

✓
+ list.
ZESZYTY
NAUKOWE

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA
W KOSZALINIE

PRACE INSTYTUTU
TECHNIKI WYTWARZANIA



[3]

Nr 1/75

KOSZALIN 1975

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA
w Koszalinie

PRACE INSTYTUTU
TECHNIKI WYTWARZANIA

Nr 1/75

PRACE INSTYTUTU TECHNIKI WYTWARZANIA
Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie

REDAGUJE KOMITET REDAKCYJNY W SKŁADZIE:

doc. dr inż. Tadeusz Karpiński
doc. dr inż. Czesław Rogowski
doc. mgr inż. Jerzy Kulik
dr inż. Wojciech Kacalak
mgr inż. Stanisław Socha

Wydano za zgodą Rektora Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie.

Wydawnictwo Uczelniane Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie
75-620 Koszalin, ul. Raclawicka 15—17

Prasowe Zakłady Graficzne w Koszalinie
Zam. D-1052, B-5, 120 egz. D-1

SPIS TREŚCI

<i>Tadeusz Hryniewicz</i> — Pewne aspekty ekonomiczne procesu elektropolerowania	5
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	
<i>Wojciech Kacalak</i> — Analiza teoretyczna zależności temperatury przedmiotu od parametrów szlifowania powierzchni śrubowych	15
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	
<i>Wojciech Kacalak</i> — Efektywność matematycznego planowania badania pól temperatur w procesie szlifowania powierzchni śrubowych na podstawie modelu teoretycznego	29
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	
<i>Tadeusz Karpiński, Wojciech Kacalak</i> — Podstawy szlifowania powierzchni śrubowych	45
Recenzent — <i>Czesław Rogowski</i>	
<i>Tadeusz Karpiński, Wojciech Kacalak</i> — Warunki równowagi ostrzy skrawających w czasie próby elastycznej ściernicy polerskiej	61
Recenzent — <i>Czesław Rogowski</i>	
<i>Ryszard Lewkowicz</i> — Dokładność zarysu frezów zataczanych osiowo	77
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	
<i>Ryszard Lewkowicz</i> — Wytyczne dla konstrukcji i technologii frezów ślimakowych dokładnych do kół zębatych ewolwentowych	87
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	
<i>Sławomir Fic, Andrzej Kacalak, Paweł Karlic, Czesław Rogowski</i> — Zastosowanie napędu tyrystorowego w tokarkach o średnicy toczenia do ϕ 500 mm	101
Recenzent — <i>Tadeusz Karpiński</i>	

Mgr inż. Tadeusz Hryniewicz
Instytut Techniki Wytwarzania
Wyższej Szkoły Inżynierskiej
Koszalin

PEWNE ASPEKTY EKONOMICZNE PROCESU ELEKTROPOLEROWANIA

Elektrochemiczne polerowanie metali jest obróbką pozwalającą na nadanie przedmiotowi obrabianemu specyficznych własności fizykalnych powierzchni, takich jak połysk, estetyczny wygląd, gładkość, praktycznie zerowy stan naprężeń, brak zanieczyszczeń powierzchni itp. Elektropolowanie stanowi szczególny przypadek procesów anodowych. W zależności od parametrów procesu i składu użytego roztworu na anodzie mogą występować różne zjawiska. Metal może być trawiony, polerowany lub spasywowany częściowo, albo całkowicie.

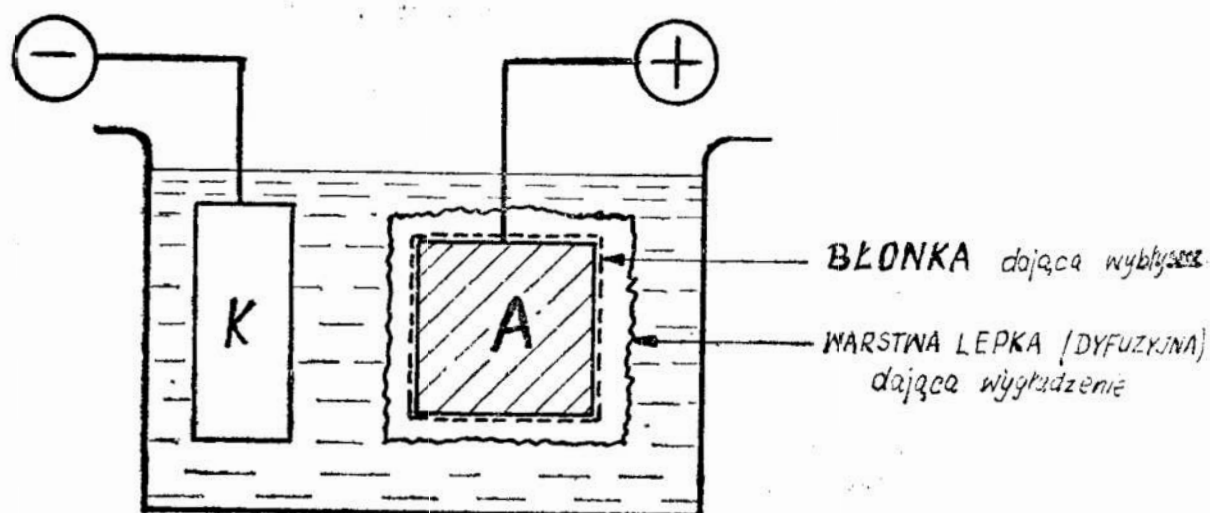
W skali makroskopowej zarys obrabianej powierzchni składa się z szeregu występow i wgłębień, przy czym głębokość wgłębień i odległość między wystęпами zależy od rodzaju obróbki powierzchni. W skali mikroskopowej powierzchnia jest bardziej złożona, ponieważ zarówno na wystęпах, jak i na wgłębieniach występują drobniejsze mikronierówności. W ten sposób idealne polerowanie można określić jako:

- 1) wygładzenie powierzchni przez usunięcie makronierówności (powyżej $1\ \mu\text{m}$)
- 2) wyblyszczanie przez usunięcie mikronierówności (poniżej $1\ \mu\text{m}$).

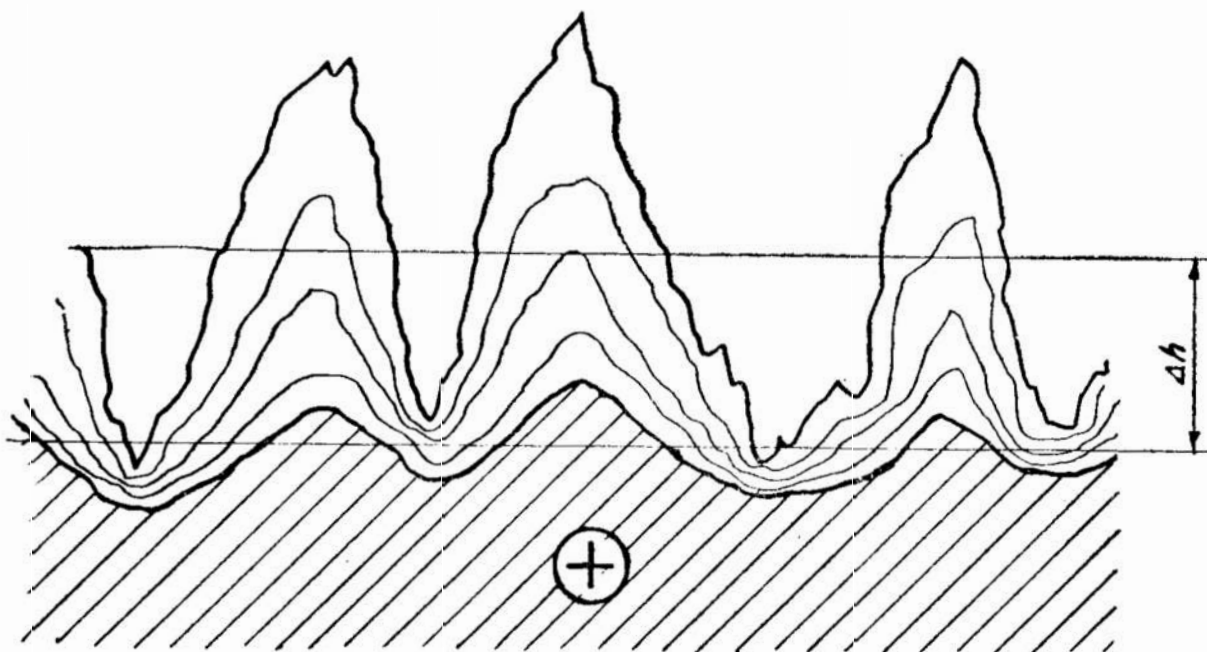
Zasada znikania nierówności w procesie elektropolowania pozostaje w sferze hipotez. Główne hipotezy wyjaśniające zjawisko elektropolowania sprowadzają się do możliwości ujęcia problemu jak na rys. 1.

W skali mikro proces elektropolowania będzie zachodził zgodnie z rys. 2. Wielkość Δh na rysunku pokazuje zmianę wymiaru przedmiotu liczoną w głąb materiału. Można udowodnić matematycznie, że mikronierówności ulegają szybszemu zrównywaniu anodowemu niż makrochropowatości [6]. Świadczy to o tym, że można doprowadzić do wyblyszczania powierzchni bez jej wyrównania. Powyższe rozważania można potraktować jako lokalne.

W rzeczywistych warunkach elektropolowania okazuje się, że nie cała powierzchnia przedmiotu poleruje się równomiernie. Odnosi się to w szczególności do przedmiotów o większych rozmiarach i złożonych kształtach.



Rys. 1. Syntetyczne ujęcie procesu elektropolerowania

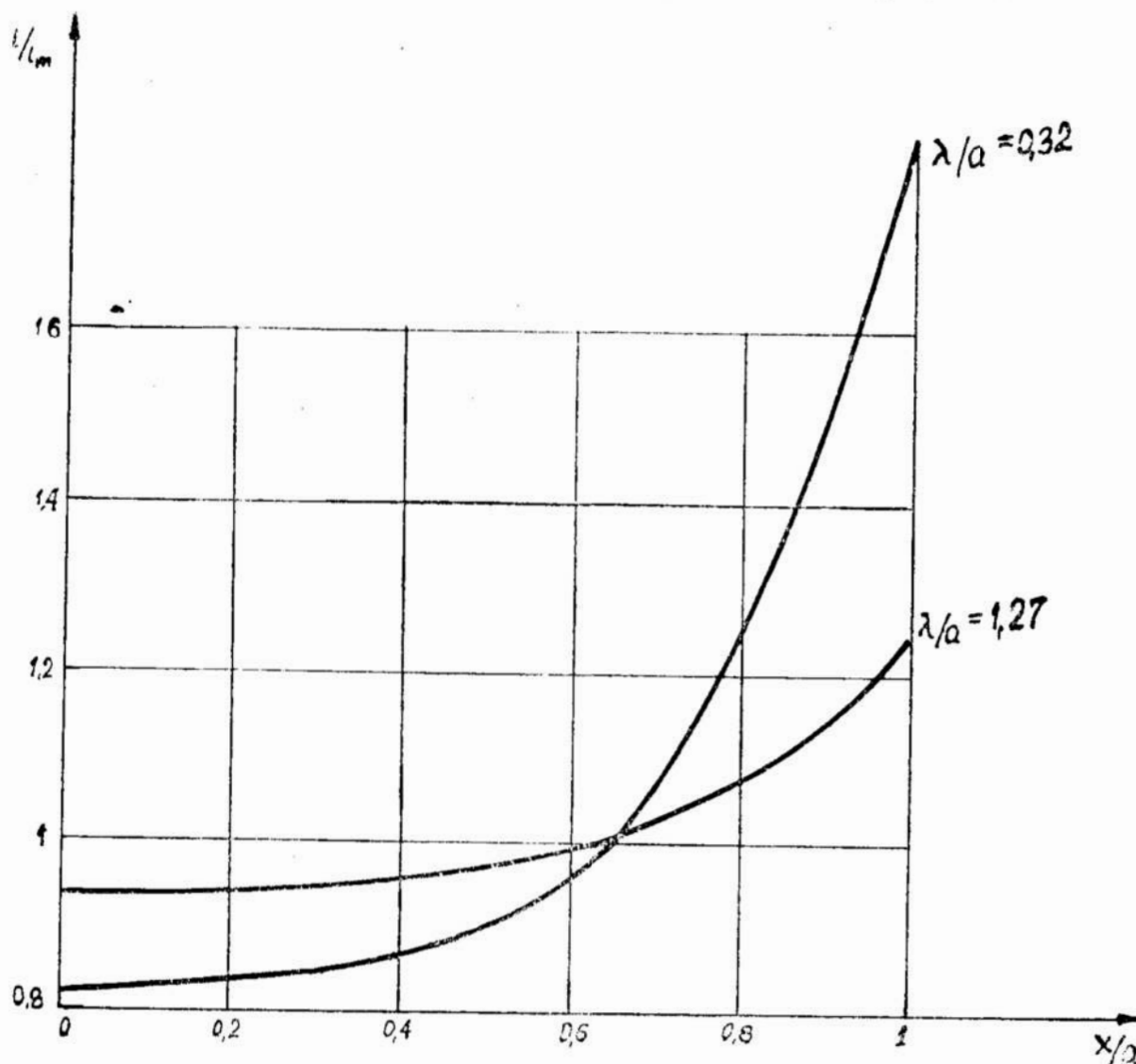


Rys. 2. Znikanie nierówności w czasie procesu elektropolerowania

W konsekwencji dochodzimy do pierwszego aspektu zagadnienia optymalizacji. Wiąże się ono z nierównomiernością zdejmowania warstw metalu w czasie elektropolerowania. Pociąga to za sobą konieczność znacznego wydłużenia czasu obróbki, prowadząc w efekcie do jeszcze większych odchyżeń w grubości zdejmowanych warstw metalu na poszczególnych obszarach ukształtowanego przedmiotu. Poza tym pewne obszary tego przedmiotu mogą pozostać niewypolerowane w ogóle, lub też po wyjęciu i opłukaniu pozostaje na nich mleczny nalot mimo, że początkowo powierzchnia ta była błyszcząca. Rozwiązanie zagadnienia równomierności polerowania elektrolitycznego nie jest łatwe. Pierwsze

rozwiązania wykonane przez Kasper'a [8] na drodze matematycznej mają dziś tylko znaczenie historyczne. Dotyczyły bowiem elektrod o nieskończonej długości bez żadnych warunków brzegowych i noszą nazwę metody klasycznej. W rzeczywistych warunkach elektropolerowania występujący rozkład linii sił pola elektrycznego i linii prądu należy każdorazowo stawiać i rozpatrywać jako oddzielny problem. O tym, że nie jest to zadanie łatwe świadczy rozwiązanie Wagnera na drodze matematycznej, dokonane dla prostego układu elektrod [11].

Na rys. 3 przedstawiono zależność stosunku gęstości prądu do średniej gęstości prądu tzw. gęstości obliczeniowej i/i_m w funkcji położenia rozpatrywanego punktu na powierzchni x/a przy różnych stosunkach λ/a . Parametr λ [4] określony jest jako iloczyn przewodnictwa właściwego elektrolitu przez nachylenie krzywej anodowej prąd — napięcie. Rozkład linii jest tym bardziej równomierny, im większy jest parametr λ



Rys. 3. Zależność i/i_m od x/a dla płaskiego układu elektrod ustawionych równolegle w procesie elektropolerowania [11]

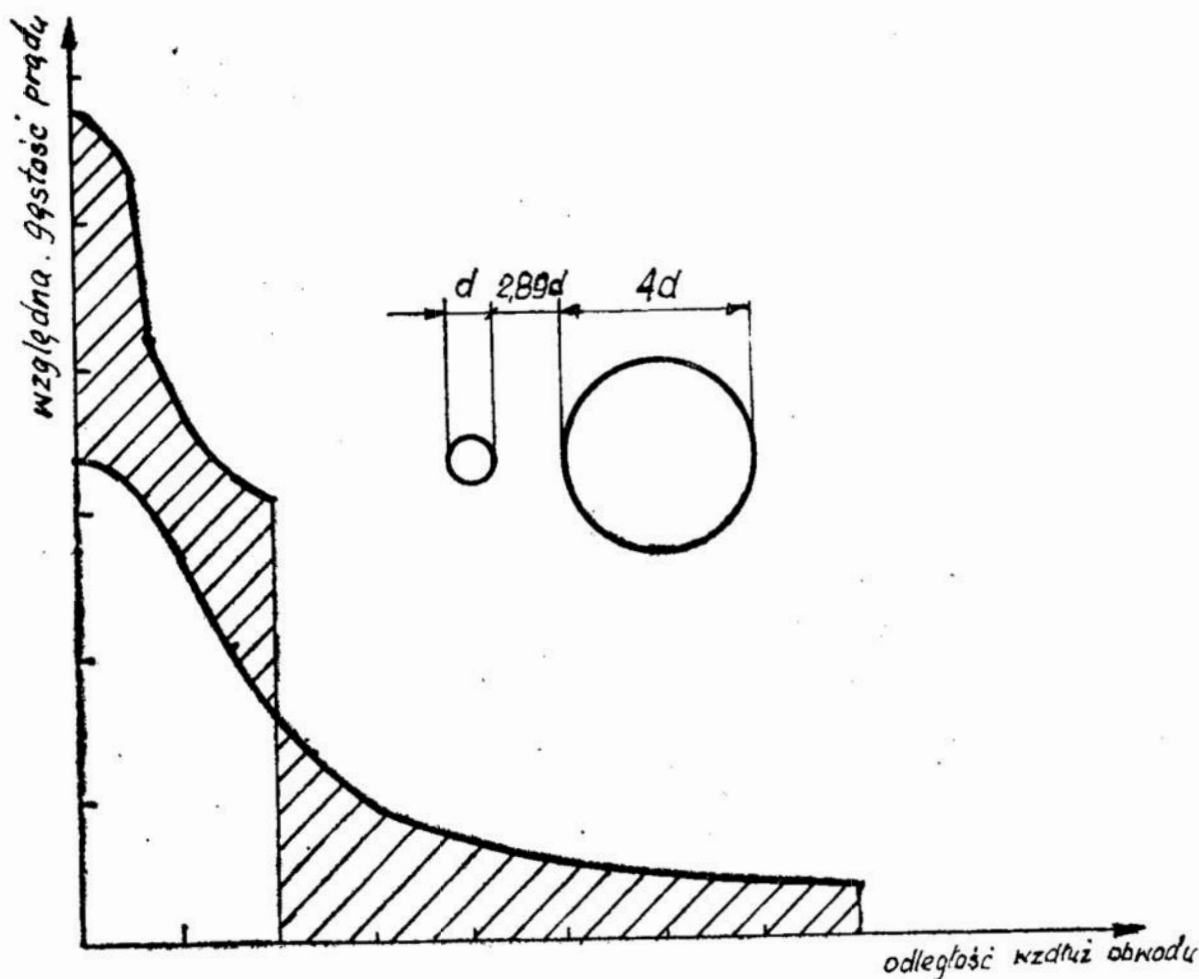
w stosunku do liniowych wymiarów komórki, a więc w stosunku do szerokości elektrod, odstępów między elektrodami itp. Jest to zgodne z wnioskami równania:

$$\frac{i_2}{i_1} = \frac{l_1 + \chi(\Delta \varepsilon_h / \Delta i)}{l_2 + \chi(\Delta \varepsilon_h / \Delta i)} = \frac{l_1 + \lambda}{l_2 + \lambda}$$

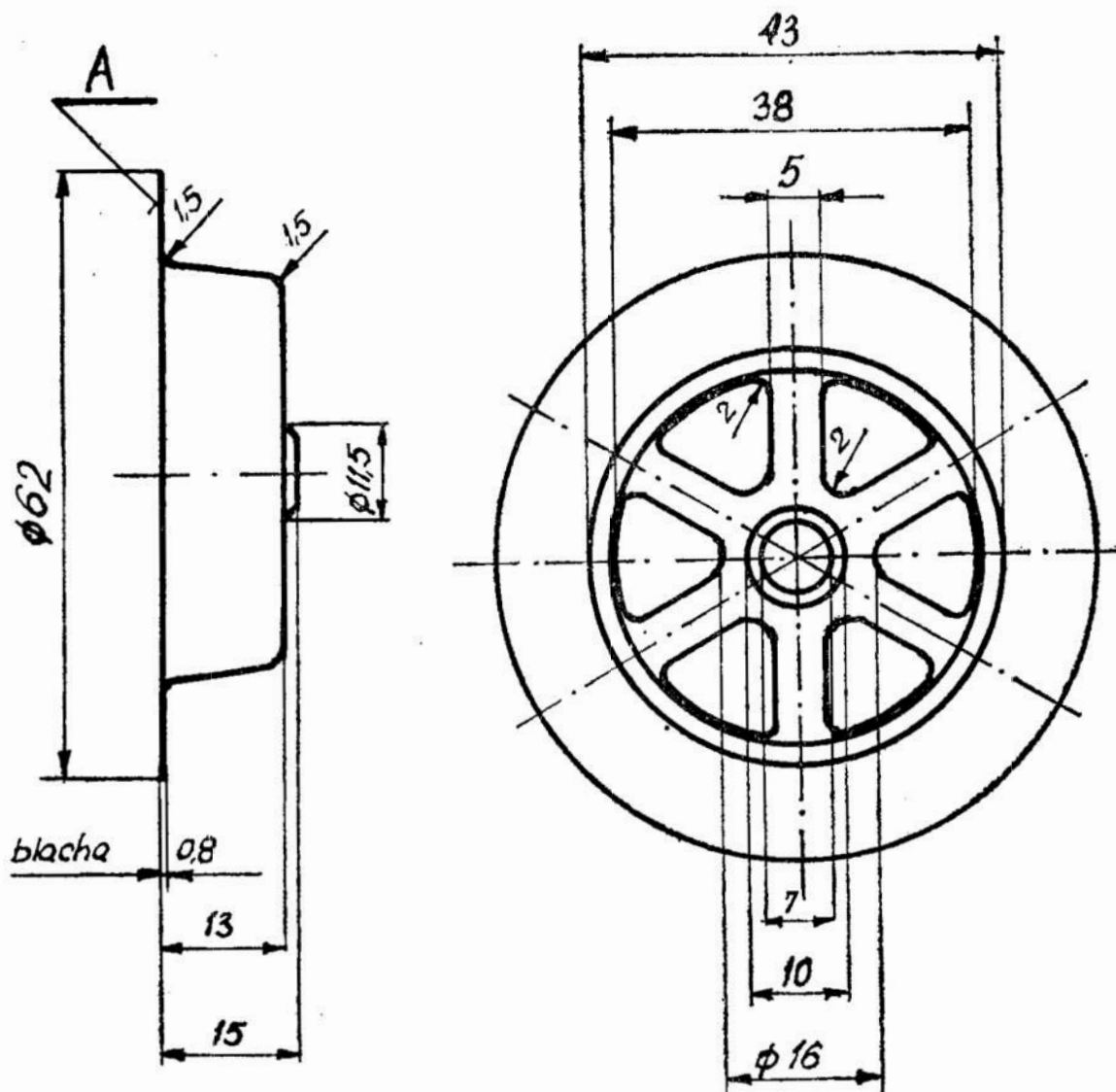
Stosunek λ/a jest parametrem krzywych przedstawionych na rysunku. Jak widać, stosunek i/i_m tym mniej różni się od jedności, im większy jest parametr λ/a . Odchylenie od równomiernego rozkładu gęstości prądu jest największe na krawędzi anody ($x/a = 1$).

W przypadku bardziej zróżnicowanych kształtów, metodami umożliwiającymi rozwiązanie zagadnienia Laplace'a na płaszczyźnie są metody numeryczne i analogowe [8]. Przy użyciu tych właśnie metod możliwe było znalezienie względnej gęstości prądu dla dwu przewodników o przekroju kołowym o średnicach d i $4d$ (rys. 4) [8].

Powyższe rozważania odnoszą się do problemów równomierności wy-



Rys. 4. Względna gęstość prądu około cylindrycznych elektrod o średnicach d i $4d$ oddalonych od siebie o $2,89d$ [8]



Rys. 5. Pierścień spustowy

polerowania powierzchni kształtowej. Pierwotny rozdział prądu w każdym z omawianych przypadków zmieniony jest pod wpływem tzw. zdolności rozpraszającej elektrolizera [4], a więc także wpływem polaryzacji. Wzrost zdolności rozpraszającej oznacza większą równomierność wypolerowania powierzchni przedmiotu.

Aby przejść do innych aspektów optymalizacji, warto przytoczyć porównanie kosztów elektropolerowania jednego z elementów, tj. pierścienia spustowego (rys. 5), z kosztami polerowania mechanicznego ręcznego w jednym z zakładów przemysłowych.

Rysunek wykonawczy pierścienia przedstawiono na rys. 5. Polerowanie mechaniczne — ręczne w OFNE w Olkuszu wykonuje polerowacz z VII grupą kwalifikacyjną, otrzymując wynagrodzenie 11,— zł na godzinę. Czas polerowania ręcznego wynosi 1,6 min/sztukę. Ilość polerowanych pierścieni spustowych w ciągu roku wynosi 1.000.000 sztuk.

W czasie operacji polerowana jest tylko powierzchnia A przedmiotu (rys. 5). Wykonano porównanie efektów polerowania mechanicznego — ręcznego z polerowaniem elektrochemicznym, w czasie którego może być polerowana cała powierzchnia pierścienia. Koszt urządzenia stanowiska do elektropolerowania wynosi około 300÷400 tys. zł. Jednorazowa objętość przygotowanej wanny z kąpielą do elektropolerowania wynosi 720 l. Koszt użytych środków chemicznych na jedną wannę z kąpielą wynosi około 10.000,— zł. Ilość wyrobów (pierścieni), które mogą być wypolerowane w założonej objętości wanny bez zmiany elektrolitu wynosi 70÷100 tys. sztuk. Wynikający z powyższego koszt jednostkowy wynosi od 100÷143 zł/1000 szt. wyrobów. Objętość i czas elektropolerowania jednego wsadu w przypadkach krańcowych wyniesie: od 80 sztuk w ciągu 6 minut do 60 sztuk w ciągu 8 minut, co daje w efekcie 450÷800 sztuk/godzinę. Koszty energii elektrycznej w ciągu 1 godziny wynoszą od 10÷15 zł/godzinę. Koszty obsługi urządzenia (2 ludzi) — 30 zł/godz. Razem wyniesie to 40÷45 zł/godzinę.

$$\begin{array}{r} 40\div 45 \text{ zł/godz.} \\ \hline 450\div 800 \text{ sztuk} \end{array} = 50\div 100 \text{ zł/1000 sztuk}$$

Koszty amortyzacji urządzenia wynoszą około 10% rocznie od kosztów instalacji, co daje: 300÷400 tys. zł/rok/1.000.000 sztuk, czyli 30÷40 zł/1000 sztuk. Koszt polerowania elektrochemicznego w skrajnych przypadkach wyniesie:

$$\begin{array}{l} 143,— + 100,— + 40,— = 283,— \text{ zł/1000 sztuk} \\ 100,— + 50,— + 30,— = 180,— \text{ zł/1000 sztuk} \end{array}$$

Koszt polerowania ręcznego = 531,70 zł/1000 sztuk.

Efekty ekonomiczne z zastosowaniem elektropolerowania będą więc następujące:

$$\begin{array}{l} \text{od } 531,70 - 283,— = 248,70 \text{ zł/1000 szt.} \\ \text{do } 531,70 - 180,— = 351,70 \text{ zł/1000 szt.} \end{array}$$

W ciągu roku, biorąc pod uwagę tylko 1.000.000 sztuk pierścieni spustowych, efekty ekonomiczne z zastosowania elektropolerowania zamiast polerowania ręcznego wyniosą minimum 248 tys. zł, lub procentowo zysk na tej operacji polerowania wyniesie od 44 do 66%. Dochodzą tu jeszcze efekty trudno porównywalne, wynikające z wypolerowania całej powierzchni pierścienia, a nie tylko jednej powierzchni jak w przypadku polerowania ręcznego. Poza tym obliczenia odnoszą się tylko do 1.000.000 sztuk pierścieni spustowych, podczas gdy przewidy-

wana linia polerska — przy pracy na dwie zmiany — może dać do 5 mln sztuk pierścieni rocznie.

Porównanie kosztów polerowania mechanicznego z elektropolerowaniem nasuwa następujące wnioski. Analizując rozkład kosztów przy elektropolerowaniu widać, że największą ich część stanowią koszty środków chemicznych, a więc przede wszystkim elektrolitu polerskiego. Z praktyki wiadomo, że przy 3% (wagowo) zawartości masy metalu w elektrolicie, jego własności na tyle ulegają zmianie, że polerowanie ustaje. Należy wówczas poddać elektrolit regeneracji lub wymienić go na nowy. Podnosi to koszty operacji, dlatego też dodatkowo w tym aspekcie sprawa równomierności polerowania elektrochemicznego jest bardzo ważna. Zmniejszenie czasu elektropolerowania, które możliwe byłoby dzięki wzrostowi zdolności rozpraszającej elektrolizera doprowadzi do zmniejszenia względnego zanieczyszczenia elektrolitu przy tym samym, jednakowym stanie wyjściowym powierzchni. Można to zaobserwować na przykładzie elektropolerowania detalu (rys. 5) w przypadku zastosowania dwu różnych katod. W tym celu wykonano dwie próby polerowania przyjmując pozostałe parametry procesu jako niezmiennie. W pierwszym przypadku, z dostateczną zdolnością rozpraszającą, masa zdjętego metalu wynosiła 0,5 g przy 20-gramowej masie przedmiotu.

W drugiej próbie — z niedostateczną zdolnością rozpraszającą, która jednak pozwalała na wypolerowanie całego pierścienia — masa zdjętego metalu wynosiła 0,75 g. Dla uzyskania tego samego efektu w drugiej próbie należało znacznie wydłużyć czas polerowania. Jest to więc czynnik zmniejszający wydajność procesu. Współzależność przytoczonych danych ściśle wiąże się z zagadnieniem optymalizacji procesu elektropolerowania.

Pozostał jeszcze czynnik prądowy, który — jak widać z przytoczonej analizy — odgrywa rolę drugorzędną. Zmniejszenie wymaganej gęstości prądu, jakkolwiek jest związane ze wzrostem wydajności prądowej [9] wydaje się mniej istotne. Udział kosztów energii elektrycznej stanowi niewielki procent w całości kosztów elektropolerowania.

Analiza kosztów przeprowadzona tylko na jednym wyrobie, gdzie istnieje zastępowalność jednego sposobu drugim wykazuje, że głównym składnikiem kosztów polerowania elektrochemicznego jest koszt użytej kąpiel i zagadnienie przedłużenia jej żywotności.

LITERATURA

1. F. J. Jumer: „*Elektropolishing*” — *Metal Finishing* — Guidebook and Directory 1975, Chicago, USA.

2. P. Skinner: „We cut costs 50% by electropolishing”. — *Products Finishing* 1962, 27, nr 1, s. 52—54.
3. A. I. Turaszew: „Wpływ stężenia wody w elektrolicie na anodowe rozpuszczanie metali podczas elektropolerowania”. *Zaszczita Metali* 1966, 2, nr 4, s. 482—484.
- ✓ 4. T. Hryniewicz: „Zdolność rozpraszająca w procesie elektropolerowania metali” — *Prace Ośrodka Koszal. w zakresie Technologii Maszyn* 1973, s. 26—40. Ref. wygłoszony na posiedzeniu Sekcji Technol. PAN, Koszalin X.1973 r.
- ✓ 5. T. Hryniewicz: „Analiza jednej z hipotez polerowania elektrolitycznego”. *Mechanik* 1973, nr 4, s. 188—190.
- ✓ 6. Hryniewicz: „Elektrolityczne polerowanie metali”. — *Mechanik* 1974 nr 4, s. 210—211.
7. D. R. Gabe: „Towards a universal electropolishing solution”. *Metallography* 1972, 5, nr 5, s. 415—421.
8. K. C. Clements-Jewery: „Method comparison for determining primary current density in electrodeposition” — *Electroplat. Metal Finishing* 1973, 26, nr 4, s. 24—36 i literat. cytowana tamże.
9. R. H. Rousselot: „Current Distribution Problems — Solution By Analogical Methods” — *Metal Finishing* 1959, 57, nr 10, s. 56—61
10. „A survey of ECM practices” — *Amer. Machinist* 1968, 112, nr 24, s. 119—120.
11. G. Kortüm: „Elektrochemia”, PWN, Warszawa 1966.
12. „Wie kann Messing einwandfrei elektropoliert werden?” — inf: Poligrat Corporation, — *Metall Oberfläche* 1975, 29, nr 3, s. 114.

STRESZCZENIE

W artykule omawiane są niektóre problemy związane z prowadzeniem procesu polerowania elektrochemicznego z punktu widzenia kosztów. Na wybranym przykładzie przedstawiono efekty ekonomiczne wynikające z zastosowania polerowania elektrochemicznego w porównaniu z polerowaniem mechanicznym. Podano główne składniki kosztów elektropolerowania oraz ich wpływ na końcowy efekt ekonomiczny. Rozważane są pewne kierunki optymalizacji procesu elektropolerowania. Wskazano m. in. na możliwość optymalizacji procesu, dzięki zwiększeniu zdolności rozpraszającej elektrolizera.

SUMMARY

This paper aims at analysing some problems of the electrochemical polishing from the point of view of its costs. An economical effects of an application of electrochemical polishing in comparison with mechanical polishing are presented on a given example. Main components of costs of electropolishing and their influence on the final economical effect are given. Some directions of the optimization of electrochemical polishing process have been considered. Additional possibility in optimization of the process is pointed out due to the increase of the throwing power.

СОДЕРЖАНИЕ

В реферате рассмотрены некоторые проблемы связанные с проведением процесса электрохимической полировки с экономической точки зрения. Приведён пример представляющий экономические эффекты применения электрохимического полирования по сравнению с механическим полированием. Представлено главные составляющие стоимости электрополирования и их влияние на конечный экономический эффект. Рассмотрено некоторые направления оптимизации процесса электрополирования. Указывается также на возможность оптимизации процесса благодаря увеличению рассеивающей способности.

Dr inż. Wojciech Kacalak
Instytut Techniki Wytwarzania
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

ANALIZA TEORETYCZNA ZALEŻNOŚCI TEMPERATURY PRZEDMIOTU OD PARAMETRÓW SZLIFOWANIA POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH

1. Wprowadzenie

Pole temperatur przedmiotu w procesie szlifowania zależy od parametrów procesu, własności materiału i wymiarów przedmiotu, charakterystyki i wymiarów ściernicy oraz warunków obróbki. Odkształcenia cieplne przedmiotu, szczególnie niekorzystne w przypadku szlifowania dokładnych śrub o dużej długości, zależą od pola temperatur przedmiotu. Znajomość zależności przyrostu temperatur przedmiotu od parametrów szlifowania pozwala przez odpowiedni ich dobór na zmniejszenie odkształceń cieplnych przy niezmiennej wydajności obróbki.

W literaturze brak zgodności w zakresie wpływu prędkości źródła ciepła na rozkład i wartości przyrostu temperatur przedmiotu [L. 2]. Praca [L. 6] wskazuje na złożony wpływ prędkości źródła ciepła na wartości temperatur przedmiotu obrabianego.

Wzrost prędkości źródła ciepła (prędkości posuwu) powoduje zwiększenie siły szlifowania i wzrost natężenia strumienia cieplnego i jednocześnie zmniejszenie czasu jego działania w określonej strefie.

Analiza równań przedstawionych w pracy [L. 5] wskazuje, że przyrost temperatury przedmiotu jest wprost proporcjonalny do natężenia strumienia cieplnego, czyli wydajności źródła ciepła i odwrotnie proporcjonalny do jego prędkości. Natomiast analiza zależności teoretycznych przedstawionych w pracach [L. 1] i [L. 7] wskazuje, że przyrost temperatury jest odwrotnie proporcjonalny do pierwiastka kwadratowego z prędkości źródła ciepła. Równania przewodnictwa w analizowanych przypadkach różnią się odmiennymi założeniami i warunkami brzegowymi.

Rozwiązania tych równań nie opisują poprawnie zjawiska w zakresie bardzo małych prędkości źródła ciepła. Wynika z nich, że dla prędkości źródła ciepła dążącej do zera, temperatura przedmiotu dąży do wartości nieskończonej. Niestosowność tych równań w obszarze bardzo małych prędkości źródła ciepła wynika z przyjęcia założenia, że natężenie strumienia cieplnego jest niezmiennie w czasie, podczas gdy zależy ono

od różnicy temperatur źródła ciepła i powierzchni przedmiotu w strefie działania źródła.

Przy szlifowaniu ponadto wydajność źródła ciepła zależy od parametrów szlifowania, z których jednym jest prędkość posuwu, czyli prędkość źródła ciepła.

Celem niniejszej pracy było opracowanie teoretycznej zależności przyrostu temperatur w procesie szlifowania powierzchni śrubowych od prędkości obwodowej przedmiotu i głębokości szlifowania. Analizowano przyrosty temperatur w punktach odległych od powierzchni przedmiotu, dlatego, że wnioskowanie o wielkości odkształceń cieplnych przedmiotu powinno opierać się na znajomości temperatur w obszarze znacznie większym od strefy skrawania.

2. Analiza teoretyczna

W pracy [L. 2] przedstawiono analizę quasi — ustalonego przewodzenia ciepła w ciałach z poruszającymi się zewnętrznymi źródłami ciepła. Przedstawiono równanie przewodnictwa oraz warunki brzegowe dla analizowanego przypadku szlifowania powierzchni śrubowych. Rozwiązanie tego równania jest wyrażone funkcjami Bessela i posiada złożoną postać. Dla analizy rozkładu temperatur i wpływu parametrów szlifowania na wartości przyrostu temperatur w punktach odległych od powierzchni przedmiotu można przyjąć, że gradient temperatury w kierunku promieniowym jest równy zeru. Założenie takie jest dopuszczalne, gdyż już w nieznaczonej odległości od powierzchni przedmiotu gradient temperatury w kierunku promieniowym jest bardzo mały. Jeżeli założyć, że powierzchnia przedmiotu posiada własności adiabatyczne, to zagadnienie sprowadza się do przewodzenia ciepła wzdłuż przedmiotu. Na rys. 1 przedstawiono rozkład przyrostów temperatur w kierunku osiowym w układzie związanym ze źródłem ciepła. Wydajność źródła ciepła można przedstawić następującą zależnością:

$$q = \begin{cases} q_z & \text{gdy} & |x_t| \leq c \\ 0 & \text{gdy} & |x_t| > c \end{cases} \quad (1)$$

Przeprowadzono analizę zależności przyrostu temperatury przedmiotu w przekroju odpowiadającym tylnej granicy O_2 źródła ciepła od jego prędkości. Otrzymano następującą zależność

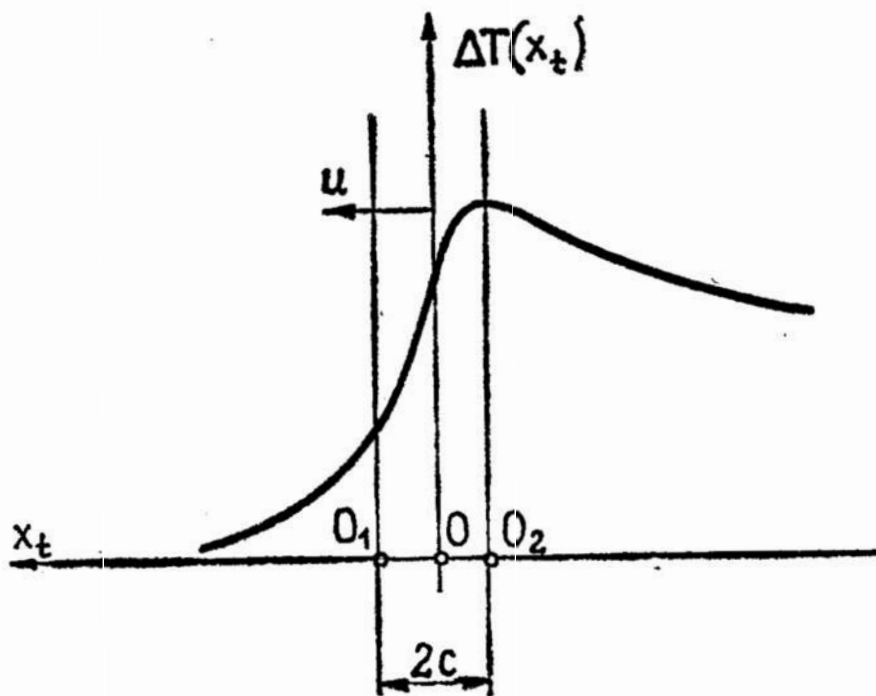
$$\Delta T = K q_z \frac{1 - \exp\left[-2c \left(\sqrt{A^2 u^2 + B} - Au\right)\right]}{\sqrt{A^2 u^2 + B} \left(\sqrt{A^2 u^2 + B} - Au\right)} \exp\left[\left(\sqrt{A^2 u^2 + B} - Au\right) c\right]$$

gdzie: (2)

K, A, B, — stałe zależne od wymiarów i własności materiału obrabianego,

$$K = \frac{1}{R\lambda}, \quad A = \frac{1}{2a}, \quad B = \frac{2h}{R}$$

- ΔT — przyrost temperatury [K],
- λ — współczynnik przewodzenia ciepła [W/m·K],
- R — promień przedmiotu [m],
- a — współczynnik wyrównywania temperatury [m²/s],
- h — współczynnik wymiany ciepła [m⁻¹],
- u — prędkość źródła ciepła [m/s],
- q_z — wydajność źródła ciepła [W/m²],
- 2c — szerokość źródła ciepła [m],



Rys. 1. Rozkład przyrostów temperatur w kierunku osiowym, w układzie związanym ze źródłem ciepła

Wydajność źródła ciepła jest równa ilości ciepła wymienianej w ciągu jednostki czasu przez jednostkę powierzchni

$$q_z = \frac{Q_t}{F} \quad (3)$$

gdzie:

Q_t — ilość ciepła przepływającego w jednostce czasu przez powierzchnię pola styku powierzchni szlifowanej i ściernicy F .

Ilość ciepła przepływającego w jednostce czasu przez powierzchnię obrabianą można przedstawić następująco:

$$Q_t = \alpha_p P_z v_s \quad [\text{J/s}] \quad (4)$$

gdzie:

α_p — udział ciepła Q_t przepływającego do przedmiotu w energii szlifowania,

P_z — obwodowa siła szlifowania [N],

v_s — szybkość szlifowania [m/s].

Wyniki badań teoretycznych i doświadczalnych zależności sił od parametrów procesu szlifowania powierzchni śrubowych przedstawiono w pracy [L. 3]. Zależność składowej obwodowej siły od parametrów szlifowania przedstawia wzór:

$$P_z = C_o' \mu(v_s) v_s v_p^{-\frac{1-n}{2}} \left[Z_L (g' v_p^{-1}) \right]^{2(1-n)}$$

gdzie:

C_o — stała, zależna od parametrów powierzchni śrubowej, średnicy i charakterystyki ściernicy oraz własności materiału obrabianego,

$\mu(v_s)$ — współczynnik zależny od własności materiału obrabianego, własności ściernicy i szybkości szlifowania,

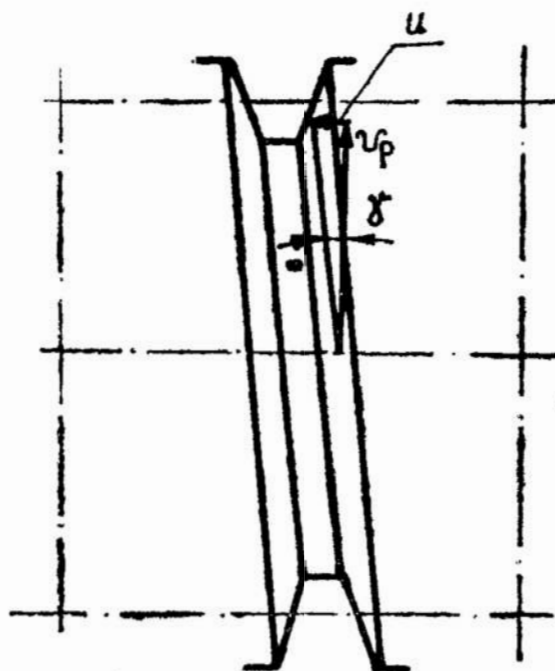
v_p — prędkość obwodowa przedmiotu [m/min],

g — głębokość szlifowania [mm],

$Z_L(g)$ — liczba ostrzy skrawających odniesionych do jednostki długości zarysu ściernicy [mm^{-1}],

n — wykładnik, zależny od własności materiału obrabianego, własności ściernicy i warunków obróbki; $0,45 < n < 0,6$.

Prędkość obwodowa przedmiotu jest związana z prędkością źródła ciepła następującą zależnością (rys. 2):



Rys. 2. Zależność między prędkością źródła ciepła u , a prędkością obwodową przedmiotu v_p

$$u = \frac{v_p}{60} \operatorname{tg} \gamma \quad [\text{m/s}] \quad (6)$$

gdzie:

γ — kąt pochylenia linii śrubowej na walcu podziałowym.

Jednostki wielkości cieplnych przedstawiono w układzie SJ, zaś niektóre wielkości geometryczne i mechaniczne w jednostkach, które są powszechnie stosowane w obróbce skrawaniem, a są przejściowo dopuszczone jako legalne. Dlatego stałe we wzorach zawierać będą współczynniki liczbowe określające wzajemny stosunek wartości jednorodnych jednostek.

Powierzchnię pola styku ściernicy i szlifowanej powierzchni śrubowej można przedstawić wzorem

$$F = L_\phi B \quad [\text{mm}^2] \quad (7)$$

gdzie:

L_ϕ — średnia długość drogi pracy ostrza [mm],

B — długość czynnego zarysu ściernicy [mm],

Długość drogi pracy ostrza w procesie szlifowania powierzchni śrubowych przedstawia wzór

$$L_\phi = C \sqrt{g} \quad [\text{mm}] \quad (8)$$

gdzie:

C — stała przedstawiona w pracy [L. 3].

Uwzględniając zależności (4), (5), (7), (8) w (3) otrzymuje się

$$q_z = C' \alpha_p \mu(v_s) v_p^n v_s^{1-n} g^{\frac{n}{2}} [Z_L(g)]^2 (1-n) \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (9)$$

przy czym

$$C' = \frac{10^6 C_0}{CB}$$

Uwzględniając zależności (6) i (9) w (2) otrzymuje się

$$\Delta T = C' K \alpha_p \mu(v_s) v_s^{1-n} f_1(v_p) f_2(g) \quad (10)$$

gdzie:

$$f_1(v_p) = \frac{v_p^n \left\{ 1 - \exp \left[-2c \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) \right] \right\}}{\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right)} \exp \left[\left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) c \right] \quad (11)$$

$$A_1 = A \frac{\text{tgy}}{60}$$

$$f_2(g) = g^{\frac{n}{2}} [Z_L(g)]^2 (1-n) \quad (12)$$

przy czym zależność $Z_L(g)$ na podstawie wcześniejszych badań, przedstawionych w [L. 3] można przedstawić następująco:

$$Z_L(g) = C_4 \left[1 - \exp(-C_5 g) \right] \quad (13)$$

gdzie:

C_4, C_5 — stałe zależne od charakterystyki ściernicy i parametrów obciągania.

Wyniki badań zależności współczynnika przejmowania ciepła od prędkości obwodowej przedmiotu przedstawione w [L. 4] wskazują, że można w uproszczeniu zależność tę przedstawić następująco:

$$\alpha = a + b v_p \quad a, b > 0 \quad (14)$$

gdzie:

a, b, — stałe zależne od własności materiału obrabianego innych parametrów i warunków obróbki

Natężenie strumienia ciepłego przepływającego do przedmiotu, czyli wydajność źródła ciepła jest opisana warunkiem granicznym trzeciego rodzaju dotyczącym wymiany ciepła między źródłem ciepła i powierzchnią przedmiotu (15)

$$q_z = \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R} = -h \left[T_z(x_t) - T(x_t, r)_{r=R} \right]$$

gdzie:

$T(x_t, r)_{r=R}$ — temperatura powierzchni przedmiotu [K],

$$h = \frac{\alpha}{\gamma}$$

α — współczynnik przejmowania ciepła [$W/m^2 \cdot K$],

$T_z(x_t)$ — temperatura źródła ciepła [K],

Zależność współczynnika przejmowania ciepła α od prędkości obwodowej przedmiotu v_p oznacza, że udział ilości ciepła Q_t przepływającego do przedmiotu w energii szlifowania α_p będzie również zależał od prędkości v_p . Założono, że zależność tę można przedstawić następująco:

$$\alpha_p = \alpha_{p_0} (a + b v_p) \quad a, b > 0 \quad (16)$$

gdzie:

α_{p_0} — stała zależna od warunków szlifowania.

Zależność przyrostu temperatury przedmiotu od jego prędkości obwodowej będzie zatem następującą funkcją

$$f_1'(v_p) = \frac{(a + b v_p) v_p^n \left\{ 1 - \exp \left[-2c \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) \right] \right\}}{\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right)} x$$

$$x = \exp \left[\left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) c \right] \quad (17)$$

Funkcja $f'_1(v_p)$ posiada złożoną postać i zawiera człony rosnące i malejące wraz ze wzrostem prędkości obwodowej przedmiotu. Przedstawiony model analityczny zawiera szereg założeń upraszczających analizę zjawisk cieplnych w procesie szlifowania. Założenia te są następujące:

- temperatura przedmiotu jest jednakowa we wszystkich odległych od powierzchni przedmiotu punktach danego przekroju. Przedstawiony model będzie poprawny tylko dla punktów odległych od powierzchni przedmiotu. Dla powierzchni przedmiotu wpływ parametrów szlifowania na wartość przyrostu temperatury będzie inny. Temperatura powierzchni szlifowanej może wzrastać wraz ze wzrostem prędkości obwodowej przedmiotu,
- powierzchnia przedmiotu nie wymienia ciepła z otoczeniem. Założenie to jest dopuszczalne dla przypadku, gdy celem analizy jest wnioskowanie o odkształceniach cieplnych przedmiotu, gdyż już w niewielkiej odległości od źródła ciepła w kierunku ruchu źródła ciepła (przed źródłem ciepła) temperatura jest bliska temperatury otoczenia. Natomiast względnie duże przyrosty temperatury za źródłem ciepła nie wpływają na odkształcenia cieplne tej części przedmiotu, która znajduje się przed źródłem ciepła. W tej części przedmiotu powierzchnia śrubowa jest jeszcze nieobrobiona,
- udział ilości ciepła przepływającego do przedmiotu obrabianego w energii szlifowania wzrasta liniowo wraz ze wzrostem prędkości obwodowej przedmiotu,
- model nie uwzględnia zjawisk fizycznych w sensie zmiany własności materiału obrabianego w czasie trwania procesu oraz zjawisk dynamicznych procesu,
- model nie uwzględnia zmiany warunków szlifowania w czasie, takich jak: zużycie ściernicy, zmiana temperatury otoczenia, zmiana temperatury płynu obróbkowego, nagrzewanie obrabiarki itp.

Model analityczny jest pewnym przybliżeniem rzeczywistości, opartym na prawach fizycznych i dlatego może być dobrą podstawą planowania badań doświadczalnych.

Dla zbadania przebiegu funkcji $T = f(g, v_p)$, przeprowadzono obliczenia na maszynie cyfrowej „ODRA 1013” dla następujących wartości współczynników, odpowiadających szlifowaniu stali $\lambda = 53,5 \text{ W/mK}$, $a = 1,4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$, $h = 0,25 \text{ m}^{-1}$ oraz dla przyjętych danych: $n = 0,5$,

$$R = 0,016 \text{ m}, 2c = 0,01 \text{ m},$$

$$q_z = 25 \cdot 10^3 (0,6 + 0,16 v_p) v_p^{0,5} g^{0,25} z_L(g) \quad \text{W/m}^2$$

gdzie:

v_p w m/min, g w mm; $Z_L(g)$ dla ściernicy o charakterystyce 99 A — 150 — K — 5 — V jest następujące

$$z_L(g) = 5,2 [1 - \exp(-150g)] \quad [\text{mm}^{-1}]$$

Celem obliczeń było badanie przebiegu funkcji (12) i (17), nie zaś wyznaczenie wartości przyrostu temperatury, gdyż teoretyczne wyznaczenie wartości wszystkich stałych w przedstawionym modelu nie jest możliwe. Dlatego wydajność źródła ciepła została dobrana tak, aby uzyskać przyrosty temperatury nie przewyższające 10 K. Wyniki obliczeń przedstawiono w postaci wykresów na rys. 3 i 4. Zależność przyrostu temperatury w punktach odległych od powierzchni dla przekroju przedmiotu, odpowiadającemu położeniu tylnej granicy źródła ciepła jest niemonotoniczna. Największe przyrosty temperatur występują w zakresie prędkości obwodowych $v_p = 0,12$ m/min. W zakresie $v_p > 0,12$ m/min wzrost prędkości źródła ciepła powoduje zmniejszenie przyrostu temperatury. W procesie szlifowania powierzchni śrubowych najczęściej stosowanym zakresem prędkości obwodowych przedmiotu jest $v_p = 0,1-1,0$ m/min. Analiza wzorów (12) i (17) wskazuje, że wartości stałych w tych wzorach wpływają nie tylko na wartości przyrostu temperatur, ale także na przebieg zależności $T = f(v_p, g)$. Przedstawione wykresy oparte są na wynikach obliczeń dla przypadku szlifowania stali. Na podstawie tych wykresów, nie można jednak wnioskować ani o wartościach przyrostu temperatury, ani o postaci zależności $T = f(v_p, g)$ w przypadkach szlifowania materiałów o innych własnościach fizycznych.

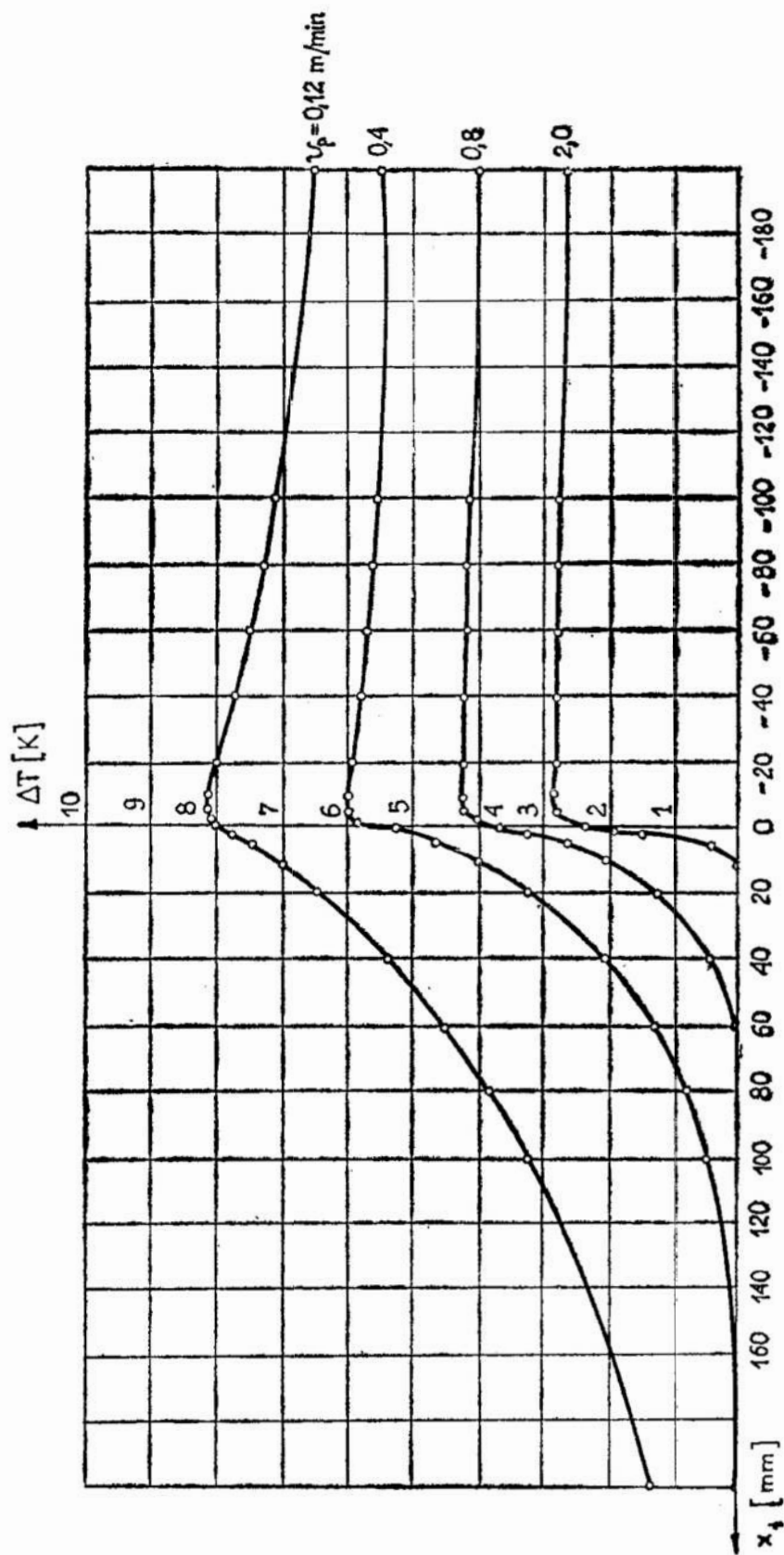
Przy szlifowaniu ze stałą wydajnością objętościową $Q_v = \text{const.}$ składowa obwodowa siły szlifowania będzie następująca [L. 3]

$$P_z = c_o \mu(v_s) \left(\frac{v_p}{v_s} \right)^n g^{\frac{n+1}{2}} [z_L(g)]^{2(1-n)} \quad [\text{K}] \quad (18)$$

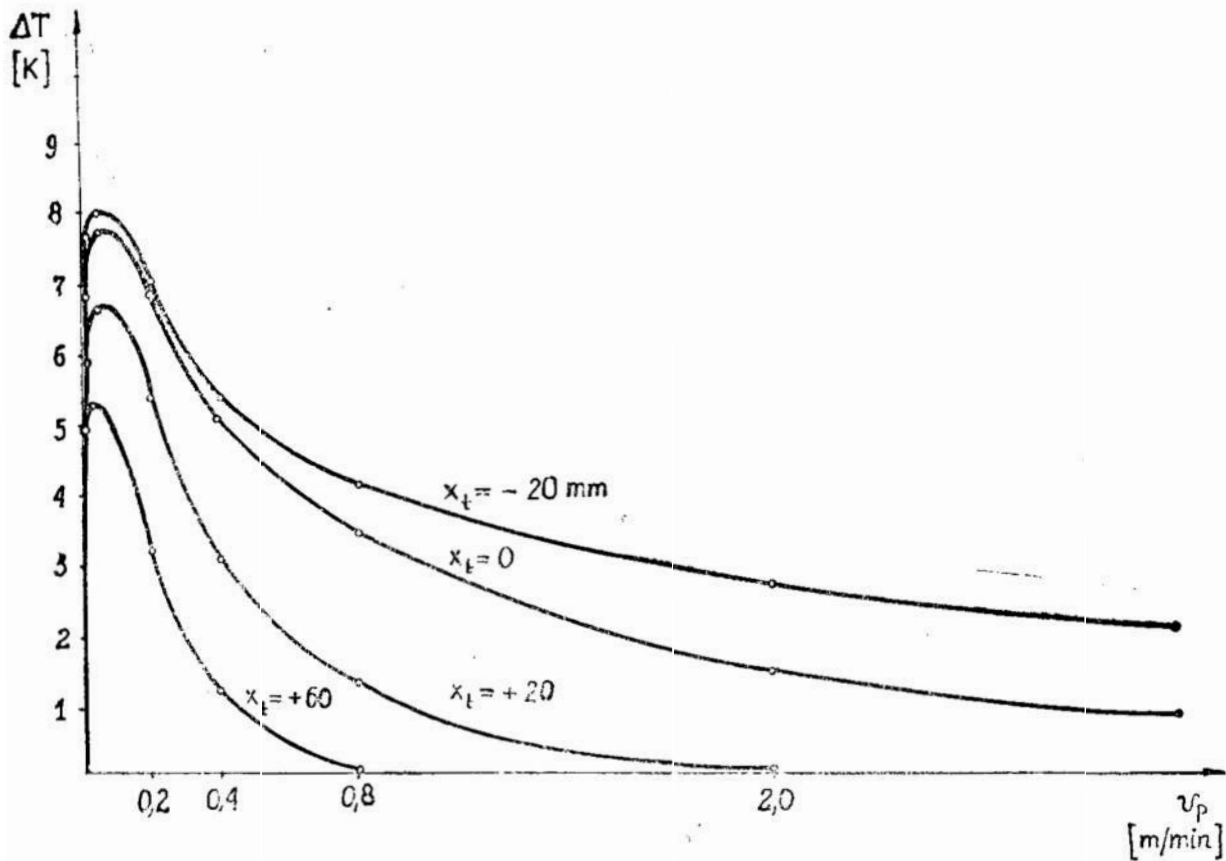
gdzie:

$$c_o' = c_o (Q')^{\frac{n+1}{2}}$$

Q' — stała zależna od wydajności objętościowej Q_v .



Rys. 3. Wykres zależności $\Delta T = f(x_1)$



Rys. 4. Wykres zależności $\Delta T = f(v_p)$

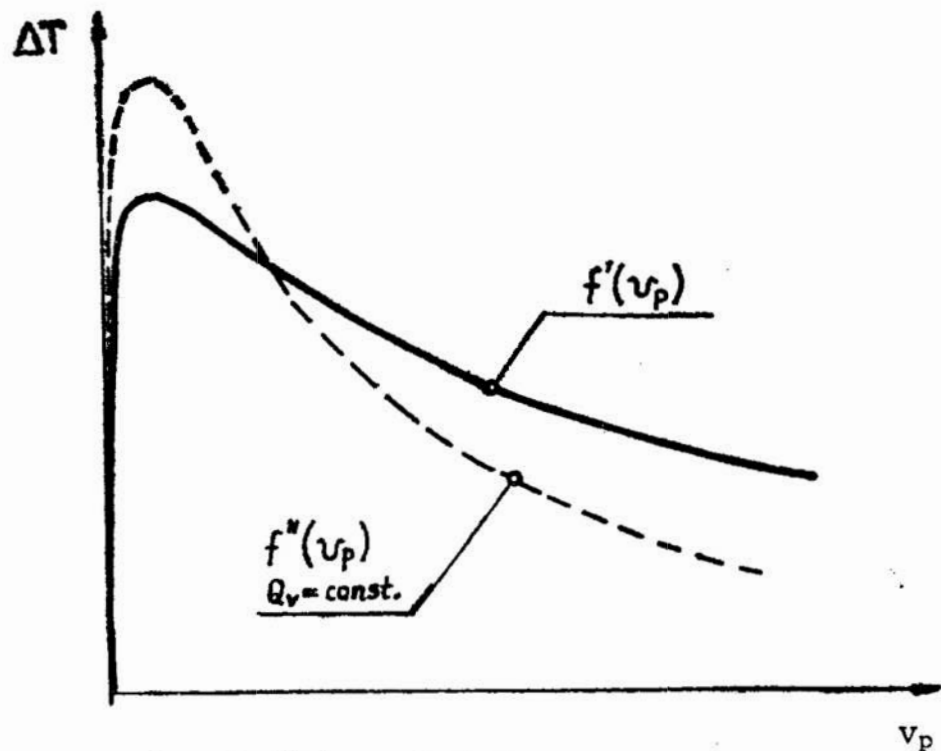
Zależność przyrostu temperatury przedmiotu od jego prędkości obwodowej przy $Q_v = \text{const.}$ będzie opisana funkcją

$$f_1''(v_p) = \frac{(a + bv_p) v_p^{-\frac{1-n}{2}} \left[Z_L(Q v_p^{-1}) \right]^{2(1-n)}}{\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right)} \times$$

$$\times \frac{\left\{ 1 - \exp \left[2c \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) \right] \right\} \exp \left[\left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) c \right]}{\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right)} \quad (19)$$

przy czym między funkcjami (17) i (19) istnieje następujący związek

$$f_1''(v_p) = f_1'(v_p) v_p^{-\frac{n}{2}} \left[Z_L(Q v_p^{-1}) \right]^{2(1-n)} \quad (20)$$



Rys. 5. Wykresy funkcji $f'_1(v_p)$ i $f''_1(v_p)$

Na rys. 5 przedstawiono wykresy funkcji $f'_1(v_p)$ i $f''_1(v_p)$. Zwiększenie prędkości obwodowej przedmiotu jest szczególnie korzystne ze względu na wartość przyrostu temperatury przy szlifowaniu ze stałą wydajnością objętościową. Badania doświadczalne potwierdziły poprawność przyjętych założeń. Dla opracowania wyników doświadczeń zastosowano analizę regresyjną drugiego rodzaju metodą najmniejszych kwadratów. Otrzymano zależność

$$\Delta\bar{T} = 26,96 \text{ g} \quad 0,386 \quad v_p \quad -0,376 \quad [\text{K}] \quad (21)$$

gdzie:

$\Delta\bar{T}$ — średni z pięciu doświadczeń przyrost temperatury w punkcie przedmiotu, leżącym w odległości 3 mm w kierunku osi od powierzchni dna zwoju gwintu.

Wynikiem pomiaru był przyrost temperatury punktu pomiarowego w chwili, gdy nad nim znajdowała się strefa szlifowania. Badania przeprowadzono w obszarze parametrów $g = 0,01\text{--}0,09$ mm, $v_p = 0,3\text{--}1,2$ m/min. Znajomość modelu teoretycznego, pozwala stwierdzić, że otrzymany wzór (21) jest niestosowny dla prędkości obwodowych przedmiotu $v_p < 0,2$ m/min, natomiast dobrze opisuje badane zjawisko również poza obszarem badanym dla $v_p \geq 0,2$ m/min.

3. Podsumowanie

W procesie szlifowania prędkość źródła ciepła posiada złożony wpływ na przyrost temperatury przedmiotu. Zależność przyrostu temperatury od prędkości obwodowej przedmiotu jest niemonotoniczna. Maksimum występuje dla bardzo małych prędkości obwodowych szlifowania, praktycznie nie stosowanych przy szlifowaniu powierzchni śrubowych. W analizowanym przypadku dla $v_p > 0,2$ m/min przyrost temperatury zmniejsza się wraz ze wzrostem prędkości źródła ciepła oraz zwiększa się wraz ze wzrostem głębokości szlifowania g . Przedstawiony model analityczny, mimo, że zawiera szereg założeń upraszczających i tak posiada złożoną postać. Może być on podstawą planowania badań doświadczalnych. Znajomość modelu analitycznego jest niezbędną dla wnioskowania, czy wyznaczone zależności empiryczne będą stosowalne poza obszarami badań doświadczalnych.

LITERATURA

1. Jaszczericyn P. i in.: *Tieplotyje jawlenia pri szlifowani i swojstwa obrabatychnych powierchnostiej*. Mińsk, 1973, Izdat. Nauka i Technika.
2. Karpiński T., Kacalak W.: *Pole temperatur i odkształcenia cieplne przedmiotu w procesie szlifowania powierzchni śrubowych*. Materiały Konferencji pt. „Technologia obróbki ścierniej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 207—221.
3. Karpiński T., Kacalak W.: *Sily w procesie szlifowania powierzchni śrubowych i ich wpływ na trwałość ściernicy*. Materiały Konferencji pt. „Technologia obróbki ścierniej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 223—238.
4. Otsuka J., Yamamoto A.: *Studies on Precision Thread Grinding*. 1 st rept. Causes of Pitch Error. Bull. Tokyo Inst. Technol., 1969 nr 95, s. 117—128. 2 nd rept., *Thermal Deformation of Workpiece*. Bull. Tokyo Inst. Technol., 1970, nr 99, s. 143—161.
5. Staniszewski B.: *Wymiana ciepła*. Warszawa, 1963, PWN.
6. Takazawa K.: *Thermal Aspects of the Grinding Operation*. Ind. Diamond Rev., 1972, nr 4.
7. Tsukizoe T. i in.: *Smoothing Mechanism of Surface Roughness from Temperature Rise in Grinding Proces*. Technol. Repts. Osaka Univ., 1973, nr 3.

STRESZCZENIE

W artykule przedstawiono model analityczny zjawisk cieplnych w procesie szlifowania. Zależność przyrostu temperatury od prędkości obwodowej przedmiotu jest niemonotoniczna. Przedstawiony model analityczny może być podstawą matematycznego planowania doświadczeń. Analiza modelu teoretycznego jest niezbędną dla wnioskowania, czy wyznaczone zależności empiryczne będą stosowalne poza obszarami badań doświadczalnych.

СОДЕРЖАНИЕ

В статье представлено аналитическую модель тепловых явлений в процессе шлифования. Зависимость прироста температуры от обводной скорости детали является немонотонной. Представленная аналитическая модель может быть основой математического планирования исследований. Анализ теоретической модели, является необходимым для выявления, будут ли справедливыми опытные формулы для процессов вне зоны практических исследований.

Dr inż. Wojciech Kacalak
Instytut Techniki Wytwarzania
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

EFEKTYWNOŚĆ MATEMATYCZNEGO PLANOWANIA BADAŃ PÓL TEMPERATUR W PROCESIE SZLIFOWANIA POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH NA PODSTAWIE MODELU TEORETYCZNEGO

1. Wprowadzenie

Odształcenia cieplne przedmiotu w procesie szlifowania powierzchni śrubowych są jedną z przyczyn odchyłek skoku. Zależą one od wartości i rozkładu temperatur przedmiotu. Zwiększanie wydajności objętościowej szlifowania nie musi powodować zwiększania przyrostu temperatury. Wyznaczenie zależności przyrostu temperatury od parametrów szlifowania pozwala na takie ich programowanie, aby odształcenia cieplne były możliwie najmniejsze.

Wyznaczony na podstawie wyników doświadczeń model matematyczny nie zawsze opisuje dobrze badane zjawisko, chociaż w badanym obszarze dobrze przybliży faktyczne właściwości zjawiska.

Przyczyną tego może być niewłaściwy wybór klasy funkcji regresji drugiego rodzaju. Analiza regresyjna w tym przypadku pozwala na wyznaczenie modelu, który jest funkcją regresji wybranej klasy i w badanym obszarze parametrów najlepiej opisuje badane zjawisko w sensie przyjętego kryterium przybliżenia. Nie można jednak powiedzieć, czy model jest dobrym przybliżeniem rzeczywistości poza badanym obszarem. Wynika to chociażby z faktu, że klasy funkcji regresji mogą być różne a ich wybór oparty jest na apriorycznych wiadomościach o postaci i właściwościach nieznannej funkcji opisującej faktyczne własności zjawiska. Im silniej związane są te wiadomości z prawami rządzącymi zjawiskiem, tym lepiej funkcja regresji drugiego rodzaju będzie opisywała badane zjawisko. Nie należy jednak komplikować postaci modelu, gdyż może to być ze względu na dokładność obliczeń nieuzasadnione.

Wyboru postaci funkcji regresji drugiego rodzaju dokonano w oparciu o model analityczny, przedstawiony w pracy [L.1] a oparty na rozważaniach przedstawionych w pracach [L.3] i [L.4]. Dla wyznaczenia parametrów modelu doświadczalnego zastosowano metodę najmniejszych

kwadratów. Dla wybranej postaci funkcji regresji i metody opracowania wyników zaplanowano badania tak aby dobrze wykorzystać własności tej metody. Kryterium optymalności planu doświadczeń była ortogonalność macierzy planowania. Spełnienie tego kryterium upraszcza tok i pozwala na zwiększenie dokładności obliczeń parametrów modelu [L. 2].

2. Plan badań doświadczalnych

Celem badań było wyznaczenie zależności przyrostu temperatury szlifowanej śruby od parametrów szlifowania w punktach odległych od powierzchni przedmiotu. Przed rozpoczęciem badań wyznaczono ortogonalny plan doświadczeń.

Obciążenie wyników pomiarów przyrostu temperatury błędami wynikającymi z niedokładności pomiaru oraz wpływami czynników niesterowalnych mierzalnych i niemierzalnych powoduje, że są one realizacjami zmiennych losowych. Wygodną choć nie pozbawioną wad, metodą wyznaczania zależności w sytuacjach losowych jest analiza regresyjna drugiego rodzaju metodą najmniejszych kwadratów [L. 2]. Zadanie przybliżania nieznannej funkcji $f^*(x)$ opisującej daną zależność za pomocą funkcji regresji drugiego rodzaju, polega na obliczeniu takich wartości współczynników θ_i kombinacji liniowych funkcji ciągłych liniowo niezależnych $f_i(x)$

$$\hat{y} = \hat{f}(x) = \sum_{i=1}^k \theta_i f_i(x) \quad (1)$$

gdzie:

$$\begin{aligned} \hat{y} = \hat{f}(x) & \text{ — funkcja regresji drugiego rodzaju,} \\ f_i(x) & \text{ — wybrane funkcje modelu,} \end{aligned}$$

aby suma kwadratów różnic wartości funkcji $f^*(x)$ i $\hat{f}(x)$ w wybranych punktach doświadczeń była najmniejsza, czyli

$$\sum_{j=1}^N [f^*(x_j) - \hat{f}(x_j)]^2 = Q(\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_k) = \min \quad (2)$$

gdzie:

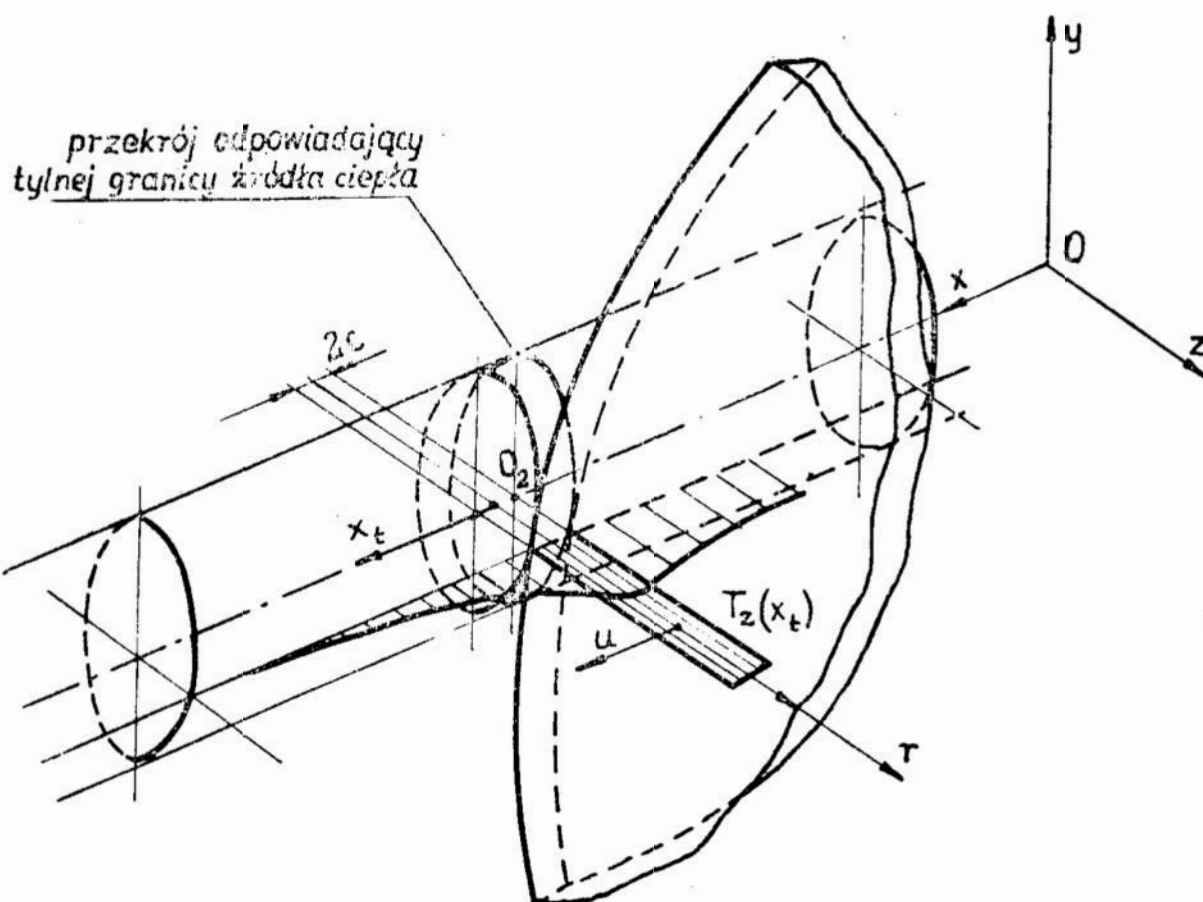
$f^*(x_j)$ — wartości funkcji w punktach pomiaru — wyniki pomiaru,
 N — ilość pomiarów (doświadczeń).

Model analityczny posiada następującą postać [L. 1].

$$\Delta T = C f_1(v_p) f_2(g) \quad (3)$$

gdzie:

ΔT — przyrost temperatury w przekroju odpowiadającym tylnej granicy źródła ciepła (rys. 1)



Rys. 1. Przyrost temperatury w przekroju odpowiadającym tylnej granicy źródła ciepła

$$f_1(v_p) = \frac{(a + bv_p)v_p^n \left\{ 1 - \exp \left[-2c \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) \right] \right\}}{\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} \left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right)},$$

$$\times \exp \left[\left(\sqrt{A_1^2 v_p^2 + B} - A_1 v_p \right) c \right] \quad (4)$$

$$f_2(g) = g^{\frac{n}{2}} \left[Z_L(g) \right]^{2(1-n)} \quad (5)$$

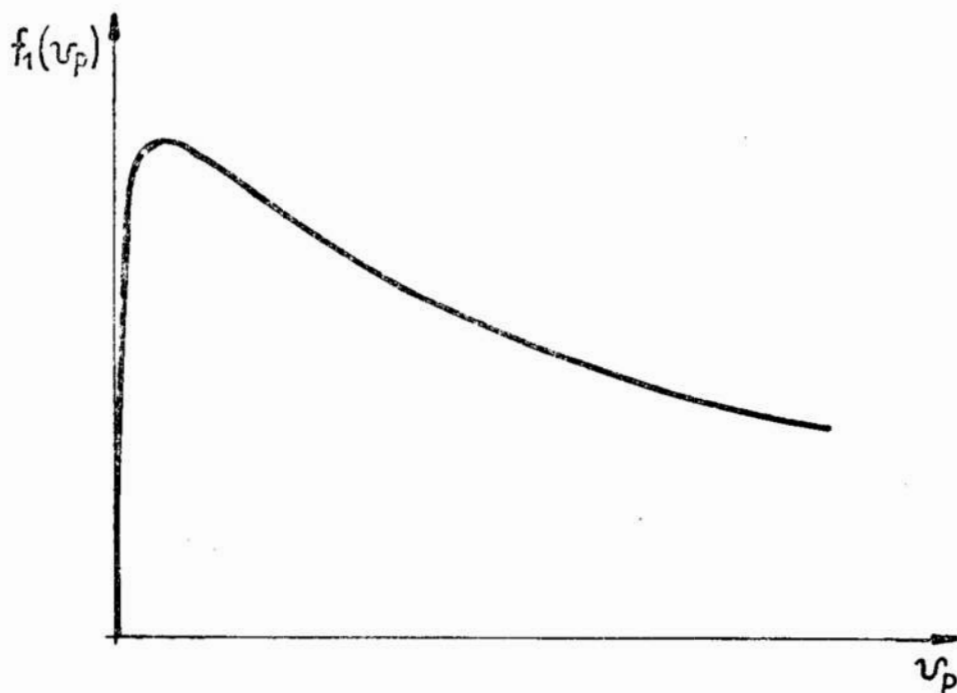
v_p — prędkość obwodowa przedmiotu,

g — głębokość szlifowania,

$2c$ — szerokość źródła ciepła,

$Z_L(g)$ — zależność ilości ostrzy skrawających przypadających na jednostkę długości zarysu od głębokości szlifowania,

a, b, n, A_1, B — stałe.

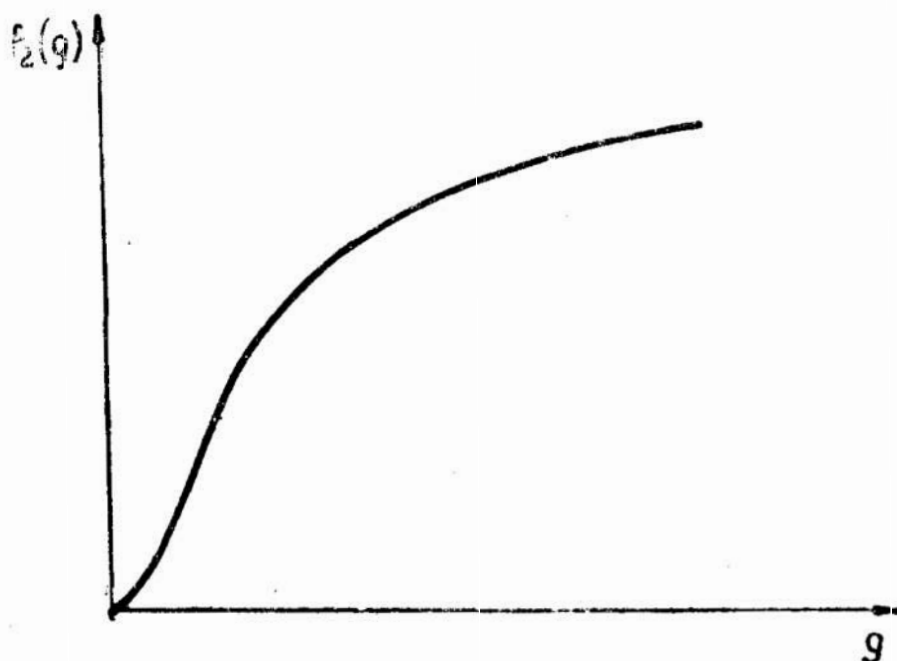


Rys. 2. Wykres zależności $f_1(v_p)$

Wykresy zależności (4) i (5) przedstawiono na rys. 2 i 3.

Model analityczny zawiera szereg założeń upraszczających, niemniej na tyle dokładnie opisuje badaną zależność, że może być podstawą wyboru postaci funkcji regresji.

Analiza regresyjna drugiego rodzaju jest jednoznaczna gdy funkcja regresji jest funkcją liniową współczynników Θ_i . Analiza modelu analitycznego (3) wskazuje, że taka postać funkcji regresji mogłaby względnie dobrze opisywać zależność rzeczywistą jedynie w bardzo wąskim obszarze parametrów.

Rys. 3. Wykres zależności $f_2(g)$

Natomiast funkcje regresji drugiego rodzaju postaci

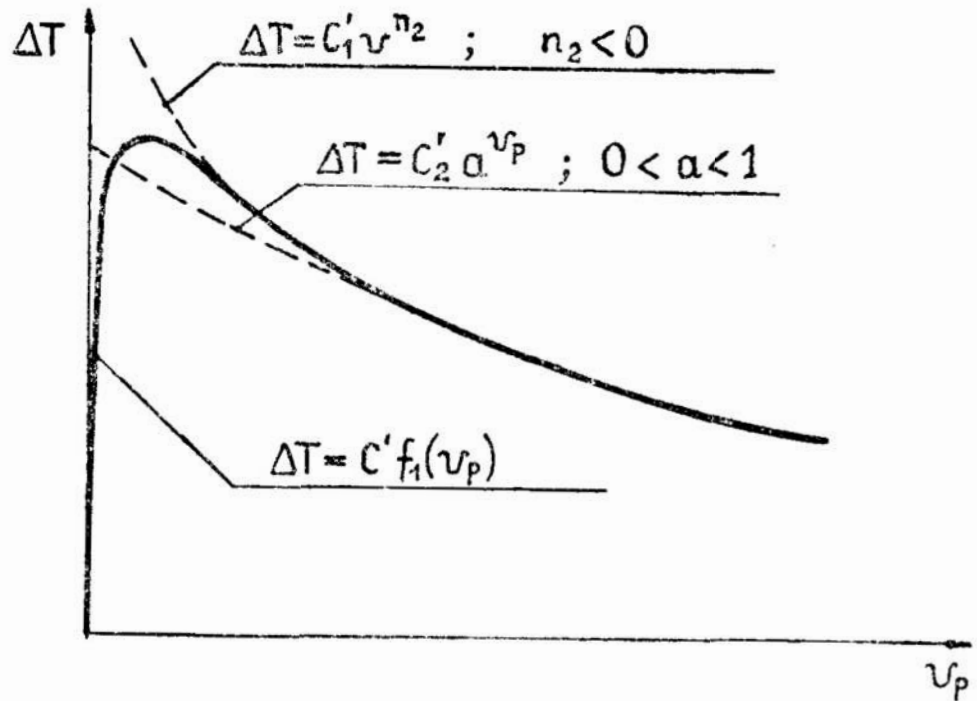
$$\Delta T = C_1 g^{\frac{n_1}{v_p}} ; n_1 > 0 ; n_2 < 0 \quad (6)$$

lub

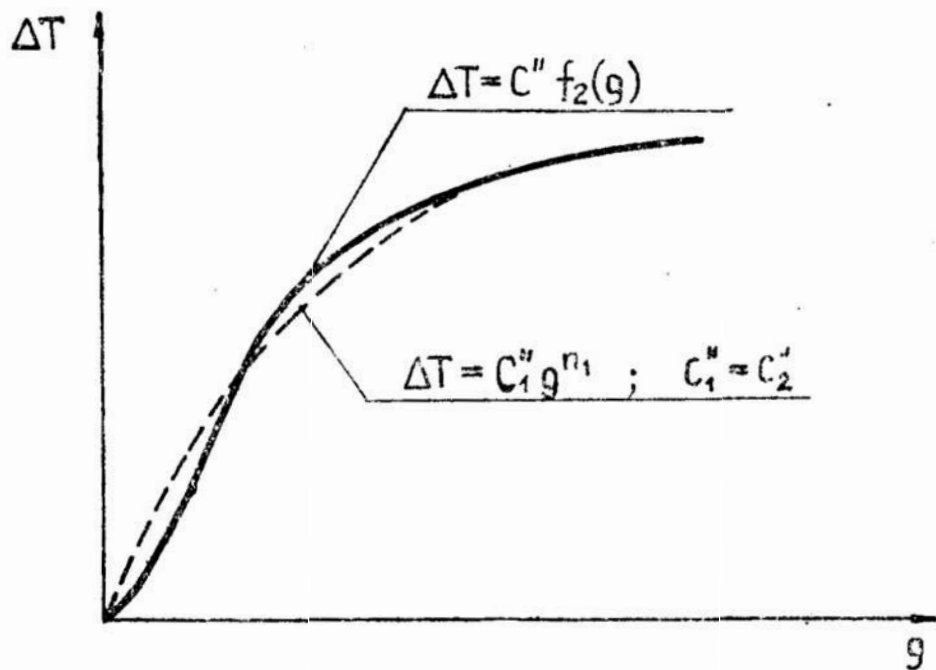
$$\Delta T = C_2 g^{\frac{n_1}{a}} ; n_1 > 0 ; 0 < a < 1 \quad (7)$$

będą dobrze przybliżały w szerokim zakresie parametrów v_p i g zależność teoretyczną. Porównanie wykresów zależności (6) i (7) z wykresami zależności (4) i (5) przedstawiono na rys. 4 i 5.

Przedstawione funkcje regresji (6) i (7) jedynie dla prędkości obwodowych przedmiotów bardzo małych w praktyce nie stosowanych nie będą poprawnie przybliżać modelu analitycznego, a zatem i badanego zjawiska. Funkcje regresji (6) i (7) są nieliniowo zależne od parametrów $\Theta_1 = n_1$ i $\Theta_2 = n_2$ oraz odpowiednio $\Theta_1 = n_1$ i $\Theta = a$, ale mogą być łatwo sprowadzone do postaci liniowo zależnej od Θ_1 poprzez proste przekształcenia nieliniowe.



Rys. 4. Porównanie wykresów funkcji $f_1(v_p)$ i funkcji regresji drugiego rodzaju



Rys. 5. Porównanie wykresów funkcji $f_2(g)$ i funkcji regresji

Wprowadzenie nowych zmiennych

$$y = \lg \Delta T, \quad x_1 = \lg g, \quad x_2 = \lg v_p, \quad \theta_0 = \lg C_1, \quad \theta_1 = n_1, \quad \theta_2 = n_2$$

i odpowiednio

$$y = \lg \Delta T, \quad x_1 = \lg g, \quad x_2 = v_p, \quad \theta_0 = \lg C_2, \quad \theta_1 = n_1, \quad \theta_2 = \lg a$$

sprowadza zależności (6) i (7) do postaci liniowej

$$\hat{y} = \theta_0 + \theta_1 x_1 + \theta_2 x_2 \quad (8)$$

Badania doświadczalne powinny dostarczyć informacji o wartościach θ_0 , θ_1 i θ_2 oraz o dokładności ich wyznaczenia. Plan doświadczeń jest przepisem wyboru wartości parametrów v_p i g dla których dokona się pomiarów. Punkty doświadczeń $\{x_{ij}\}$ $j = 1, 2, \dots, N$; $i = 0, 1, 2$, gdzie N oznacza liczbę doświadczeń, wygodnie jest przedstawić w postaci macierzy X o elementach w postaci wartości funkcji $f_i(x_j)$; macierz X nosi nazwę macierzy planowania,

$$X = \begin{vmatrix} f_0(x_1) & f_1(x_1) & f_2(x_1) \\ f_0(x_2) & f_1(x_2) & f_2(x_2) \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ f_0(x_N) & f_1(x_N) & f_2(x_N) \end{vmatrix} \quad \text{gdzie } x = \begin{vmatrix} x_0 \\ x_1 \\ x_2 \end{vmatrix} \quad (9)$$

W analizowanym przypadku dla funkcji regresji drugiego rodzaju

$$\Delta T = C \varepsilon^{n_1} v_p^{n_2}$$

czyli

$$\lg \Delta T = \lg C + n_1 \lg g + n_2 \lg v_p$$

będzie

$$\hat{y} = \theta_0 + \theta_1 x_1 + \theta_2 x_2$$

$$f_0(x_j) = x_{0j} = 1, \quad f_1(x_j) = x_{1j} = \lg g_j,$$

$$f_2(x_j) = x_{2j} = \lg v_{pj}$$

i macierz planowania będzie następująca:

$$X = \begin{vmatrix} 1 & \lg g_1 & \lg v_{p1} \\ 1 & \lg g_2 & \lg v_{p2} \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ 1 & \lg g_N & \lg v_{pN} \end{vmatrix} \quad (10)$$

Najprostszym kryterium optymalności planu doświadczeń jest ortogonalność macierzy planowania. Spełnienie tego kryterium zdecydowanie zmniejsza trudność i pracochłonność obliczeń parametrów modelu Θ_0 , Θ_1 , i Θ_2 , które są wtedy niezależne od siebie. Ponieważ metoda najmniejszych kwadratów jest wrażliwa na błędy zaokrągleń to takie postępowanie pozwala zwiększyć dokładność obliczeń [L. 2].

Plan doświadczeń będzie ortogonalny, gdy zostanie dobrany taki układ punktów pomiaru $\{x_{ij}\}$; $j = 1, 2, \dots, N$, że

$$\sum_{j=1}^N f_r(x_j) f_s(x_j) = 0 \quad ; \quad r, s = 0, 1, 2 \quad ; \quad r \neq s$$

oraz
$$\sum_{j=1}^N [f_i(x_j)]^2 = 0 \quad ; \quad i = 0, 1, 2.$$

Wtedy parametry modelu (8) Θ_0 , Θ_1 , i Θ_2 oblicza się z zależności

$$\Theta_i = \frac{\sum_{j=1}^N f^*(x_j) \cdot f_i(x_j)}{\sum_{j=1}^N f_i^2(x_j)} \quad ; \quad i = 0, 1, 2$$

gdzie:

$f^*(x_j)$ — wynik pomiaru w punkcie $\{x_j\}$.

Przyjęto, że badania zostaną wykonane w następujących punktach x_{ij}

$$\begin{aligned} & (\xi_1, v_{p_1}), (\xi_1, v_{p_2}), (\xi_1, v_{p_3}), (\xi_2, v_{p_1}), (\xi_2, v_{p_2}), (\xi_2, v_{p_3}), \\ & (\xi_3, v_{p_1}), (\xi_3, v_{p_2}), (\xi_3, v_{p_3}) \end{aligned}$$

i że ilość doświadczeń w tych punktach będzie $n = 5$, a wartością funkcji $f^*(x_j)$ będzie średnia arytmetyczna wyników pomiarów w danym punkcie.

Wprowadzono zmienne

$$X_1 = m_{11} \lg g + m_{12} \quad \text{i} \quad X_2 = m_{21} \lg v_p + m_{22} \quad (13)$$

i założono, że X_1 i X_2 przyjmują wartości -1 ; 0 ; $+1$.

Z równań

$$\begin{cases} m_{11} \lg g_1 + m_{12} = -1 \\ m_{11} \lg g_2 + m_{12} = 0 \\ m_{11} \lg g_3 + m_{12} = +1 \end{cases} \quad \text{i} \quad \begin{cases} m_{21} \lg v_{p1} + m_{22} = -1 \\ m_{21} \lg v_{p2} + m_{22} = 0 \\ m_{21} \lg v_{p3} + m_{22} = +1 \end{cases} \quad (14)$$

wyznaczono następujące zależności

$$X_1 = \frac{2 (\lg g - \lg g_3)}{\lg g_3 - \lg g_1} + 1 \quad X_2 = \frac{2 (\lg v_p - \lg v_{p3})}{\lg v_{p3} - \lg v_{p1}} + 1 \quad (15)$$

$$g_2 = \sqrt{g_1 g_3} \quad v_{p2} = \sqrt{v_{p1} v_{p3}}$$

gdzie:

g_1, g_3, v_{p1}, v_{p3} — planowane najmniejsze i największe wartości parametrów szlifowania,

g_2, v_{p2} — wyliczone z zależności (16) środkowe wartości parametrów szlifowania.

Z zależności (16) wynika, że planowane wartości parametrów szlifowania będą kolejnymi wyrazami szeregu geometrycznego.

Zależność (8) będzie zatem następująca

$$\hat{Y} = \theta'_0 + \theta'_1 X_1 + \theta'_2 X_2 \quad (17)$$

Macierz planowania

$$X = \begin{pmatrix} 1 & -1 & -1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 1 & -1 & +1 \\ \vdots & 0 & -1 \\ \vdots & 0 & 0 \\ 1 & 0 & +1 \\ 1 & +1 & -1 \\ 1 & +1 & 0 \\ 1 & +1 & +1 \end{pmatrix} \quad (18)$$

przedstawia ortogonalny plan doświadczeń.

Miarą dopasowania płaszczyzny regresji $\hat{Y} = \theta'_0 + \theta'_1 X_1 + \theta'_2 X_2$ do do punktów eksperymentalnych jest wariancja resztowa

$$s^2 = \frac{1}{N - k - 1} \left[\sum_{j=1}^N (Y_j - \hat{Y}_j)^2 \right] \quad (19)$$

gdzie:

N — liczba doświadczeń; $N = 9$,

k — liczba zmiennych niezależnych; $k = 2$,

Y_j — realizacja doświadczeń (wynik),

\hat{Y}_j — wartość funkcji regresji w punkcie X_j .

Wariancje współczynników regresji $\theta'_0, \theta'_1, \theta'_2$ można obliczyć ze wzoru

$$D^2(\theta_i) = c_{ii} s^2 \quad (20)$$

gdzie:

c_{ii} — elementy przekątne macierzy odwrotnej do macierzy informacyjnej M^{-1}

$$M^{-1} = \begin{pmatrix} 1 & & & & & & & & \\ & 0 & & & & & & & \\ & & 9 & & & & & & \\ & & & 1 & & & & & \\ & 0 & & & 0 & & & & \\ & & & & & 6 & & & \\ & & & & & & 1 & & \\ & 0 & & 0 & & & & - & \\ & & & & & & & & 6 \end{pmatrix} \quad (21)$$

Wariancja zmiennej Y przy braku korelacji między zmiennymi programowanymi jest następująca

$$D^2(Y) = X_0^2 D^2(\theta'_0) + X_1^2 D^2(\theta'_1) + X_2^2 D^2(\theta'_2) \quad (22)$$

Przyjmując, że Y podlega rozkładowi Studenta, dla liczby stopni swobody $k = N - 1 = 8$ i poziomie ufności $\beta = 0,95$, przedział ufności będzie następujący

$$Y_{0,95} = \hat{Y} \pm \varepsilon$$

gdzie: (23)

$$\varepsilon = t \sqrt{D^2(Y)}; \text{ dla } \beta = 0,95 \quad t_\beta = 2,31.$$

Ponieważ Y będzie średnią z pięciu doświadczeń zatem wyznaczony zostanie przedział dla wartości średniej Y , a zatem zależność (23) będzie następująca

$$\bar{Y}_{0,95} = \hat{\bar{Y}} \pm \varepsilon \quad (24)$$

Uwzględniając w (24) zależność (15) otrzyma się

$$\lg \Delta \bar{T}_{0,95} = \hat{\bar{y}} \pm \varepsilon \quad (25)$$

3. Badania doświadczalne

Badania rozkładu przyrostów temperatur i wpływu parametrów szlifowania na wartość przyrostu temperatury śruby w punkcie pomiarowym przeprowadzono podczas szlifowania śruby Tr 32×6×400 ze stali 40 H ulepszanej cieplnie do twardości 38—40 HRC ściernicą T1Q 400×10×203/99 A — 150 — K — 5 — V z chłodzeniem olejem Hydrol 10 na szlifierce MM — 582 prod. ZSRR.

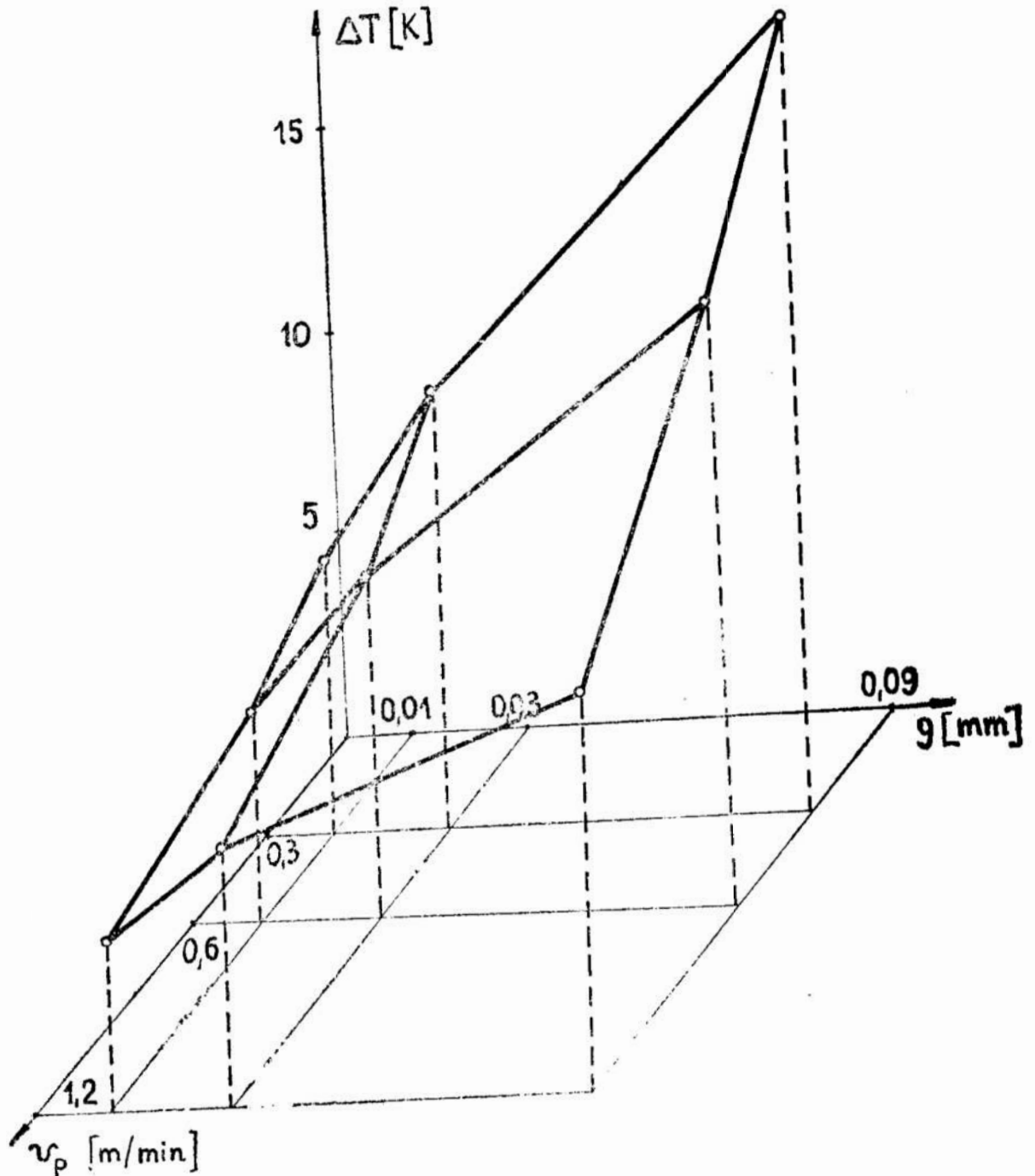
Parametry szlifowania były następujące:

- prędkość obwodowa ściernicy $v_s = 30$ m/s,
- prędkość obwodowa przedmiotu $v_p = 0,3; 0,6; 1,2$ m/min,
- dosuw wgłębny $g = 0,01; 0,03; 0,09$ mm.

Ściernicę obciążano po każdym przejściu. Przed rozpoczęciem następnego przejścia śrubę chłodzono podmuchem powietrza, tak aby temperatura początkowo wynosiła 19,5—20,5°C. Punkt pomiarowy

znajdował się w odległości 3 mm od powierzchni dna zwoju gwintu. Doświadczenie dla każdego zestawu parametrów powtarzano pięć razy. Jako wynik przyjmowano średnią arytmetyczną. Pomiaru dokonywano co 2,5 s przy pomocy kompensografu MK prod. NRD. Wynikiem pomiaru był przyrost temperatury punktu pomiarowego w chwili, gdy tylna granica źródła ciepła znajdowała się w położeniu odpowiadającym przekrojowi w którym znajdował się punkt pomiarowy.

Wyniki pomiarów przedstawiono w tabelicy I i na rys. 6.



Rys. 6. Wpływ parametrów szlifowania na przyrost temperatury przedmiotu obrabianego

Tablica I. Wyniki badań przyrostu temperatur ΔT [K]

Nr doświadczenia	g [mm]	v_p [m/min]	X_0	X_1	X_2	$X_0 X_1$	$X_0 X_2$	$X_1 X_2$	ΔT [K]	$Y = \lg \Delta T$
1	0,01	0,3	1	-1	-1	-1	-1	+1	6,8	0,8325
2	0,01	0,6	1	-1	0	-1	0	0	5,2	0,7160
3	0,01	1,2	1	-1	+1	-1	+1	-1	4,1	0,6128
4	0,03	0,3	1	0	-1	0	-1	0	11,0	1,0414
5	0,03	0,6	1	0	0	0	0	0	8,6	0,9345
6	0,03	1,2	1	0	+1	0	+1	0	6,6	0,8195
7	0,09	0,3	1	+1	-1	+1	-1	-1	17,6	1,2455
8	0,09	0,6	1	+1	0	+1	0	0	13,1	1,1173
9	0,09	1,2	1	+1	+1	+1	+1	+1	10,1	1,0043
		Σ	9	0	0	0	0	0		8,8138

$$\Sigma X_0^2 = 9 \quad \Sigma X_1^2 = 6 \quad \Sigma X_2^2 = 6$$

Na podstawie wzorów (15) otrzymano

$$X_1 = 2,09 \lg g + 3,21 \text{ oraz } X_2 = 3,34 \lg v_p + 0,737$$

(26)

aś na podstawie wzorów (12)

$$\Theta'_0 = 0,9226; \Theta'_1 = 0,1843; \Theta'_2 = 0,1138$$

zyl

$$\hat{Y} = 0,9226 + 0,1843 X_1 - 0,1138 X_2.$$

(27)

Względniając (25) w (27) otrzymano

$$\lg \Delta \bar{T} = 1,4307 + 0,3864 \lg g - 0,3762 \lg v_p$$

zyl

$$\Delta \bar{T} = 26,96 g^{0,3864} v_p^{-0,3762} \text{ [K]}.$$

(28)

Przedziały ufności wartości średniej przyrostu temperatur przedstawiono w tablicy II.

Wariancja resztowa była następująca

$$s^2 = \frac{1}{6} \left[\sum_{j=1}^{N=9} (\bar{Y}_j - \hat{Y}_j)^2 \right] = 3,539 \cdot 10^{-4},$$

a wariancje współczynników regresji

$$D^2(\Theta'_0) = \frac{1}{9} s^2, \quad D^2(\Theta'_1) = \frac{1}{6} s^2, \quad D^2(\Theta'_2) = \frac{6}{1} s^2$$

Wariancja zmiennej Y na podstawie wzoru (22)

$$D^2(Y) = \frac{4}{9} s^2, \text{ stąd}$$

$$\hat{Y}_{0,95} = \hat{Y} \pm 0,0289$$

Tablica II. Przedziały ufności wartości średniej przyrostu temperatur ΔT [K]

$N \pm$ Dob. w.	$\Delta \bar{T}$	$\bar{Y} = \lg \Delta \bar{T}$	\hat{Y}	$\bar{Y} - \hat{Y}$	$(\bar{Y} - \hat{Y})^2 \cdot x$ $x \cdot 10^{-4}$	$\hat{Y} - \varepsilon \div \hat{Y} + \varepsilon$	$\Delta \hat{T}$	$\Delta \hat{T}_{sr}$
1	6,8	0,8325	0,8521	-0,0196	3,842	0,8223—0,8819	6,64—7,62	7,12
2	5,2	0,7160	0,7383	-0,0223	4,973	0,7094—0,7672	5,12—5,85	5,20
3	4,1	0,6128	0,6235	-0,0107	1,145	0,5946—0,6524	3,93—4,49	4,20
4	11,0	1,0414	1,0364	+0,0050	0,250	1,0075—1,0653	10,2—11,6	10,90
5	8,6	0,9345	0,9226	+0,0119	1,417	0,8937—0,9515	7,83—8,94	8,37
6	6,6	0,8195	0,808	+0,0107	1,145	0,7799—0,8377	6,02—6,88	6,45
7	17,6	1,2455	1,2207	+0,0248	6,151	1,1918—1,2496	15,6—17,8	16,60
8	13,1	1,1173	1,1069	+0,0104	1,082	1,0780—1,1358	12,0—13,7	12,80
9	10,1	1,0043	0,9931	+0,0112	1,254	0,9642—1,0220	9,21—10,5	9,80

$$\sum (\bar{Y} - \hat{Y})^2 = 21,239 \cdot 10^{-4}$$

Dla funkcji regresji (7) macierz planowania badań (18) nie była ortogonalna i w związku z tym obliczenia były znacznie bardziej pracochłonne. W ich wyniku otrzymano

$$\Delta T = 41,5 \cdot 0,624 \cdot v_p^{0,3864} \cdot g \quad [\text{K}] . \quad (29)$$

Dla przypadku szlifowania ze stałą wydajnością objętościową $Q_v = \text{const.}$ równanie (6) będzie następujące

$$Q_v = C_3 v_p g \quad \text{stad} \quad g = \frac{Q_v}{C_3 v_p} = Q'_v v_p^{-1} \quad (30)$$

$$\Delta T = C_1 (Q'_v)^{n_1} v_p^{n_2-1} \quad n_1 > 0 ; n_2 < 0$$

4. Podsumowanie

Opracowany model analityczny wpływu parametrów szlifowania powierzchni śrubowych na wartość przyrostu temperatury przedmiotu, w punktach odległych od powierzchni przekroju odpowiadającemu położeniu tylnej granicy źródła ciepła, pozwala na uzyskanie dużej efektywności matematycznego planowania doświadczeń, tak w sensie dokładności przybliżenia jak również w sensie wyjątkowego uproszczenia obliczeń. Ponadto możliwa jest ocena stosowalności opracowanego modelu eksperymentalnego poza obszarem badań. Model analityczny w tym przypadku jest na tyle dokładny, że pozwala wyznaczyć postać funkcji regresji, a jednocześnie oparty na założeniach upraszczających; między innymi nie uwzględnia wpływu zjawisk fizykalnych na własności materiału obrabianego, wymiany ciepła z otoczeniem i zjawisk dynamicznych procesu szlifowania. Model analityczny zawiera pewną ilość stałych, które w procesie rzeczywistym będą zmienne w pewnym zakresie i dlatego nie pozwala na wyznaczenie wartości przyrostu temperatury. Wyznaczone zależności wpływu prędkości obwodowej przedmiotu i głębokości szlifowania na przyrost temperatury, wskazują, że ze względu na odkształcenia cieplne przedmiotu, korzystnie jest zwiększać prędkość obwodową do wartości dopuszczalnej ze względu na spełnienie pewnych warunków ograniczających proces szlifowania jak np. warunku dopuszczalnej chropowatości powierzchni. Szczególnie korzystne jest programowanie możliwie dużych, prędkości obwodowych przedmiotu przy szlifowaniu ze stałą wydajnością objętościową.

LITERATURA

1. Kacalak W.: *Analiza teoretyczna zależności temperatury przedmiotu od parametrów szlifowania powierzchni śrubowych*. Zeszyty Naukowe WSI — Koszalin Nr 1/1975.
2. Касprzyński B.: *Planowanie eksperymentów. Podstawy matematyczne*. Warszawa 1974, WNT.
3. Karpiński T., Kacalak W.: *Pole temperatur i odkształcenia cieplne przedmiotu w procesie szlifowania powierzchni śrubowych*. Materiały Konferencji pt. „Technologia obróbki ściernej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 207—221.
4. Karpiński T., Kacalak W.: *Siły w procesie szlifowania powierzchni śrubowych i ich wpływ na trwałość ściernicy*. Materiały Konferencji pt. „Technologia obróbki ściernej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 223—238.

STRESZCZENIE

Matematyczne planowanie badań wpływu parametrów szlifowania na przyrost temperatury przedmiotu oparte zostało na modelu teoretycznym. Uzyskano dzięki temu dużą efektywność badań, tak w sensie dokładności przybliżenia jak również w sensie uproszczenia obliczeń. Kryterium optymalności planu doświadczeń była ortogonalność macierzy planowania. Wyznaczone zależności wskazują, że ze względu na odkształcenia cieplne przedmiotu korzystnie jest zwiększać jego prędkość obwodową.

СОДЕРЖАНИЕ

Математическое планирование исследований влияния параметров шлифования на приращение температуры детали, основано на теоретической модели. Благодаря этому, получено хорошую эффективность исследований так в смысле точности приближения как и упрощения расчётов. Критерием оптимальности плана исследований была ортогональность матриц планирования. Определение зависимости показывают что по отношению к температурным деформациям детали целесообразным является увеличение её круговой скорости.

Doc. dr inż. Tadeusz Karpiński
Dr inż. Wojciech Kacalak
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie
Instytut Techniki Wytwarzania

PODSTAWY SZLIFOWANIA POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH ŚCIERNICAMI KRĄŻKOWYMI

1. Wprowadzenie

Powierzchnie śrubowe znajdują szerokie zastosowanie w technice. Powierzchniami śrubowymi są między innymi powierzchnie zwojów ślimaków i gwintów. Powierzchniom tym, a w szczególności powierzchniom śrubowym ślimaków i gwintów trapezowych dla dokładnych przemieszczeń, stawia się wysokie wymagania dokładności wymiarowo-kształtowej, gładkości powierzchni i struktury warstwy wierzchniej. Spełnienie tych wymagań zapewnia uzyskanie dużej sprawności, obciążalności, dokładności kinematycznej i długiego okresu eksploatacji elementów współpracujących powierzchniami śrubowymi.

Obróbkę dokładną powierzchni śrubowych o twardości poniżej 32-36 HRC można wykonać toczeniem małymi przekrojami wióra lub dokładnym frezowaniem. Obróbkę dokładną powierzchni śrubowych o twardościach powyżej 36 HRC można wykonać jedynie szlifowaniem. Szlifowanie powierzchni śrubowych jest zagadnieniem stereometrycznie i technologicznie złożonym. Powierzchnie śrubowe można szlifować ściernicami krążkowymi, palcowymi, pierścieniowymi lub garnkowymi. W pracy [L. 8] zwrócono uwagę na możliwość szlifowania narzędziem wewnętrznym o stalowym korpusie z wkładkami ściernymi, które umożliwiałyby stosowanie dużych szybkości szlifowania. Stosowanie ściernic palcowych nie zapewnia dużej wydajności szlifowania. Sztywność ściernic palcowych jest mała. Wymagają one częstego obciążania ponieważ posiadają małą powierzchnię czynną. W niektórych przypadkach szlifowania powierzchni śrubowych np. przy kształtowaniu zarysu ostrzy frezów ślimakowych powinny być stosowane, gdyż pozwalają na uzyskanie żądanego zarysu przy prostym systemie kształtowania (ostrzenia) ściernicy [L. 9]. Ściernice garnkowe i pierścieniowe posiadają dostateczną sztywność i dużą powierzchnię czynną, ale przy ich użyciu nie można szlifować obu stron wrębu równocześnie.

Dla szlifowania drugiej strony wrębu niezbędne jest przemieszczenie ściernicy. Ściernice krążkowe posiadają dużą sztywność, dużą powierz-

chnię czynną oraz umożliwiając obróbkę obu stron wyrębu jednocześnie, co zapewnia znaczną wydajność szlifowania. Znajdują one najszersze zastosowanie do szlifowania dokładnych powierzchni śrubowych.

2. Parametry powierzchni śrubowej

Parametry powierzchni śrubowej są wielkościami geometrycznymi, charakteryzującymi kształt i wymiary powierzchni śrubowej (tabl. I).

nieobarczone błędem	moduł		m	powierzchnia śrubowa	powierzchnia zwoju	ślimak lub śruba
	liczba zębów (zwojów)		z_1			
	rodzaj powierzchni śrubowej (zarys znamionowy)		R			
obarczone odchyłką	kąt zarysu		α			
	kąt pochylenia linii śrubowej		γ			
	średnica walca wierzchołków		d_a			
	średnica walca podstaw		d_f			
	długość powierzchni śrubowej w kierunku osiowym		L			
podziałka (skok)	$p(P)$	położenie jednoimiennych powierzchni zwojów				
grubość zwoju	g	położenie różnoimiennych powierzchni zwojów				

Pełną charakterystykę powierzchni śrubowej wyznaczają jej parametry i odchyłki dokładności wymiarowo-kształtowej oraz parametry jakości warstwy wierzchniej.

Parametry powierzchni śrubowych gwintów są znormalizowane. W zakresie przekładni ślimakowych i ich elementów normy krajowe nie są jeszcze opracowane. Można w tym zakresie wykorzystywać normy innych krajów np. GOST lub BSS.

Należy podkreślić, że między wymienionymi normami występują poważne różnice zarówno w zakresie parametrów, które zostały znormalizowane jak również w zakresie odchyłek dokładności wymiarowo-kształtowej.

3. Zarys powierzchni śrubowej a zarys narzędzia krążkowego

Powierzchnia śrubowa obrobiona narzędziem krążkowym jest obwiednią powierzchni czynnej narzędzia, poruszającego się względem niej ruchem śrubowym. Powierzchnia śrubowa w przypadku ogólnym nie jest prostokreślna. Dla jednoznacznego określenia rodzaju powierzchni śrubowej należy podać:

- rodzaj narzędzia,
- zarys znamionowy i wymiary narzędzia,
- położenie narzędzia względem osi powierzchni śrubowej.

W pracy [L. 3] przedstawiono równania powierzchni śrubowej obrabianej narzędziem krążkowym.

Z przedstawionych równań wynika, że kształt powierzchni śrubowej a więc i jej zarys w wybranym przekroju zależy nie tylko od zarysu powierzchni czynnej narzędzia, ale także od jego średnicy i położenia narzędzia względem osi obrabianej powierzchni oraz od jej parametrów konstrukcyjnych. Należy podkreślić, że zarys powierzchni śrubowej w przekroju przechodzącym przez oś narzędzia różni się od zarysu osiowego narzędzia.

Zarysy najczęściej stosowanych w technice powierzchni śrubowych są znormalizowane. Zarysem znamionowym powierzchni śrubowych większości gwintów jest zarys prostoliniowy w przekroju osiowym. Znormalizowane w Polsce zarysy znamionowe powierzchni śrubowych ślimaków są prostoliniowe dla ślimaków [L. 11]:

- ślimaka spiralnego (Archimedes) A — przekrojem znamionowym jest przekrój osiowy o prostoliniowym zarysie zębów,
- ślimaka normalnego konwolutowego — N — przekrojem znamionowym jest przekrój normalny, a zarysem znamionowym zęba linia prosta,

oraz krzywoliniowe dla ślimaków:

- ślimaka osiowo-łukowego — AR — zarysem znamionowym jest łuk koła w przekroju osiowym,
- ślimaka normalno-łukowego — NR — zarysem znamionowym jest łuk koła w przekroju normalnym,
- ślimaka ewolwentowego — E, który jest walcowym ewolwentowym kołem śrubowym.

Ponadto norma przewiduje dwa rodzaje ślimaków, dla których określono zarys znamionowy narzędzia krążkowego. Są to:

- ślimak stożko-pochodny — K — przekrojem znamionowym jest przekrój normalny, a zarysem znamionowym narzędzia krążkowego linia prosta,

— ślimak toroidalno-pochodny — KR — przekrojem znamionowym jest przekrój normalny, a zarysem znamionowym narzędzia krążkowego łuk koła.

Tak duża liczba różnych rodzajów powierzchni śrubowych ślimaków walcowych nie jest korzystna z uwagi na asortyment narzędzi niezbędnych do obróbki elementów przekładni ślimakowych. W normie brytyjskiej [L. 11] przyjęto jako normalny tylko jeden rodzaj powierzchni śrubowej ślimaków — śrubową powierzchnię ewolwentową.

Dla szlifowania prostokreślnych powierzchni śrubowych zarys osiowy ściernicy musi być krzywoliniowy. Zatem dla zadanego prostoliniowego zarysu powierzchni śrubowej należy wyznaczyć krzywoliniowy zarys ściernicy. Zagadnienie to jest matematycznie złożone, a jego praktyczna realizacja bardzo trudna.

Wyznaczenia zarysu ściernicy można dokonać metodą wykreślną, analityczno-wykreślną lub analityczną. Metoda wykreślna wyznaczania zarysu narzędzia jest przedstawiona w [L. 13], [L. 15]. Jest ona mało dokładna i może być stosowana w przypadkach, gdy zarys obrabianej powierzchni śrubowej nie jest określony analitycznie i dopuszczalne odchyłki zarysu są duże. Metoda analityczno-wykreślna wyznaczania zarysu narzędzia krążkowego do obróbki powierzchni śrubowej przedstawiona jest w [L. 1]. W metodzie tej, zarys obrabianej powierzchni śrubowej nie jest określony analitycznie, lecz dla wyznaczenia punktów współrzędnych zarysu narzędzia stosuje się metody analityczne. Zagadnienie wyznaczania zarysu narzędzi krążkowych metodą analityczną jest obszernie przedstawione w literaturze [L. 6], [L. 7], [L. 10], [L. 12], [L. 14].

Równania zarysu osiowego narzędzia krążkowego są skomplikowane. Rozwiązanie ich dla otrzymania współrzędnych zarysu wymaga zastosowania maszyny cyfrowej. Nie jest to jednak problemem podstawowym. Jest nim natomiast obciążanie ściernicy o krzywoliniowym zarysie, szczególnie, że zarys ten zależy również od jej średnicy, a ta w wyniku szlifowania i kolejnych obciążeń zmniejsza się.

Problem ten można rozwiązać następująco:

- zastępując żądany zarys ściernicy łukiem koła lub inną krzywą styczną do praktycznego uzyskania np. hiperbolą,
- stosując specjalne przyrządy.

W pracy [L. 6] zwraca się uwagę, że niezbyt duże odstępstwa od kształtu nominalnego ściernicy nie wpływają na charakter współpracy zębów ślimaka i ślimacznicy, jeżeli ślimak i frez ślimakowy do obróbki ślimacznicy były szlifowane w identycznych warunkach. W metodach obciążania ściernic do szlifowania powierzchni śrubowych o prostoliniowym zarysie znamionowym oraz innych np. ewolwentowych i cykloidal-

nych, obciążacze wykonują ruch przestrzenny. Końcówki diamentów poruszają się względem ściernicy wzdłuż teoretycznej linii styku powierzchni śrubowej i ściernicy.

Diamenty zakreślają wtedy wycinek powierzchni śrubowej, takiej jaka ma być szlifowana. Przedstawione metody obciążania ściernic są skomplikowane i czasochłonne.

Dobór zarysu ściernicy do zarysu powierzchni śrubowej jest problemem niewłaściwie postawionym z technicznego punktu widzenia. Szlifowanie powierzchni śrubowych ślimaków (oprócz stożko- i toroidalno-pochodnego) oraz gwintów jest trudne ze względu na niełatwy do uzyskania krzywoliniowy zarys ściernicy. Dlatego należałoby raczej dla ślimaków określać zarys powierzchni poprzez podanie zarysu znamionowego narzędzia, jego wymiarów oraz położenia w czasie obróbki. W ten sposób w PN-70/M-88501 określono ślimaki stożko- i toroidalno-pochodne. Sprawdzanie zarysu takich powierzchni śrubowych jest jednak trudniejsze niż zarysów prostoliniowych. W przypadku, gdy ściernica posiada prostoliniowy zarys osiowy system obciążania jest wyjątkowo prosty. W wyniku szlifowania otrzymuje się wtedy śrubową powierzchnię stożko-pochodną. Nie jest ona powierzchnią prostokreślną, a zatem zarys jej w żadnym przekroju nie jest prostoliniowy. Osiowy zarys takiej powierzchni jest wypukły. W pracach [L. 2], [L. 3] przedstawiono wzory do obliczania odchyłeń od prostoliniowości zarysu osiowego stożko-pochodnej powierzchni śrubowej. Wartość tych odchyłeń zdecydowanie zależy od kąta pochylenia linii śrubowej na walcu podziałowym. Dla gwintów trapezowych są one małe i na ogół nie przekraczają nawet dla gwintów grubozwojnych kilkunastu mikrometrów i mieszczą się w polu tolerancji.

Ponieważ niewielka i kontrolowana modyfikacja zarysu, polegająca na powiększeniu jego krzywizny, może okazać się korzystną ze względu na rozkład nacisków w czasie współpracy śruby i nakrętki, czy ślimaka i ślimacznicy, można w pewnych obszarach parametrów powierzchni śrubowych szlifować ślimaki spiralne, normalne i gwinty trapezowe ściernicami o nominalnym prostoliniowym zarysie osiowym. Należy jednak zwrócić uwagę, że w rezultacie otrzyma się stożko-pochodną powierzchnię śrubową, posiadającą wypukły zarys osiowy i normalny. Postępowania takiego nie można zalecać, może być ono jedynie w przypadkach technologicznie uzasadnionych, dopuszczalne. Powinno być ono poprzedzone analizą błędów zarysu.

4. Analiza technologiczna procesu szlifowania powierzchni śrubowych

4.1 Warunki szlifowania

Ściernica do szlifowania powierzchni śrubowych ślimaków i gwintów powinna spełniać szereg wymagań. Najważniejszymi z nich są:

- małe wymiary ziarn ściernych,
- długi okres zachowania zdolności skrawnych,
- długi okres trwałości kształtu,
- możliwość uzyskania dużej wydajności szlifowania przy pracy bez przypaleń powierzchniowych.

Przy takich wymaganiach ściernica musi pracować w warunkach bliskich granicznym. W takim przypadku nawet niewielka zmiana warunków szlifowania może spowodować występowanie przypaleń powierzchniowych. Przy wymaganiach wysokiej dokładności szlifowanych powierzchni śrubowych stosuje się ściernice ceramiczne o twardości K — N. Ściernice o wyższej twardości posiadają wyższą trwałość kształtu. Dla szlifowania z małymi dosuwami można stosować ściernice o wyższej twardości. Ziarnistości ściernic stosowanych do szlifowania ślimaków i gwintów zależą od skoku powierzchni śrubowej i mieszczą się w granicach 320—120. Do szlifowania stali konstrukcyjnych stosuje się elektrokorund szlachetny. Prędkości obwodowe ściernic wynoszą dla ceramicznych 30 m/s, a dla bakelitowych 45 m/s. Ściernice niektórych producentów, ze względu na ich specjalne wykonanie i drobnoziarnistą budowę, pozwalają na szlifowanie z większymi prędkościami obwodowymi. Stosowane prędkości obwodowe przedmiotu najczęściej wynoszą 0,05—1,0 m/min, a w wyjątkowych wypadkach do 10 m/min. Prędkość obwodowa powinna być z podanego zakresu dobierana w zależności od dosuwu wgłębnego. Przy szlifowaniu z dużymi dosuwami wgłębnymi 0,2—0,4 mm stosuje się małe prędkości obwodowe 0,2—0,5 m/min. Przy szlifowaniu z bardzo małymi dosuwami 0,01—0,02 mm prędkości obwodowe mogą dochodzić do 3,5 m/min. Stosunek prędkości ruchu głównego do prędkości obwodowej przedmiotu wynosi 360:30—1800 (180). Dla porównania przy szlifowaniu kłowym powierzchni cylindrycznych stosunek ten wynosi 180—36.

Wielkość dosuwu wgłębnego zależy od wielkości naddatku i dokładności szlifowania. Przy szlifowaniu wykańczającym dosuw wgłębny najczęściej wynosi 0,01—0,05 mm.

Dla uzyskania małych chropowatości szlifowanej powierzchni śrubowej, oraz dla zwiększenia trwałości ściernicy, jako płyny obróbkowe stosuje się emulsje olejowe o dużym stężeniu lub oleje mineralne z dodatkiem nafty. Ilość płynu obróbkowego dostarczanego do strefy szlifo-

wania nie powinna być mniejsza od 3 l/min na 1 kW pobranej mocy. Zbiornik płynu powinien zapewniać jego dobre ochładzanie. Pojemność zbiornika nie powinna być mniejsza od 10 l/kW mocy silnika napędu ściernicy. Ponadto zbiornik powinien zapewniać osadzanie się wykruzonego materiału ściernego oraz drobnych cząstek materiału obrabianego.

4.2. Proces szlifowania a jakość powierzchni śrubowej

Czynniki wpływające na jakość szlifowanej powierzchni śrubowej przedstawiono na rys. 1. Ważniejsze przyczyny odchyłek skoku, średnicy podziałowej i zarysu przedstawiono na rys. 2, 3, 4.

Przedstawione przyczyny odchyłek wymiarowo-kształtowych szlifowanej powierzchni śrubowej można podzielić na niezależne i zależne od parametrów i wydajności szlifowania.

Niezależnymi od parametrów szlifowania są:

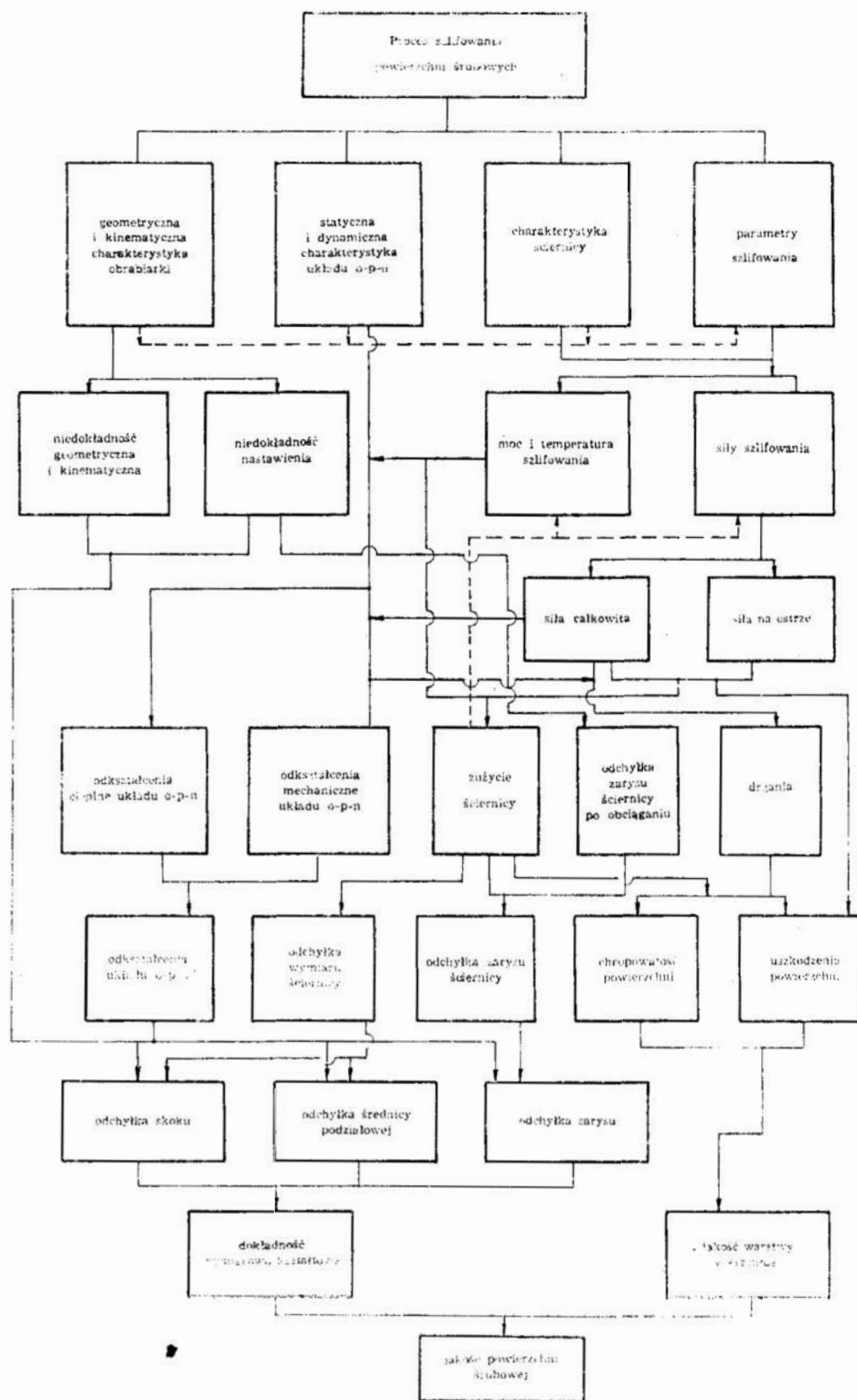
- niedokładność geometryczna i kinematyczna obrabiarki,
- niedokładność ustawienia obrabiarki,
- niedokładność zarysu ściernicy po obciążeniu.

W procesie szlifowania będą one czynnikami mierzalnymi ale niesterowalnymi.

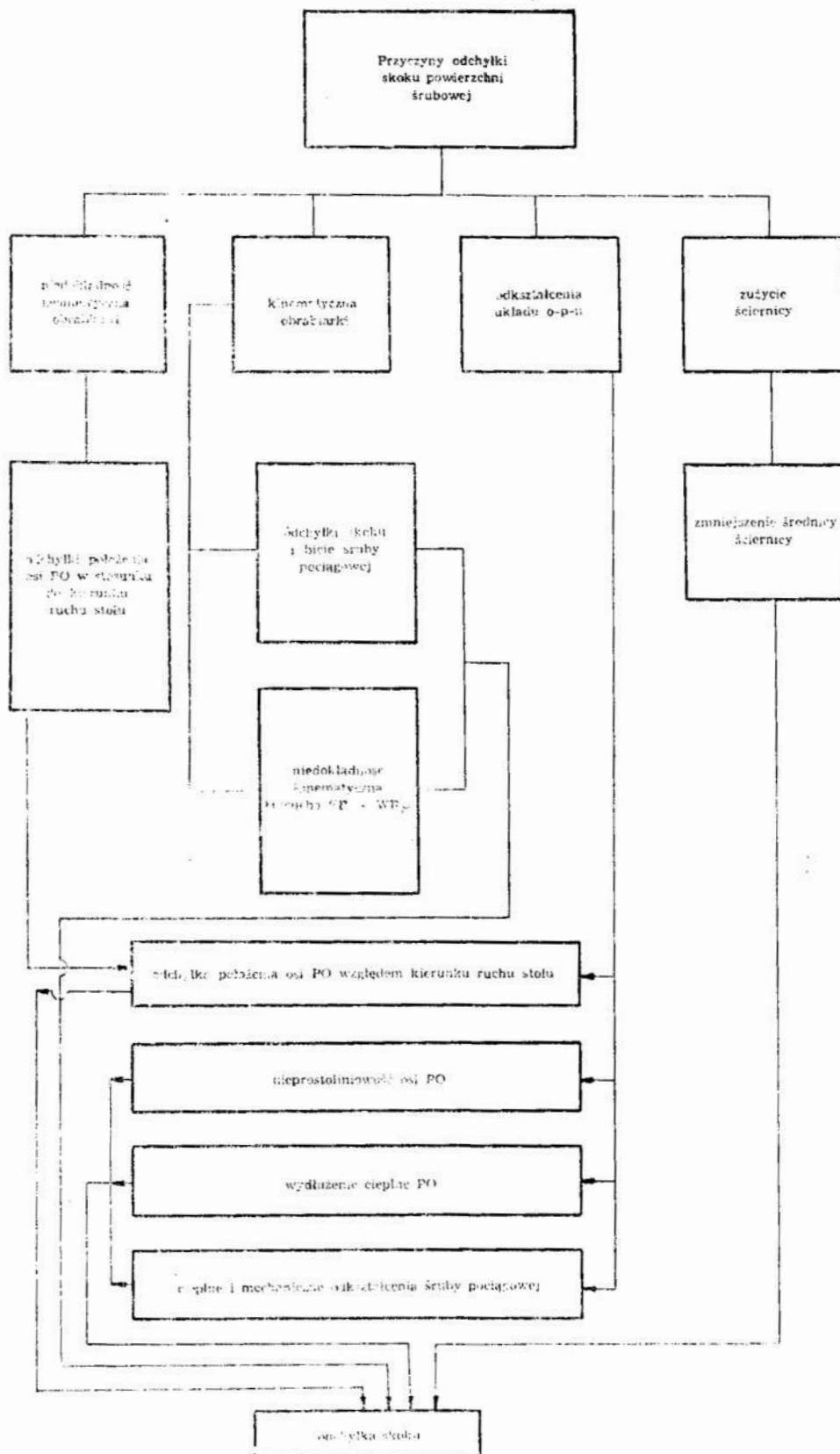
Zależnymi od parametrów szlifowania są:

- odkształcenia cieplne i mechaniczne układu obrabiarka — przedmiot — narzędzie,
- zużycie ściernicy: odchyłka wymiaru i odchyłka zarysu ściernicy,
- drgania układu o—p—n.

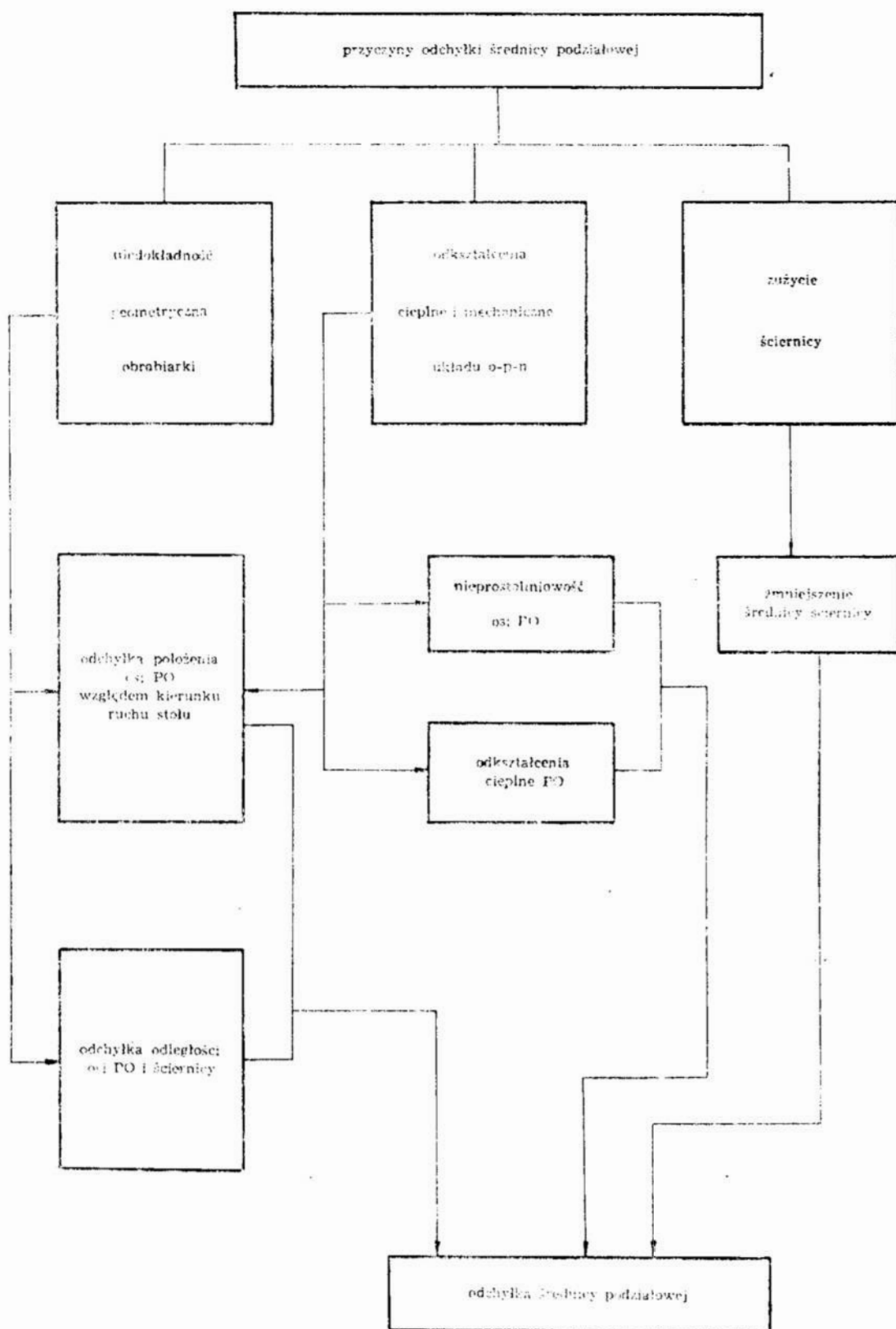
Czynniki te są często w czasie trwania procesu szlifowania niemierzalne bezpośrednio, ale ponieważ związane są z siłami szlifowania i polem temperatur w przedmiocie obrabianym, są mierzalne pośrednio i mogą być sterowane. Siły szlifowania i wartości pola temperatur zależą od parametrów szlifowania a te mogą być programowane. Analizę teoretyczną oraz badania doświadczalne pól temperatur i odkształceń cieplnych przedmiotu w procesie szlifowania powierzchni śrubowych przedstawiono w pracy [L. 4]. Odkształcenia cieplne przedmiotu, a szczególnie długich śrub mogą być przyczyną dość znacznych odchyłek skoku. Wydłużenia cieplne na długości 240 mm szlifowanej śruby mogą dochodzić do 20 μm , a zatem mogą być przyczyną odchyłek skoku podobnej wielkości. Wyniki badań zależności przyrostu temperatury przedmiotu od parametrów szlifowania wskazują, że przyrost ten maleje wraz ze wzrostem prędkości obwodowej przedmiotu i wzrasta wraz ze wzrostem głębokości szlifowania. Ze względu na wielkość odkształceń cieplnych szlifowa-



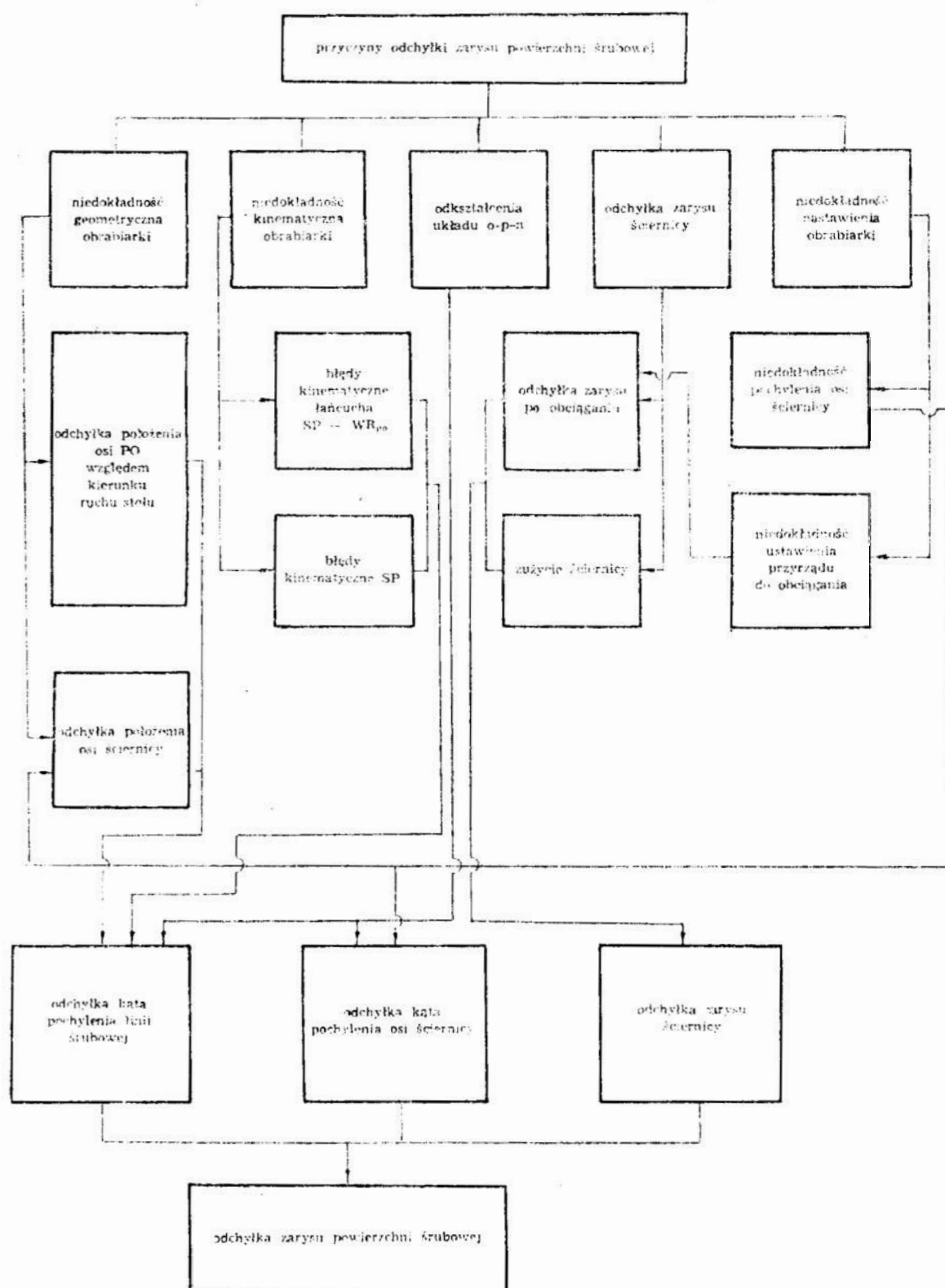
Rys. 1. Czynniki wpływające na jakość szlifowania powierzchni śrubowej



Rys. 2. Przyczyny odchyłek skoku



Rys.3. Przyczyny odchyłek średnicy podziałowej



Rys. 4. Przyczyny odchyłek zarysu

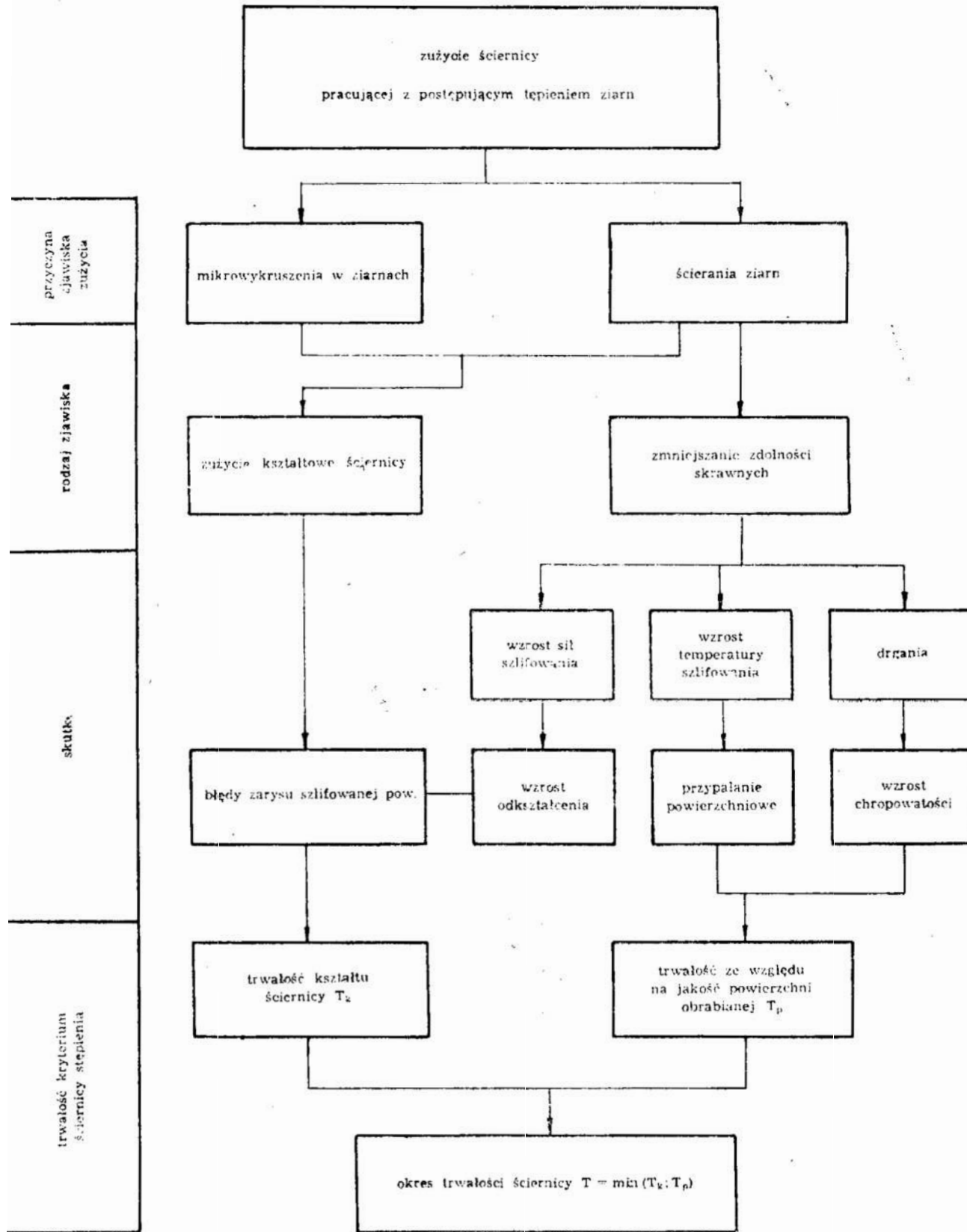
nego przedmiotu korzystnie jest zwiększać jako prędkość obwodową, do wartości dopuszczalnej warunkami ograniczającymi procesu np. chropowatością powierzchni szlifowanej. W pracy [L. 5] przedstawiono model analityczny oraz wyniki badań doświadczalnych sił w procesie szlifowania powierzchni śrubowych i ich wpływu na trwałość ściernicy. Szlifowanie dokładne powierzchni śrubowych wymaga pracy ściernicy z postępującym tępieniem ziarn i ograniczonym samoostrzeniem. Trwałość kształtowa ściernicy powinna być równa trwałości ze względu na jakość powierzchni szlifowanej. Ze zwiększeniem prędkości obwodowej przedmiotu przy stałej wydajności objętościowej, siły działające na skrawające ostrza ściernicy wzrastają, zaś całkowita siła szlifowania maleje. Intensywność samoostrzenia ściernicy wzrasta wraz ze wzrostem sił działających na skrawające ostrza. Trwałość kształtowa ściernicy wtedy maleje (rys. 5).

Zmniejszenie sił działających na skrawające ostrza i równoczesny wzrost całkowitej siły szlifowania zwiększa intensywność zjawisk cieplnych i zmniejsza okres trwałości ze względu na jakość szlifowanej powierzchni. Przy szlifowaniu ze stałą wydajnością objętościową można tak programować parametry obróbki aby na skrawające ostrza ściernicy działały małe siły, a jednocześnie żeby nie wystąpiły drgania i przypalenia powierzchniowe.

Podsumowanie

W warunkach przemysłowych analiza geometryczna procesu szlifowania powierzchni śrubowych jest często zbyt pobieżna. Wybór przez konstruktora rodzaju powierzchni śrubowej ślimaka, o ile względy eksploatacyjne nie mają decydującego znaczenia, powinien opierać się na przesłankach technologicznych oraz wymaganiach dokładności wymiarowo-kształtowej i chropowatości powierzchni. Najczęściej o wyborze decydują względy technologiczne. Wybór powierzchni śrubowej ślimaka o prostoliniowym zarysie osiowym lub normalnym, który ze względu na wymagania dokładności wykonania musi być szlifowany, jest nieuzasadniony ani względami eksploatacyjnymi ani technologicznymi. Najłatwiejszymi do szlifowania są ślimaki stożkopochodne. Równie łatwe jest wtedy szlifowanie freza ślimakowego do obróbki ślimacznicy, mającej z takim ślimakiem współpracować.

Znajomość wpływu czynników programowanych, jakimi są parametry szlifowania powierzchni śrubowych na wielkości wyjściowe procesu: siły, przyrosty temperatur, zjawiska dynamiczne i zależne od wymienionych wielkości odchyłki dokładności wymiarowo-kształtowej i jakości warstwy wierzchniej jest niezbędna do świadomego sterowania tym zło-



Rys. 5. Typowe związki między zjawiskami zużycia ściernicy a dokładnością i jakością powierzchni szlifowanej

zonym procesem. Można nie zmniejszając wydajności szlifowania, uzyskać w efekcie takiego sterowania procesem wyższą jakość powierzchni śrubowej lub przy zadanej jakości zwiększyć wydajność.

LITERATURA

1. Archipow U.: *Profiliowanie dyskowych instrumentów dla obróbki wintowych kanawok*. Stanki i instrument Nr 5/1966.
2. Kacalak W.: *Analiza błędów zarysu ślimaków Archimedesesa i gwintów trapezowych, szlifowanych ściernicami krążkowymi o zarysie prostoliniowym w przekroju osiowym*. Materiały z posiedzenia w Koszalinie Sekcji Technologii Maszyn PAN: „Prace ośrodka koszalińskiego w zakresie technologii maszyn”, Koszalin, październik 1973.
3. Kacalak W.: *Analiza błędów zarysu osiowego ślimaków Archimedesesa i gwintów trapezowych, szlifowanych ściernicami krążkowymi o zarysie prostoliniowym w przekroju osiowym*. Praca doktorska. Wrocław, marzec 1974 (nie publikowana).
4. Karpiński T., Kacalak W.: *Pole temperatur i odkształcenia cieplne przedmiotu w procesie szlifowania powierzchni śrubowych*. Materiały Konferencji nt. „Technologia obróbki ściernej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 207—221.
5. Karpiński T., Kacalak W.: *Siły w procesie szlifowania powierzchni śrubowych i ich wpływ na trwałość ściernicy*. Materiały Konferencji nt. „Technologia obróbki ściernej” ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s. 223—238.
6. Kornberger Z.: *Przekładnie ślimakowe*, wyd. 2. WNT, Warszawa 1974
7. Lechowski T.: *Geometryczne i technologiczne problemy przy wykonaniu ślimaków walcowych*. Zeszyty Naukowe Politechniki Częstochowskiej, 1967.
8. Lechowski T.: *Typy powierzchni ślimaków walcowych*. Przegląd Mechaniczny Nr 13/1969.
9. Lechowski T., Lewkowicz R.: *Narzędzie palcowe do zataczania powierzchni przyłożenia frezów ślimakowych*. Patent Nr 45495.
10. Łaszniw A.: *Analityczeskij metod rarczeta profila dyskowych instrumentow dla obróbki wintowych powierzchnostiej*. Wiestnik maszynostrojienia Nr 12/1965.
11. Normy: PN-62/M-02017 „Gwinty trapezowe symetryczne. Wymiary teoretyczne”. PN-67/M-88501 „Przekładnie zębate. Nazwy podstawowe i określenia”. GOST 3675 — 56 „Pieredaczi czerwiacznyje (dopuski)”. BSS — 721 — 1963 „Worm-gearing”.
12. Pohl. F.: *Berechnung der Werkzeugprofile zur Herstellung von Schraubenflächen mit gegebenem Achsschnittprofil*. Industrie Anzeiger Nr 96/1968, 99/1969, 107/1969.
13. Sław Ł.: *Graficzeskij metod profilirowania frez dla nariezania koniczeskoj rezby*. Stanki i instrument Nr 1/1969.
14. Stade G.: *Evolventen und zykloidenförmige Flanken geschliffener Gewindestücke*. Werkstatt und Betrieb Nr 5/1972.
15. Tewlin A.: *Profiliowanie dyskowej frezy dla obróbki koniczeskoj wintowej powierzchnosti*. Stanki i instrument nr 6/1971.

STRESZCZENIE

W artykule przedstawiono geometryczną analizę procesu szlifowania powierzchni śrubowych. O wyborze rodzaju powierzchni śrubowej ślimaka najczęściej decydują względy technologiczne. Najłatwiejszymi do szlifowania są ślimaki stożkopochodne. Znajomość wpływu czynników programowanych jakimi są parametry szlifowania powierzchni śrubowych na wielkości wyjściowe procesu: siły, przyrosty temperatur, zjawiska dynamiczne i zależne od wymienionych odchyłki dokładności wymiarowo-kształtowej i jakości warstwy wierzchniej, jest niezbędna do świadomego sterowania tym złożonym procesem.

СОДЕРЖАНИЕ

В статии представлено геометрический анализ процесса шлифования винтовых поверхностей. Выбор вида винтовой поверхности чаще всего определяется технологическими требованиями. Наиболее простыми для шлифования являются конусообразные червяки. Знание влияния программированных параметров, которыми являются параметры шлифования винтовых поверхностей, на выходные параметры процесса: силы, приросты температур, динамические явления, и зависящие от них отклонения формы и размеров а также качество поверхностного слоя, являются необходимыми для управления этим сложным процессом.

Doc. dr inż. Tadeusz Karpiński
Dr inż. Wojciech Kacalak
Instytut Techniki Wytwarzania
Wyższej Szkoły Inżynierskiej
Koszalin

WARUNKI RÓWNOWAGI OSTRZY SKRAWAJĄCYCH W CZASIE PRACY ELASTYCZNEJ ŚCIERNICY POLERSKIEJ

1. Wprowadzenie

Ostrza skrawające w ściernicach o dużych elastycznościach w strefie pracy przemieszczają się w kierunku promieniowym, obwodowym a także przemieszczają się kątowo pod wpływem oporów skrawania.

Wielkości przemieszczeń skrawającego ostrza zależą od:

- charakterystyki ściernicy: elastyczności ściernicy, własności spoiwa, ziarnistości i struktury ściernicy,
- geometrii ostrza i jego położenia na powierzchni ściernicy,
- parametrów obróbki: prędkości obwodowej ściernicy, prędkości posuwu, wielkości dosuwu wglębnego,
- własności stereometrycznych i fizycznych powierzchni obrabianej,
- obciążenia sąsiednich ostrzy na powierzchni ściernicy.

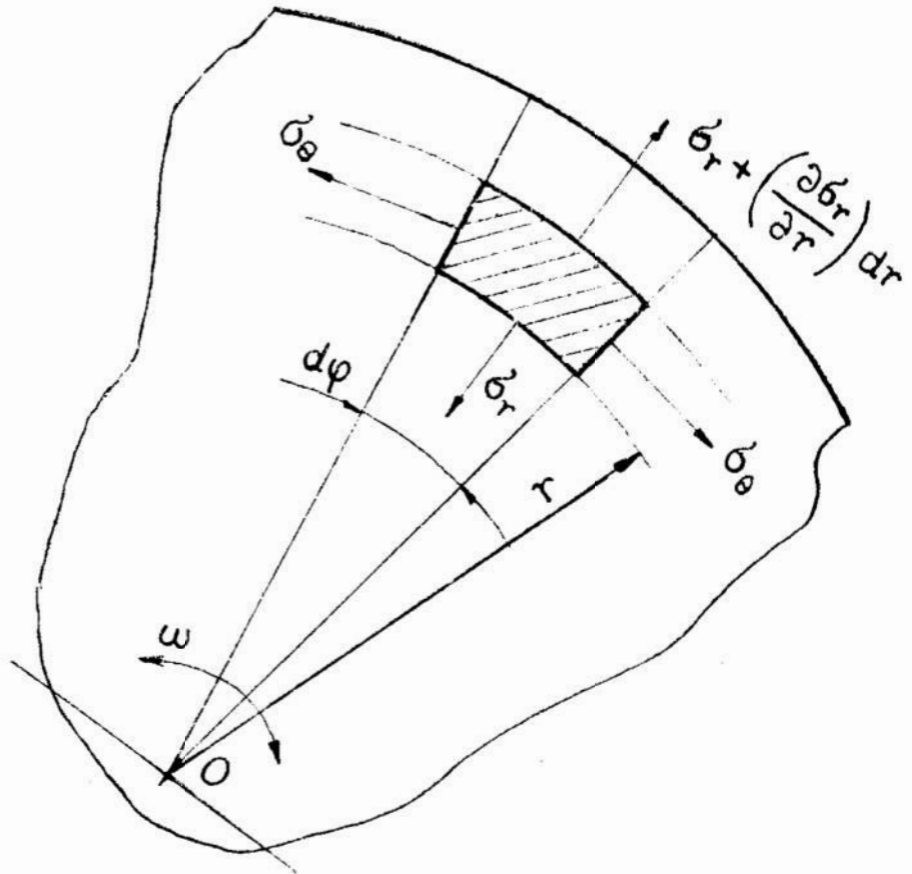
Wielkości przemieszczeń ostrza będą różne w czasie jego pracy i będą zmieniać się wzdłuż drogi pracy ostrza. Przemieszczenia ostrzy równocześnie skrawających w tym samym przekroju osiowym ściernicy będą różne. Zarys powierzchni roboczej ściernicy w określonym jej przekroju osiowym w strefie pracy będzie znacznie różnić się od zarysu w tym samym przekroju poza strefą pracy. Rozkład odległości ostrzy względem osi obrotu ściernicy będzie w strefie pracy dla określonego przekroju osiowego posiadał mniejszą wariancję. Może to być przyczyną zmniejszenia chropowatości powierzchni obrabianej ściernicą elastyczną względem chropowatości powierzchni obrabianej ściernicą sztywną.

2. Naprężenia i odkształcenia ściernicy w czasie wirowania

W obliczeniach wirujących krążków o małej szerokości można praktycznie przyjąć, że wzdłuż szerokości obwodowych i promieniowych przekrojów krążka naprężenia rozłożone są równomiernie, a w przekrojach prostopadłych do osi krążka naprężenia nie powstają. Przyjmuje się zatem płaski stan naprężeń. Takie założenie jest dopuszczalne dla materiałów o małej liczbie Poissona. Dla materiałów o dużej podatności, dla których liczba Poissona jest duża i bliska $\nu = 0,5$ takiego założenia

przyjąć nie można. Materiały o liczbie Poissona $\nu = 0,5$ są nieściśliwe. Zwiększenie średnicy ściernicy w czasie wirowania w takim przypadku możliwe jest przy równoczesnym zmniejszeniu jej wysokości. Analiza odkształceń i naprężeń musi wtedy dotyczyć trójosiowego stanu naprężeń.

Równanie równowagi elementu krążka, ograniczonego dwoma przekrojami walcowymi i dwoma promieniowymi (osiowymi) jest następujące (rys. 1)



Rys. 1. Naprężenia w elemencie wirującego krążka

$$r \frac{d\delta_r}{dr} + \delta_r - \delta_\theta + \frac{\gamma}{g} \omega^2 r^2 = 0 \quad (1)$$

gdzie:

- δ_r — naprężenia normalne w przekrojach walcowych,
- δ_θ — naprężenia normalne w przekrojach osiowych,
- r — promień elementu krążka,
- γ — ciężar właściwy materiału krążka,
- ω — prędkość kątowna,
- g — przyspieszenie ziemskie.

W trójwymiarowym stanie naprężenia wirującego krążka zależności między naprężeniami i odkształceniami są następujące:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{u}{r} = \frac{1}{E} \left[\delta_{\theta} - \nu(\delta_r + \delta_z) \right] \quad (2)$$

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} = \frac{1}{E} \left[\delta_r - \nu(\delta_z + \delta_{\theta}) \right] \quad (3)$$

$$\varepsilon_z = \frac{dw}{dz} = \frac{1}{E} \left[\delta_z - \nu(\delta_{\theta} + \delta_r) \right] \quad (4)$$

gdzie:

- δ_z — naprężenia normalne w przekroju czołowym,
- E — moduł sprężystości liniowej,
- ε_{θ} — względne odkształcenie obwodowe,
- ε_r — względne odkształcenie promieniowe,
- ε_z — względne odkształcenie liniowe,
- u — przemieszczenie promieniowe punktu na promieniu r ,
- w — przemieszczenie osiowe.

We wzorach (2), (3) i (4) nie uwzględniono wpływu nierównomiernego nagrzania krążka. W przypadku gdy we wszystkich punktach krążka temperatura jest jednakowa, stan naprężeń krążka nie zależy od temperatury.

Ze wzoru (2) wynika, że (5)

$$\frac{du}{dr} = \frac{1}{E} \left[\delta_{\theta} + r \frac{d\delta_{\theta}}{dr} - \nu(\delta_r + \delta_z) - \nu r \left(\frac{d\delta_r}{dr} + \frac{d\delta_z}{dr} \right) \right].$$

Z porównania zależności (3) i (5) otrzymuje się (6)

$$(1+\nu)(\delta_{\theta} - \delta_r) + r \frac{d\delta_{\theta}}{dr} - \nu r \left(\frac{d\delta_r}{dr} + \frac{d\delta_z}{dr} \right) = 0$$

Obliczając z zależności (4) pochodną $d\delta_z$ i uwzględniając ją w (6) otrzymuje się po przekształceniach i scałkowaniu układ równań

$$\begin{cases} r \frac{d\delta_r}{dr} + \delta_r - \delta_\theta + \frac{\gamma}{g} \omega^2 r^2 = 0 \\ \delta_r + \delta_\theta = -\frac{\gamma}{2g(1-\nu)} r^2 \omega^2 + C_1 \end{cases} \quad (7)$$

którego rozwiązania są następujące

$$\begin{cases} \delta_r = \frac{C_1}{2} + \frac{C_2}{r^2} - \frac{3-2\nu}{8(1-\nu)} \frac{\gamma}{g} \omega^2 r^2 \\ \delta_\theta = \frac{C_1}{2} - \frac{C_2}{r^2} - \frac{1+2\nu}{8(1-\nu)} \frac{\gamma}{g} \omega^2 r^2 \end{cases} \quad (8)$$

Stałe całkowania C_1 i C_2 wyznacza się z warunków brzegowych powierzchni krążka. Naprężenie osiowe δ_z wyznacza się z równań (4), (8) i warunków brzegowych na powierzchniach czołowych krążka.

Dla krążka jednostajnie wirującego wokół swojej osi, którego powierzchnie obwodowa, otworu i czołowe są nieobciążone naciskami zewnętrznymi otrzymuje się

$$\delta_r = \frac{\gamma \omega^2}{8g} \frac{3-2\nu}{1-\nu} \left(r_0^2 + R^2 - \frac{r_0^2 R^2}{r^2} - r^2 \right) \quad (9)$$

$$\delta_\theta = \frac{\gamma \omega^2}{8g} \frac{3-2\nu}{1-\nu} \left(r_0^2 + R^2 + \frac{r_0^2 R^2}{r^2} - \frac{1+2\nu}{3-2\nu} r^2 \right) \quad (10)$$

$$\delta_z = \frac{\gamma \omega^2}{4g} \frac{\nu}{1-\nu} \left(r_0^2 + R^2 - 2r^2 \right) \quad (11)$$

gdzie:

r_0 — promień otworu w krążku,
 R — promień krążka.

Znając wartości naprężeń można obliczyć przemieszczenie promienne u

$$u = \frac{r}{E} \left[\delta_{\theta} - \nu(\delta_r + \delta_z) \right] \quad (12)$$

Wyniki obliczeń płaskiego i przestrzennego stanu naprężeń dla przypadku $\gamma = 1 \cdot 10^{-3} \text{ kG/cm}^3$, $\omega = 200 \text{ s}^{-1}$, $\nu = 0,49$ przedstawiono w tabelicy I.

Tabela I. Wyniki obliczeń dla płaskiego i przestrzennego stanu naprężeń.

r [cm]	δ, u	płaski				przestrzenny			
		δ_r	δ_{θ}	δ_z	E · u	δ_r	δ_{θ}	δ_z	E · u
		$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\text{kG}}{\text{cm}}$
2	0	1,98	0	3,96	0	2,25	0,52	3,98	
3	0,45	1,38	0	3,48	0,52	1,53	0,42	3,15	
4	0,52	1,10	0	3,36	0,59	1,16	0,28	2,92	
5	0,45	0,91	0	3,42	0,52	0,88	0,10	2,85	
6	0,31	0,72	0	3,36	0,36	0,60	-0,12	2,88	
7	0,13	0,52	0	3,15	0,15	0,32	-0,38	3,08	
7,5	0	0,42	0	3,15	0	0,16	-0,52	3,15	

Na rys. 2 porównano wyniki obliczeń dla płaskiego i trójosiowego stanu naprężeń. Różnice między wynikami dla obydwu przypadków nie są duże. Obliczenia zostały przeprowadzone dla przypadku, gdy powierzchnie otworu, zewnętrzna walcowa i czołowe są swobodne. Gdyby ściernica posiadała wkładkę wewnętrzną o dużej sztywności, wtedy układ naprężeń uległby zmianie (rys. 3).

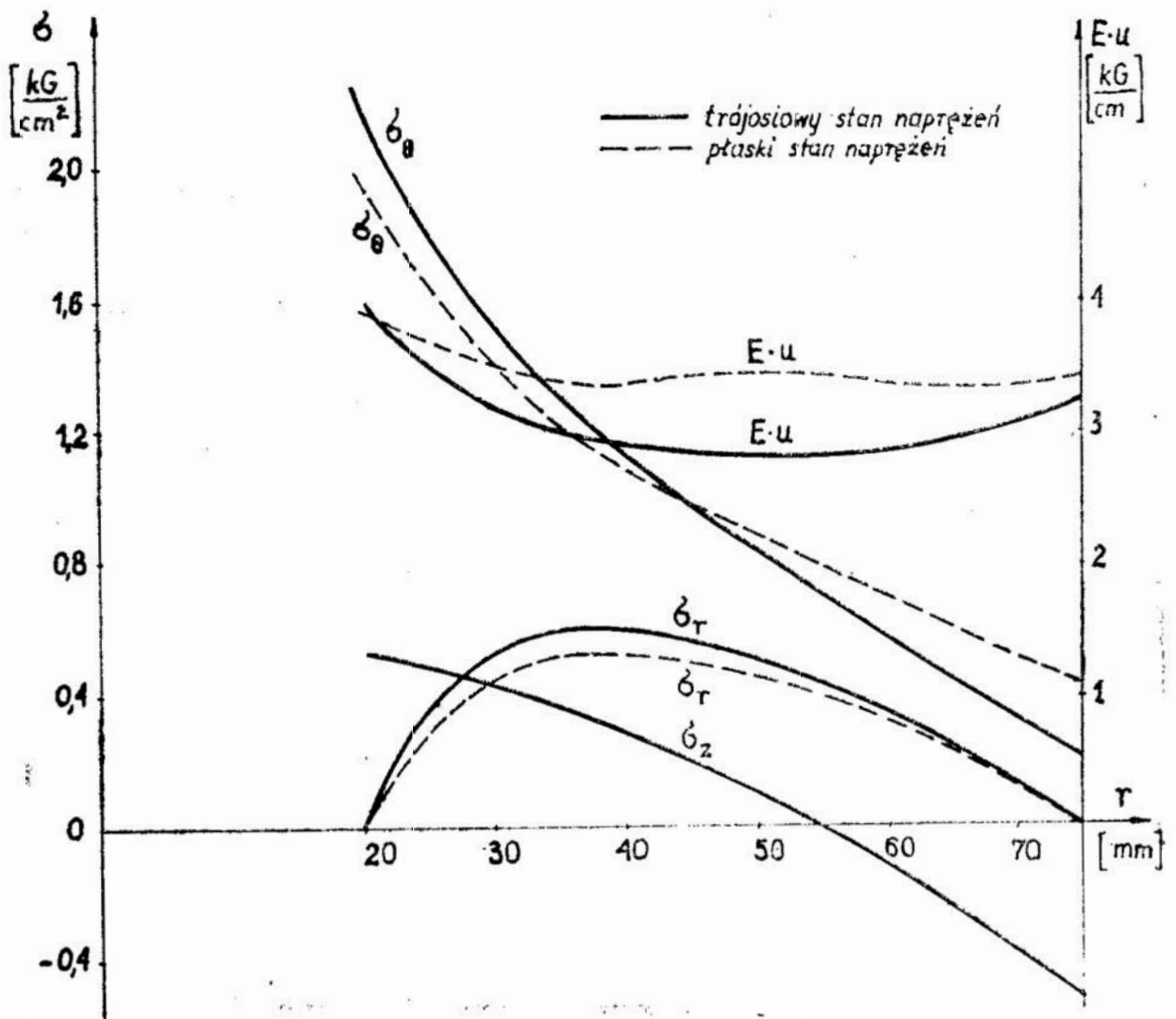
Dla promienia $r = r'_0$ byłoby $\delta_r > 0$.

W tym przypadku stałe całkowania C_1 i C_2 występujące we wzorach (8) można wyznaczyć z następujących warunków brzegowych:

$$\begin{cases} (u)_{r=r'_0} = \frac{r'_0}{E} \left[\delta_{\theta} - \nu(\delta_r + \delta_z) \right] = 0 \\ (\delta_r)_{r=R} = 0 \end{cases} \quad (13)$$

gdzie:

r'_0 — promień zewnętrzny wkładki



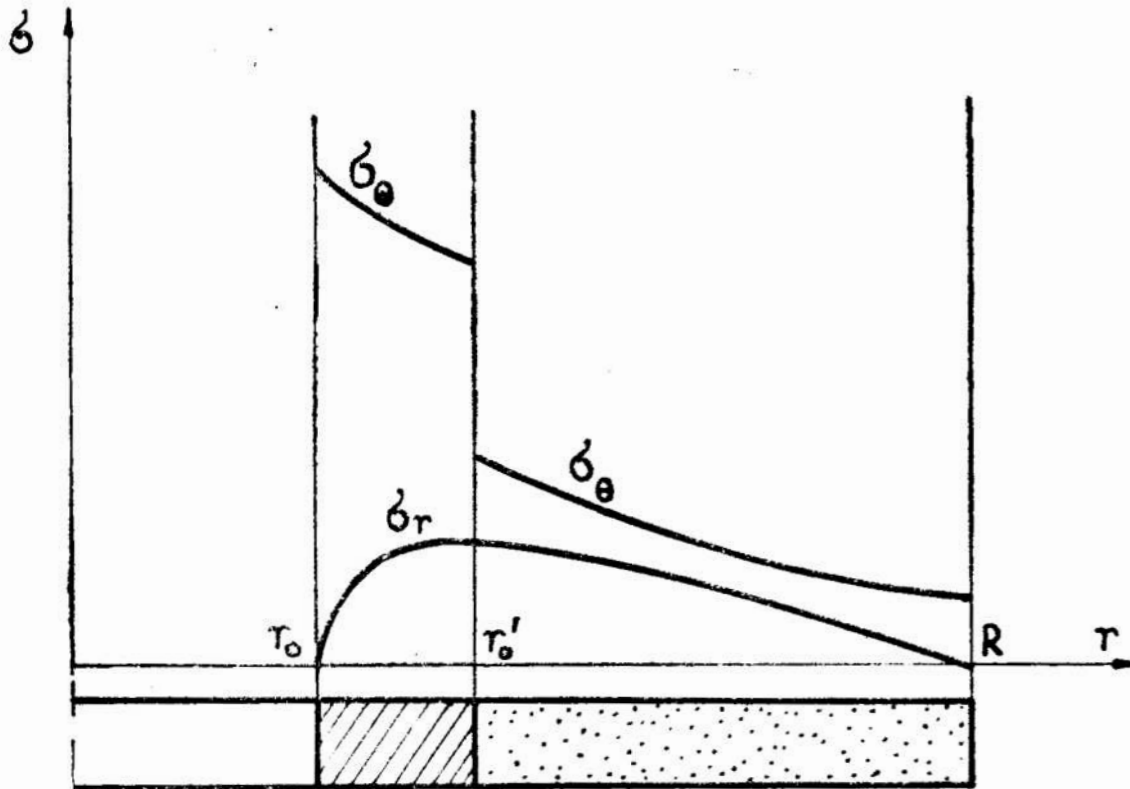
Rys. 2. Wykresy zależności $\delta_r = f_1(r)$, $\delta_\theta = f_2(r)$, $\delta_z = f_3(r)$, $E \cdot u = f_4(r)$ dla płaskiego i trójosiowego stanu naprężeń

3. Elastyczność ściernicy

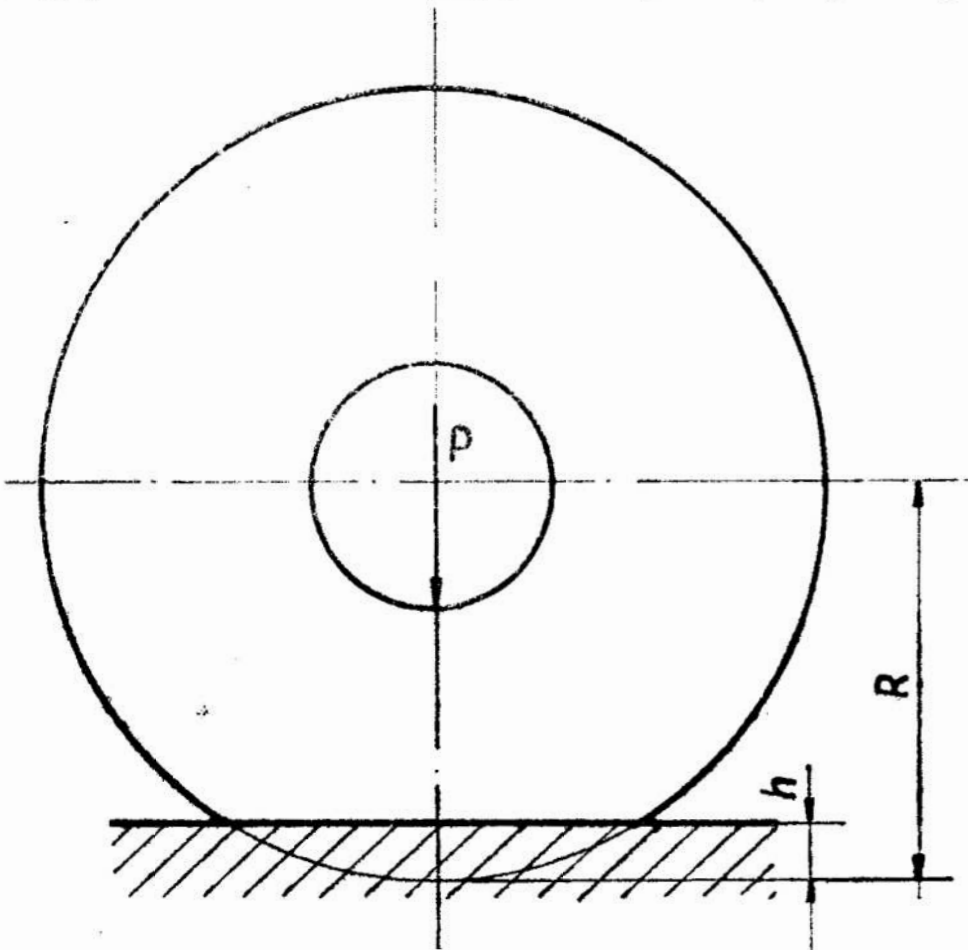
Wyznaczając eksperymentalnie wartości przemieszczenia promieniowego u można ze wzoru (12) obliczyć moduł sprężystości liniowej ściernicy E . Moduł sprężystości liniowej może być wskaźnikiem elastyczności ściernicy. Wartości naprężeń δ_θ , δ_r , δ_z zależą od:

- | | |
|-------------------------------------|----------------------------------|
| — gęstości ściernicy | } stałe dla określonej ściernicy |
| — średnicy zewnętrznej, | |
| — średnicy otworu, | |
| — kształtu i konstrukcji ściernicy, | |
| — prędkości kątowej. | |

Dla jednoznacznej oceny elastyczności ściernicy modułem sprężystości E , należy określić wartość prędkości kątowej, przy której dokonano



Rys. 3. Naprężenia w wirującej ściernicy z wkładką wewnętrzną o dużej sztywności



Rys. 4. Zasada pomiaru elastyczności ściernicy

pomiaru przemieszczenia promieniowego u . Może być nią prędkość kąto-
wa odpowiadająca dopuszczalnej prędkości obwodowej. Pomiaru elastycz-
ności ściernicy można dokonać również metodą statyczną, przez pomiar
odkształcenia przy dociskaniu ściernicy powierzchnią walcową do płasz-
czyzny (rys. 4). Wskaźnikiem elastyczności może być wartość średnia
nacisku jednostkowego q

$$q = \frac{P}{F} = \frac{P}{2H\sqrt{R^2 - (R-h)^2}} \quad (14)$$

gdzie:

P — siła nacisku,

F — pole styku,

H — szerokość styku,

h — strzałka ugięcia.

Między siłą nacisku P a strzałką ugięcia h istnieje zależność

$$h = C P^m \quad (15)$$

gdzie:

m — wykładnik zależny od kształtu powierzchni stykających się,

C — stała zależna od modułu sprężystości materiałów elementów
odkształcanych; ponieważ moduł sprężystości ściernicy
elastycznej jest nieporównywalnie mniejszy od modułu
sprężystości płytki oporowej, to stała C zależy praktycznie
od modułu sprężystości ściernicy.

Wartość wykładnika m można wyznaczyć doświadczalnie przez po-
miar strzałek ugięcia dla różnych obciążeń P .

$$\bar{m} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\lg\left(\frac{h_i}{h_{i+1}}\right)}{\lg\left(\frac{P_i}{P_{i+1}}\right)} \quad (16)$$

gdzie:

\bar{m} — wartość średnia wyników obliczeń wykładnika m ,

n — ilość prób,

h_i — strzałka ugięcia odpowiadająca sile nacisku P_i .

Wyznaczenie wartości wykładnika pozwala dalej wyznaczyć wartość
stałej C .

Wzór (14) po uwzględnieniu zależności (15) będzie następujący

$$q = \frac{P}{2H \sqrt{R^2 - (R - CP^m)^2}} \quad (17)$$

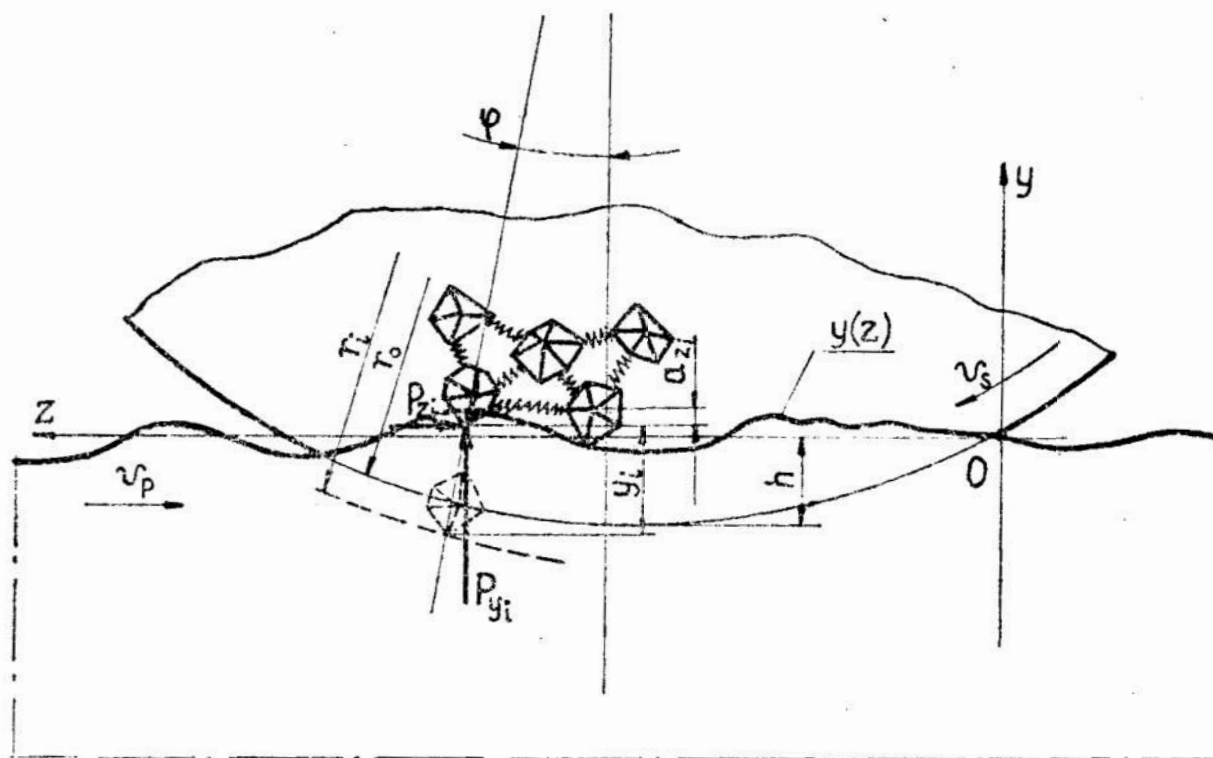
W przypadku gdy $h \ll R$ zależność (17) można przedstawić w przybliżeniu następująco

$$q \approx \frac{P}{2H \sqrt{2RC} P^{\frac{m}{2}}} = \frac{1}{2H \sqrt{2RC}} P^{\frac{m}{2}} \quad (18)$$

Dla jednoznacznej oceny elastyczności ściernicy na podstawie wartości średniego nacisku jednostkowego w warunkach statycznych, należy określić wartość siły nacisku, przy której dokonano pomiaru.

4. Warunki równowagi ostrzy skrawających w strefie pracy

Ostrza skrawające ściernic elastycznych w strefie pracy przemieszczają się liniowo oraz kątoowo pod wpływem oporów odkształcania sprężystego, plastycznego oraz oporów skrawania. Wartości przemieszczeń ostrza stykającego się z powierzchnią polerowaną zależą od — jego położenia w ściernicy oraz geometrii ostrza,



Rys. 5. Schemat do modelu warunków równowagi ostrza w strefie pracy

- parametrów obróbki,
- własności stereometrycznych i fizycznych obrabianej powierzchni,
- elastyczności ściernicy,
- stanu obciążenia ostrzy sąsiednich.

Przemieszczenia różnych ostrzy będą różne i zmienne wzdłuż drogi pracy ostrza. W wyniku przemieszczeń zarys powierzchni roboczej ściernicy elastycznej w strefie pracy będzie różnił się od zarysu poza strefą pracy.

Na rys. 5 przedstawiono schemat do modelu warunków równowagi ostrza ściernicy elastycznej w strefie pracy. Tor ostrza Z_i poza strefą pracy opisany jest równaniem okręgu

$$\left[z - \left(2 h r_0 - h^2 \right)^{\frac{1}{2}} \right]^2 + \left(y - r_0 + h \right)^2 = r_i^2 \quad (19)$$

gdzie:

- r_i — promień pracy ostrza — odległość wierzchołka ostrza od osi obrotu ściernicy w czasie wirowania,
- r_0 — średni promień pracy ostrza

$$r_0 = \sum_{i=1}^N r_i$$

- N — liczba ostrzy na powierzchni ściernicy,
- h — strzałka ugięcia ściernicy.

Przemieszczenie y_i ostrza Z_i jest następujące:

$$y_i = |y| + y'_i(z) - a_{z_i} \quad (20)$$

gdzie:

$y'_i(z)$ — funkcja zarysu powierzchni obrabianej w płaszczyźnie pracy ostrza Z_i ,

a_{z_i} — wartość zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany.

Wartość bezwzględna $|y|$ na podstawie wzoru (19) jest następująca

$$|y| = \sqrt{r_i^2 - \left(z + \sqrt{2hr_0 - h^2} \right)^2} - r_0 + h \quad (21)$$

Zatem przemieszczenie y_i opisane będzie wzorem (22)

$$y_i = \sqrt{r_i^2 - \left(z + \sqrt{2hr_0 - h^2} \right)^2} - r_0 + h + y'_i(z) - a_{z_i} \quad (22)$$

Współrzędne rozpoczęcia z_1 i zakończenia z_2 pracy ostrza wyznaczone są zależnością

$$r_0 - h - \sqrt{r_i^2 - \left(z - \sqrt{2hr_0 - h^2}\right)^2} - y'_i(z) = 0 \quad (23)$$

Z badań przedstawionych w pracy [L. 4] wynika, że między siłą normalną P_{y_i} działającą na ostrze, a przekrojem warstwy skrawanej F_{z_i} występuje następująca zależność:

gdzie:

$$P_{y_i} = k_{s_y} F_{z_i} = C'_1 F_{z_i}^{m_1} \quad (24)$$

$$k_{s_y} = C_1 F_{z_i}^{m_1 - 1}$$

m_1 — wykładnik;

$$0 < m_1 < 1,$$

C'_1 — stała zależna od własności materiału obrabianego oraz geometrii ostrzy i warunków skrawania.

Uwzględniając w (21), że

$$F_{z_i} = k a_{z_i}^2 \quad (25)$$

gdzie:

k — stała zależna od kształtu ostrza, otrzymuje się

$$P_{y_i} = C_1 k^{m_1} a_{z_i}^{2m_1} = C_2 a_{z_i}^{2m_1} \quad (26)$$

Zależność wartości strzałki ugięcia ściernicy h od całkowitej siły normalnej P_y można na podstawie wyników badań [L. 1] przedstawić następującą zależnością

$$h = C P_y^m ; \quad 0 < m < 1 \quad (27)$$

przy czym

$$P_y = \sum_{i=1}^z P_{y_i} + P_y' \quad (28)$$

gdzie:

z_c — ilość ostrzy równocześnie stykających się z powierzchnią obrabianą,

P'_y — składowa normalna oddziaływania spoiwa.

Na podstawie zależności (27) można napisać

$$y_i = C_i P_y^{m_2} ; \quad 0 < m_2 < 1 \quad (29)$$

gdzie:

y_i — przemieszczenie ostrza w kierunku „y”,

C_i — stała zależna od elastyczności ściernicy, a więc zależna również od stałej C we wzorze (27),

m_2 — wykładnik zależny od własności ściernicy (zależny od wykładnika m we wzorze 27).

Warunek równowagi ostrza w strefie pracy jest na podstawie zależności (26) i (29) następujący:

$$C_2 a_{z_i}^{2m_1} = \left(\frac{y_i}{C_i} \right)^{\frac{1}{m_2}} \quad (30)$$

czyli

$$y_i = C_i C_2^{m_2} a_{z_i}^{2m_1 m_2} \quad (31)$$

Uwzględniając zależności (31) we wzorze (22) otrzymuje się (32)

$$C_i C_2^{m_2} a_{z_i}^{2m_1 m_2} + a_{z_i} = \sqrt{r_i^2 - \left(z - \sqrt{2hr_0 - h^2} \right)^2} - r_0 + h + y_i'(z)$$

przy czym $h = CP_y^m$.

Rozwiązaniem równania (32) jest wartość zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany a_{zi} .

Tor ostrza w strefie pracy jest opisany zależnością

$$y_{z_i}(z) = y_i(z) - a_{z_i} \quad (33)$$

przy czym mogą wystąpić następujące przypadki

$$1^{\circ} \quad y_i(z) \geq 0 \quad a_{z_i}(z) \geq 0$$

$$2^{\circ} \quad y_i(z) \geq 0 \quad a_{z_i}(z) < 0$$

$$3^{\circ} \quad y_i(z) < 0 \quad a_{z_i}(z) \geq 0$$

$$4^{\circ} \quad y_i(z) < 0 \quad a_{z_i}(z) < 0$$

Ujemna wartość a_{z_i} w pewnym przedziale z leżącym wewnątrz przedziału pracy oznacza, że ostrze w tym przedziale nie znajduje się w kontakcie z powierzchnią obrabianą. Przypadki 2° i 4° występują najczęściej w strefie rozpoczynania i kończenia pracy ostrza.

Analiza wzorów (32) i (33) wskazuje, że wariancja wartości $y_{z_i}(z)$ dla określonej wartości współrzędnej z jest mniejsze od wariancji odległości r_i wierzchołków ostrzy od osi obrotu ściernicy. Średnie przemieszczenia ostrzy na powierzchni ściernicy, bardziej odległych od jej osi obrotu będą większe od przemieszczeń ostrzy leżących w mniejszej odległości od osi obrotu.

Chropowatość powierzchni obrabianej ściernicą elastyczną, nie uwzględniając nawet innych jak mikroskrawanie elementarnych zjawisk polerowania, będzie mniejsza od chropowatości powierzchni obrabianej ściernią sztywną.

Wartość chwilowego zagłębienia się ostrza a_{z_i} w materiał obrabiany zależy od współrzędnej z oraz parametrów modelu (32) (tabl. II).

Tablica II. Wpływ czynników modelu (32) na wartość a_z

C	C ₁	C' ₂	m	m ₁	m ₂	$\Delta r = r_1 - r_0$	$y'_i(z)$	P _y	a _{z_i}
↗	↘	↘	↗	↘	↘	↗	↗	↗	↗

Wraz ze wzrostem sztywności ściernicy stała C we wzorze (32) maleje. Wzrasta wtedy także sztywność zamocowania ostrzy, a więc stała C₁ również maleje. Jak wynika z tablicy II stałe C i C₁ mają przeciwny wpływ na wartość zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany.

Dla środkowego położenia ostrza w strefie pracy $z = \sqrt{2hr_0 - h^2}$ i wtedy otrzymuje się

$$C_i C_2^{m_2} a_{z_i}^{2m_1 m_2} + a_{z_i} = r_i - r_0 + h + y'_i(z)$$

Ponieważ $h = CP_y^m$ to po przekształceniach

$$C_2^{m_2} a_{z_i}^{2m_1 m_2} + \frac{1}{C_i} a_{z_i} = \frac{r_i - r_0}{C_i} + \frac{C}{C_i} P_y^m + \frac{y'_i(z)}{C_i}$$

Ze wzoru (35) wynika, że przy stosunku $\frac{C}{C_1} = \text{const.}$ wartość zagłę-

bienia się ostrzy w materiał obrabiany a_{zi} wzrasta wraz ze zmniejszaniem się stałej C_1 , czyli wraz ze wzrostem sztywności ściernicy i sztywności zamocowania ostrzy. Sztywność zamocowania ziaren ściernych w elastycznej ściernicy posiada więc istotny wpływ na udział procesu skrawania w usuwaniu materiału obrabianego. Udział skrawania w procesie polerowania nie powinien być zbyt duży, gdyż wtedy zjawiska związane z procesem tarcia od których zależy w dużej mierze połysk powierzchni odgrywają mniejszą rolę. Udział ten nie może być zbyt mały, gdyż ogranicza to wydajność procesu i wymaga małych chropowatości powierzchni przed polerowaniem.

Udział skrawania w procesie polerowania zależy również od promieni wierzchołków ostrzy skrawających ziarn ściernych. W pracach [L. 2] i [L. 3] przedstawiono wartości graniczne stosunków zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany do promienia zaokręglenia wierzchołka ostrza, przy których rozpoczyna się odkształcanie plastyczne i skrawanie. Dla określonego ostrza ściernicy wartość zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany a_{zi} zależy od współrzędnej z położenia ostrza. Ostrze w strefie pracy może wykonywać w pewnych przedziałach tylko pracę odkształcania sprężystego w innych sprężystego i plastycznego zaś na pozostałej drodze pracę skrawania.

Przedstawiony model procesu skrawania ostrzami zamocowanymi elastycznie został oparty na warunkach statycznej równowagi ostrza skrawającego w strefie pracy. Model ten jest uproszczony i nieuwzględnia:

— zjawisk dynamicznych: drgań ściernicy i ostrza w strefie pracy, wpływu szybkości odkształcania materiału obrabianego na jego umocnienie,

- zjawisk cieplnych: odkształceń cieplnych układu o-p-n, zmiany własności spoiwa w zależności od temperatury, zmiany własności materiału obrabianego, rozmazywania nagrzaných do stanu półpłynnego wierzchołków nierówności,
- oddziaływania środowiska na powierzchnię obrabianą: utleniania powierzchni i dyfuzji elementów środowiska.

Niemniej analiza przedstawionego modelu pozwala na uzyskanie istotnych informacji o mikroskrawaniu w procesie polerowania ściernicami elastycznymi. Udział mikroskrawania w procesie polerowania tymi ściernicami jest stosunkowo duży.

5. Podsumowanie

Z przedstawionych rozważań wynika, że proces polerowania ściernicami elastycznymi jest bardziej złożony od procesu szlifowania. Przy analizie procesu polerowania ściernicami elastycznymi niezbędna jest dokładna znajomość własności elastycznych ściernic. Od prawidłowego doboru elastyczności ściernicy zależy w dużej mierze efekt procesu polerowania. Wiele zjawisk związanych z mechanicznym współdziałaniem spoiwa i powierzchni obrabianej oraz zjawisk fizyko-chemicznych w procesie polerowania nie jest jeszcze dostatecznie zbadanych. Dlatego pełny opis matematyczny procesu nie jest jeszcze możliwy. Niemniej sama analiza procesu skrawania ostrzami zamocowanymi elastycznie może być podstawą do świadomego sterowania tym procesem. Sterowanie przebiegiem procesu może odbywać się poprzez dobór właściwej elastyczności i ziarnistości ściernicy, wielkości dosuwu w głębszego i w mniejszym zakresie poprzez dobór innych parametrów obróbki.

LITERATURA

1. Karpiński T., Kacalak W., Pluta Z., Śmiałek W., Bucki T.: *Optymalne warunki pracy standartowych ściernic polerskich przy polerowaniu na sucho*. Sprawozdanie Nr 239 Instytutu Techniki Wytwarzania, Koszalin, grudzień 1974.
2. Kragielski J. W.: *Ob usłowijach dieformirowanija materiala na powierchnostiach trienia*. Suchoje trienje, Ryga 1961, Izdat. ANLSSR.
3. Kragielski J. W.: *Über Verschleissberechnungen von sich reibenden Gliedverbindungen*. Maschinenbautechnik Nr 10/1965.
4. Solski P., Ziemia S.: *Zużycie elementów maszyn spowodowane tarciem*. PWN, Warszawa 1969.

STRESZCZENIE

Proces polerowania ściernicami elastycznymi jest bardziej złożony od procesu szlifowania. Przy analizie procesu polerowania ściernicami elastycznymi niezbędna

jest dokładna znajomość własności elastycznych ściernic. Od prawidłowego doboru elastyczności ściernicy zależy w dużej mierze efekt polerowania. Wiele zjawisk związanych z mechanicznym współdziałaniem spoiwa i powierzchni obrabianej oraz zjawisk — fizyko-chemicznych w procesie polerowania nie jest jeszcze dostatecznie zbadanych. Niemniej, sama analiza procesu skrawania ostrzami zamocowanymi elastycznie, może być podstawą do świadomego sterowania tym procesem poprzez dobór właściwej elastyczności i ziarnistości ściernicy oraz parametrów obróbki.

СОДЕРЖАНИЕ

Процесс полирования эластичными полировальными кругами более сложный чем шлифование. Для анализа процесса полирования эластичными кругами необходимо точное знание эластичных свойств полировальных кругов. Эффект полирования во многом зависит от правильного выбора кругов. Многие явления связанные с взаимным влиянием связки и обрабатываемой поверхности, физико-химические явления во время процесса полирования ещё не полностью исследованы. Тем не менее сам анализ процесса резания зёрнами закреплёнными эластично, может быть основой целеустремлённого управления процессом путём подбора соответствующей эластичности и зернистости круга, и параметров обработки.

DOKŁADNOŚĆ ZARYSU FREZÓW ZATACZANYCH OSIOWO

1. Wstęp

Zagadnienie zataczania osiowego nie jest w literaturze dotyczącej kształtowania frezów ślimakowych zagadnieniem nowym, w odniesieniu do frezów do kół zębatach ewolwentowych. Już I.I. Semenčenko [5] i I.A. Frajfeld [2] stwierdzają, że przyjmując zataczanie promieniowe nie można uzyskać teoretycznie prawidłowej powierzchni przyłożenia. Przez teoretycznie prawidłową powierzchnię przyłożenia freza należy rozumieć taką powierzchnię, która w wyniku przecięcia jej śrubową powierzchnią Archimedesesa (powierzchnią natarcia) da krawędź skrawającą zakreślającą w ruchu śrubowym wokół osi freza śrubowo ewolwentową powierzchnię działania. Praktycznie więc kształt powierzchni przyłożenia istotny jest tylko pośrednio, a uzyskana powierzchnia działania winna być zgodna z powierzchnią teoretyczną w granicach określonych polem tolerancji danej klasy dokładności freza.

Jak wiadomo ze względu na brak obrabiarek dla realizacji zataczania osiowego jak również i metod wyznaczania krzywoliniowego zarysu narzędzi, zataczanie osiowe nie jest w przemyśle stosowane i dla frezów obecnej konstrukcji nie może być stosowane ze względu na zmniejszającą się wysokość zarysu po kolejnych ostrzeniach freza. Frezy ślimakowe zatacza się obecnie wyłącznie przy przyjęciu promieniowego kierunku zataczania.

Zagadnienie zataczania osiowego nie jest jednak tylko teoretycznym. W wielu publikacjach współczesnych dotyczących kształtowania ściernic lub teorii frezów ślimakowych podaje się wzory określające zarys freza lub ściernicy [1, 3, 7].

Wzory te wyprowadzone zostały przy przyjęciu stałości charakteru linii styku pomiędzy narzędziem, a zataczanym frezem. W praktycznej realizacji wymaga to przyjęcia zataczania osiowego ponieważ w wypadku zataczania promieniowego narzędzie stykać się będzie z bokiem zęba freza na różnych średnicach i charakter linii styku będzie różny. Wzory te opisują stan jaki powinien istnieć w prawidłowo ukształtowanym frezie, nie dając informacji o stanie jaki uzyska się po przyjęciu obecnie stosowanej technologii zataczania tzn. zataczania promieniowego.

Ponieważ przy wyprowadzeniu tych wzorów nie stosuje się uproszczeń matematycznych nazywane są one dokładnymi, jednak z technologicznego punktu widzenia są one uproszczonymi. Niekiedy np. [1] przystosowuje się te wzory do obliczeń na maszynach matematycznych w celu ułatwienia ich stosowania w praktyce. Sprawdzenie więc czy wzory te wyznaczają z dostateczną dokładnością powierzchnię działania freza uzyskaną w efekcie promieniowego zataczania powierzchni przyłożenia freza ma znaczenie nie tylko teoretyczne lecz również praktyczne.

Równocześnie twierdzono, że zataczanie osiowe zapewnia niezmienną zarysu freza po kolejnych ostrzeniach. Twierdzenie to zostało zakwestionowane przez V. A. Šiškowa [6], jednak nie zostało to udowodnione.

Celem niniejszego artykułu jest przedstawienie wyników obliczeń uzyskiwanej dokładności tych samych frezów zataczanych promieniowo i osiowo dla stwierdzenia czy zataczanie osiowe bardziej zbliża uzyskiwaną powierzchnię działania freza do powierzchni śrubowej ewolwentowej, niż obecnie stosowane zataczanie promieniowe. Porównana zostanie zmienność zarysu tych samych frezów zataczanych promieniowo i osiowo. Wyniki obliczeń uzyskano w oparciu o nieuproszczony model matematyczny przestrzenny odtwarzający proces promieniowego zataczania freza ściernicą palcową.

2. Przystosowanie równań do wyznaczenia odchyłeń powierzchni działania freza zataczanego osiowo od powierzchni śrubowej ewolwentowej.

W pracy [4] podano równania freza ślimakowego uzyskane w wyniku matematycznego odtworzenia rzeczywistych warunków szlifowania zarysu freza. Równania te wyprowadzono przy przyjęciu śrubowego ruchu ściernicy względem osi freza z jednoczesnym promieniowym ruchem zataczającym, a więc ruchów takich, jakie wykonywane są w czasie kształtowania powierzchni przyłożenia freza w wyniku obecnie stosowanej technologii zataczania.

Ruch śrubowy ściernicy charakteryzuje parametr P_p czyli skok zredukowany powierzchni działania freza

$$P_p = \frac{mk}{2 \cos \xi} \quad (1)$$

m — moduł normalny freza,

k — krotność,

ξ — kąt linii śrubowej powierzchni działania na średnicy podziałowej freza.

Promieniowy ruch zataczający ściernicy charakteryzuje parametr P_z (skok zredukowany zataczania)

$$P_z = \frac{S_z z}{2\pi} \quad (2)$$

S_z — skok zataczania (skok na ostrze)

z — liczba ostrzy freza

Przy realizacji zataczania osiowego ściernica wykonuje wyłącznie ruch śrubowy względem osi freza zachowując jednakową odległość od tej osi na całej długości freza.

Parametr $P_z = 0$

Dla zapewnienia kąta przyłożenia po obu stronach zarysu freza ruch śrubowy ściernicy odbywać się będzie z parametrem P_{po}

$$P_{po} = P_p \pm P_{zo} \quad (3)$$

P_{zo} — parametr uwzględniający ruch dodatkowy ściernicy w celu ukształtowania kąta przyłożenia freza przy zataczaniu osiowym.

Aby równania przedstawione w pracy [4] słuszne były dla zataczania osiowego, należało więc podstawić $P_z = 0$ oraz określić parametr P_{zo} . Zagadnienie sprowadza się więc do rozpatrywania powierzchni śrubowych walcowych (ślimaków).

Wielkość parametru P_z zależna jest od kąta przyłożenia jaki chcemy uzyskać we frezie. We frezach ślimakowych zakłada się żadaną wielkość wierzchołkowego kąta przyłożenia α_{f_w} w płaszczyźnie P_f . Dla określenia parametru P_{zo} konieczna jest znajomość wielkości kąta przyłożenia α_p w płaszczyźnie P_p . Oznaczenie płaszczyzn przekroju ilustruje rys. 1.

Na rys. 1 oznaczono:

R_w — promień zewnętrzny freza

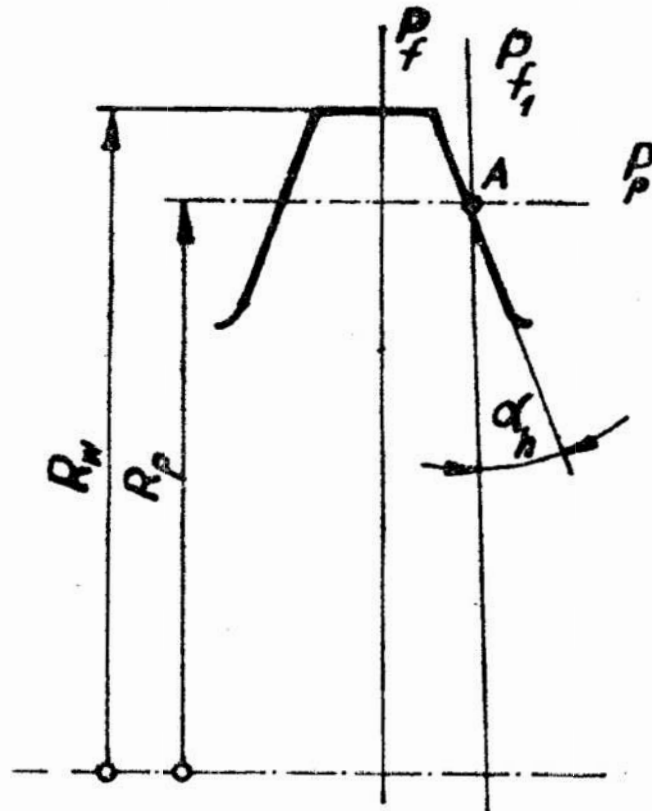
R_p — promień podziałowy obliczeniowy

α_n — nominalny kąt zarysu freza

Kąt przyłożenia w punkcie A w płaszczyźnie P_{f1} :

$$\operatorname{tg} \alpha_{f_1} = \frac{R_w}{R_p} \cdot \operatorname{tg} \alpha_{f_w} \quad (4)$$

natomiast w płaszczyźnie tylnej P_p na wysokości średnicy podziałowej obliczeniowej wielkość tego kąta przedstawia wzór (6)



Rys. 1. Oznaczenie płaszczyzn przekroju.

(5)

$$\operatorname{tg} \alpha_p = \operatorname{tg} \alpha_{f_1} \operatorname{tg} \alpha_h = \frac{R_w}{R_p} \operatorname{tg} \alpha_{f_w} \operatorname{tg} \alpha_h$$

$$\alpha_p = \operatorname{arctg} \left(\frac{R_w}{R_p} \operatorname{tg} \alpha_{f_w} \operatorname{tg} \alpha_h \right) \quad (6)$$

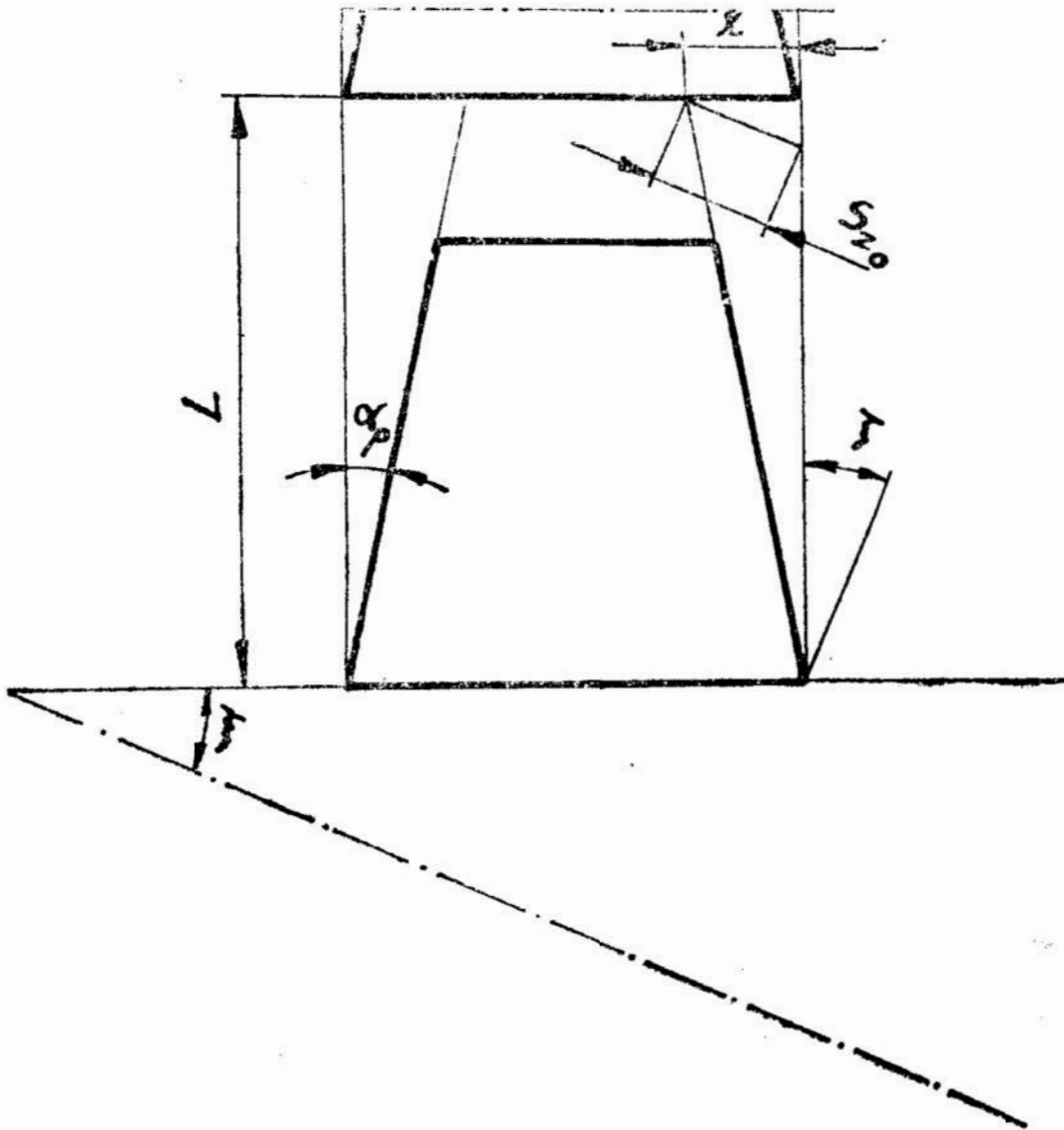
Wielkość osiowego skoku zataczania S_{z_0} określona zostanie na podstawie rozwinięcia na płaszczyznę przekroju zęba powierzchnią walca o promieniu podziałowym obliczeniowym. Ilustruje to rys. 2.

Na podstawie rys. 2:

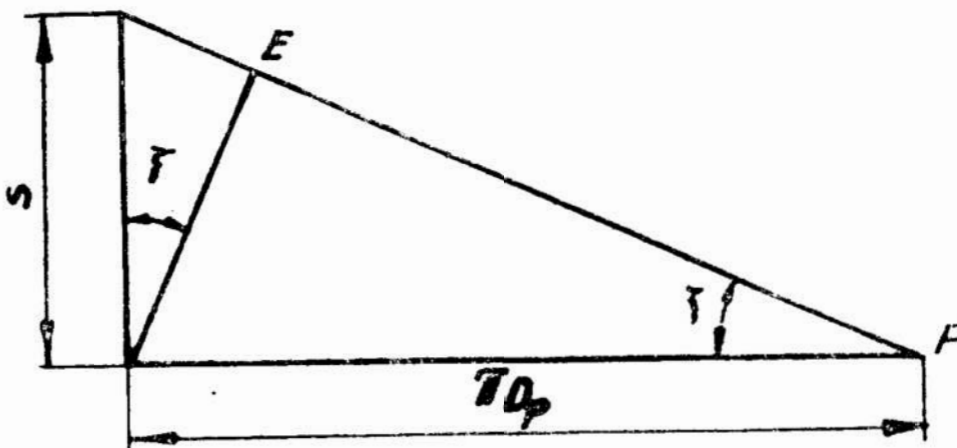
$$S_{z_0} = \frac{x}{\cos \zeta} \quad (7)$$

$$\text{natomiast } x = L \cdot \operatorname{tg} \alpha_p \quad (8)$$

Wielkość L określona zostanie na podstawie rozwinięcia na płaszczyznę linii śrubowych zwojów freza i rowka wiórowego. Ilustruje to rys. 3.



Rys. 2. Rozwinięcie na płaszczyznę przekroju zęba powierzchnią walca o promieniu podziałowym obliczeniowym.



Rys. 3. Rozwinięcie na płaszczyznę linii śrubowych zwojów freza i rowka wiórowego.

Na podstawie rys. 3:

$$L = \frac{EF}{z} = \frac{\pi D_p \cos \xi}{z} \quad (9)$$

stąd:

$$S_{z0} = \frac{\pi D_p}{z} \operatorname{tg} \alpha_p \quad (10)$$

Przyjmując $P_z = 0$ oraz określając S_{z0} z wzoru (10) dla założonej wielkości α_f uzyskuje się możliwość obliczenia zarysu zataczanego osiowo przy użyciu algorytmu opracowanego dla zataczania promieniowego frezów.

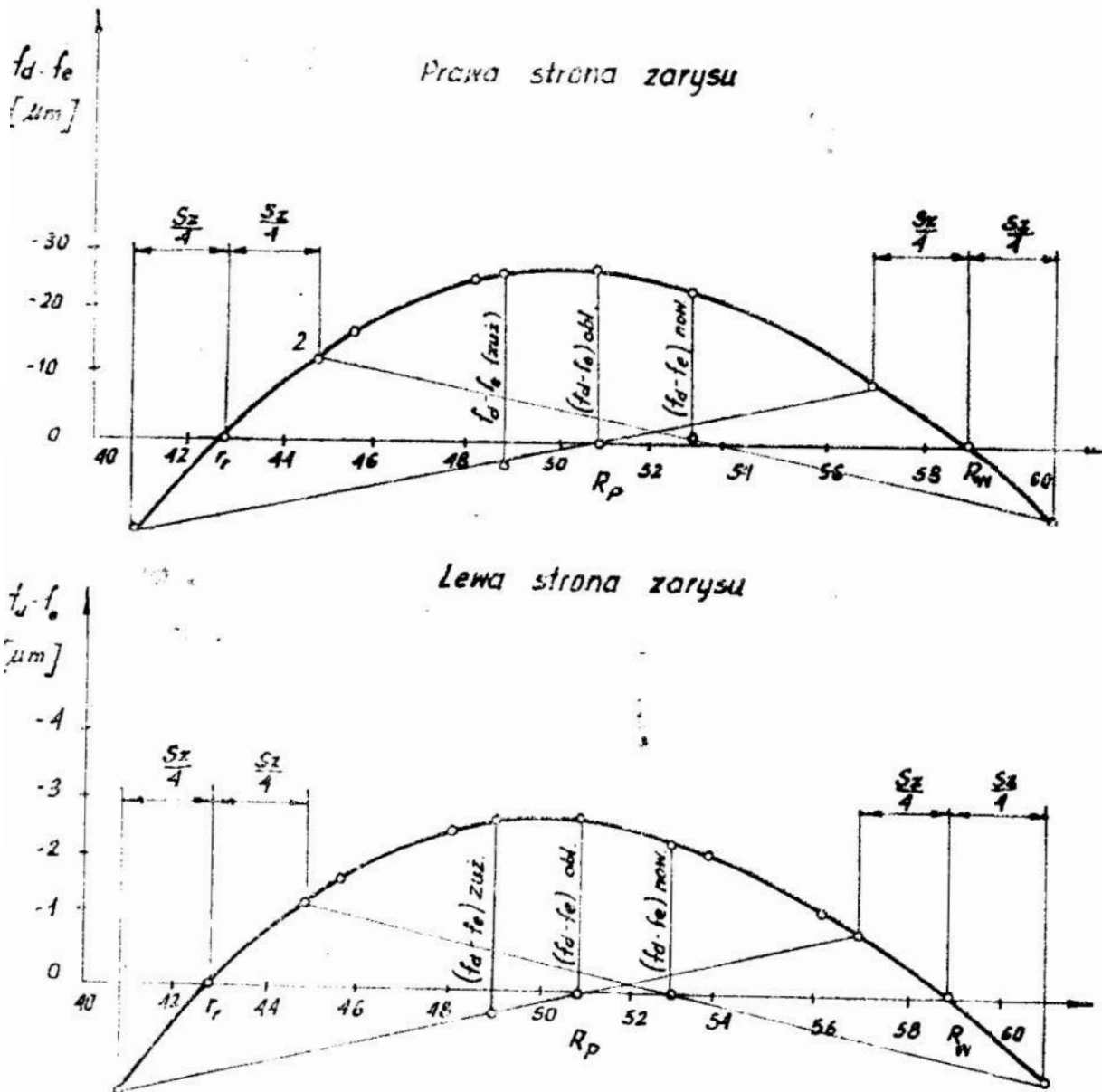
3. Wyznaczanie zmienności zarysu na skutek ostrzenia frezów zataczanych osiowo.

Stała odległość ściernicy od osi freza przy zataczaniu osiowym umożliwia obliczenie zarysu tylko w przekroju odpowiadającym średnicy podziałowej obliczeniowej. Różnice pomiędzy uzyskiwaną powierzchnią działania freza, a powierzchnią śrubową ewolwentową dla frezów zataczanych osiowo nowych i zostrzonych, określono przez ekstrapolację.

Na rys. 4 przedstawiono rozkład odchyłek $f_d - f_e$ freza zataczanego osiowo o $m = 8$, średnicy zewnętrznej $D_w = 125$ mm, $S_z = 8$ mm i $z = 9$. f_d oznacza odchyłkę od linii prostej będącej cięciwą przeprowadzoną przez skrajne punkty wysokości czynnej zarysu osiowego uzyskanej powierzchni działania, f_e tę samą odchyłkę powierzchni ewolwentowej $f_d - f_e$ wskazuje więc jaką różnicą wykazuje uzyskana powierzchnia działania, od powierzchni śrubowej ewolwentowej będącej powierzchnią nominalną. Parametry $f_d - f_e$ obliczono w 7 punktach na wysokości czynnej zarysu.

Wyznaczając zmianę na skutek ostrzenia frezów zataczanych osiowo przyjęto, że zużywać się one mogą do połowy podziałki obwodowej, Współczynnik obliczeniowej średnicy podziałowej $K_1 = 0,5$. Na osi poziomej na rys. 4 odmierzone promień freza. Przekrojowi obliczeniowemu odpowiada promień rdzenia r_r . Dla freza nowego promień rdzenia, a tym samym i promień zewnętrzny zwiększy się o $0,25 S_z$ i początkowe punkty zarysu przemieszczą się do punktów 1 i 2. Dla freza nowego krzywą różnic $f_d - f_e$ ekstrapolowano od punktu R_w do punktu 1. Do porównań używa się różnicy $f_d - f_e$ obliczonej dla punktu $i = 4$.

Punkt ten również przemieścił się w kierunku wzrastających wiel-



Rys. 4. Wyznaczenie różnicy $(f_d - f_e)$ freza $m = 8$, $k = 1$ zataczanego osiowo, nowego i zużytego

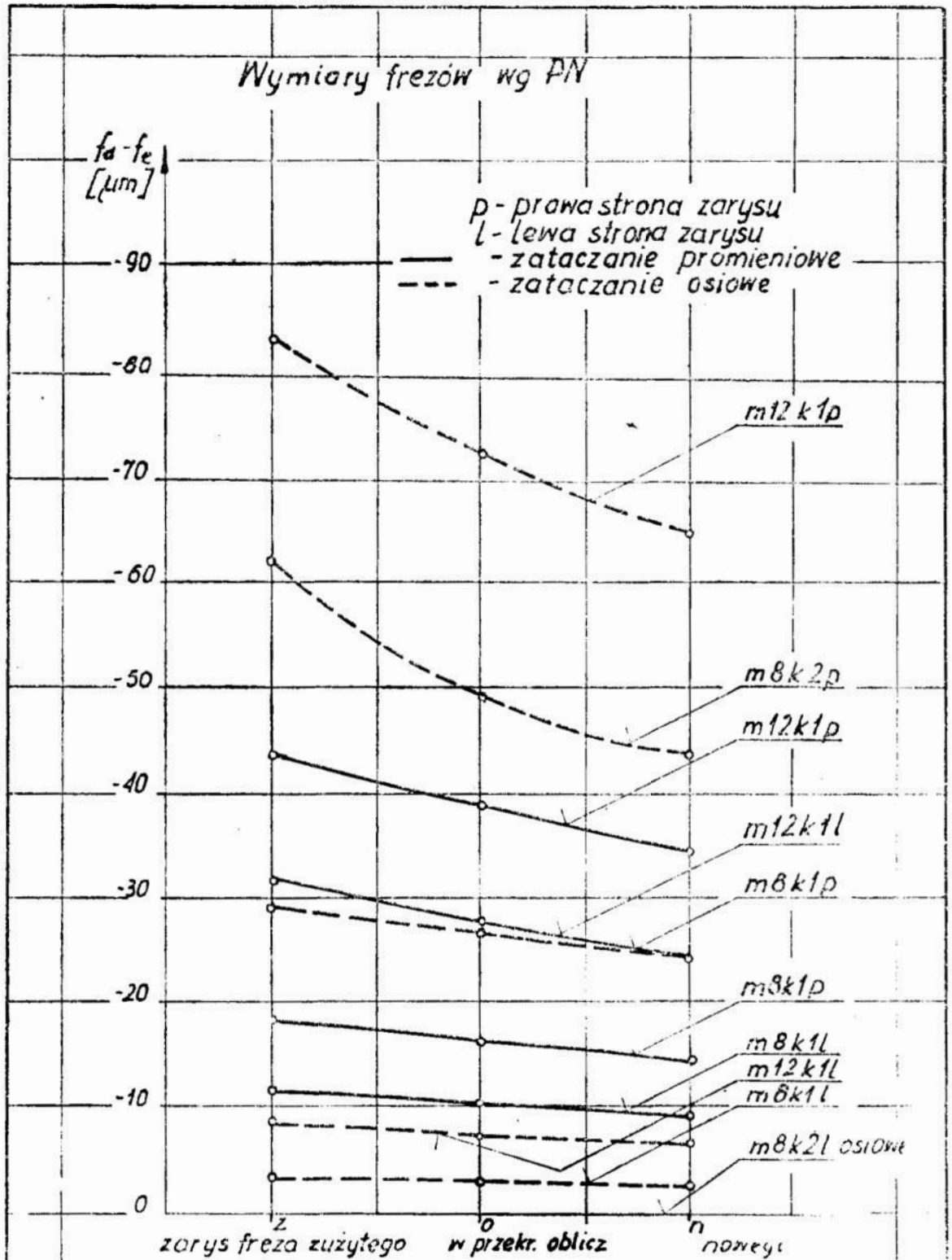
kości promienia, a różnica $f_d - f_e$ dla freza nowego odmierzona była od prostej łączącej ekstrapolowany punkt z punktem 2 przecięcia zarysu przez rzędną stopy.

Podobnie wyznaczono różnicę $f_d - f_e$ dla freza zużytego. Dla freza zużytego promień rdzenia zmniejsza się o wielkość $0,25 S_z$ w stosunku do wielkości odpowiadającej przekrojowi obliczeniowemu. Przeprowadzono obliczenia zarysu frezów zataczanych osiowo i promieniowo o następujących parametrach: $m = 8$, $D_w = 125$ mm, $S_z = 8$ mm, $z = 9$ jednokrotnego i dwukrotnego oraz: $m = 12$ mm, $D_w = 140$ mm, $S_z = 11$ mm, $z = 9$.

Dla określenia zmienności zarysu tych frezów na skutek ostrzenia

zarys ich określony został w trzech przekrojach: odpowiadającym frezom nowym, w przekroju obliczeniowym oraz freza zostrzonego do połowy podziałki obwodowej.

Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 5. Na rysunku tym oznaczo-



Rys. 5. Porównanie różnic ($f_a - f_e$) frezów zataczanych promieniowo i osiowo

no: m — moduł freza, k — krotność, p — prawa strona zarysu, l — lewa strona zarysu. Linia ciągła odpowiada frezom zataczanym promieniowo, linia przerywana frezom zataczanym osiowo. Rysunek 5 ilustruje nie tylko zmienność zarysu frezów zataczanych osiowo i promieniowo na skutek ostrzenia, lecz również ich dokładność, tzn. zgodność powierzchni działania z powierzchnią śrubową ewolwentową w określonym przekroju. Dla freza prawidłowo ukształtowanego $f_d - f_e$ winna równać się zero. Jak wynika z rys. 5 zataczanie osiowe nie wpływa na zwiększenie dokładności zarysu freza, ani też nie powoduje stałości zarysu freza na skutek ostrzenia. Frezy zataczane osiowo wykazują mniejsze różnice $f_d - f_e$ oraz niezmienność zarysu na skutek ostrzenia lecz tylko po lewej stronie zarysu. Ponieważ jednak o dokładności freza decyduje dokładność obu stron zarysu na podstawie wykonanych obliczeń można stwierdzić, że:

- a) twierdzenie o niezmienności zarysu frezów zataczanych osiowo nie jest prawdziwe,
- b) zataczanie osiowe nie wpływa na zwiększenie dokładności zarysu freza w określonym jego przekroju.

SPIS LITERATURY

1. Antal A.: *Obščaja teorija červiačnych frez. Revue Roumaine des Sciences Techniques serie de Appliquee mecanique t 14 Nr 4 1969*
2. Frajfeld I. A.: *Instrumenty rabotajuščije metodom obkatki Mašgiz 1948*
3. Lašniev S. I.: *Opredelenie parametrov kruga pri šlifovani červiačnych frez dla narezania zubčatych koles. Stanki i instrument Nr 5 1968*
4. Lewkowicz R.: *Równania frezów ślimakowych z zarysem szlifowym ściernicą palcową. Mies. Naukowo-Tech. „Mechanik” 12/74*
5. Semenčenko I. I.: *Riežuščij instrument Tom III. Moskva 1944*
6. Šiškov W. A.: *Obrazowanie poverchnostej rezaniem po metiodu obkatki Moskva 1951.*
7. Šimeni Šandor: *Profilirovanie šlifovalnych krugov dla izgotovlenia červiačnych zubioreznych frez s točnoj formoj bokovyoh režuščich kromok zubev. Stanki i instrument Nr 1 1967.*

СОДЕРЖАНИЕ

В реферате представлено расчёты точности профиля фрез заточенных осевым и радиальным способом. Показано, что осевая заточка не влияет на увеличение точности профиля.

STRESZCZENIE

Przedstawiono obliczeni dokładności zarysu frezów zataczanych osiowo i promieniowo. Wykazano, że zataczanie osiowe nie wpływa na zwiększenie dokładności zarysu.

Dr inż Ryszard Lewkowicz
Instytut Techniki Wytwarzania
Wyższej Szkoły Inżynierskiej
Koszalin

WYTYCZNE DLA KONSTRUKCJI I TECHNOLOGII FREZÓW ŚLIMAKOWYCH DOKŁADANYCH DO KÓŁ ZĘBATYCH EWOLWENTOWYCH

1. Wstęp

W ostatnim czasie zastosowane być muszą w przemyśle coraz częściej frezy ślimakowe do kół zębatach wykonane w klasie dokładności AAA, a więc wyżej niż przewidują to odpowiednie normy państwowe. Wytwarzanie frezów ślimakowych w tak wysokich klasach dokładności stwarza producentom ciągle dużo trudności. Trudności te polegają głównie na uzyskaniu właściwej dokładności zarysu freza.

Obecnie przyjmuje się, że frezy ślimakowe przeznaczone do nacinania zębniaków kół zębatach ewolwentowych winny mieć śrubową ewolwentową powierzchnię działania [2]. Trudności technologiczne związane z uzyskaniem śrubowej ewolwentowej powierzchni działania frezów ślimakowych powodowały, że przyjmowano przybliżone metody ich profilowania i analizy geometrycznej.

Dotychczas stosowana w przemysłowych biurach projektowych metoda wyznaczania przybliżonego zarysu freza polegająca na przyjęciu za zarys freza zarysu prostoliniowej zębataki w określonym jego przekroju [1], wprowadzona została dla analizy geometrycznej frezów zataczanych nożem.

Obecnie ze względów dokładnościowych lub skrawaniowych stosuje się niemal wyłącznie frezy szlifowane nie tylko podwyższonej lecz i zwykłej dokładności.

Zastosowanie przybliżonych metod analizy geometrycznej dla frezów z zarysem szlifowanym powoduje, że nie można z góry przewidzieć jaki zarys uzyska się przy danym zestawie parametrów konstrukcyjnych freza i przy zastosowaniu konkretnej technologii kształtowania zarysu. Brak jest więc możliwości opracowania wytycznych konstruowania i technologii, umożliwiających uzyskanie frezów o wysokich klasach dokładności. Warunkiem umożliwiającym zwiększenie dokładności frezów ślimakowych jest opracowanie dokładnej metody ich analizy geo-

metrycznej pozwalającej na ściśle wyznaczanie uzyskiwanego zarysu freza przy przyjęciu konkretnych parametrów konstrukcyjnych oraz konkretnej technologii kształtowania zarysu. Znajomość dokładności uzyskiwanego zarysu freza (przy czym przez dokładność rozumie się zgodność powierzchni działania freza z odpowiadającą jej powierzchnią śrubową ewolwentową) umożliwi dobór jego parametrów konstrukcyjnych zapewniający możliwie największą zgodność jego powierzchni działania z powierzchnią ewolwentową.

W przypadku, gdy żądanej klasy dokładności freza nie można uzyskać przez odpowiedni dobór parametrów konstrukcyjnych lub, gdy stosując te parametry uzyskano by frez nie odpowiadający założeniom eksploatacyjnym, znajomość zarysu uzyskiwanego przy danym zestawie parametrów konstrukcyjnych jest podstawą do wyznaczenia zarysu wzornika do krzywoliniowego kształtowania ściernicy, pozwalającego na uzyskanie powierzchni działania freza zgodnej (w granicach zadanej tolerancji) z powierzchnią śrubową ewolwentową. Jak wiadomo, niektóre obrabiarki firm zachodnich przewidziane są do stosowania wzorników dla krzywoliniowego kształtowania ściernic, jednak metody określania zarysu wzorników nie są publikowane i nie stanowią ofert handlowych dla polskiego przemysłu narzędziowego.

Powyżej zaznaczono, że metoda ścisłego określenia zarysu frezów ślimakowych powinna uwzględniać konkretną technologię kształtowania zarysu. Podyktowane jest to tym, że konstruktorom frezów ślimakowych znanych jest szereg prac w których podaje się równania frezów ślimakowych nazywane dokładnymi, lecz które wymagają przyjęcia zataczania osiowego. Ponieważ obecnie zataczanie osiowe nie jest stosowane i dla frezów obecnej konstrukcji nie mogłoby być ono stosowane, równania te dla zataczania promieniowego są przybliżonymi i nie znajdują zastosowania praktycznego.

Frezy ślimakowe zmieniają zarys na skutek ich ostrzenia. Z punktu widzenia użytkowników frezów istotnym jest aby charakteryzowały się one założoną dokładnością nie tylko jako nowe, lecz również w ciągu całego lub możliwie najdłuższego okresu ich eksploatacji. W pełni przydatne dla praktyki inżynierskiej metody analizy geometrycznej frezów winny zapewniać możliwość określenia zarysu nie tylko nowego freza lecz i po kolejnych jego ostrzeniach, co pozwoli z góry przewidzieć okres jego eksploatacji w żądanej klasie dokładności.

Mając powyższe na uwadze opracowano model matematyczny przestrzenny, odtwarzający zależności występujące w czasie szlifowania freza. Zastosowanie tego modelu umożliwia ściśle wyznaczanie zarysu,

badanie wpływu poszczególnych parametrów konstrukcyjnych freza na uzyskiwaną dokładność zarysu, wyznaczanie zarysu wzornika do krzywoliniowego kształtowania ściernicy oraz określenie zmiany zarysu freza po kolejnych jego ostrzeniach. Umożliwia to zwiększenie dokładności produkowanych frezów poprzez optymalny dobór ich parametrów konstrukcyjnych lub krzywoliniowe kształtowanie ściernicy zataczającej.

2. Założenia i metodyka wyprowadzania równań

Uzyskanie wysokich klas dokładności jest szczególnie trudne dla frezów o dużych modułach. Ponieważ według rozeznania autora frezy o $n > 5$ mm, szlifuje się najczęściej ściernicami palcowymi, opracowanie niniejsze dotyczy frezów z zarysem szlifowanym ściernicami palcowymi. Zakłada się, że ściernica ma w przekroju osiowym zarys trapezowy, a kąt jej zarysu równy jest kątowi zębalki współpracującej. Oś ściernicy leży w płaszczyźnie przechodzącej przez oś freza. Wyznacza się różnicę pomiędzy powierzchnią działania freza szlifowanego ściernicą o takim kształcie, a odpowiadającą jej powierzchnią śrubową ewolwentową.

Tok postępowania przy wyprowadzeniu równań był następujący: wyznaczono równania powierzchni przyłożenia freza jako obwiednię ruchu śrubowego i zataczającego stożka ściernicy. Sposób wyznaczania równań powierzchni ślimaka jako obwiedni stożka ściernicy znaleźć można w pracy [3]. Krawędź skrawająca powstała jako linia przecięcia uprzednio uzyskanej powierzchni przyłożenia z powierzchnią natarcia, którą jest śrubowa powierzchnia Archimedesesa. Nadając ruch śrubowy krawędzi skrawającej wokół osi freza uzyskano powierzchnię działania jaką określają krawędzie skrawające freza z zarysem szlifowym ściernicą palcową. Metodykę tą oraz podstawowe wzory dotyczące szlifowania zarysu ściernicą palcową przedstawiono w pracy [4].

Powierzchnię tą porównuje się z powierzchnią śrubową ewolwentową. Porównywano przekroje osiowe tych powierzchni. Rozpatruje się frezy o zerowym kącie natarcia. Opracowanie nie dotyczy frezów składanych z zarysem szlifowanym przed złożeniem. Rozpatrywany jest model geometryczny tzn. zakłada się całkowitą sztywność układu ONP i nie uwzględnia się własności stereometrycznych warstwy wierzchniej rozpatrywanej powierzchni. Pominięcie uproszczeń i wprowadzenie do równań wszystkich parametrów konstrukcyjnych freza w celu wyznaczenia ich wpływu na uzyskiwaną dokładność zarysu spowodowało, że uzyskano bardzo złożone zależności matematyczne, których ze względu

na ich złożoność w niniejszym referacie nie cytuję się. Cały algorytm obejmuje 49 wyrażen podstawowych i pomocniczych. Ilość koniecznych do wykonania obliczeń i stopień złożoności równań powodują, że praktyczne wykorzystanie równań przy zastosowaniu tradycyjnych metod obliczeń byłoby niemożliwe.

Równania te stały się praktycznie użyteczne przez zastosowanie do obliczeń elektronicznej techniki obliczeniowej. Sposób przygotowania równań do ich praktycznego wykorzystania przedstawiono w pracy [5].

Algorytm ten zakodowano w uniwersalnym języku kodowania „Fala” i obliczone na maszynie matematycznej „Odra 1013”. Zastosowanie elektronicznej techniki obliczeniowej pozwala nie tylko na praktyczne wykorzystanie modelu o dużym stopniu złożoności, lecz co najważniejsze pozwala na poszukiwanie rozwiązań ekstremalnych poprzez możliwość przeprowadzenia wielokrotnej symulacji uzyskiwanej powierzchni działania freza na skutek zmiany jego parametrów konstrukcyjnych tak długo aż uzna się, że uzyska się frez w pełni odpowiadający założeniom i przeznaczeniu.

Ogólna postać modelu matematycznego jest następująca:

$$F = f(x_1, x_2, \dots, y_1, y_2, \dots) \quad (1)$$

gdzie:

- F — wektor odpowiedzi np. odchyłka zarysu powierzchni działania lub ewolwentowej,
 x_1, x_2, \dots przestrzeń czynników kontrolowanych, którymi są parametry określające wymiary i kształt freza jak średnica, moduł, liczba zębów, kąt przyłożenia itp.,
 y_1, y_2, \dots przestrzeń czynników niekontrolowanych jak sztywność układu ONP, odkształcenia cieplne itp.

Jak wspomniano, powierzchnią nominalną z którą porównuje się powierzchnię działania freza jest powierzchnia śrubowa ewolwentowa. Jako wektory odpowiedzi należało wyodrębnić i określić te parametry które umożliwiają porównanie odchylenia uzyskiwanej powierzchni o powierzchni ewolwentowej. Dla ułatwienia porównań określono odchyłki f_d (powierzchnia działania i f_e powierzchni ewolwentowej), od linii prostej będącej cięciwą przeprowadzoną przez skrajne punkty wysokości czynnej osiowego zarysu powierzchni działania i ewolwentowej. Odchyłki f_d i f_e obliczono w 7 punktach na wysokości czynnej zarysu odległych o $t = m/3$. Odchyłki f_d i f_e należy porównywać w punktach o tych samych współrzędnych. Znak „+” odchyłki f_e wskazywać będzie

że zarys osiowy powierzchni ewolwentowej jest wypukły, znak „—” odchyłki f_d , że zarys osiowy powierzchni działania jest wklęsły.

W dalszej części autor posługiwać się będzie wyrażeniem $f_d - f_e$ wskazującym jaką różnicę w przekroju osiowym wykazuje powierzchnia działania w stosunku do powierzchni ewolwentowej. Krzywa $f_d - f_e$ wyznaczona wzdłuż wysokości czynnej zarysu jest podstawą do wyznaczenia zarysu wzornika dla krzywoliniowego kształtowania ściernicy w celu uzyskania zgodności powierzchni działania z powierzchnią ewolwentową.

Dla przedstawienia wpływu parametrów konstrukcyjnych użyto różnicę $f_d - f_e$ obliczoną w punktach o $t = m$ tzn. leżących w pobliżu średnicy podziałowej. Określając przewidywaną dokładność freza na podstawie obliczonej różnicy $f_d - f_e$ należy mieć na uwadze, że różnica ta może obejmować tylko część pola tolerancji ze względu na błędy wynikające z nieszywności układu ONP, błędy przypadkowe itp. Część pola tolerancji jaką należy przeznaczyć na wpływ czynników niekontrolowanych zależy od warunków producenta i winna być ustalona doświadczalnie.

Obliczenia wykonano oddzielnie dla lewej i prawej strony zarysu freza. Oznaczenie stron zarysu przyjęto według normy DIN oraz autów radzieckich. Dla frezów prawozwojnych patrząc w kierunku powierzchni natarcia lewa strona zarysu znajduje się po lewej stronie, prawa po prawej dla lewozwojnych odwrotnie. Ilustruje to rys. 1.

Dla przedstawienia przebiegu zmienności zarysu freza na skutek jego ostrzenia, określono różnice $f_d - f_e$ w trzech jego przekrojach: dla freza nowego w przekroju obliczeniowym oraz dla freza zostrzonego do połowy podziałki obwodowej.

Przyjęto, że frez może się zużywać do połowy podziałki obwodowej. Średnicę podziałową obliczeniową wyznacza się ze znanego wzoru:

$$D_p = D - 2H_g - K_1 S_z \quad (2)$$

gdzie:

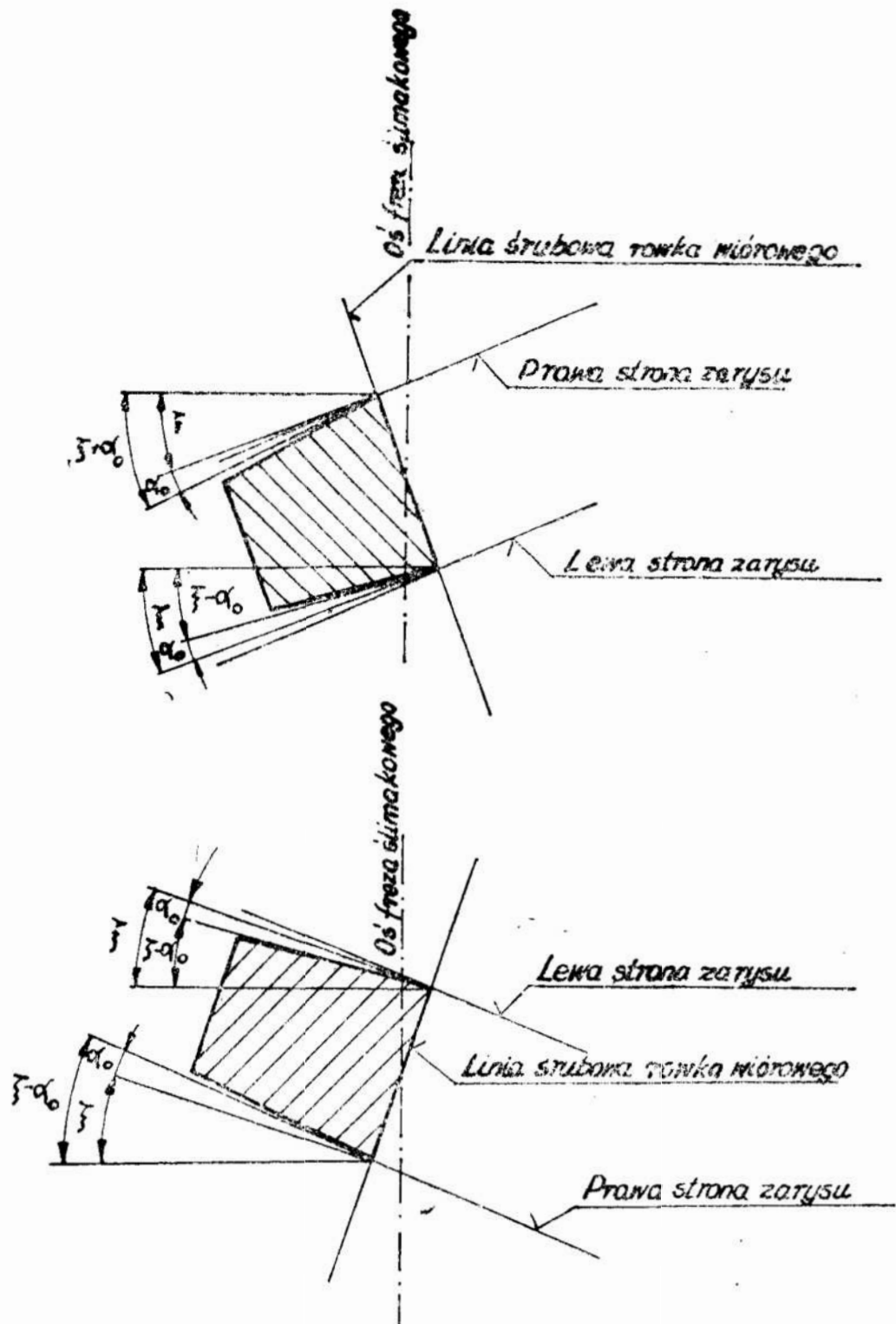
D — średnica zewnętrzna freza,

H_g — wysokość głowy zęba,

K_1 — współczynnik,

S_z — skok zatoczenia.

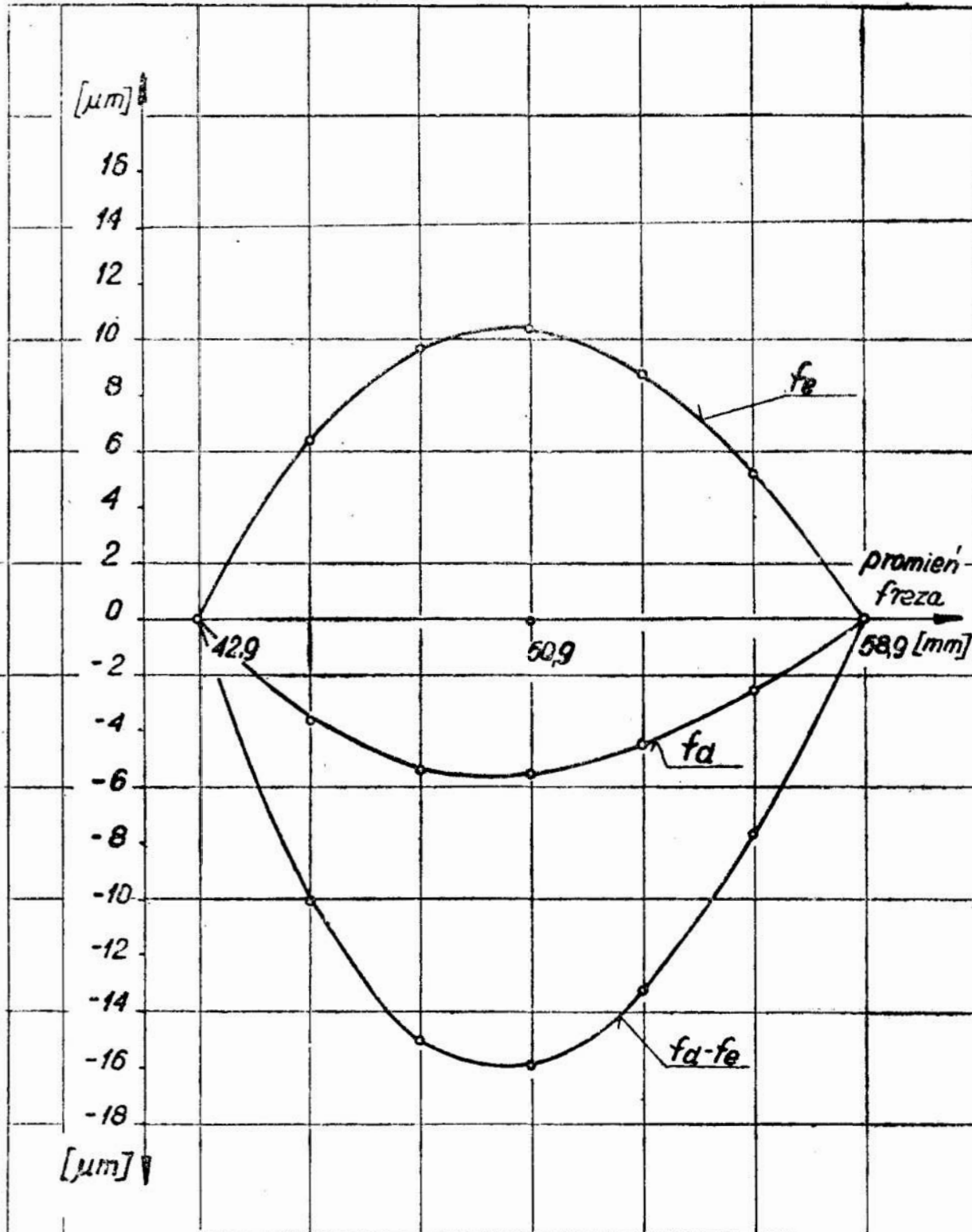
Wyznaczając wpływ czynników konstrukcyjnych na zmianę zarysu freza przedstawiono różnice $f_d - f_e$ obliczone w przekroju obliczeniowym. Dla przedstawionych frezów współczynnik $K_1 = 0,5$.



Rys. 1. Oznaczenie stron zarysu freza ślimakowego

3. Przedstawienie wyników obliczeń.

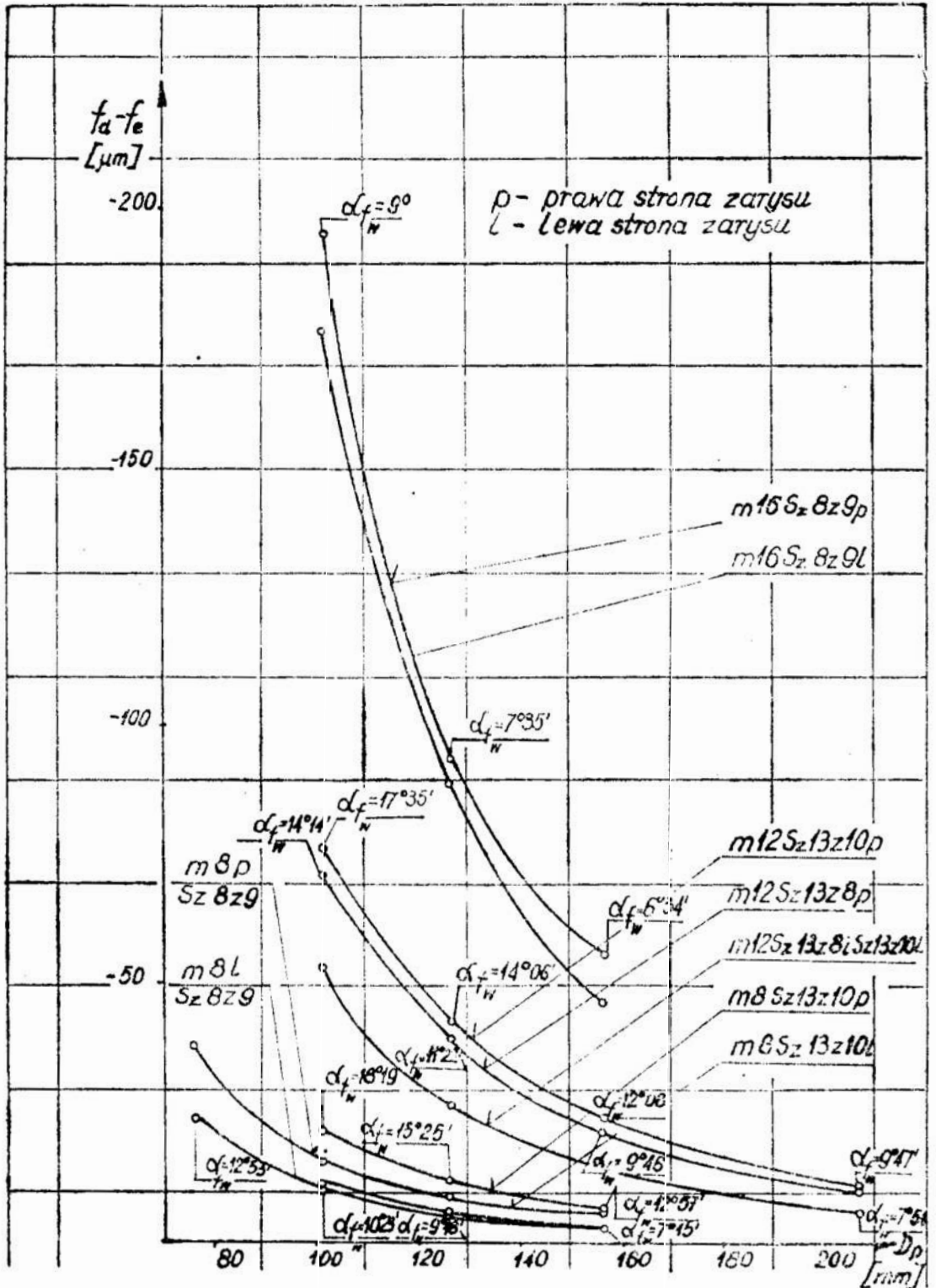
Na rys. 2 przedstawiono krzywe zmienności odchyłek od linii prostej powierzchni ewolwentowej f_e , uzyskiwanej powierzchni działania



Rys. 2. Rozkład odchyłek od linii prostej w przekroju osiowym f_d , f_e oraz różnicy $f_d - f_e$ wzdłuż wysokości czynnej zarysu prawej strony freza o $m = 8$ mm wg PN.

f_d oraz różnicy $f_d - f_e$ dla prawej strony zarysu o $m = 8$ mm, $D = 125$ mm (wg PN) liczbie zębów $z = 9$ i skoku krzywki dla zatoczenia $S_z = 8$ mm. Krzywa $f_d - f_e$ wyznacza liczbowe wartości różnicy ja-

ką wykazuje uzyskiwana powierzchnia działania freza szlifowanego ściernicą palcową o prostoliniowym zarysie w przekroju osiowym w stosunku do wymaganej powierzchni śrubowej ewolwentowej. Krzywa ta jest podstawą do wyznaczenia wzornika do krzywoliniowego zaprofilowania ściernicy, aby frez o tych parametrach wykazywał zgodność (w gra-



Rys. 3. Zmiana różnicy $f_a - f_e$ na skutek zmiany średnicy podziałowej freza

nicach zadanej tolerancji) powierzchni działania z powierzchnią śrubową ewolwentową. Zarys ściernicy w przekroju osiowym powinien być wklęsły.

Rys. 3 przedstawia zmianę różnicy $f_d - f_e$ na skutek zmiany średnicy podziałowej. Zwiększenie średnicy freza powoduje zmniejszenie różnicy $f_d - f_e$ a więc zwiększenie dokładności zarysu freza. Tendencje te były dotychczas znane. Wykonane obliczenia pozwalają na wyznaczenie ścisłych liczbowych wartości tych różnic dla każdego zestawu parametrów konstrukcyjnych freza. Niekiedy ze względu na trudności obliczeniowe i wykonawcze dla frezów dokładniejszych, producenci stosują podwyższone średnice, gdyż wtedy odchyłki zarysu są mniejsze. Z rysunku wynika, że nadmierne zwiększenie średnicy nie jest uzasadnione, gdyż po przekroczeniu optymalnej średnicy zmniejszenie różnicy $f_d - f_e$ jest nieznaczne.

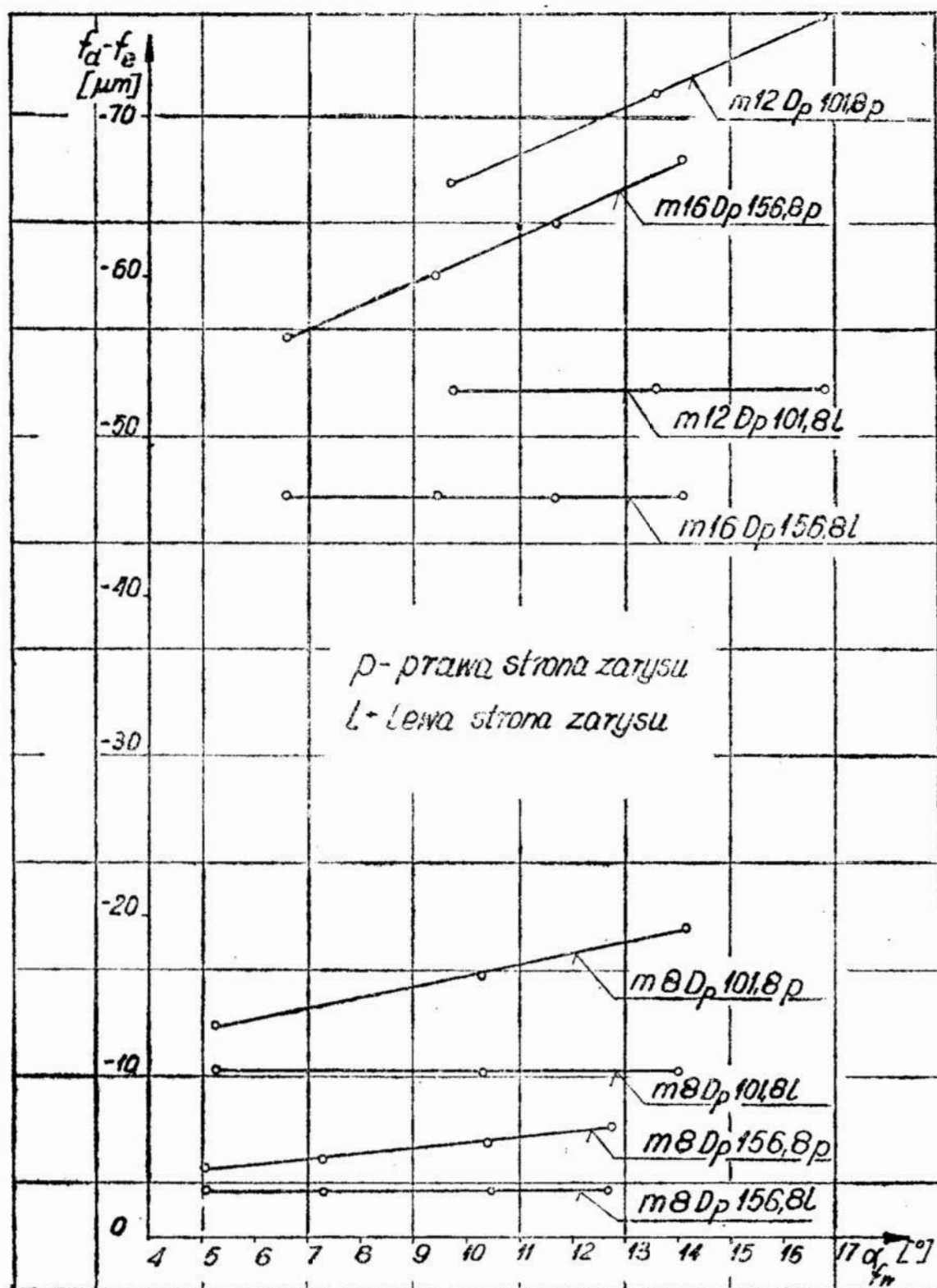
Cel zamieszczenia obliczeń niektórych frezów jest nie tylko użytkowy. Chodziło o ścisłe wyznaczenie charakteru przebiegu zmienności krzywej $f_d - f_e$. Z tego względu umieszczono obliczenia frezów, które praktycznie nie mogłyby być zastosowane ze względu na zbyt małe średnice lub kąty przyłożenia. Określając zmianę różnicy $f_d - f_e$ na skutek zmiany średnicy ustalono moduł, skok krzywki do zataczania i liczby zębów. Zmienny pozostał kąt przyłożenia, którego wielkość ma również wpływ na dokładność zarysu.

Rys. 4 ilustruje zmianę różnicy $f_d - f_e$ na skutek zmiany wierzchołkowego kąta przyłożenia α_{1w} , stałą jest natomiast średnica freza. Z rysunku wynika, że zwiększenie kąta przyłożenia powoduje wzrost różnicy $f_d - f_e$ na prawej stronie zarysu freza. Wzrost tej różnicy jest tym większy im mniejsza jest średnica freza (większy kąt linii śrubowej zwojów na średnicy podziałowej).

Rys. 5 przedstawia zmianę zarysu freza o $m = 8$ mm i $D = 125$ mm na skutek jego ostrzenia. Krzywe w dolnej części rysunku obrazują zmianę różnicy $f_d - f_e$ dla frezów o tym samym kącie linii śrubowej ($4^\circ 30'$) lecz różnych liczbach zębów i skokach krzywek do zataczania S_z (różnych kątach przyłożenia) natomiast krzywe w górnej części rysunku obrazują zmianę różnicy $f_d - f_e$ dla freza o tym samym module i średnicy lecz dwukrotnego ($k=2$) kąt linii śrubowej ($9^\circ 03'$).

Z rysunku wynika, że:

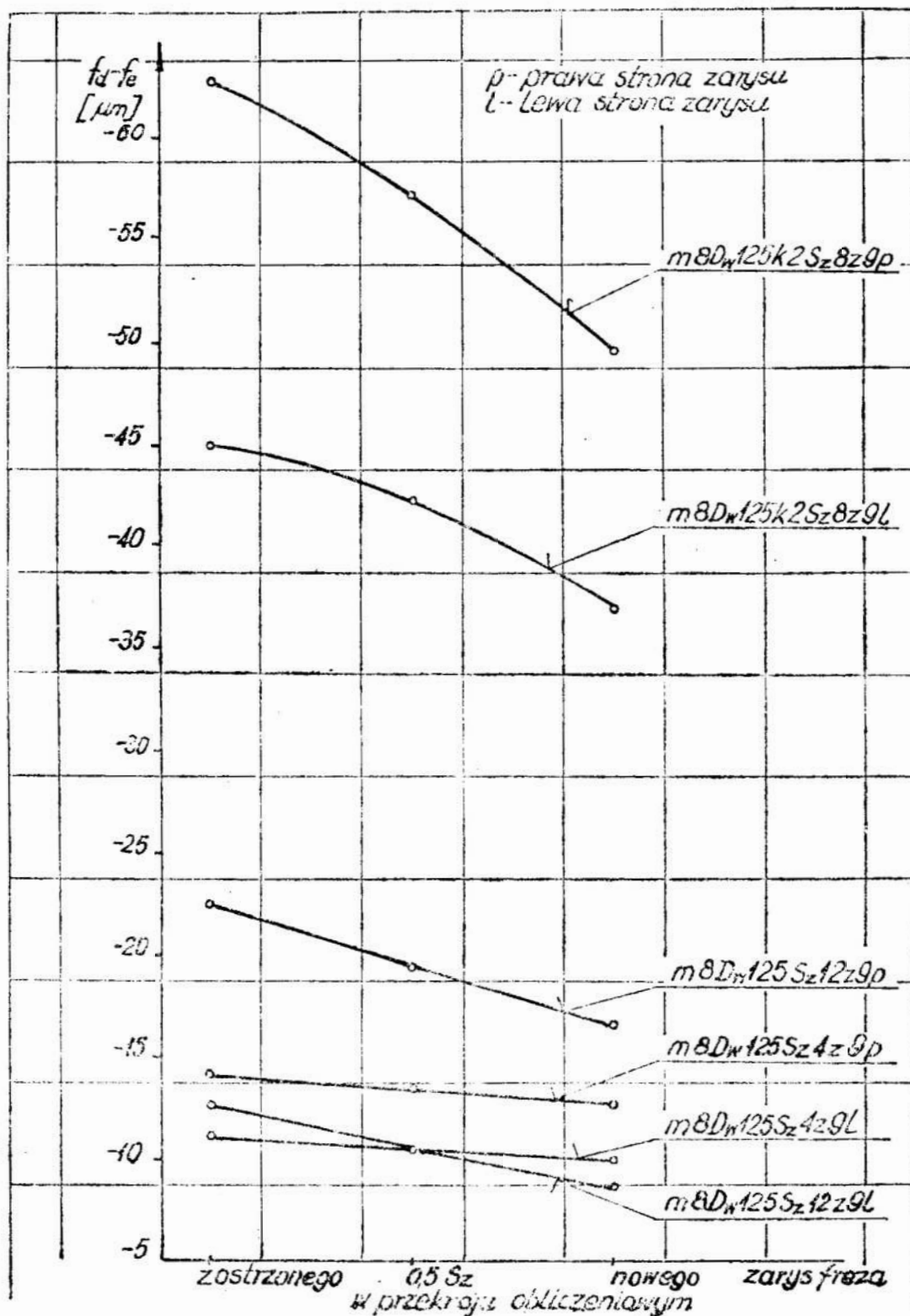
- a) przy tym samym kącie linii śrubowej większą zmienność zarysu na skutek ostrzenia wykazują frezy o większym kącie przyłożenia,
- b) frezy o dużych kątach linii śrubowej zwojów wykazują nie tylko duże różnice $f_d - f_e$ w przekroju obliczeniowym, lecz również bardzo dużą zmienność zarysu na skutek ostrzenia.



Rys. 4. Zmiana różnicy $f_d - f_e$ na skutek zmiany wierzchołkowego kąta przyłożenia

4. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych rozważań można przedstawić następujący wniosek ogólny:



Rys. 5. Zmiana zarysu freza o $m = 8$ mm i $D = 125$ mm jednokrotnego \bullet różnych kątach przyłożenia i dwukrotnego na skutek jego ostrzenia

Opracowany przestrzenny model matematyczny szlifowania zarysu ściernicą palcową pozwala na ściśle wyznaczanie wpływu parametrów konstrukcyjnych na uzyskiwaną dokładność zarysu, uwzględniając moż-

liwość wyznaczania zmiany tego zarysu na skutek ostrzenia freza. Jest to podstawą do optymalizacji tych parametrów lub wyznaczenia wzornika do krzywoliniowego kształtowania ściernicy w celu maksymalnego zbliżenia uzyskiwanej powierzchni działania do powierzchni śrubowej ewolwentowej. Zastosowanie maszyn matematycznych pozwala na posługiwanie się zależnościami nieuproszczonymi co umożliwia znakomitą poprawę dokładności produkowanych frezów.

Przedstawione wyniki obliczeń pozwalają na przedstawienie kilku wniosków szczegółowych:

- 1) Zwiększając średnicę freza uzyskuje się poprawę dokładności zarysu tylko do określonej wielkości tej średnicy. Nadmierne zwiększenie średnicy powoduje nieznaczne zwiększenie dokładności freza, natomiast zwiększa koszty wykonania i eksploatacji freza. Wielkość uzasadnionej względami dokładnościowymi i ekonomicznymi średnicy może być indywidualnie wyznaczona.
- 2) Na dokładność zarysu wpływa również wielkość kąta przyłożenia. Zwiększenie kąta przyłożenia przy tym samym kącie linii śrubowej powoduje zmniejszenie dokładności zarysu.
- 3) Frezy o dużych kątach przyłożenia i linii śrubowej wykazują znaczną zmienność zarysu na skutek ich ostrzenia.

LITERATURA

1. Grubin A. N. Lichcer M. B. Polockij M. S.: *Zuboreznyj instrument* *Mašgiz* t I 1947 t II 1946.
2. Kunstetter S.: *Narzędzia skrawające do metali konstrukcja*. Wydanie III WNT Warszawa 1973 r.
3. Lechowski T.: *Geometryczne i technologiczne problemy przy wykonywaniu ślimaków walcowych*. Rozprawa habilitacyjna — Częstochowa 1967 r.
4. Lewkowicz R.: *Nowa metoda analizy geometrycznej frezów ślimakowych z zarysem szlifowanym ściernicą palcową*. Materiały IV-tej Międzynarodowej Konferencji „Postępy w Teorii i Technice Obróbki Metali” Kraków 1973 r.
5. Lewkowicz R.: *Model matematyczny freza ślimakowego szlifowanego ściernicą palcową*. *Mechanik* — Miesięcznik Naukowo-Techniczny — Nr 10, 1975 r.

STRESZCZENIE

Podano zasadę budowy modelu matematycznego przestrzennego odtwarzającego proces szlifowania powierzchni przyłożenia freza ślimakowego ściernicą palcową. Model ten, przy zastosowaniu EMC umożliwia dokładną analizę geometrii frezów. Wyznaczono wpływ niektórych parametrów konstrukcyjnych na uzyskiwaną dokładność frezów. Wyznaczono zmianę zarysów frezów na skutek ich ostrzenia co pozwala z góry określić okres użytkowania freza w żądanej klasie dokładności.

СОДЕРЖАНИЕ

Представлен принцип построения математической модели процесса шлифования задней поверхности червячной фрезы пальцевым шлифовальным кругом. Математическая модель этого процесса даёт возможность провести точный анализ геометрии червячных фрез с использованием ЦВМ. Определено влияние некоторых конструктивных параметров на получаемую точность червячных фрез. Определено также изменение профиля фрез в следствии их заточки. Это даёт возможность заранее определить продолжительность работы фрезы при заданом классе точности.

ZUSAMMENFASSUNG

Es wurde ein mathematisches Model der Kinetik des Schleif — Prozesses bei Wälzschleifen von Wälzfräsen gegeben. Das Model läst eine genaue geometrische Analyse mit Hets elektronischen Rechenmaschinen durch zu führen. Eine Abhängigkeit zwischen der konstruktions Parameter und Vertigungsgenauigkeit der Wälzfräsen und zwischen nacheinander folgenden Schärfungsprozesse und Profiländerung der Frese wurde festgestellt.

Doc. dr inż. Sławomir Fic

WSI Koszalin

Mgr inż. Andrzej Kacalak

WSI Koszalin

Mgr inż. Paweł Karlic

Polit. Wrocławska

Doc. dr inż. Czesław Maciej Rogowski

WSI Koszalin

ZASTOSOWANIE NAPĘDU TYRYSTOROWEGO W TOKARKACH O ŚREDNICY TOCZENIA DO ϕ 500

1. Możliwości zastosowania napędów tyrystorowych

W ostatnich latach dał się zauważyć gwałtowny rozwój konstrukcji obrabiarek o dużym stopniu zautomatyzowania cyklu pracy. Jednym z głównych problemów do rozwiązania, stojących przed konstruktorami obrabiarek, stało się opracowanie doskonalszych i bardziej niezawodnych napędów obrabiarek.

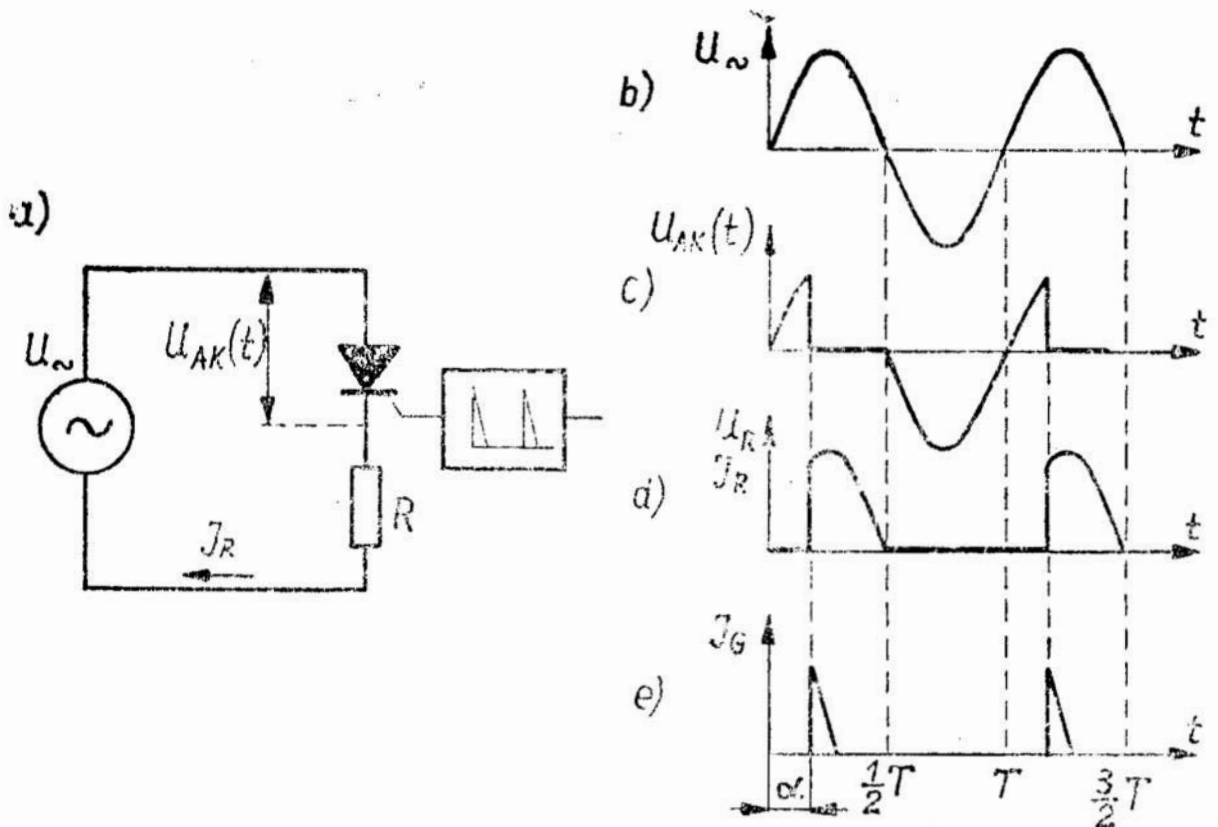
Układ napędowy obrabiarki winien się odznaczać szeregiem charakterystycznych własności:

- 1) charakterystyką mechaniczną o odpowiedniej sztywności,
- 2) korzystnym momentem rozruchowym,
- 3) wystarczająco dużą odpornością na przeciążenia (momentem),
- 4) łatwością hamowania i zmian kierunku obrotów,
- 5) przystosowaniem do częstych włączeń,
- 6) odpowiednimi własnościami dynamicznymi.

Ocenę spotykanych rozwiązań układów napędowych obrabiarek należy przeprowadzać uwzględniając wspomniane powyżej własności. Obecnie znajdują coraz większe zastosowanie w obrabiarkach napędy tyrystorowe. W porównaniu z klasycznym układem regulacji Ward — Leonarda napęd tyrystorowy wykazuje szereg zalet takich jak wysoka sprawność oraz niezawodność. Poza tym przekształtnik tyrystorowy zajmuje mniej miejsca, jest lżejszy oraz nie wymaga specjalnych fundamentów.

W takim układzie napędowym obwód twornika np. silnika obcozbudnego prądu stałego jest zasilany napięciem regulowanym otrzymywanym z przekształtnika tyrystorowego. Umożliwia on regulację prędkości obrotowej maszyny zarówno przy pracy silnikowej jak i przy hamowaniu elektrycznym.

Tyrystor, jest to sterowana dioda półprzewodnikowa. Jego cechą charakterystyczną, odróżniającą go od zwykłej diody jest posiadanie zdolności zaporowych zarówno w kierunku przepustowym (kierunek od anody do katody), jak i wstecznym. Przy dodatniej polaryzacji tyrystora doprowadzenie do elektrody sterującej (bramki) niewielkiego impulsu prądowego powoduje jego przejście ze stanu zaporowego w stan przewodzenia (rys. 1). Wtedy tyrystor pracuje jak zwykła dioda. Utrata zdolności przewodzenia następuje w wyniku zmiany polaryzacji anoda — katoda na ujemną lub zmniejszenia prądu przewodzonego przez tyrystor poniżej pewnej wartości granicznej, na czas dostatecznie długi. Zmieniając przesunięcie w czasie impulsu sterującego bramki tyrystora względem chwili przejścia napięcia przez zero w układach jednofazowych lub względem czasu swobodnej komutacji w układach wielofazowych, otrzymuje się regulowaną wartość średnią napięcia na obciążeniu.



Rys. 1. Praca tyrystora w obwodzie 1-fazowym rezystancyjnym, ze źródłem napięcia przemiennego: a) schemat układu, b) przebieg przemiennego napięcia źródła zasilania, c) przebieg napięcia głównego na tyrystorze, d) przebieg napięcia i prądu (w innej skali) na rezystancji obciążenia, e) przebieg impulsów sterujących (prądu bramki)

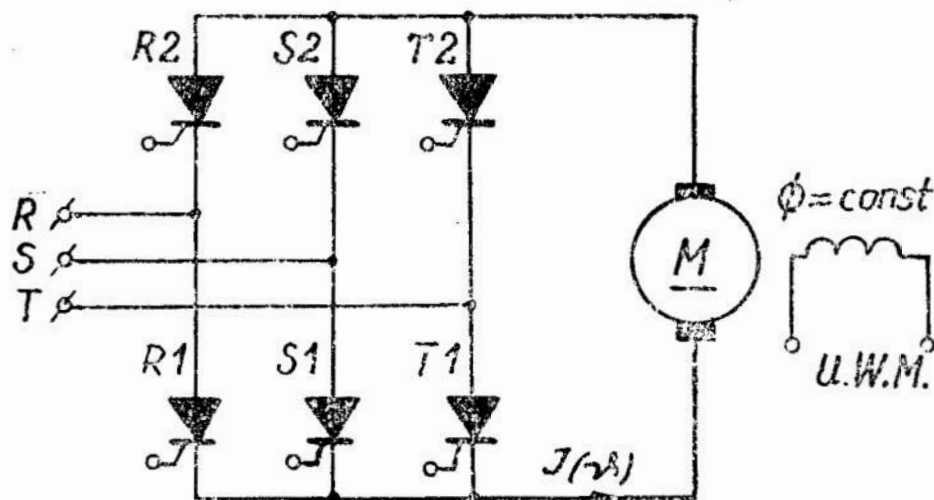
Przy każdym przejściu napięcia $U_{AK}(t)$ przez wartość równą zero prąd zostaje przerwany (przy obciążeniu typu R — bez opóźnienia) i tyrystor może załączyć obwód ponownie dopiero po pojawieniu się ko-

lejnej dodatniej półfali napięcia. Ten sposób sterowania nazywa się sterowaniem fazowym.

Układ przekształtnika zastosowanego w napędzie tyrystorowym uzależniony jest między innymi od mocy silnika sterowanego tym przekształtnikiem.

Do napędu silników o mocach 1÷3 kW stosuje się układy pełnookresowe prostowników, najczęściej zaś układ jednofazowy mostkowy. Przy większych mocach stosuje się z reguły układy trójfazowe.

Z punktu widzenia wykorzystania samych tyrystorów, transformatora pośredniczącego jak również ze względu na zawartość tętnień w krzywej napięcia wyprostowanego przekształtnika i wartość szczytową napięcia wstecznego na zaworach, najbardziej korzystnym jest układ mostkowy prostownika trójfazowego. Układ taki zawierający sześć tyrystorów (ozn. 6T) przedstawiony jest na rys. 2.



Rys. 2. Układ trójfazowego mostka tyrystorowego 6T

Również stosowany bywa układ tyrystorowy półsterowany (3T—3D). Główną zaletą układu 6T jest znaczny przedział liniowości charakterystyk mechanicznych $n = f(M)$, symetria obciążenia sieci trójfazowej oraz dobre ciepłne wykorzystanie silnika, wynikające z wygładzonego przebiegu prądu twornika. Układ 6T umożliwia całkowicieysterowanie w całym zakresie zmian mocy i prędkości obrotowej zarówno przy pracy silnikowej, jak i przy hamowaniu inwertorowym ze zwrotem energii do sieci.

2. Dobór elementów przekształtnika

2.1. Dobór tyrystorów

Ze względu na nagrzewanie tyrystora w czasie pracy wartość skuteczną prądu płynącego przez zawór w układzie z jednym tyrystorem

winna być równa wartości skutecznej prądu w układzie trójfazowym z sześcioma tyrystorami. Korzystając z tej ogólnej zależności wyprowadza się wzór na prąd znamionowy zaworu dla układu 6T.

Wzór ten ma postać następującą:

$$I_{zN} = 1,1 \frac{I_N}{3} \cdot k_f \quad (1)$$

gdzie: I_{zN} — prąd znamionowy zaworu,

I_N — średnia wartość prądu obciążenia,

k_f — współczynnik uwzględniający niedostateczne wygładzenie przebiegu prądu.

2.2. Dobór transformatora pośredniczącego

2.2.1. Obliczenie napięć transformatora

Przy zasilaniu silników o napięciu znamionowym $U_N = 220 \text{ V}$ z przekształtnika tyrystorowego, konieczne jest zastosowanie transformatora pośredniczącego między przekształtnikiem a siecią zasilającą $3 \times 380 \text{ V}$. Oprócz możliwości właściwego dopasowania wartości napięcia zasilania przekształtnika, daje on jednocześnie izolację obwodu twornika od sieci zasilającej prądu przemiennego.

W idealnym przypadku prostowania, napięcie międzyprzewodowe strony wtórnej transformatora pośredniczącego powinno wynosić:

$$U_{2 \text{ sk id}} = 0,74 U_N$$

gdzie: U_N — napięcie znamionowe silnika

Dla $U_N = 220 \text{ V}$ napięcie prostowania idealnego $U_{2 \text{ sk id}} = 163 \text{ V}$. W rzeczywistości należy dobierać napięcie wyższe biorąc pod uwagę wpływ następujących czynników:

- spadek napięcia w sieci zasilającej $3 \times 380 \text{ V}$, który może niekiedy sięgać 15% wartości znamionowej. W praktyce stosuje się transformator z zaczepami w uzwojeniu wtórnym, co pozwala uniknąć nadmiernego przesuwania kąta wyzwalania α_w i związanego z tym pogorszenia współczynnika mocy układu, w przypadku gdy napięcie sieci wraca do normy; spadek napięcia w sieci zasilającej koryguje się współczynnikiem poprawkowym k_n ,

- b) spadek napięcia spowodowany komutacją prądu twornika z tyrystora oddającego obciążenie na tyrystor przejmujący prąd obciążenia; stosuje się współczynnik k_k ,
- c) spadek napięcia na impedancji zwarcia transformatora, na rezystancjach przepustowych zaworów przekształtnika i na rezystancji ewentualnego dławika gładzącego pulsacje prądu twornika; koryguje się współczynnikiem k_R ,
- d) zapas napięcia wyprostowanego, potrzebny na kompensację spadku napięcia w obwodzie twornika silnika przy zwiększeniu obciążenia silnika,
- e) zapas napięcia potrzebny do szybkiego wyregulowania przez układ automatycznej regulacji skokowych zmian momentu obciążenia silnika. Przy skokowych zmianach momentu oporowego, prąd w obwodzie twornika nie może wzrosnąć natychmiast ze względu na stałą czasową tego obwodu; wtedy właśnie potrzebne jest forsowanie napięcia wyjściowego przekształtnika tyrystorowego w celu zwiększenia prędkości wzrostu prądu twornika. Niezbędny jest odpowiednio dobrany zapas napięcia zasilania przekształtnika.

W praktyce punkt d i e uwzględnia się łącznie, biorąc większą wartość, za pomocą współczynnika zapasu kąta k_a . Napięcie międzyprzewodowe strony wtórnej transformatora pośredniczącego jest zatem określone wzorem:

$$U_{2\ sk} = U_{2\ sk\ id} \cdot k_n \cdot k_k \cdot k_R \cdot k_a \quad (2)$$

Przyjmuje się transformator pośr. jako układ połączeń gwiazda — trójkąt.

2.2.2. Wpływ napięcia zwarcia transformatora na pracę tyrystorów

Napięcie zwarcia transformatora pośredniczącego u_{zw} ma wpływ na stromość wzrostu prądu tyrystorów w czasie komutacji.

Jeżeli pominąć dla uproszczenia rezystancje obwodu komutacji i przyjąć, że indukcyjność L_{tr} rozproszenia obydwu faz transformatora (biorących udział w przewodzeniu prądu zwarcia I_{zw} w czasie komutacji) są jednakowe, to dla wartości chwilowych obowiązuje równanie:

$$u_k / t / = 2 \cdot L_{tr} \cdot \frac{d I_{zw} / t /}{dt} \quad (3)$$

przy czym:

$u_k(t) = U_m \cdot \sin \omega t$ — napięcie działające w obwodzie komutacji, równe odpowiedniemu napięciu międzyprzewodowemu strony wtórnej transformatora. Wynika stąd bezpośrednio wniosek, że maksymalna stromość prądu płynącego przez tyrystor w czasie komutacji wyniesie:

$$\left[\frac{d I_{zw} / dt}{dt} \right]_{\max} = \frac{U_m}{2 L_{tr}} \quad (4)$$

Ta największa wartość szybkości narastania prądu wystąpi w mostku 6T przy kącie $\vartheta = \omega t = \pi/2$.

Wzór określający indukcyjność rozproszenia transformatora ma postać:

$$L_{tr} = \frac{u_{zw} \%}{100} \cdot \frac{U_{p\ 2\ sk}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot I_{p\ sk}} \quad (5)$$

gdzie: $U_{p\ 2\ sk}$ — napięcie przewodowe skuteczne strony wtórnej transformatora,

$I_{p\ sk}$ — prąd przewodowy dopływający z transformatora pośredniczącego.

Obecność impedancji zwarcia transformatora pośredniczącego, między siecią zasilającą a miejscem zwarcia po stronie prądu stałego, ma również istotny wpływ na ograniczenie prądu płynącego przez tyrystory mostka w pierwszym półokresie napięcia po wystąpieniu zwarcia.

Niebezpieczeństwo uszkodzenia tyrystorów pracujących w obwodzie zwarcia, przed zadziałaniem zabezpieczeń, powstanie wtedy, gdy impedancja zwarcia transformatora pośredniczącego będzie zbyt niska tzn. gdy:

$$I_{z\ max} > I_{FSM}, \quad (6)$$

gdzie: $I_{z\ max}$ — maksymalna wartość prądu zwarcia,

I_{FSM} — największa wartość szczytowa sporadycznego udaru prądowego w kierunku przepustowym, o czasie trwania nie większym od 10 ms.

Maksymalny prąd zwarciový jest określony wzorem:

$$I_{z \max} \approx \frac{1,5 \cdot U_m}{2 \cdot \omega \cdot L_{tr}} + I_0 \quad (7)$$

gdzie: I_0 — początkowa wartość prądu obciążenia płynącego przez daną parę tyrystorów w chwili wystąpienia zwarcia.

2.3. Dobór zabezpieczeń tyrystorów

W porównaniu z innymi zaworami elektrycznymi zawory półprzewodnikowe: tyrystory i diody krzemowe wykazują mniejszą wytrzymałość na przepięcia i przeciążenia prądowe. Dlatego też winny posiadać odpowiednie zabezpieczenia.

2.3.1. Dobór zabezpieczeń od przepięć komutacyjnych

Dla tyrystorów pracujących w wielofazowych układach prostowniczych typowe jest powstawanie przepięcia między anodą i katodą tyrystora w chwili jego wyłączenia. Najczęściej tyrystory chroni się przed przepięciami komutacyjnymi przez stosowanie tłumiących członów $R_k C_k$, składających się z kondensatora i rezystora połączonych szeregowo i bocznikujących elektrody anoda — katoda tyrystora (rys. 3).

Praktycznie parametry członu tłumiącego $R_k C_k$ dobiera się według następujących wzorów:

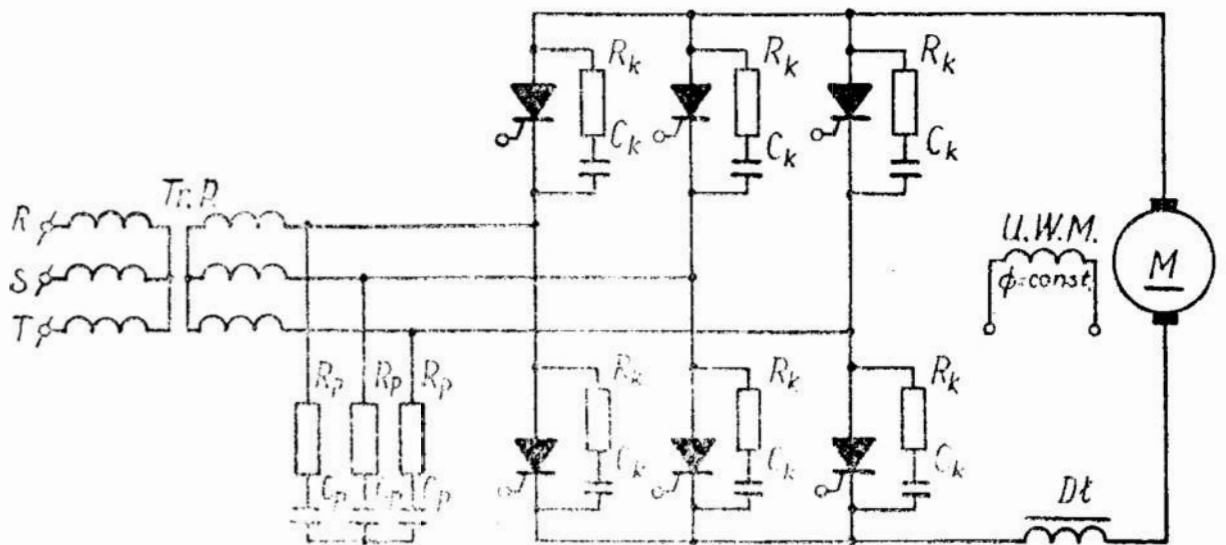
$$C_k \leq \frac{10 \cdot I_z}{U_{RRM}} \quad [\mu F] \quad (8)$$

$$R_k \approx \frac{U_{RRM}}{I_{zN}} \quad [\Omega] \quad (9)$$

gdzie: I_z — prąd zaworu bezpośrednio przed komutacją,

I_{zN} — prąd znamionowy zaworu,

U_{RRM} — największa dopuszczalna powtarzalna wartość szczytowa napięcia wstecznego, uwzględniająca przepięcia okresowe.



Rys. 3. Mostek tyrystorowy U_T z ochroną od przepięć komutacyjnych i łączeniowych

Obliczona w ten sposób pojemność kondensatora C_k jest zazwyczaj zbyt duża. Ostateczny dobór parametrów członu $R_k C_k$ przeprowadza się przeważnie po sprawdzeniu wielkości przepięć komutacyjnych na oscyloskopie.

2.3.2. Dobór zabezpieczeń od przepięć łączeniowych

Przepięcia powstające po stronie wtórnej transformatora pośredniczącego przy jego odłączaniu od sieci podczas pracy przy biegu jałowym (wywoływane gwałtownym przerwaniem prądu magnesującego transformatora) są wyeliminowane przez zastosowanie odpowiedniej sekwencji łączeń. Najpierw odłączany jest układ przekształtnika od strony wtórnej transformatora a dopiero potem odłącza się transformator od sieci zasilającej. Jeśli chodzi o przepięcia powstające przy wyłączeniu obciążonego silnika, to przy przerwie obwodu po stronie prądu stałego, przepięcia powstające w indukcyjności obciążenia pojawiają się na przerwie obwodu (np. na wyłączniku). Tyrystory mostka są w tej sytuacji zagrożone przepięciem wynikającym z obecności indukcyjności rozproszenia transformatora w obwodzie zanikającego prądu obciążenia. Dla tłumienia takich przepięć na tyrystorach mogą służyć człony $R_p C_p$ załączone na wyjściu transformatora.

Dla obliczania parametrów członu $R_p C_p$ zakłada się, że energia pola magnetycznego indukcyjności rozproszenia transformatora musi być pobrana w całości przez kondensatory członów $R_p C_p$. Przyjmuje się przy tym najbardziej niekorzystny przypadek powstania przerwy w chwili,

gdy napięcie zasilania osiąga wartość maksymalną, zaś przerywany prąd jest k_i razy większy od prądu znamionowego fazy.

Z bilansu energii uzyskuje się wzór na pojemność kondensatora czołowego $R_p C_p$:

$$C_p = \frac{L_{tr} \cdot k_i^2 \cdot I_{f sk N}^2}{/ k_u^2 - 1 / \cdot / \sqrt{2} \cdot U_{f sk} /^2} \quad (10)$$

gdzie: $k_u = \frac{U_{RRM}}{\sqrt{2} \cdot U_{p sk}}$ — współczynnik przebiecia (11)

Aby możliwie szybko zlikwidować przebiecie, rezystor R_p powinien być dobierany pod kątem widzenia uzyskania przebiegu aperiodycznego krytycznego, dla którego:

$$R_p = 2 \sqrt{\frac{L_{tr}}{C_p}} \quad (12)$$

2.4. Dobór dławika wygładzającego

Dławiki wygładzające dobiera się w celu:

- uzyskania dobrych warunków pracy komutatora,
- zmniejszenia strat w tworniku silnika,
- poprawienia własności regulacyjnych napędu.

Przybliżony wzór na indukcyjność obwodu twornika ma postać:

$$L' = \frac{500}{I_N} \quad (13)$$

Indukcyjność wg wymienionego wzoru, dla zakresów regulacji większych od 1:10 zaleca się zwiększyć o 50%, czyli:

$$L = 1,5 \cdot \frac{500}{I_N} \quad (14)$$

Indukcyjność dławika wygładzającego otrzymuje się z zależności:

$$L_{Dł} = L - L_{tw}, \quad (15)$$

gdzie: L_{tw} — indukcyjność twornika silnika, na obliczenie której stosuje się wzór:

$$L_{tw} = b \cdot \frac{U_N}{p \cdot n_N \cdot I_N}, \quad (16)$$

przy czym: b — empiryczny współczynnik; dla maszyn nieskompensowanych jest równy $b = 0,6$, dla maszyn skompensowanych wynosi $b = 0,25$,
 p — liczba par biegunów głównych,
 n_N — prędkość znamionowa w rd/s.

2.5. Schemat blokowy układu automatycznej stabilizacji prędkości obrotowej

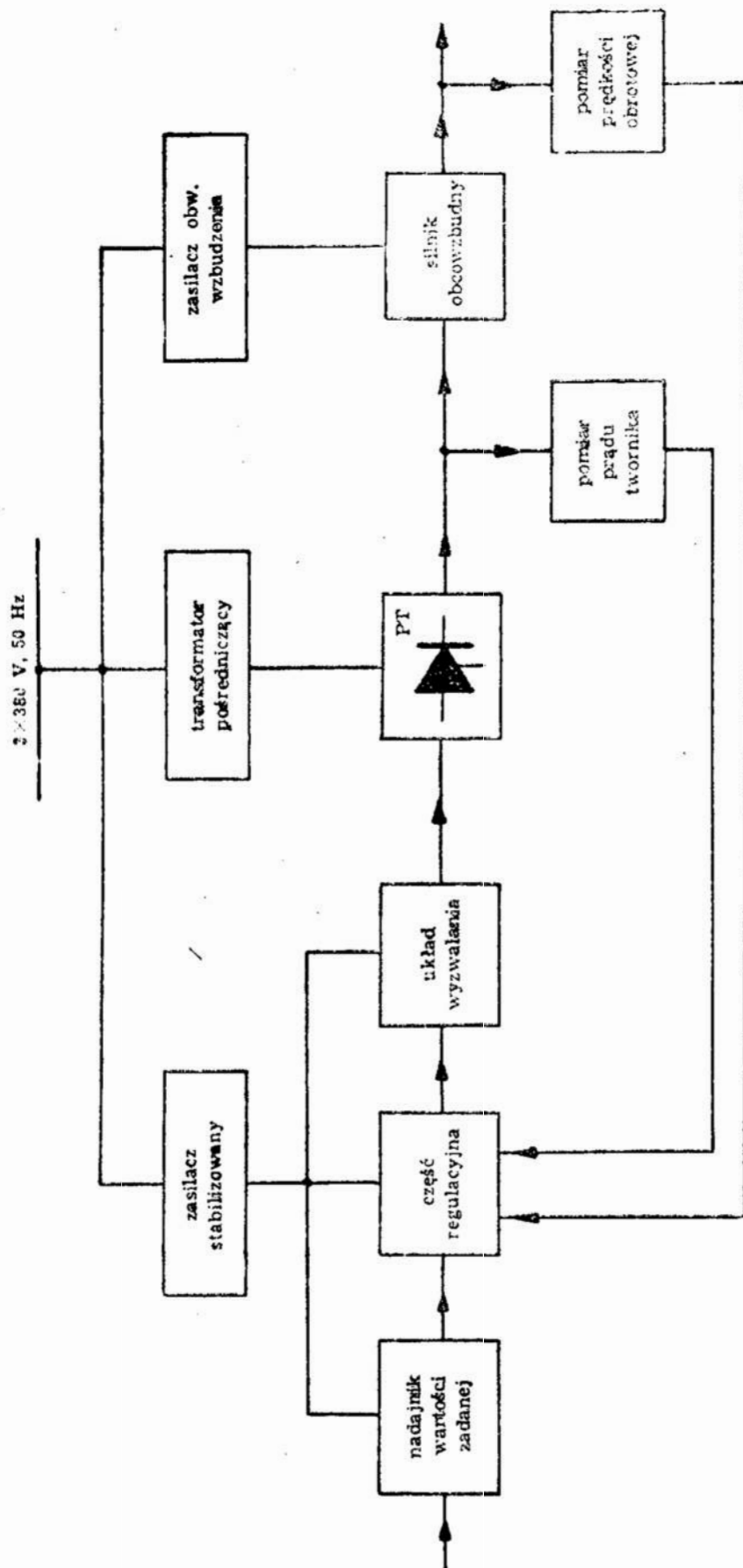
Trójfazowy przekształtnik tyrystorowy jest stopniem wyjściowym złożonego układu automatycznej stabilizacji prędkości obrotowej (rys. 4). Przekształtnik tyrystorowy, zasilający twornik silnika prądu stałego obcowzbudnego, jest sterowany przez układ wyzwalań wytwarzający impulsy wyzwalań kolejno odpowiednie tyrystory. Z kolei układ wyzwalań jest sterowany sygnałem otrzymywanym z części regulacyjnej układu. Do części regulacyjnej układu dochodzą sygnały z: zadajnika prędkości, ujemnego sprzężenia prądowego oraz ujemnego sprzężenia prędkościowego.

Zautomatyzowany napęd tyrystorowy zapewnia dostatecznie mały uchyb regulacji prędkości w stanie ustalonym przy zmianach obciążenia, napięcia i częstotliwości sieci zasilającej. Wiąże się to z możliwością uzyskania szerokich granic płynnych zmian prędkości obrotowej silnika.

Przez optymalizację parametrów części regulacyjnej można uzyskać korzystne wskaźniki przebiegów przejściowych takie jak: maksymalne przeregulowanie, uchyb dynamiczny regulacji, czas trwania przebiegu przejściowego.

3. Zastosowanie napędu tyrystorowego w tokarce

Na przykładzie tokarki produkcyjnej szybkobieżnej TPR-50 T (rys. 5) wykonano model przemysłowy, w którym zastosowano napęd tyrystorowy silników prądu stałego do:

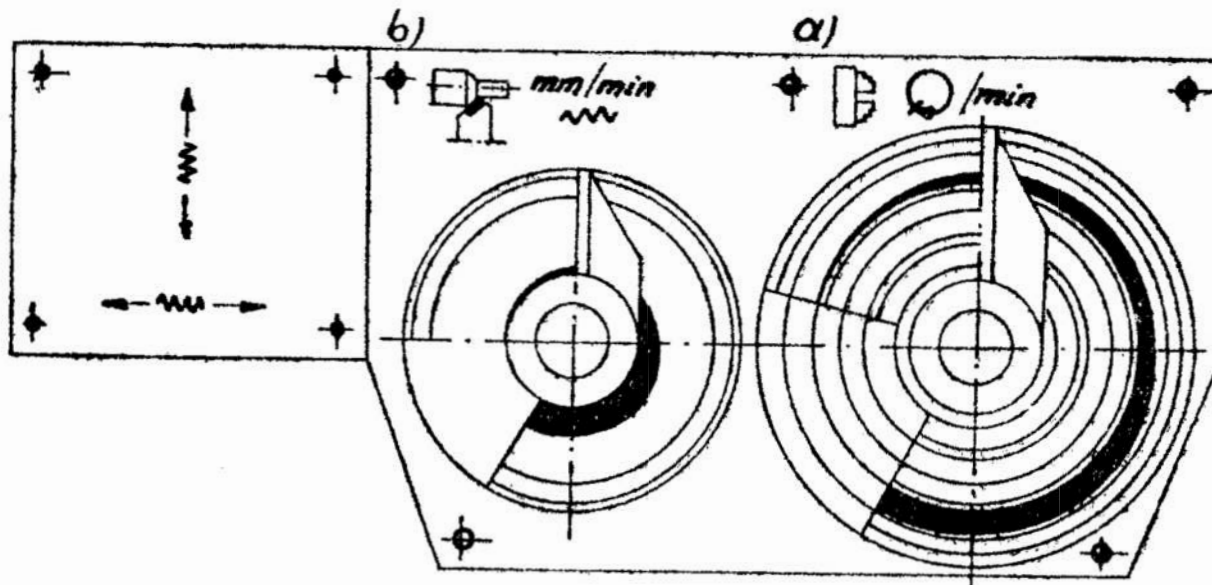


Rys. 4. Schemat blokowy układu automatycznej stabilizacji prędkości obrotowej

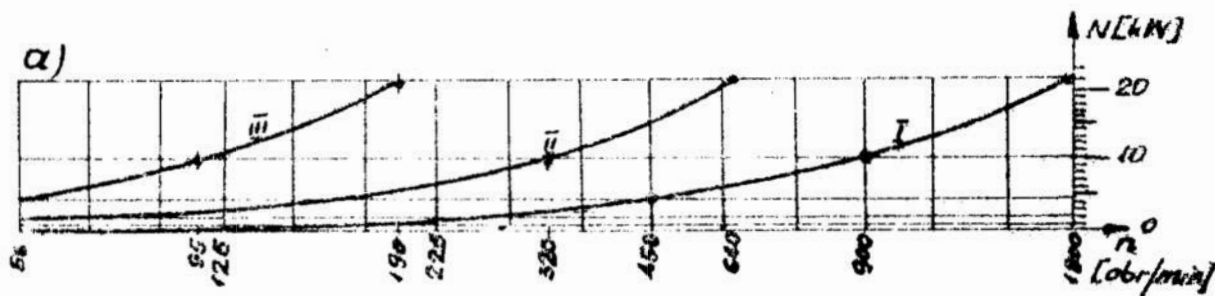
- napędu głównego wrzeciennika oraz
- napędu ruchów suportu wzdłużnego i poprzecznego.

3.1. Napęd główny wrzeciennika

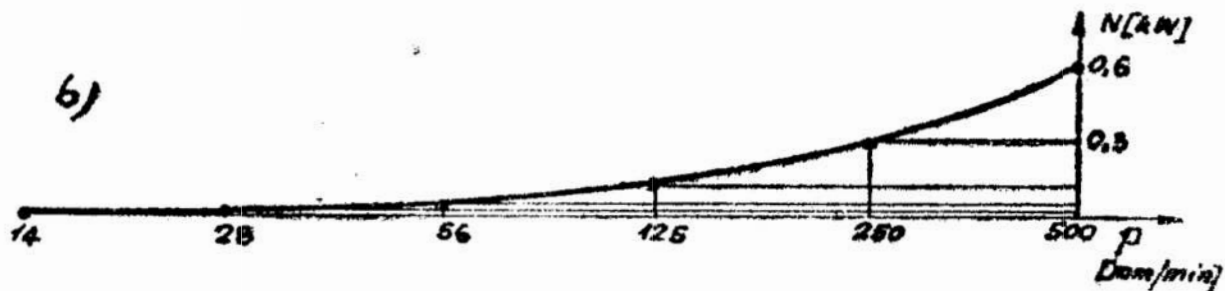
Do napędu głównego tokarki zastosowano silnik obcowzbudny prądu stałego typ PXOb 64b o mocy 22 kW i obrotach 3000^{obr}/min, wraz z prądniczką tachometryczną f-my Eversheid — Anglia typu FBF



Widok potencjometrów nastawczych obrotów silnika



a) Wykres mocy na wrzecionie w podzakresach I, II, III zależnie od obrotów wrzeciona



b) Wykres mocy silnika napędu skrzynki suportowej zależnie od prędkości posuwu suportu

Rys. 6. Zadajniki potencjometryczne i wykres mocy użytecznej zależnie od obrotów: a) napędu wrzeciona, b) napędu suportu

102/20/D, z możliwością bezstopniowej regulacji obrotów w zakresie 1:20 za pomocą zadajnika potencjometrycznego (rys. 6). Silnik napędu głównego poprzez przekładnię pasową klinową oraz zespoły dwójek przesuwanych wrzeciennika napędza wrzeciono tokarki.

Wrzeciono o dużej sztywności, łożyskowane z obu stron, posiada regulację luzu promieniowego i osiowego, zapewnia wysoką dokładność i gładkość obróbki. Zastosowanie napędu bezstopniowego gwarantuje szybką i wygodną zmianę obrotów wrzeciona również pod obciążeniem w procesie skrawania. Możliwość impulsowania za pomocą przycisku głównego napędu pozwala na bardzo wygodne przesterowanie kół zębatach znajdujących się we wrzecienniku. Szeroki zakres obrotów wrzeciona pozwala na ekonomiczny dobór parametrów skrawania dla wszystkich średnic obrabianych przedmiotów. Cały zakres obrotów wrzeciona podzielono na trzy podzakresy: I — 9,5 do 190 obr/min, II — 32 do 640 obr/min i III — 90 do 1800 obr/min.

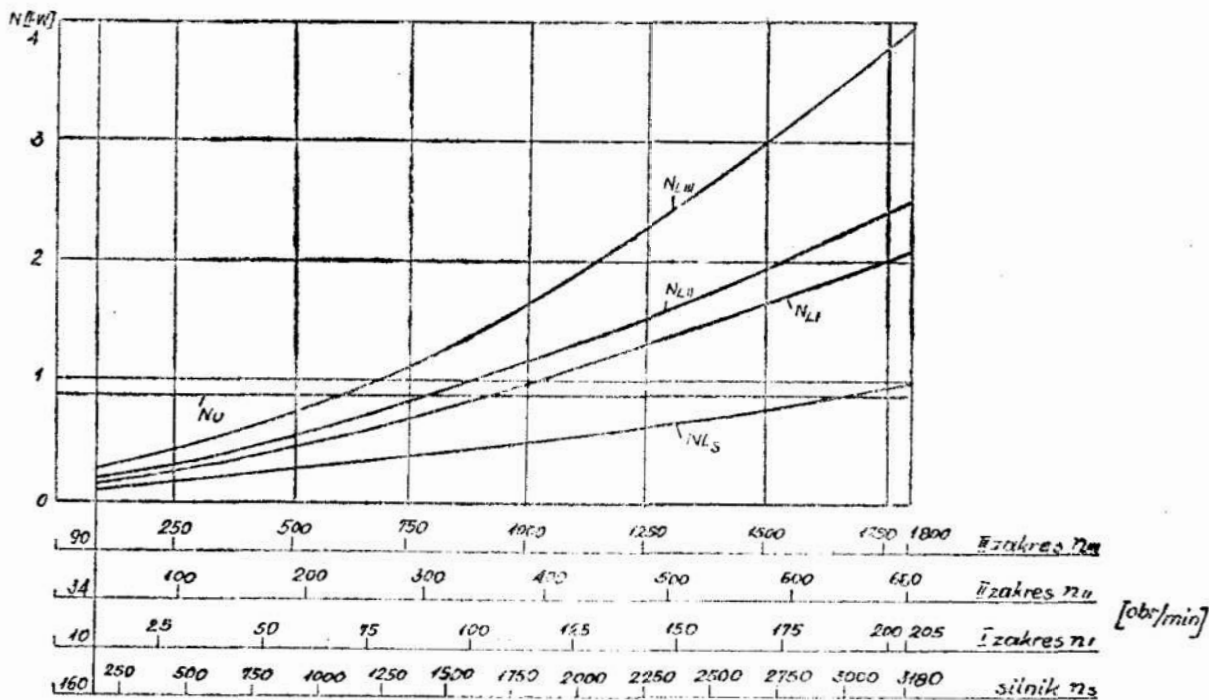
Na ostatnim podzakresie tj. 90 do 1800^{obr}/min istnieje możliwość uzyskania obrotów występujących w poprzednich dwóch podzakresach (przez regulację obrotów silnika 1:20), jednak dla obróbki zgrubnej należy żądane obroty wybrać w możliwie najniższym podzakresie ze względu na: zapotrzebowaną moc, siły i szybkości skrawania tj. zdolność do rozwinięcia wymaganego momentu obrotowego (moment max wynosi 11500 kGcm). Wykres mocy zależnie od obrotów przedstawiony jest na rys. 6a. Maksymalna moc silnika występuje na wrzecionie w granicznych wielkościach obrotów każdego podzakresu. Zmiany wielkości posuwów można dokonywać podczas skrawania. Do napędu suportu zastosowano silnik boczniowy prądu stałego typu PZBKb 22a o mocy 0,5 kW i 3000^{obr}/min wraz z prądniczką tachometryczną, typ FBF 102/20/D. Ze względu na brak skojarzenia elektrycznego i mechanicznego napędu posuwu z obrotami wrzeciona nie ma możliwości nacinania gwintu za pomocą noża. Gwinty należy naciąć za pomocą narzynek i gwintowników. Napęd suportu wzdłużny odbywa się za pomocą koła zębatego i zębátky, natomiast poprzeczny za pomocą śruby i nakrętki posiadającej możliwość likwidacji luzów wzajemnego powiązania.

4. Badania zachowania się napędu tyrystorowego tokarki

Badania tokarki TPR-50T przeprowadzone były dla określenia zależności mocy silnika od obrotów wrzeciona pod obciążeniem nominalnym oraz biegu „luzem” jak również zależności mocy i momentu skrawania od obrotów wrzeciona. Ponadto określono sprawność szybkości obrotowej zależnie od obciążenia wrzeciona.

4.1. Straty jałowe mocy napędu głównego

Dla poszczególnych podzakresów obrotów wrzeciona tokarki ustalono straty „jałowe” mocy silnika napędu głównego wrzeciennika na biegu luzem (rys. 7). Ze wzrostem obrotów w danym podzakresie straty mocy rosną nieliniowo i są tym większe im wyższy jest zakres obrotów silnika i wrzeciona. Przebieg krzywych potwierdza prawidłowość, że ze wzrostem obrotów silnika wzrastają straty ciepłne, rozproszenia energii itp.

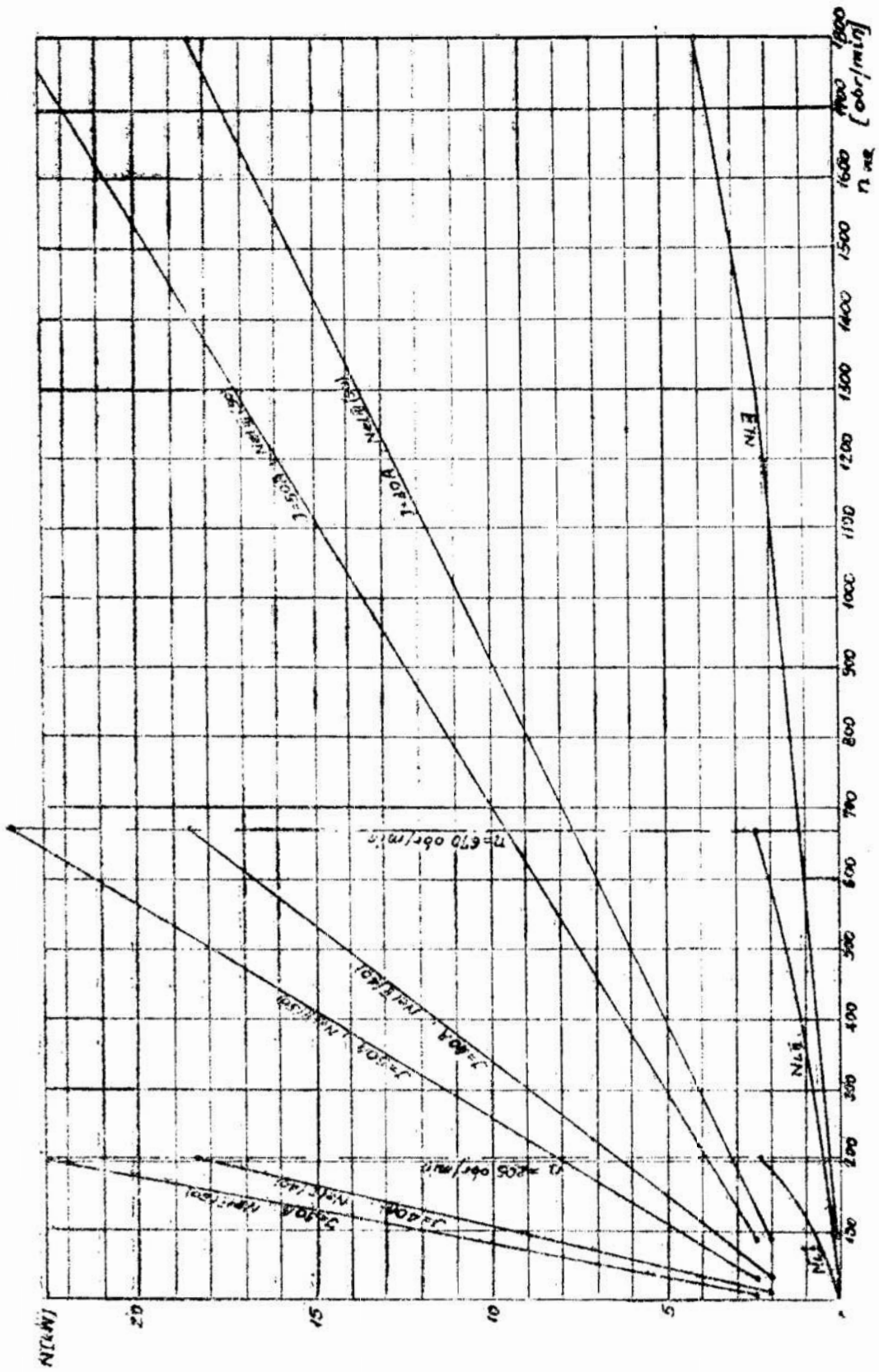


Rys. 7. Straty biegu luzem silnika i obrabiarki na odpowiednich zakresach.

Oznaczenia: Straty biegu luzem silnika N_{Ls} ; obrabiarki I zakresu N_{LI} ; obrabiarki II zakresu N_{LII} ; obrabiarki III zakresu N_{LIII} ; silnika (wentylator chłodzenia silnika), pompę olejową i szafę sterowniczą N_u

4.2. Zależność mocy silnika od obrotów wrzeciona pod obciążeniem

Pod obciążeniem maksymalnym silnika na wrzecionie, ustalonym natężeniem prądu pobieranego przez silnik o wartości $I = 50$ A i obciążeniu nominalnym $I = 40$ A, podano dla poszczególnych podzakresów obrotów wrzeciona moc silnika napędu głównego tokarki (rys. 8). Dla ułatwienia porównania przebiegów krzywych zależności, naniesiono również przebiegi jałowe. Można zauważyć, że silnik pod obciążeniem nominalnym wrzeciona w maksymalnym punkcie obrotów podzakresu nie osiąga nominalnej mocy. Fakt ten wiąże się z niewykorzystaniem nominalnej mocy silnika. Zjawisko to tłumaczy się nieprawidłową pra-



Rys. 8. Moc pobierana przez silnik Nel dla max $I = 50A$ i nom. $I = 40A$ obciążenia oraz biegu luzem obrabiarki

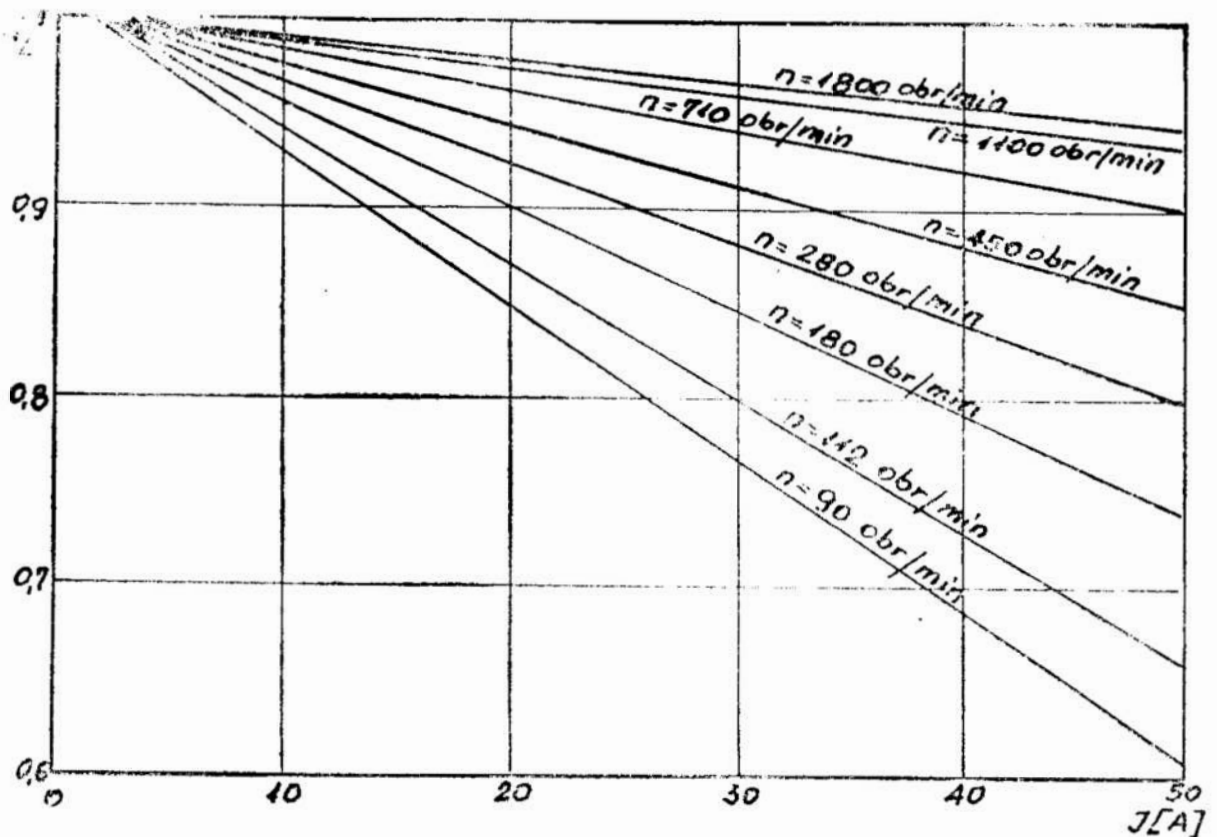
cą przekształtnika tyrystorowego w występującym obciążeniu silnika napędu głównego.

4.3. Zależność momentu i mocy skrawania od obciążenia wrzeciona

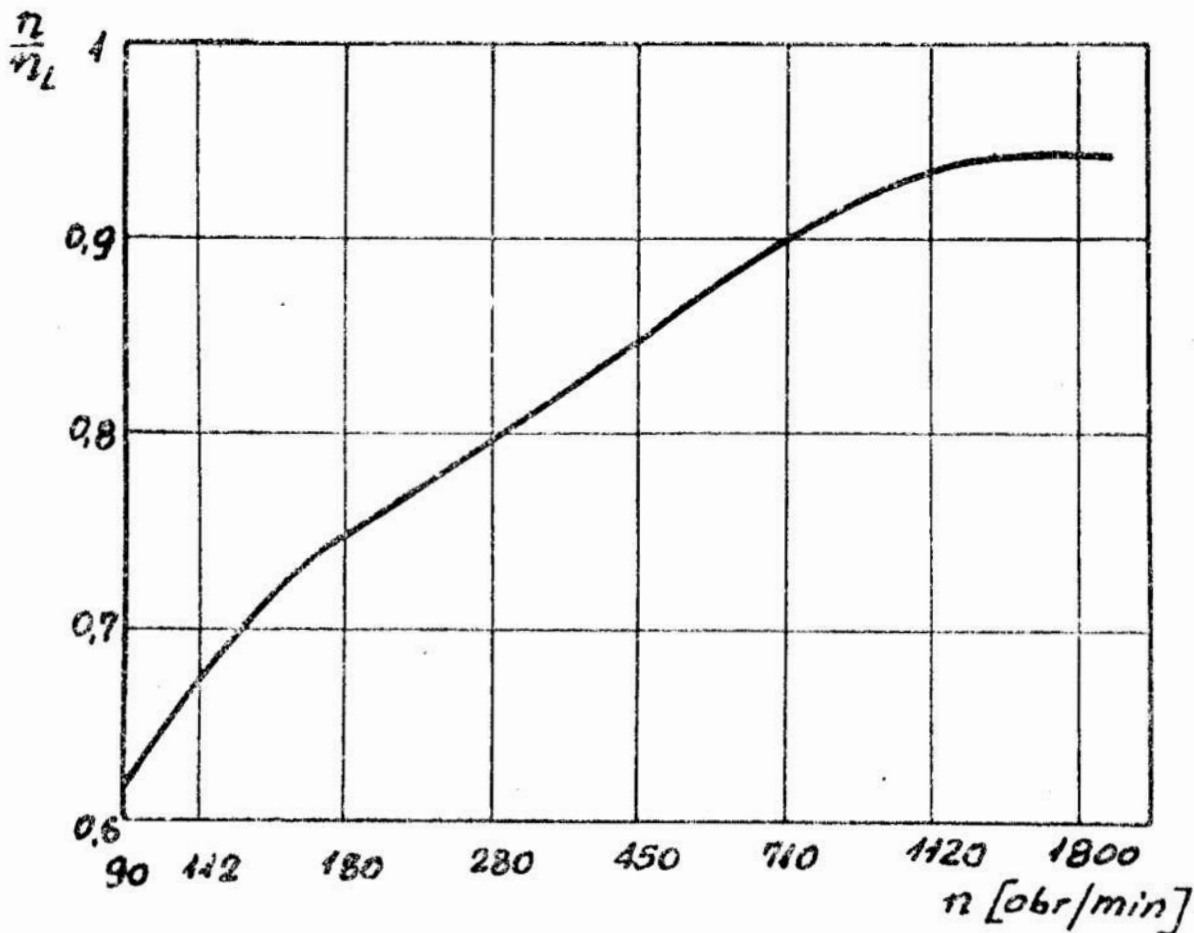
Moc i moment skrawania z uwzględnieniem mocy silnika elektrycznego zależne od obciążenia nominalnego wrzeciona dla poszczególnych podzakresów obrotów wrzeciona przedstawia rys. 9. Moment spada ze wzrostem obrotów wrzeciona przy niezmiennym jego obciążeniu i jest tym niższy im wyższy jest podzakres obrotów wrzeciona.

4.4. Sprawność obrotów zależnie od obciążenia wrzeciona

Sprawność obrotów wyrażająca się stosunkiem obrotów nastawionych (zadanych) na tokarce dla wrzeciona do obrotów rzeczywistych zależnych od obciążenia przedstawia rys. 10. Sprawność ta wyraźnie pogarsza się ze wzrostem obciążenia, wzrasta natomiast ze wzrostem obrotów (rys. 11).



Rys. 10. Zmiana prędkości obrotowej wrzeciona (zakres III) pod wpływem obciążenia w zależności od obrotów „nastawionych”



Ryc. 11. Zmiana prędkości obrotowej wrzeciona (zakres III) dla max obciążenia w zależności od nastawionych obrotów

4.5. Wnioski

Z zebranych informacji można postawić wnioski ogólne do budowy układu tyrystorowego w zastosowaniu do napędów tokarki na przykładzie TPR-50T;

- a) jakościowo współpracujący przekształtnik tyrystorowy typu TUN z silnikiem o mocy 22 kW wymaga dopracowania w celu osiągnięcia liniowo proporcjonalnej regulacji obrotów w całym zakresie pozwalającym na pełne wykorzystanie mocy znamionowej silnika głównego, jak również dla zmniejszenia nadmiernych strat mocy ze wzrostem obrotów silnika,
- b) występuje nieliniowa zależność zmian prędkości obrotowej wrzeciona dla nominalnego i max obciążenia w funkcji nastawionych obrotów. Nieliniowość ta wynikać może z dużego uchybu kąтового wyzwalania poszczególnych tyrystorów przez układ wyzwalania.

LITERATURA

1. *Badania tokarki produkcyjnej szybkoobrotowej ogólnego przeznaczenia z napędem tyrystorowym typu TPR-50 T/2000*. Instytut Obróbki Skrawaniem, Kraków 1974 (nie publikowane).
2. Czajkowski A.: *Napęd tyrystorowy prądu stałego*. WNT Warszawa 1974.
3. *Dokumentacja Techniczno-Ruchowa tokarki TPR-50 T/2000*. Zakład Doświadczalny „Ponar Wafum”, Wrocław 1972 (nie publikowane).
4. Pawelski W.: *Sterowanie tyrystorów*. WNT Warszawa 1974.
5. Sprawozdanie Nr 6/TB/73 z badań tokarki TPR-50 T/2000. *Ośrodek Badawczo-Rozwojowy Obrabiarek Do Części Toczących* „Ponar Wafum”, Wrocław 1973 (nie publikowane).
6. Warunki Techniczne WOT-73/A7-090. *Tyrystorowe Zespoły Napędowe typu TUN*. Pomorskie Zakłady Wytwórcze Aparatury Niskiego Napięcia, Toruń 1973 (nie publikowane).
7. *Założenia konstrukcyjne tokarki TPR-50 T/2000*. Zakład Doświadczalny „Ponar Wafum”, Wrocław 1971 (nie publikowane).

STRESZCZENIE REFERATU NT.

„Zastosowanie napędu tyrystorowego w tokarkach o średnicy toczenia do Φ 500”.

Nowoczesne konstrukcje obrabiarek charakteryzują się dużym stopniem zautomatyzowania cyklu pracy. Dlatego napęd obrabiarek powinien wyróżniać się szeregiem takich własności jak: charakterystyką mechaniczną o odpowiedniej sztywności, korzystnym momentem rozruchowym, wystarczająco dużą odpornością na przeciążenia, łatwością hamowania i zmian kierunku obrotów, przystosowaniem do częstych włączeń oraz odpowiednimi własnościami dynamicznymi. Z reguły napęd tokarki posiada układ kilkustopniowej przekładni mechanicznej. Najważniejszą wadą takiego napędu jest brak możliwości wyboru właściwej prędkości skrawania. Szczególnie niekorzystne jest to w czasie toczenia czołowego, gdzie wymagana jest praktycznie ciągła zmiana prędkości obrotowej. Ciągłą i szybką regulację prędkości obrotowej wrzeciennika obrabiarki można uzyskać przez zastosowanie napędu tyrystorowego. Napęd taki umożliwi regulację prędkości obrotowej zarówno przy pracy silnikowej jak i przy hamowaniu elektrycznym. Przez optymalizację parametrów części regulacyjnej można uzyskać korzystne własności dynamiczne napędu.

W referacie przedstawiono zasady doboru elementów przekształtnika tyrystorowego. Omówiono przykład zastosowania napędu tyrystorowego w tokarce produkcyjnej szybkoobrotowej typu TRR — 50 T oraz wyniki badań eksploatacyjnych.

СОДЕРЖАНИЕ

Современные конструкции станков характеризует большая степень автоматизации рабочего цикла. Поэтому привод станка должен характеризоваться рядом свойств: механической характеристикой о соответствующей жёсткости, необходимым моментом трогания, достаточно большой устройчивостью к частым включениям и соответствующими динамическими свойствами. Как правило привод токарного станка содержит систему многостепенной механической передачи. Самым большим

отрицательным свойством такого привода является отсутствие выбора соответствующей скорости резания. Это особенно неблагоприятно во время торцевого точения, где необходимо практически постоянное изменение скорости вращения. Непрерывную и быструю регулировку скорости вращения шпинделя станка можно достичь применением тиристорного управления. Такое питание даст возможность регулировки скорости вращения так во время работы двигателя как и при электрическом торможении. Оптимизация параметров регулирующей части может привести к хорошим динамическим свойствам.

В реферате представлено правила подбора элементов тиристорного преобразователя. Рассмотрено пример применения тиристорного питания в быстроходном токарном станке типа ТПР-50Т и результаты экспериментальных исследований.