temporary contact of the wedge with the workpiece it has been ascertained that the application of rectilinear cutting edges with the slope at the λ_s angle, under some determined conditions results in the increase in the value of tool life or in the temporary cutting speed as compared with cutting by means of non-rectilinear edges under similar cutting conditions. The author proves that it is due to the low dynamics of cutting in case of the application of rectilinear edges.

It has been ascertained that the wear value h_p measured perpendicularly to the main surface P_r is a comparable value of the edge wear both in case of rectilinear and non-rectilinear ones.

The test results show the directions for the application of rectilinear edges instead of the now-used non-rectilinear ones.

The analyses and tests made it possible to outline further directions for the tests concerning both machining curve-line surfaces by rectilinear cutting edges and some basic problems of cutting may be applied in other types of cutting.

ПРИМЕНЕНИЕ ЛЕЗВИЙ С ПРЯМОЛИНЕЙНЫМИ РЕЖУЩИМИ КРОМКАМИ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ФАСОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Резюме

Работа содержит обзор литературы и геометрическо-кинематические и физические основы обработки фасонных поверхностей лезвиями с прямолинейными режущими кромками.

Удобная для изготовления прямолинейная режущая кромка наклоненная под углом λ_s , в результате главного движения относительно обрабатываемого предмета может определять прозаходную поверхность инструмента как части разных линейчатых поверхностей. В работе сделан анализ возможностей применения предлагаемого автором способа обработки поверхностей на примере проводящей поверхности вращения инструмента, которая является частью однополостного гиперболоида вращения.

Разработаны зависимости касающиеся параметров геометрии режущей кромки и срезаемого слоя в условиях постоянного и периодического контакта режущей кромки, которые были необходимы, как для анализа экспериментальных работ, так и для практического применения этого вида резания.

Автор работы доказывает, что действующие вдоль прямолинейной режущей кромки разные условия обработки, вызывает взаимодействие срезаемых слоев соседними отрезками этой кромки. Из-за этого ограничивается возможность использования результатов исследований свободного косоугольного резания для рассматриваемого вида резания, несмотря на наличие некоторого подобия между ними.

Выявленное существенное влияние толщины срезаемого слоя на угол схода стружки позволяет по-новому взглянуть на несовпадение результатов исследований угла схода стружки, полученных во многих работах, где не учтено существенное влияние этого фактора.

При обработке с периодическим контактом режущей кромки с обрабатываемым предметом доказано, что применение лезвий с прямолинейными режущими кромками наклоненными под углом λ_s , в определенных условиях вызывает увеличение маносостоятельности лезвия,

или допустимой скорости резания по отношению к резанию лезвиями с непрямолинейными кромками, в остальных подобных условиях обработки. По мнению автора это вызвано низкой динамикой обработки при применении лезвий с прямолинейной кромкой.

В работе доказано, что сравнительной величиной износа лезвия при применении, как прямолинейных так и непрямолинейных режущих кромок, является величина износа измераемая в перпендикулярном направлении к основной плоскости

Результаты работы дают рекомендации по применению в некоторых определенных условиях лезвий с прямолинейными кромками вместо лезвий с непрямолинейными кромками.

Проведенные исследования и анализ результатов позволяют определить направления дальнейших исследований, касающихся как обработки фасонных поверхностей лезвиями, так и некоторых основных вопросов косоугольного резания, которые могут найти применение в других видах резания.



