

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA W KOSZALINIE  
[6]

[Nr 6]

**ZESZYTY  
NAUKOWE**

**PRACE  
INSTYTUTU BUDOWY MASZYN  
Nr 2**



2 IBM  
A

**KOSZALIN 1978**

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA  
W KOSZALINIE

PRACE

INSTYTUTU BUDOWY MASZYN

Nr 2

Zeszyt Naukowy INSTYTUTU BUDOWY MASZYN

Opiniodawca

Henryk Żebrowski

Wydano za zgodą Rektora Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
w Koszalinie

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

Druk: Prasowe Zakłady Graficzne w Koszalinie  
Zam. D-599 Format B-5 Nakład 175 F-13

SPIS TREŚCI

str.

1. J. Borkowski; Analiza oporów skrawania ziarnami ściernymi	5
2. J. Borkowski; Naprężenia skrawania a jednostkowe nakłady energetyczne w obróbce ścierniej	33
3. J. Borkowski; Problematyka zastosowania monokrystalicznych ziarn węglika krzemu w obróbce ścierniej	54
4. T. Hryniewicz; Badania w komórce Fielda podstawowych elektrolitów do polerowania stali kwasoodpornej	70
5. T. Hryniewicz; Zagadnienie doboru elektrolitu i materiału do polerowania elektrolitycznego	84
6. A. Kacalak; Analiza procesów przejściowych w tyrystorowych układach automatycznej regulacji prędkości obrotowej w napędach obrabiarek	92
7. W. Kacalak, R. Lewkowicz; Energetyczny model procesu szlifowania	113
8. W. Kacalak; Problemy optymalizacji procesu szlifowania powierzchni śrubowych	134
9. W. Kacalak; Stochastyczna analiza odchyłek skoku szlifowanych powierzchni śrubowych	154
10. T. Karpiński, W. Kacalak; Analiza odchyłek zarysu szlifowanych ślimaków stożkopochodnych	169
11. T. Karpiński, T. Hryniewicz; Analiza rozdziału prądu i metalu w procesie elektropolerowania	187
12. T. Karpiński, W. Kacalak, J. Plichta, P. Stępień; Charakterystyki roboczej powierzchni ściernicy	204
13. T. Karpiński, W. Kacalak, B. Słowiński; Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania	228
14. W. Kacalak, S. Kapłonek; Analiza wpływu zużycia ściernego i intensywności wykruszeń ziaren aktywnych na przebieg procesu szlifowania	242

15. K. Woźniak; Wpływ geometrii i wytrzymałości mechanicznej ziarna ściernego na jego zdolność ścierną.

Doc.dr inż. Józef Borkowski  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
w Koszalinie

## ANALIZA OPORÓW SKRAWANIA ZIARNAMI ŚCIERNYMI

### Wprowadzenie

Dla zapewnienia niezakłóconego, poprawnie przebiegającego procesu obróbki ścierniej niezbędne jest spowodowanie optymalnego obciążenia powierzchni roboczej narzędzia ściernego. Dotyczy to zarówno naprężeń mechanicznych jak również i termonaprężeń, które łącznie zapewniają uzyskanie określonego stanu wyteżenia materiału ziarn ściernych oraz właściwego obciążenia poszczególnych mostków spoiwa utwierdzających ziarno w masie narzędzia ściernego. Znajomość tego stanu jest bardzo pomocna przy jakościowej i ilościowej ocenie zużycia narzędzia ściernego oraz pozwala określić mechanizmy tworzenia wióra i związaną z tym efektywność procesu obróbkowego.

Z uwagi na dużą niejednorodność strukturalną narzędzi ściernych oraz specyfikę procesów obróbki ścierniej, analiza tych zagadnień jest bardzo trudna. Szczególnie utrudniona jest ocena oddziaływania termonaprężeń w procesie obróbki przez co zapewne ukazują się jedynie nieliczne prace z tego zakresu. Ale pomimo, że zagadnienia jednostkowych obciążeń mechanicznych ziarn są dokładniej przybliżone nadal występują sprzeczności i niedomówienia.

Przykładowo, według Maslova [8] optymalne opory skrawania w normalnych warunkach szlifowania zawierają się w granicach od 5 do 10 N na każde ziarno biorące udział w skrawaniu; natomiast w badaniach własnych [4] - przeprowadzonych wprawdzie w nietypowych warunkach szlifowania ściernicami gruboziarnistymi - stwierdzono, że takie jednostkowe opory skrawania dochodzą nawet do kilkudziesięciu niutonów. Jeszcze gorzej przedstawia się stan znajomości mikrodynamiki w wykańczających metodach obróbki ścierniej, w których wspólną cechą są warunki stałego docisku ziarn do powierzchni obrabianej.

Wszystkie te niedostatki skłoniły do przeprowadzenia obszerniejszej analizy zagadnień dotyczących jednostkowych oporów skrawania i obciążenia ziarn ściernych w procesie obróbki. Artykuł niniejszy jest próbą, wyjaśnienia niektórych rozbieżności w oparciu o wyniki obliczeń i badań skrawania przeprowadzonych przy zastosowaniu ziarn standardowych i odpowiednio ukształtowanych modeli ziarn a także ostrzy z heksagonalnych monokryształów węgla krzemowego.

Analiza jednostkowych sił skrawania ziarnami w warunkach szlifowania.

Obliczenia jednostkowych obciążeń ziarn, które występują w procesie skrawania ściernego - aczkolwiek są mniej dokładne od pomiarów - pozwalają na pełniejszą analizę jakościową poszczególnych czynników oddziaływujących na kształtowanie się wartości sił. Obliczeń takich dokonuje się najczęściej [1,5,6,7] dla kulistych bądź stożkowatych modeli ziarn. Ponieważ jednak wierzchołki skrawające ziarn ściernych opisuje się kątem wierzchołkowym i promieniem zaokrąglenia celowe stało się uwzględnienie tego przy stworzeniu obliczeniowego modelu ziarna /rys.1/. Przyczyni się to zapewne do lepszego przybliżenia wyników obliczeń do rzeczywistości.

W obliczeniach tych przyjęto identyczne jak i poprzednio [1,5] warunki analizy modelowej.

Zakłada się zatem, że w czasie skrawania materiał obrabiany szczerlnie opływa ziarno, wywołując jednorodne naprężenia normalne  $\sigma$  / 6 / i styczne  $\mu\sigma$  /  $\mu\sigma$  / do powierzchni modelu ziarna, a wypływki wyciskane ponad powierzchnię metalu nie kontaktują się z powierzchnią modelu.

Uwzględniając fakt, że w przyjętym modelu ziarna zawarte są określone części modeli przyjętych już w poprzednich pracach [1,5] - w obecnych obliczeniach wykorzystano wcześniejsze wyniki. Biorąc jednak pod uwagę fakt, że te cząstkowe wyniki mają i tak bardzo złożoną postać obecnych obliczeń dokonano dla modelu stożka ściętego z niezużyтым wierzchołkiem kulistym, nie uwzględniając powstającej w procesie obróbki powierzchni starcia o promieniu  $r_0$ . Zatem według wyników wcześniejszych obliczeń [5] zależności opisujące siły skrawania oddziaływujące na kulisty model ziarna w warunkach szlifowania z ustaloną głębokością przedstawiają się zgodnie z oznaczeniami zamieszczonymi na rys.1 jako:

$$\left. \begin{aligned} P_y &= 6 \frac{\pi}{2} g_k (2\sqrt{R^2 - r_0^2} - g_k) + 6\pi r_0^2 \\ P_z &= 6 R^2 \left[ \arccos \frac{\sqrt{R^2 - r_0^2} - g_k}{R} - \arccos \frac{\sqrt{R^2 - r_0^2}}{R} - \frac{r_0 \sqrt{R^2 - r_0^2}}{R^2} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{[\sqrt{R^2 - r_0^2} - g_k] \sqrt{r_0^2 - g_k} (2\sqrt{R^2 - r_0^2} - g_k)}{R^2} \right] + 6\mu (2Rg_k + \pi r_0^2) \end{aligned} \right\} /1/$$

Uwzględniając zgodnie z powyższymi założeniami, że  $r_0 = 0$  oraz według zależności wynikających z rys. 1 że:

$$g_k = R \left( 1 - \sin \frac{\xi}{2} \right) \quad /2/$$

otrzymuje się:



$$\left. \begin{aligned} P_y &= \sigma \frac{\pi}{2} R^2 \cos^2 \frac{\epsilon}{2} \\ P_z &= \sigma R^2 \left[ \arccos(\sin \frac{\epsilon}{2}) - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2} \right] + 2\sigma \mu R^2 (1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \end{aligned} \right\} \quad /3/$$

Podobnie, równania opisujące siły skrawania stożkowym modelem ziarna z uwzględnieniem aktualnych oznaczeń / jak na rys.1/ wynoszą [5]:

$$\left. \begin{aligned} P_y &= \sigma \frac{\pi}{2} g_s \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} (g_s \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2r_s^2) \\ P_z &= \sigma g_s (g_s \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2r_s) \left( 1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}} \right) + \sigma \mu \pi r_s^2 \end{aligned} \right\} \quad /4/$$

Uwzględniając poniższe zależności:

$$g_s = g - g_k = g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \quad /5/$$

$$r_s = r_k = R \cos \frac{\epsilon}{2} \quad /6/$$

oraz fakt, że z uwagi na kuliste zakończenie stożka w równaniach /4/ należy pominąć wyrażenia  $\sigma \pi r_s^2$  i  $\sigma \mu \pi r_s^2$  otrzymuje się zależności obciążenia stożkowej części przyjętego modelu ziarna jako :

$$\left. \begin{aligned} P_y &= \sigma \frac{\pi}{2} [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2})] \left\{ [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2R \cos \frac{\epsilon}{2}] \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} \right. \\ P_z &= \sigma [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2})] \left\{ [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2R \cos \frac{\epsilon}{2}] \left( 1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}} \right) \right. \end{aligned} \right\} \quad /7/$$

Sumując zaś równania /7/ i /3/ otrzymuje się następujące wyrażenia opisujące siły składowe:

$$\left. \begin{aligned} P_y &= \sigma \frac{\pi}{2} [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2})] \left\{ [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2R \cos \frac{\epsilon}{2}] \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + \sigma \frac{\pi}{2} R^2 \cos^2 \frac{\epsilon}{2} \right. \\ P_z &= \sigma [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2})] \left\{ [g - R(1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \operatorname{tg} \frac{\epsilon}{2} + 2R \cos \frac{\epsilon}{2}] \left( 1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}} \right) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma R^2 \left[ \arccos(\sin \frac{\epsilon}{2}) - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2} \right] + 2\sigma \mu R^2 (1 - \sin \frac{\epsilon}{2}) \right. \end{aligned} \right\} \quad /8/$$

Zależności powyższe opisują jednostkowe opory skrawania niez użytym modelem ziarna składającym się z części stożkowej zaokrąglonej częścią kulistą.

Obliczenia według tych zależności przeprowadzono przy uwzględnieniu jakościowych cech żeliwa używanego w analogicznych badaniach [2, 3]. Naprężenia skrawania przyjęto zgodnie z wcześniejszymi pracami własnymi [1, 5] jako równe  $\sigma = 3230 \text{ MN/m}^2$ . Częściowo wyniki tych obliczeń ilustruje rys. 2, na którym przedstawiono kształtowanie się wartości sił składowych  $P_y$  i  $P_z$  w funkcji współczynnika tarcia przy zmiennej głębokości skrawania. Zgodnie z przewidywaniami z wykresów tych wynika, że wzrost głębokości skrawania wywołuje progresywny przyrost wartości normalnej siły skrawania, która oczywiście nie zależy od współczynnika tarcia.

Z wykresu tego ponadto wynika, że graniczna wartość normalnego obciążenia ziarna równa 10 N występuje przy głębokości skrawania rzędu 23  $\mu\text{m}$ . Siła składowa  $P_z$  jest wprostproporcjonalnie zależna zarówno od współczynnika tarcia jak i od głębokości skrawania. Obserwuje się przy tym, że przy małych głębokościach skrawania wpływ współczynnika tarcia jest nieznaczny, przy większych zaś głębokościach oddziaływanie współczynnika tarcia jest intensywniejsze. Analizowane tu oddziaływanie współczynnika tarcia daje pewne informacje o wpływie szybkości skrawania, bowiem zgodnie z danymi przedstawionymi na rys. 3 [9] można dokonać odpowiedniego przewzorcowania i otrzyma się krzywoliniową zależność siły  $P_z$  od szybkości. Wykresy przedstawione na tym rysunku ilustrują zmianę wartości współczynnika tarcia ziarn węgla krzemu o powierzchnię ze stali przy różnych szybkościach skrawania. Charakterystyczne dla tych wyników są zróżnicowane wartości współczynnika tarcia w zależności od poziomu szybkości wyjściowej. Wartości tego współczynnika zmieniają się w zakresie od 0,1 do 0,4; przy czym w zakresie konwencjonalnych szybkości szlifowania utrzymuje się on na poziomie  $\mu = 0,185$  [9]. Taką też wartość współczynnika tarcia przyjęto jako stałą w dalszych obliczeniach.

Stopień i charakter oddziaływania głębokości skrawania na wartość składowych sił skrawania zależy głównie od stereometrii ziarna ściernego. Okazuje się bowiem /rys. 4/, że przy ziarnach ostrych tj. o niewielkich /rzędu  $10 \mu\text{m}$ / promieniach zaokrąglenia wierzchołka obserwuje się zbliżony do parabolicznego wzrost wartości siły składowej. Natomiast przy większych / rzędu  $50 \mu\text{m}$  / promieniach zaokrąglenia wierzchołka wzrost głębokości skrawania oddziałuje praktycznie wprostproporcjonalnie na wartości sił składowych; przy tym wzrost ten jest bardziej gwałtowny, aniżeli przy omawianych wcześniej ziarnach ostrzejszych. Stwierdzono przy tym, że pomimo bardzo złożonej zależności siły od promienia zaokrąglenia wierzchołka ziarna - co obrazuje równanie /8/ - jest to w analizowanym obszarze zależność praktycznie liniowa. Potwierdzają to wykresy przedstawione na rys.5. Wynika z niego ponadto, że wzrost kąta wierzchołkowego wywołuje przyrost wartości siły; przy czym dla ziarn o mniejszych promieniach zaokrąglenia zależność ta jest niemalże liniowa, w miarę zaś wzrostu tego promienia obserwuje się coraz bardziej krzywoliniowy przebieg.

Porównując wyniki tych obliczeń z opublikowanymi wcześniej rezultatami obliczeń wykonanych dla kulistych i stożkowych modeli ziarn [5] stwierdza się, że obecnie uzyskano większe wartości sił. Stwierdzono ponadto, że w porównaniu z wynikami badań [3, 6] obecne przybliżenia wartości sił są znacznie dokładniejsze. Jest to tym większą zaletą obecnych obliczeń, że przeprowadzono je dla prostrzego modelu ziarna nie zużytego, a nie jak poprzednio [5] gdzie analizowano również wpływ powierzchni zużycia wierzchołka modelu ziarna.

Analiza jednostkowych sił skrawania ziarnami w warunkach obróbki wykańczającej.

Powyższa analiza sił skrawania obejmowała warunki zbliżone do szlifowania, natomiast w takich wykańczających sposobach obróbki jak gładzenie i dokładzanie, czy też w sprężystym szlifowaniu, ziarna dociskane są do przedmiotu z ustaloną siłą normalną. W takich warunkach docisku w miarę wzrostu zużycia - co obrazuje się przyrostem powierzchni starcia na wierzchołku ziarna - ulega zmniejszeniu głębokość skrawania. Ten spadek zagłębienia jest intensywniejszy, niż by to wynikało z racji liniowego zużycia wysokości ziarna, bowiem przystępione ziarna mając rozleglejsze powierzchnie czołowe przy niezmiennym obciążeniu płyciej zagłębiają się w materiał obrabiany. Taki stan stałowartościowego docisku ziarna można opisać zależnością:

$$P_y = \text{const} = 6 \frac{\pi}{2} (R_0^2 - r_0^2) = 6 \frac{\pi}{2} (R_1^2 - r_1^2) \quad /9/$$

Przy czym pierwsza część równania /9/ dotyczy wcześniejszego okresu skrawania, druga zaś jego część - późniejszego, w którym wskutek przyrostu zużycia ziarna nastąpiło jego "wypłynięcie" wywołując zmniejszenie głębokości skrawania z  $g$  na  $g_1$ . Przyjęty w niniejszych obliczeniach model ziarna, ilustrujący również wielkości występujące w równaniu /9/ przedstawiono na rys.6. Metodykę tych obliczeń oparto na wynikach wcześniejszej analizy [1] dokonanej dla kulistych i stożkowych modeli ziarn. Zatem w takich warunkach skrawania siła styczna jest również funkcją docisku normalnego. Analizę taką przeprowadza się postępując podobnie jak w poprzednim rozdziale z tą różnicą, że uwzględnia się starcie segmentu kuli i stosuje oznaczenia zgodne z rys.6. Wychodząc z tych samych równań /1/ i /4/ i stosując przekształcenia opisane równaniami /2/ i /6/, a także dodatkowo uwzględniając że:

$$g_{zk} = \sqrt{R^2 - r_0^2} - R \sin \frac{\epsilon}{2} \quad /10/$$

$$g_s = (R_0 - R \cos \frac{\epsilon}{2}) \operatorname{ctg} \frac{\epsilon}{2} \quad /11/$$

otrzymuje się w efekcie wielu działań zależność na styczną siłę skrawania:

$$\begin{aligned} P_z = & \sigma (R_0 - R \cos \frac{\epsilon}{2}) (R_0 - R \cos \frac{\epsilon}{2} + 2R \sin \frac{\epsilon}{2}) (1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}}) \operatorname{ctg} \frac{\epsilon}{2} + \\ & + 6R^2 [\operatorname{arc} \cos(\sin \frac{\epsilon}{2}) - \operatorname{arc} \cos \frac{\sqrt{R^2 - r_0^2}}{R} + \frac{r_0 \sqrt{R^2 - r_0^2}}{R^2} - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2}] + \\ & + 6\mu [2R(\sqrt{R^2 - r_0^2} - R \sin \frac{\epsilon}{2}) + \pi r_0^2] \end{aligned} \quad /12/$$

Uwzględniając tożsamość z zależności /9/ można napisać następujący warunek:

$$R_0^2 - r_0^2 = R_1^2 - r_1^2 \quad /13/$$

Zatem równanie /12/ można przedstawić następującym wyrażeniem opisującym siłę styczną w pomyślanej późniejszej chwili skrawania:

$$\begin{aligned} P_z = & \sigma (R_1 - R \cos \frac{\epsilon}{2}) (R_1 - R \cos \frac{\epsilon}{2} + 2R \sin \frac{\epsilon}{2}) (1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}}) \operatorname{ctg} \frac{\epsilon}{2} + \\ & + 6R^2 [\operatorname{arc} \cos(\sin \frac{\epsilon}{2}) - \operatorname{arc} \cos \frac{\sqrt{R^2 - r_1^2}}{R} + \frac{r_1 \sqrt{R^2 - r_1^2}}{R^2} - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2}] + \\ & + 6\mu [2R(\sqrt{R^2 - r_1^2} - R \sin \frac{\epsilon}{2}) + \pi r_1^2] \end{aligned} \quad /14/$$

Uwzględniając fakt, że w ustalonych warunkach obróbki wykańczającej przebiegającej z przeważającym przytępieniem ziarn, na ich wierzchołkach tworzą się powierzchnie starcia proporcjonalne do przebytej drogi skrawania /L/ [1, 10], można napisać warunek [1]:

$$\pi(r_1^2 - r_0^2) = kL \quad /15/$$

Przekształcając powyższe można napisać że:

$$r_1^2 = \frac{k}{\pi} L + r_0^2 \quad /16/$$

a po uwzględnieniu tożsamości /13/ że:

$$R_1^2 = R_0^2 - \frac{k}{\pi} L \quad /17/$$

Przekształcając zaś odpowiednią część tożsamości /9/ można napisać następująca zależność:

$$R_0^2 = \frac{2R}{6\pi} - r_0^2 \quad /18/$$

Podstawiając powyższe trzy zależności do równania /14/ można po odpowiednich przekształceniach zapisać je jako ogólne równanie siły stycznej w funkcji obciążenia normalnego  $P_y$ :

$$P_z = \sigma \left( \sqrt{\frac{2R}{6\pi} - r_0^2 - \frac{k}{\pi} L} - R \cos \frac{\epsilon}{2} \right) \left( \sqrt{\frac{2R}{6\pi} - r_0^2 - \frac{k}{\pi} L} - R \cos \frac{\epsilon}{2} + 2R \sin \frac{\epsilon}{2} \right) \left( 1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}} \right) \operatorname{ctg} \frac{\epsilon}{2} + \\ + 6R^2 \left[ \operatorname{arc} \cos \left( \sin \frac{\epsilon}{2} \right) - \operatorname{arc} \cos \frac{\sqrt{R^2 - \frac{k}{\pi} L - r_0^2}}{R} - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2} + \frac{\sqrt{\left( \frac{k}{\pi} L + r_0^2 \right) \left( R^2 - \frac{k}{\pi} L - r_0^2 \right)}}{R^2} \right] + /19/ \\ + 6\mu \left[ 2R \left( \sqrt{R^2 - \frac{k}{\pi} L} - R \sin \frac{\epsilon}{2} \right) + kL \right]$$

Zakładając natomiast przypadek, że skrawanie takie przebiega od momentu początkowego /przy nieużytych modelu ziarna/ należy w powyższym równaniu wstawić  $r_0 = 0$ , a wówczas równanie przybierze postać przedstawioną poniżej:

$$P_z = \sigma \left( \sqrt{\frac{2R}{6\pi} - \frac{k}{\pi} L} - R \cos \frac{\epsilon}{2} \right) \left( \sqrt{\frac{2R}{6\pi} - \frac{k}{\pi} L} - R \cos \frac{\epsilon}{2} + 2R \sin \frac{\epsilon}{2} \right) \left( 1 + \frac{\mu}{\cos \frac{\epsilon}{2}} \right) \operatorname{ctg} \frac{\epsilon}{2} + \\ + 6R^2 \left[ \operatorname{arc} \cos \left( \sin \frac{\epsilon}{2} \right) - \operatorname{arc} \cos \frac{\sqrt{R^2 - \frac{k}{\pi} L}}{R} - \sin \frac{\epsilon}{2} \cos \frac{\epsilon}{2} + \frac{\sqrt{\frac{k}{\pi} L \left( R^2 - \frac{k}{\pi} L \right)}}{R^2} \right] + /20/ \\ + 6\mu \left[ 2R \left( \sqrt{R^2 - \frac{k}{\pi} L} - R \sin \frac{\epsilon}{2} \right) + kL \right]$$

Jest to zależność zmiany stycznej siły składowej od zużycia ziarna uwarunkowanego wielkością przebytej drogi skrawania. Z racji znacznej złożoności i uwikłania tej zależności obliczeń dokonano przy pomocy ETO, przedstawiając poniżej przykładowo wyniki obliczeń. Obliczeń tych dokonano dla warunków identycznych jak w poprzednim rozdziale uwzględniając dodatkowo wartość współczynnika proporcjonalności zużycia  $k = 25 \cdot 10^{-12} \text{ m}$ , którą przyjęto jako średnią wartość z określonego wcześniej zakresu optymalnego [1] .

Przykładową ilustracją tych wyników może być rys.7, na którym przedstawiono wykres zależności siły stycznej  $P_z$  od wartości dociskającej siły normalnej oraz współczynnika tarcia. Okazuje się, że - pomimo złożoności zależności teoretycznej - w zakresie analizowanych tu wartości rzeczywistych są to przebiegi zupełnie liniowe. Zarówno ze wzrostem docisku normalnego jak i współczynnika tarcia wartość siły stycznej wzrasta. Należy zatem wnosić, że przykładając zamiast współczynnika tarcia odpowiednie wartości szybkości skrawania /zgodnie z rys.3/ otrzyma się analogiczną krzywoliniową zależność siły od szybkości. Ponieważ jednak w zakresie konwencjonalnych szybkości skrawania współczynnik tarcia waha się około  $\mu = 0,185$  taką też wartość przyjęto jako stałą w dalszych obliczeniach. Analizując natomiast zmianę siły stycznej  $P_z$  w miarę wzrostu drogi skrawania obserwuje się /rys.8/, że o ile przy mniejszych dociskach ziarna siłą  $P_y$  spadek siły stycznej jest praktycznie liniowy, to przy większych obciążeniach występuje już pewna krzywoliniowość tego przebiegu. Również zróżnicowany charakter tego przebiegu występuje na rys. 9. Skrawając ziarnami o niewielkim /rzędu kilku  $\mu\text{m}$ / promieniu zaokrąglenia wierzchołka daje się zauważyć, że w miarę wzrostu drogi skrawania siła styczna  $P_z$  zmniejsza się w sposób krzywoliniowy. Natomiast przy skrawaniu ziarnami o większych promieniach zaokrąglenia /ponad 30  $\mu\text{m}$ / obniżenie tej siły wraz ze wzrostem drogi skrawania jest stosunkowo nieznaczne i jest to

zależność praktycznie liniowa. W ustalonych warunkach badań na początku drogi skrawania występuje także spadek wartości siły stycznej w miarę wzrostu promienia zaokrąglenia ziarna. Jest to spadek stosunkowo intensywny o przebiegu krzywoliniowym. Natomiast po przebyciu drogi skrawania rzędu 200m obserwuje się wyraźną stabilizację wartości siły. Niezależnie od promienia początkowego zaokrąglenia wierzchołka ziarna wartość siły stycznej jest praktycznie jednakowa a niewielkie różnice dają się opisać zależnością liniową. Należy zatem spodziewać się analogicznych zależności w praktyce ściernej - i tak też jest rzeczywiście. W początkowym okresie skrawania stereometria ziarna odgrywa istotną rolę, lecz gdy początkowa stereometria ziarna zanika wskutek zużycia skrawają one mniej więcej z jednakową intensywnością. Dlatego też opory skrawania są zbliżone.

Podobnie jak promień zaokrąglenia również i ostrość ziarn /rys.10/ - wyrażona smukłością stożka - oddziałują na kształtowanie się siły stycznej. Zarówno wzrost kąta wierzchołkowego jak i przyrost drogi skrawania wywołują spadek wartości siły stycznej. Najintensywniejsze różnice obserwuje się przy skrawaniu ziarnami ostrymi /o kącie  $\epsilon \leq 90^\circ$  /a także ze zmianą kąta wierzchołkowego w początkowej fazie skrawania. Obserwuje się przy tym, że wzrost drogi skrawania w ziarnach ostrych wywołuje nieznacznie krzywoliniowy przebieg siły  $P_z$ , natomiast zależność ta dla ziarn o dużym kącie  $\epsilon \geq 120^\circ$  jest praktycznie prostoliniowa. Ponadto wynika z niego, że niezależnie od przebytego odcinka drogi skrawania siła  $P_z$  jest liniową funkcją kąta wierzchołkowego przyjętego modelu ziarna.

Powyższe spostrzeżenia odnośnie oddziaływania stereometrii ziarna na wartość siły stycznej potwierdza również wykres zamieszczony na rys. 11. Wynika z niego, że wzrost promienia zaokrąglenia wierzchołka wywołuje krzywoliniowy spadek siły stycznej, zaś wzrost kąta wierzchołkowego -



spadek liniowy. Najintensywniejsze różnice obserwuje się przy tym w skrawaniu ziarnami o niewielkich kątach wierzchołkowych, oraz przy najmniejszych promieniach zaokrąglenia wierzchołka modeli ziarn.

#### Siły skrawania pojedynczymi ziarnami ściernymi

Dla ustalenia stanu rzeczywistego oraz dla sprawdzenia poprawności omawianych powyżej metod obliczeniowych przeprowadzono badania sił występujących przy skrawaniu pojedynczymi ziarnami ściernymi. Badań takich dokonywano na specjalnym stanowisku [3], zbudowanym na bazie precyzyjnej tokarki. Badane ziarno dociskano ze stałym obciążeniem normalnym do powierzchni obrabianej, którą skrawano w sposób ciągły. Jako materiał obrabiany używano cienkościenne tuleje wykonane z żeliwa szarego / 263 HB/, stali stopowej /25 HRC/ i lanego brązu B 663 /67HB/. Materiałem badanym były ziarna węgla krzemu pobierane ze ścierniw standardowych oraz ziarna monokrystaliczne a także specjalnie kształtowane modele ziarn.

Badania ziarn standardowych oprócz cech poznawczych miały stanowić określenie stanu dynamicznego występującego w normalnych warunkach skrawania ściernego. Zostały już one wcześniej częściowo opublikowane [3]. Stwierdzono w nich występowanie zależności liniowej pomiędzy siłą normalną i styczną o czym świadczą duże wartości współczynnika korelacji liniowej /  $r > 0,8$ /. Z badań tych wynika, że w miarę przyrostu drogi skrawania - jeśli nie wystąpi wykruszenie wierzchołka ziarna - wartość siły stycznej obniża się /rys. 12/. Stwierdza się przy tym, że w początkowym okresie skrawania siła  $P_z$  ulega wyraźnemu obniżeniu, w dalszych zaś odcinkach drogi skrawania obserwuje się już dość stabilny i proporcjonalny przebieg liniowy. Przebieg taki potwierdza słuszność założeń przyjętych w poprzednim rozdziale do obliczeń siły  $P_z$ .

Przykładową zaś ilustracją ogólnej tendencji zmian składowej siły  $P_z$  w funkcji szybkości skrawania może być rys.13 wykonany dla początkowych wartości siły skrawania. Wynika z niego, że ze wzrostem szybkości skrawania występuje zbliżony do hiperbolicznego spadek siły stycznej. Jest to zgodne z oczekiwaniem bowiem analogiczna zależność wynikała również z rozważań teoretycznych. Są to wyniki bardzo zbliżone pomimo, że otrzymano je z badań ziarn standardowych o nieregularnych wierzchołkach skrawających i bardzo rozwiniętej powierzchni, które pod względem mikro i makrostereometrii odbiegają znacznie od idealnych modeli przyjętych do obliczeń.

Pełniejszej weryfikacji omówionych metod obliczeniowych można dokonać jednak dopiero po przeprowadzeniu badań skrawania modelami ziarn, analogicznymi do tych jakie stosowano w obliczeniach. Modele te wykonywano jako stożki o kącie wierzchołkowym  $\varepsilon = 120^\circ$  i promieniu zaokrąglenia rzędu  $35 \mu\text{m}$ . Tak wykonanymi modelami ziarn przeprowadzono badania o warunkach identycznych jak i na ziarnach standardowych. Częściowe wyniki tych badań, przedstawione na rys.14, ilustrują wpływ drogi skrawania oraz obciążenia ziarna siłą normalną na kształtowanie się siły stycznej przy skrawaniu żeliwa. Jak widać z tego rysunku wzrost obciążenia ziarna normalną siłą docisku, zwiększający zagłębienie się ziarna w materiale obrabianym, wywołuje wzrost siły skrawania. Jest to praktycznie liniowa zależność i mimo pewnych odchyleń można przyjąć za wystarczająco zbliżoną do teoretycznej /rys.8/. Stwierdzono przy tym, że najczęściej - podobnie jak przy skrawaniu ziarnami standardowymi - również i tu w początkowym okresie skrawania obserwuje się spadek siły stycznej. Są to jednak różnice znacznie mniejsze niż przy ziarnach standardowych, a ponadto stabilizacja siły następuje po przebyciu około pięciokrotnie dłuższej drogi skrawania czyli od 50 do 100 m.

Podobne zachowanie się ziarna występuje przy różnych szybkościach skrawania czego przykładem może być rys.15, sporządzony na podstawie wyników skrawania żeliwa. Widać z niego jednakże, że przy mniejszych szybkościach skrawania intensywność spadku siły  $P_z$  w miarę pokonywania drogi skrawania jest jednakowa w całym zakresie. Spadek tej intensywności i stabilizacja wartości siły  $P_z$  dawały się zaobserwować dopiero po przebyciu przez ziarno 500 - 800 m drogi skrawania. Przy wyższych natomiast szybkościach /11 - 21 m/s/ intensywność spadku siły  $P_z$  w zakresie do około 100 m drogi skrawania jest największa; po przekroczeniu zaś tego odcinka drogi obserwuje się już objawy stabilizacji wartości siły. Stwierdzono przy tym, że ze wzrostem szybkości skrawania wartość siły  $P_z$  ulega obniżeniu i podobnie jak dla ziarn standardowych jest to zależność zbliżona do hiperboli. Należy przy tym podkreślić, że w początkowych momentach skrawania, gdy ziarna nie uległy jeszcze zatępieniu, wartości siły przy różnych szybkościach są wyraźnie zróżnicowane. Po przebyciu zaś drogi skrawania rzędu 600 - 800 m różnice te są stosunkowo nieznaczne a wartości siły  $P_z$  - bez względu na szybkość skrawania - zawierają się w zakresie od 1,8 do 2,2 N. Zupełnie podobne przebiegi siły stwierdzono również przy skrawaniu stali. W porównaniu jednak z żeliwem przy skrawaniu stali obserwuje się średnio kilkunastoprocentowy wzrost stycznej siły skrawania. Nie jest to jednak wzrost równomierny bowiem w niektórych warunkach są to wartości niemal jednakowe, w innych zaś różnice dochodzą nawet do 25%. Przy skrawaniu brązu natomiast obserwuje się zupełnie inne zależności. Stwierdza się bowiem, że - przy stałym docisku siły  $P_y = 5$  N - niezależnie od szybkości skrawania a także odcinka drogi przebytej przez ziarno, siła styczna pozostaje praktycznie na niezmiennym poziomie wahając się w zakresie od 4,1 do 4,7 N. Stan taki - znajdujący odbicie

w bardzo wydajnym skrawaniu - jest zapewne wynikiem odmiennych warunków zużycia ziarn węgla krzemu, które nie wykazują powinowactwa chemicznego w stosunku do metali kolorowych.

Porównując wyniki badań skrawania modelami ziarn z analizą teoretyczną przedstawioną w poprzednim rozdziale należy stwierdzić znaczną zgodność jakościową i ilościową analizowanych zależności. Wprawdzie obliczenia teoretyczne dają wartości zaniżone o 15 - 20% w stosunku do rzeczywistych, które uzyskano drogą badań modelowych, ale przybliżenia takie są i tak znacznie dokładniejsze w porównaniu z obliczeniami modelowymi stosowanymi dotychczas [1,5,6,7]. Zaniżenie obliczeniowej wartości siły  $P_z$  wywołane jest zapewne tym, że w teoretycznym modelu obliczeniowym założono idealną gładkość powierzchni, która w modelu rzeczywistym nie była osiągnięta. Niezależnie od powyższych spostrzeżeń z badań tych wynika, że dzięki zastosowaniu ziarn o regularnych kształtach i gładkiej powierzchni wyraźnie zahamowano procesy zużycia ziarn. Zatem od nowowprowadzanych rodzajów ścierniw powinno się wymagać możliwie największej regularności i gładkości powierzchni ziarn.

Materiałami dokładnie spełniającymi powyższe wymagania są ziarna węgla krzemu krystalizujące w postaci heksagonalnych płytek o dużej gładkości. Jak wykazały badania rentgenostrukturalne są to ziarna monokrystaliczne o następujących stałych sieciowych:  $a = 3,08\text{Å}$  / w płaszczyźnie płytki/ i  $c = 10,05\text{Å}$  /wzdłuż osi optycznej płytki/. Efektywność skrawania tymi ziarnami jest nieporównywalnie wyższa w stosunku do ziarn standardowych [2]. Z tych też względów dla pełniejszego rozpoznania stanów dynamicznych, występujących w takich warunkach badań, dokonano również pomiarów sił przy skrawaniu monokrystalicznymi ziarnami ściernymi. Badania te stanowią fragment obszerniejszych eksperymentów [2] zmierzających do zastosowania monokrystalicznych ziarn ściernych do wytwarzania wysokowydajnych narzędzi ściernych.

W badaniach tych używano monokrystaliczne płytki węgla krzemu /krystalizującego w sieci heksagonalnej/ wykorzystując jako ostrze skrawające naturalnie powstające wierzchołki o kącie  $120^{\circ}$ . Monokrystaliczne płytki ziarn zamocowano w siłomierzu w taki sposób, aby lśniąca powierzchnia poślizgu ustawiona była prostopadle do powierzchni obrabianej i kierunku skrawania.

W wyniku tych badań stwierdzono, że wzrost szybkości skrawania wywołuje - podobnie jak i w poprzednich badaniach - występowanie hiperbolicznego spadku stycznej siły skrawania. Zależności te zilustrowano na rys.16 dla wszystkich trzech materiałów obrabianych. Wynika z niego, podobnie jak to miało miejsce przy skrawaniu modelami ziarn, że największe wartości stycznej siły skrawania występują przy skrawaniu brązu, znacznie niższe zaś przy skrawaniu stali i najniższe przy skrawaniu żeliwa. Porównując te wyniki z poprzednimi badaniami ziarn standardowych stwierdza się, że siły są tego samego rzędu - co jest szczególnie cenne wzięwszy pod uwagę kilkakrotnie wyższą wydajność skrawania ziarnami monokrystalicznymi [2]. Stwierdzono ponadto, że - wskutek znacznej odporności na zużycie ziarn monokrystalicznych - wartość siły skrawania na drodze kilkuset metrów praktycznie pozostaje niezmienną, dzięki czemu nie ulega również obniżeniu wysoka wydajność skrawania. Wszystko to przemawia za koniecznością prowadzenia dalszych badań zmierzających do wdrożenia monokrystalicznych materiałów ściernych do wytwarzania narzędzi ściernych o trwałości porównywalnej ze ściernicami diamentowymi przy kosztach wytwarzania zbliżonych do ściernic konwencjonalnych.

#### Zakończenie

Przedstawione powyżej wyniki analizy teoretycznej i analogicznych badań stworzyły możliwość jakościowej i ilościowej oceny stanów dynamicznych zachodzących w obrębie

pojedynczego ziarna a także pozwoliły na zweryfikowanie dokładności zastosowanych metod obliczeniowych. Podsumowując powyższy materiał należy stwierdzić, że opracowane metody obliczeń oparte na modelu ziarna stożkowego z zaokrąglonym wierzchołkiem zapewniają dużą zgodność z wynikami badań. Umożliwiają one dość dokładne opisywanie analizowanych stanów dynamicznych związanych z pracą pojedynczego ziarna ściernego zarówno w szlifowaniu jak i w warunkach wykańczających metod obróbki ścierniej. Pewną niedogodnością tej metodyki obliczeń jest znaczna złożoność uzyskiwanych wyników, co nie powinno jednak stanowić obecnie przeszkody z racji popularności stosowania elektronicznej techniki obliczeniowej.

L i t e r a t u r a

1. Borkowski J.: Analiza wpływu zużycia ziarn ściernych na opory skrawania. Konferencja "Tendencje rozwojowe w technologii maszyn". Zielona Góra, 1975 r.
2. Borkowski J.: Testing of the usability of mono-crystal grains in abrasive processes. 3rd International Conference on Grinding Technique. "Intergrind 76". Stockholm, 1976r.
3. Borkowski J., Kubik K.: Analiza oporów skrawania ziarn ściernych skrawających w sposób ciągły. IV Międzynarodowa Konferencja "Postępy w teorii i technice obróbki materiałów". Kraków, 1973, Vol.II/7.
4. Borkowski J., Kubik K.: Badanie własności skrawnych narzędzi ściernych. Konferencja : "Technologia obróbki ścierniej" Rzeszów, 1974 r.
5. Borkowski J., Kubik K.: Jednostkowe opory skrawania ziarnami ściernymi. Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej 1976 Nr 10.
6. Eiss N.S.: Fracture of abrasive grain in grinding. Trans. ASME, J.Eng.Ind.1967, Nr 3.
7. Goddard J., Wilman H.: A theory of friction and wear during the abrasion of metals. Wear 1962, nr 5.
8. Maslov E.N.: Osnovnyje zakonomiernosti vysokoproizvoditelnogo šlifovania. Vysokoproizvoditelnoje šlifovanie. Moskva, 1960.
9. Miller D.R.: Friction and abrasion of hard solids at high sliding speeds. Proc.Royal Society of London. Series A. London, 1962. Vol. 269.
10. Yoshikawa H.: Theory of tool life for the grinding wheel. Annals CIRP.1967, Vol.14, nr 4.

## S t r e s z c z e n i e

W artykule przeprowadzono teoretyczną analizę sił występujących w różnych warunkach skrawania pojedynczymi ziarnami ściernymi. Obliczeń tych dokonano w oparciu o stożkowy model ziarna z kulistym zaokrągleniem wierzchołka. Przedstawiono również wyniki analogicznych badań przeprowadzonych przy użyciu naturalnych ziarn standardowych i odpowiednio kształtowanych modeli ziarn oraz monokrystalicznych ziarn węgla krzemowego. Porównanie ze sobą tych wyników pozwoliło na stwierdzenie, że przyjęte metody obliczeniowe z wystarczającą dokładnością przybliżają stany dynamiczne występujące w obszarze przeciętnego pojedynczego ziarna ściernego.

## On resistances in machining with abrasive grains

The paper presents a theoretical analysis of the forces present in various conditions in machining with single abrasive grains. The calculations were based on a cone-shaped and spheretipped grain model. Presented are also the results of similar investigations carried out on natural standard grains and on suitably shaped grain models and monocrystal SiC grains. On comparing the obtained results it could be established that the adopted methods of calculation approximate with sufficient accuracy the dynamic conditions present in the region of any average single abrasive grain.



Анализ сопротивлений резанию абразивными зернами  
Содержание

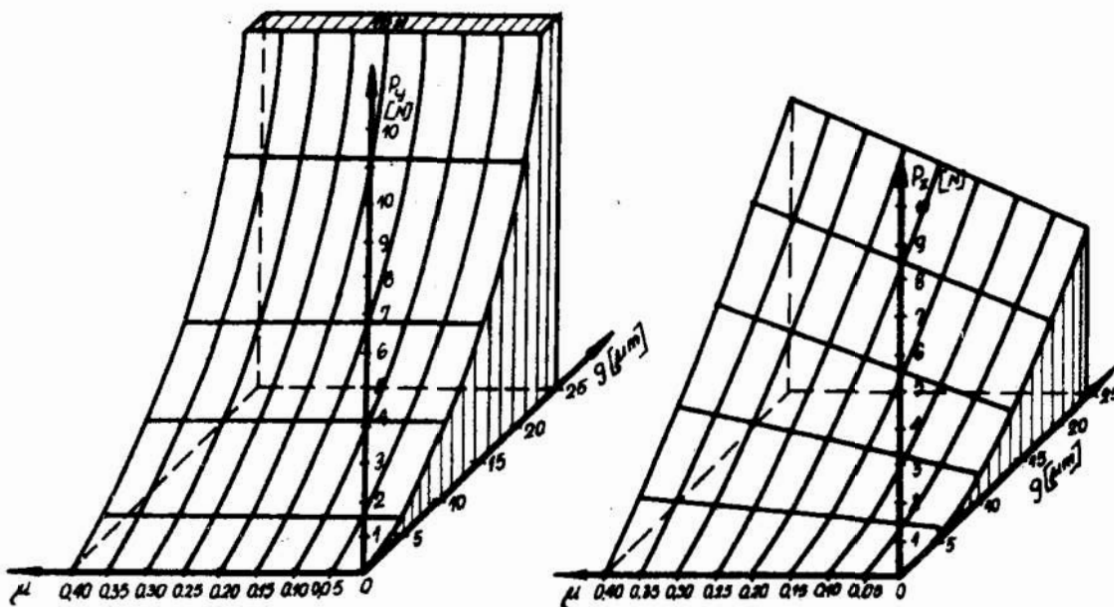
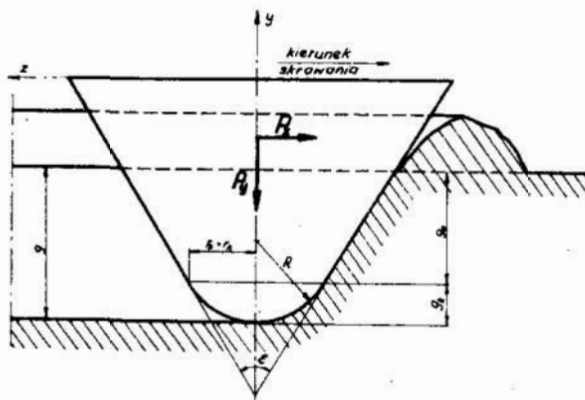
В статье дан теоретический анализ сил, выступающих в различных условиях резания отдельными абразивными зернами. Приведены расчеты на основе конусной модели зерна с шариковым закруглением вершины.

Представлены также результаты аналогичных исследований, проведенных на использовании стандартных зерен и соответственно сформированных моделей зерен и монокристаллических зерен карбида кремния.

Сравнение между собой этих результатов показало, что принятые методы расчета с достаточной точностью приближают динамические состояния, выступающие в зоне среднего отдельного абразивного зерна.

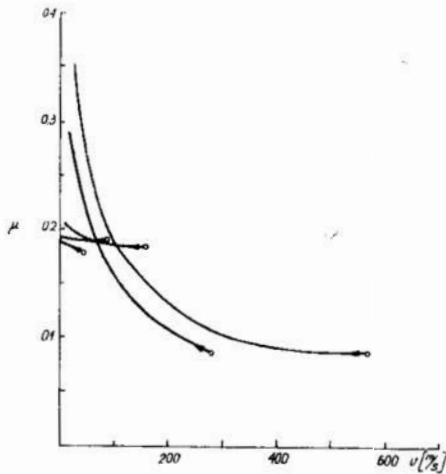
Rys.1 Schemat sztywnego skrawania przyjętym modelem ziarna

Fig.1 Diagram of rigid cutting with the celected grain model



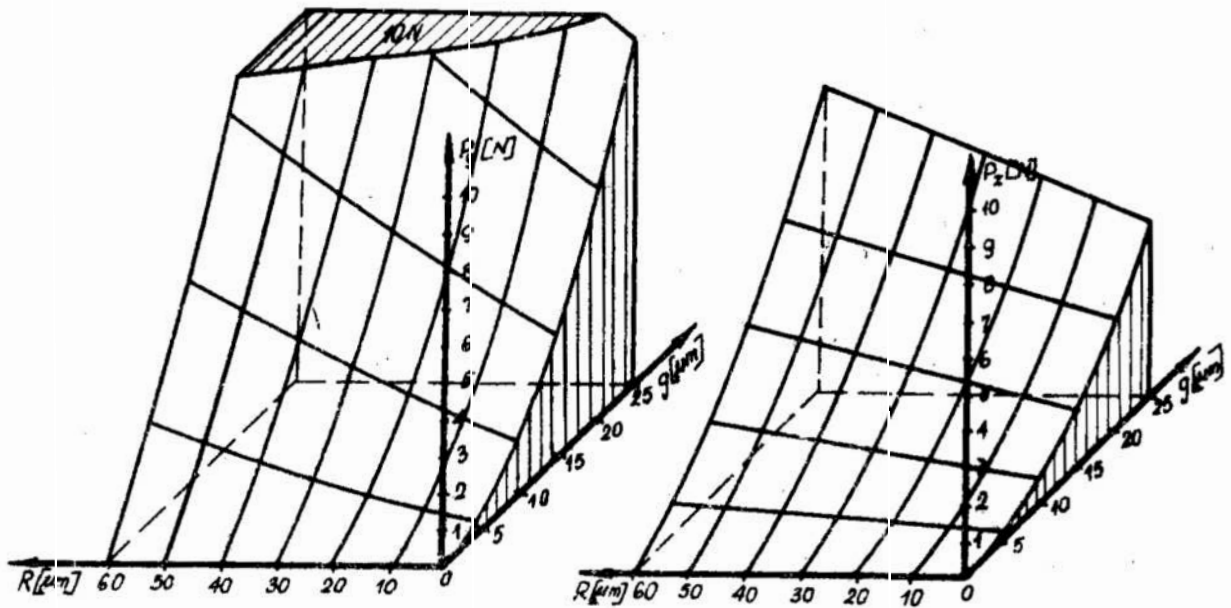
Rys.2 Kształtowanie się wartości normalnej  $P_y$  i stycznej  $P_z$  składowej siły skrawania w funkcji współczynnika tarcia i głębokości skrawania modelem ziarna o kącie  $\epsilon=120^\circ$  i promieniu zaokrąglenia  $R = 20 \mu\text{m}$ .

Fig.2 Pattern of normal  $P_y$  and tangential  $P_z$  components of the cutting force versus coefficient of friction and depth of cut by using a grain model of  $\epsilon=120^\circ$  and top radius  $R = 20 \mu\text{m}$



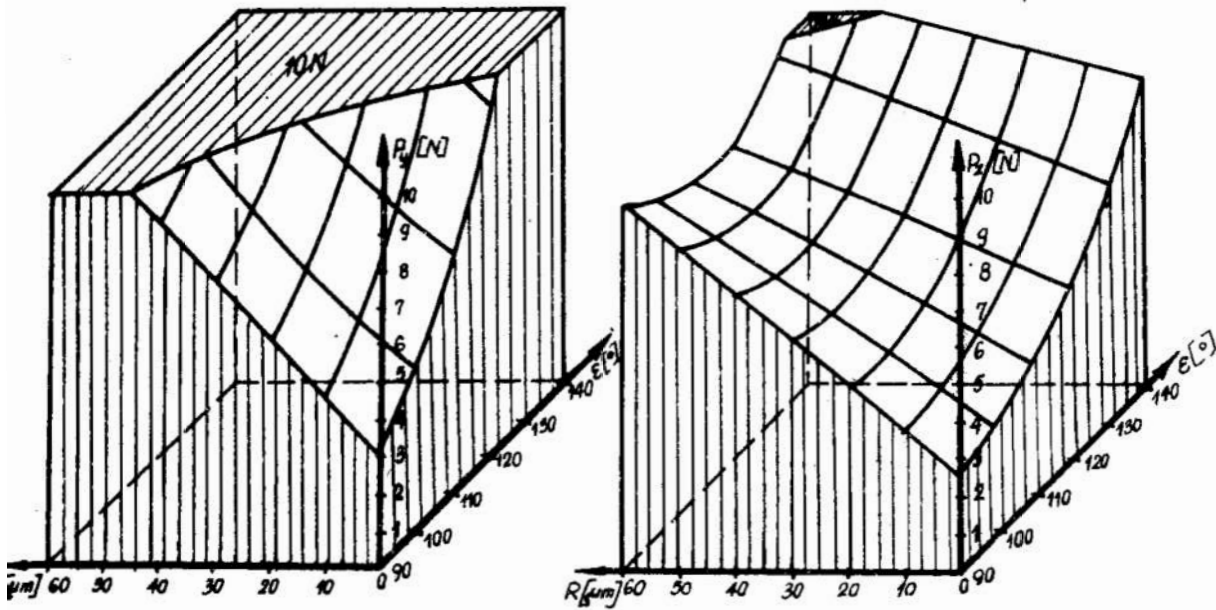
Rys.3 Zależność współczynnika tarcia węgla krzemu po stali od szybkości skrawania [9].

Fig.3 Relation between coefficient of friction of SiC on steel and cutting speed [9].



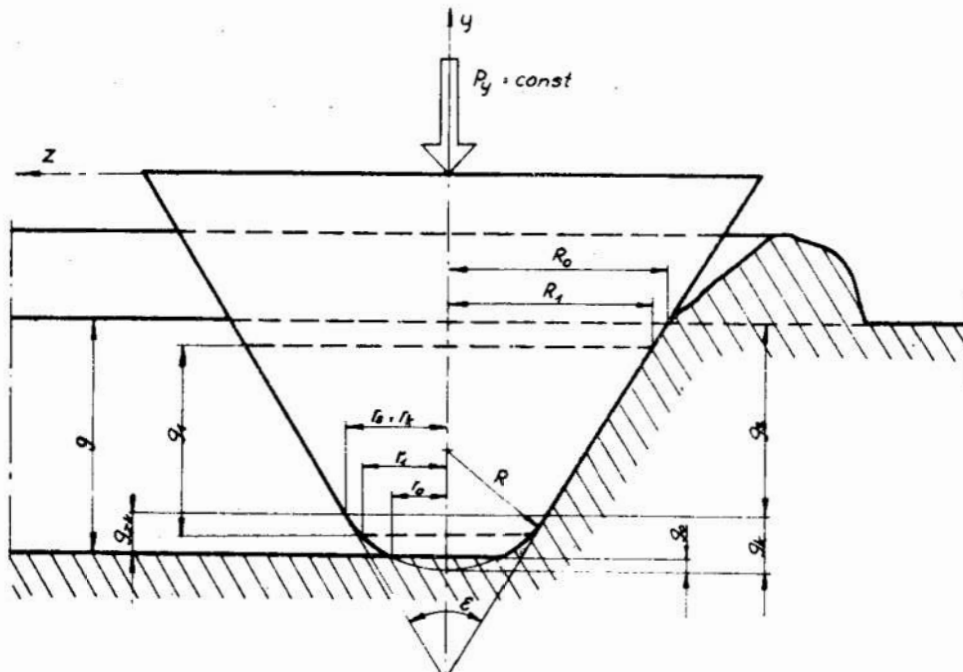
Rys.4 Kształtowanie się wartości normalnej  $P_v$  i stycznej  $P_t$  składowej siły skrawania w funkcji promienia zaokrąglenia wierzchołka i głębokości skrawania modelem ziarna o kącie  $\epsilon = 120^\circ$

Fig.4 Pattern of normal  $P_v$  and tangential  $P_t$  components of the cutting force  $v/s$  tip radius and depth of cut while using a grain model of  $\epsilon = 120^\circ$



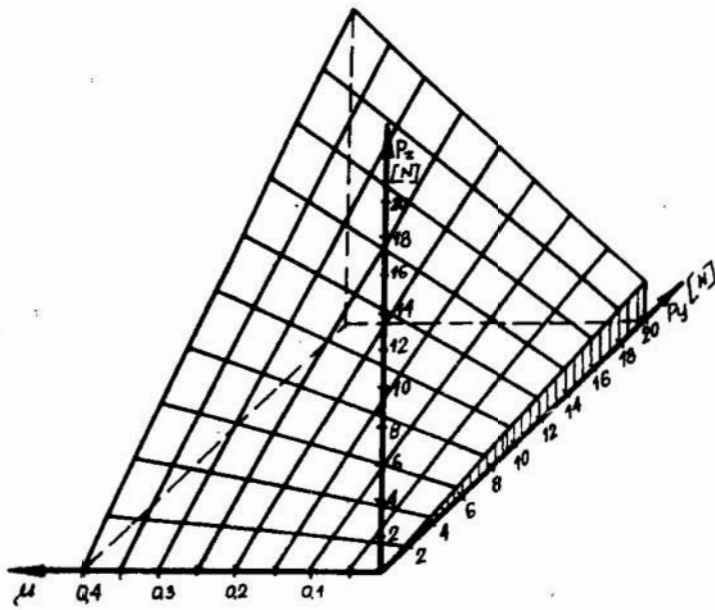
s.5 Kształtowanie się wartości sił składowych od stereometrii delu ziarna skrawającego z głębokością  $g = 25 \mu\text{m}$ .

g.5 Pattern of component forces in relation to the solid ometry of the grain model while cutting with a depth  $g = 25 \mu\text{m}$



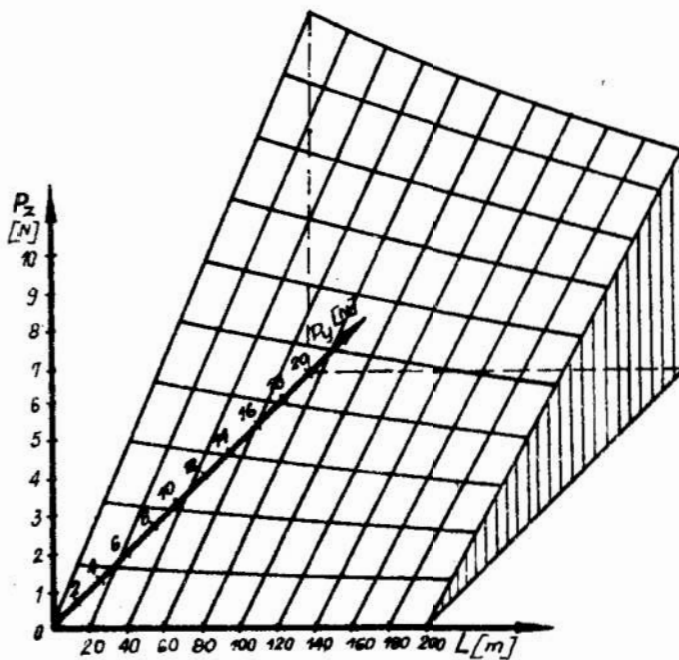
Rys.6 Schemat sprężystego skrawania przyjętym modelem ziarna.

Fig.6 Diagram of elastic cutting with the selected grain model



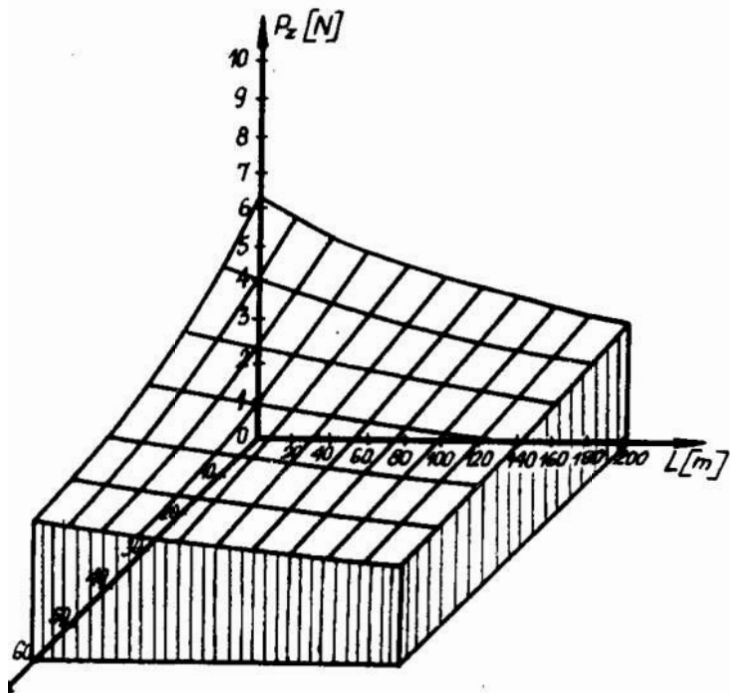
Rys.7 Kształtowanie się wartość siły stycznej od współczynnika tarcia i obciążenia normalnego modelu ziarna o kącie  $\varepsilon = 120^\circ$  i promieniu zaokrąglenia  $R = 20 \mu$

Fig.7 Pattern of tangential for in relation to the ceofficient of friction and to normal load of a grain model with  $\varepsilon = 120^\circ$  and top radius  $R = 20 \mu\text{m}$



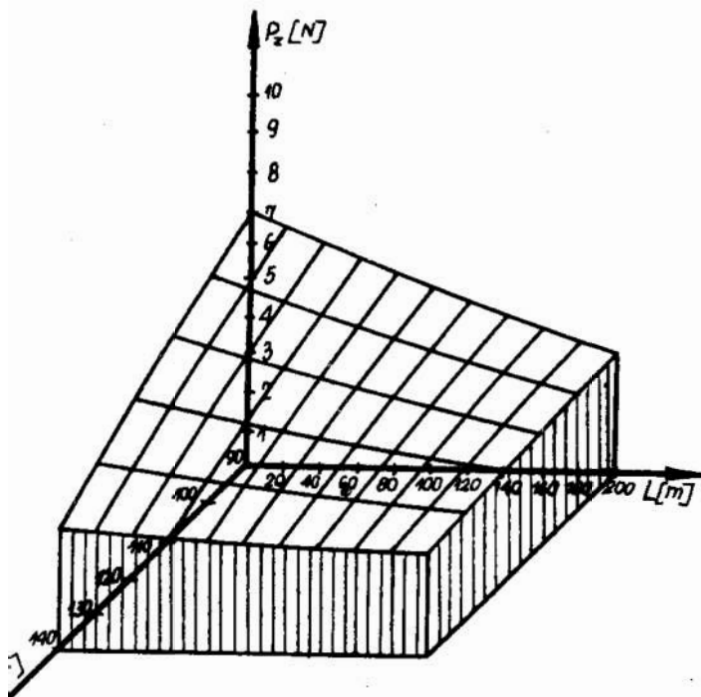
Rvs.8 Zależność siły stycznej od obciążenia normalnego i drgi skrawania modelami ziarna kącie  $\varepsilon = 120^\circ$  i promieniu zaokrąglenia  $R = 20 \mu$

Fig.8 Dependence of tangential force from normal load and cutting path while using grai models with  $\varepsilon = 120^\circ$  and top radius  $R = 20 \mu\text{m}$



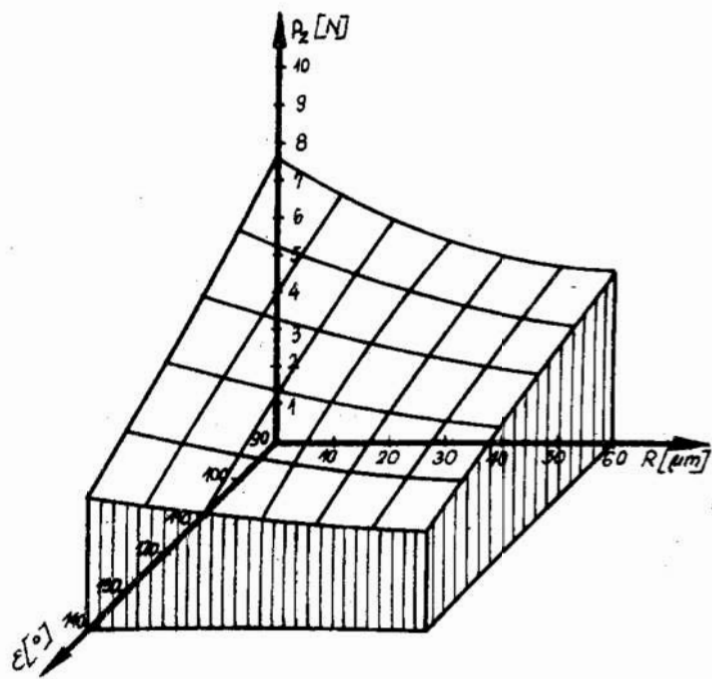
Rys.9 Zależność siły stycznej od drogi skrawania i promienia zaokrąglenia modelu ziarna o kącie  $\varepsilon=120^\circ$  poddanego obciążeniu normalnemu siłą  $P_y = 10$  N

Fig.9 Dependence of tangential force from cutting path and top radius of a grain model with  $\varepsilon=120^\circ$  under normal load with force  $P_y = 10$  N



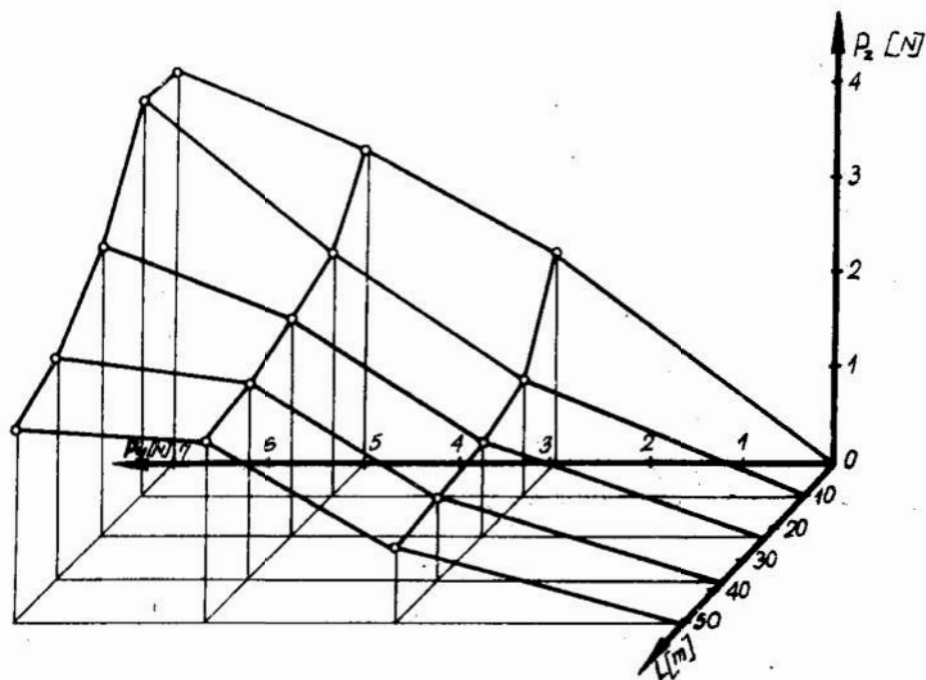
Rys.10 Zależność siły stycznej od drogi skrawania i kąta wierzchołkowego modelu ziarna o promieniu zaokrąglenia  $R=20 \mu\text{m}$  poddanego obciążeniu normalnemu siłą  $P_y = 10$  N

Fig.10 Dependence of tangential force from cutting path and included angle of a grain model with top radius  $R=20 \mu\text{m}$  under normal load with force  $P_y = 10$  N



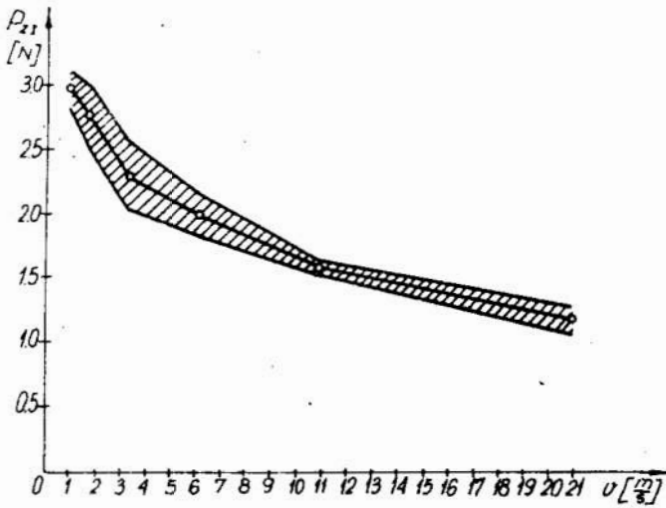
Rys.11 Kształtowanie się siły stycznej od stereometrii modelu ziarna obciążonego normalną siłą  $P_v = 10\text{N}$  po przebyciu drogi skrawania  $L = 100\text{m}$

Fig.11 Pattern of tangential force in relation to the solid geometry of a grain model loaded with a normal force  $P_v = 10\text{N}$  having passed a cutting path  $l = 100\text{m}$



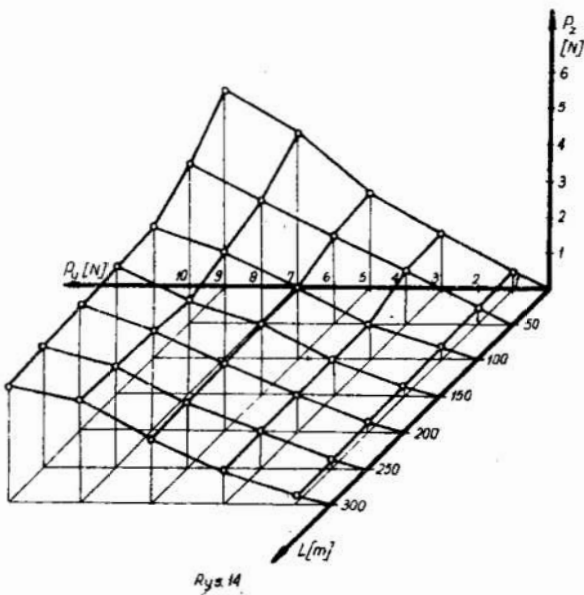
Rys.12 Zależność przeciętnej wartości siły stycznej od drogi skrawania i obciążenia normalnego ziarn nr 14/SiC, gat.III Arendal/ przy skrawaniu żeliwa z szybkością  $v = 0,826 \text{ m/s}$

Fig.12 Dependence of average value of tangential force from cutting path and normal load of N-14 grains /SiC, grade III, Arendal/ when machining cast iron at a speed  $v = 0.826 \text{ m/s}$



Rys.13 Zależność początkowej wartości siły stycznej przy skrawaniu żeliwa od szybkości skrawania ziarnami nr 14 /SiC, gat.III Arendal/ przy obciążeniu normalnym siłą  $P_y = 5N$ .

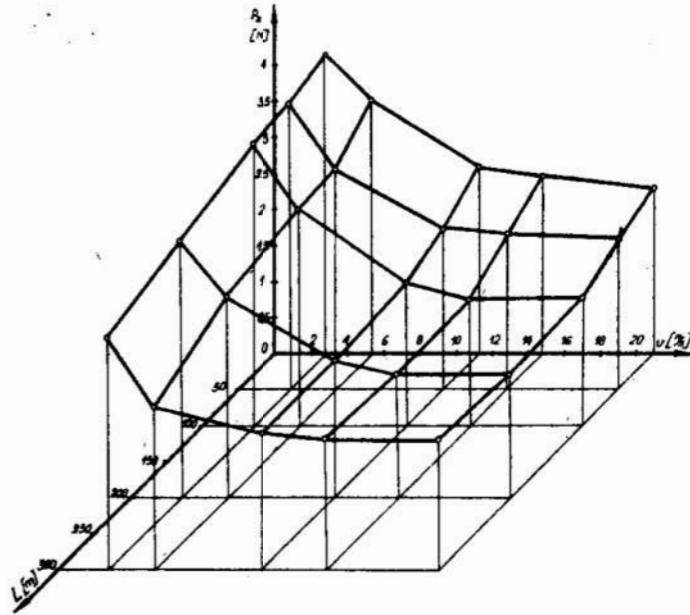
Fig.13 Dependence of initial tangential force in machining cast iron from cutting speed while using N<sup>o</sup> 14 grains /SiC, grade III Arendal/ at normal load with force  $P_y = 5N$



Rys.14 Zależność siły stycznej od obciążenia normalnego i drogi skrawania modelami ziarn przy skrawaniu żeliwa z szybkością  $v = 10,905$  m/s.

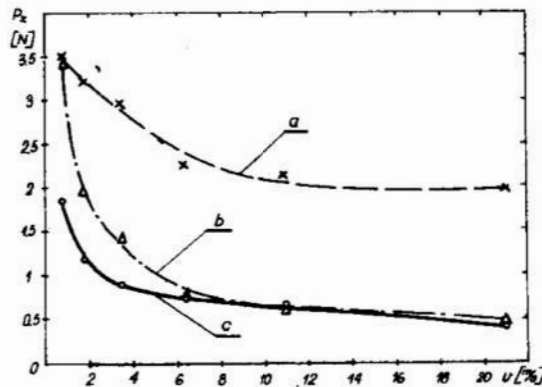
Fig.14 Dependence of tangential force from normal load and cutting path while using grain models in machining cast iron at speed  $v = 10.905$  m/s





Rys.15 Zależność siły stycznej przy skrawaniu żeliwa od szybkości i drogi skrawania modelami ziarn obciążonymi siłą normalną  $P_y = 5$  N.

Fig.15 Dependence of tangential force in machining cast iron from cutting speed and path while using grain models loaded with normal force  $P_y = 5$  N



Rys.16 Zależność stycznej siły skrawania ziarnami monokrystalicznymi od szybkości przy skrawaniu: a-brązu, b-stali, c-żeliwa.

Fig.16 Dependence of tangential cutting force while using monocrystal grains from cutting speed in machining: a-bronze, b-steel, c-cast iron

Doc.dr inż. Józef Borkowski  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
w Koszalinie

NAPRĘŻENIA SKRAWANIA A JEDNOSTKOWE ZUŻYCIE ENERGII  
W OBRÓBCE ŚCIERNEJ

Wprowadzenie

Jedną z metod oceny przydatności obróbkowej nowych rodzajów materiałów ściernych są badania pojedynczych ziarn ściernych. Zwykle efektywność skrawania ziarnami oceniana jest według wydajności względnej lub zdolności skrawnej uwzględniającej warunki skrawania. Dla pełniejszej jednak oceny ekonomiczności obróbki bardzo pomocna jest znajomość nakładów energetycznych, które ponosi się przy zeskraniu jednostki objętości materiału obrabianego. Okazuje się, że jest to wielkość związana ze względnym oporem skrawania. Oceny takiej można zatem dokonać na podstawie kształtowania się wartości naprężeń występujących w obróbce ścierniej.

Znajomość naprężeń skrawania jest więc bardzo istotna przy ocenie efektywności obróbki, a także ze względów poznawczych procesów ściernych. Analiza wielu prac z zakresu podstaw obróbki ścierniej wykazała, że ostatecznie nie ustalono poziomu jednostkowych naprężeń skrawania przypadających na poszczególne ziarna ściernie. Stwierdza się, że zależą one od warunków skrawania a głównie od grubości skrawanej jednostkowo warstwy materiału obrabianego. Ponadto ocena naprężeń obarczona jest dużym błędem bowiem nie jest to wielkość mierzona bezpośrednio a wylicza się ją z oporów skrawania i szacunkowo określonej ilości ziarn aktywnie skrawających.

Wszystko to jest przyczyną bardzo dużych rozbieżności w ocenie jednostkowych naprężeń skrawania, występujących w obróbce ścierniej. Według Brücknera [4] styczne naprężenie jednostkowe dla ziarn skrawających w przeciętnych warunkach szlifowania wynosi średnio około  $137\ 000\ \text{MN/m}^2$ .

Cytowany w tej samej publikacji Sata [wg 4] ocenia wartość tych naprężeń przy skrawaniu warstw o grubości  $0,4 - 2\ \mu\text{m}$ , jako równą odpowiednio od  $981\ 000\ \text{MN/m}^2$  do  $196\ 200\ \text{MN/m}^2$ . Inni [8] podają znacznie mniejsze wartości naprężeń uzależniając je od szybkości skrawania. Przy quasistatycznym skrawaniu stali St 3 występują naprężenia rzędu  $6000\ \text{MN/m}^2$ , natomiast przy szybkości skrawania rzędu  $100\ \text{m/s}$  wartość tych naprężeń obniża się do połowy.

Maslov w swej ostatniej pracy [6] podaje, że przy szlifowaniu stali średniej twardości jednostkowe naprężenie skrawania waha się w zakresie od  $9800$  do  $19\ 600\ \text{MN/m}^2$ .

W tej samej a także i we wcześniejszych pracach dotyczących skrawania modelem ziarna przytacza on wyniki badań naprężeń w funkcji głębokości skrawania ziarnem. Według tych danych każdorazowo obserwuje się występowanie wyraźnej wartości maksymalnej. W materiałach twardych są to wartości ponad  $30\ 000\ \text{MN/m}^2$  i występują przy małej głębokości rzędu  $1\ \mu\text{m}$ . Bardziej plastyczne zaś materiały mają stosunkowo małe wartości naprężeń i mniej wyraźne maxima występujące przy większych głębokościach /rzędu  $10\ \mu\text{m}$ /.

Odmienne zaś wyniki przedstawiają japończycy [9] na podstawie badań modelowych. Wynika z nich, że ze wzrostem głębokości każdorazowo naprężenia skrawania ulegają obniżeniu. Maksymalna wartość tych naprężeń przy skrawaniu stali węglowej S50C elektrokorundowym modelem ziarna wynosi około  $10\ 000\ \text{MN/m}^2$ , natomiast ziarnem diamentowym już tylko rzędu  $4000\ \text{MN/m}^2$ . Natomiast jeszcze niższe wartości tych naprężeń uzyskano w innych badaniach modelowych [7], z których wynika, że naprężenia zależą głównie od przekroju warstwy

skrawanej i rzeczywistego kąta skrawania. W miarę powiększania się kąta skrawania jednostkowe naprężenia skrawania wzrastają. Do podobnych stwierdzeń można dojść na podstawie wyników innych badań modelowych [5]. Ogólnie można podkreślić, że większość autorów podaje wartości jednostkowych naprężeń skrawania zawierające się w zakresie od 20 000 do 30 000  $\text{NM/m}^2$ .

Z racji znacznych rozbieżności cytowanych wyników przeprowadzono własne badania, które miały na celu stwierdzenie jakiego rzędu naprężenia występują w warunkach ciągłego skrawania ziarnami ściernymi obciążonymi stałym doiskiem normalnym. Głównym jednak celem tej pracy jest relatywna ocena energetycznych nakładów skrawania ziarnami standardowymi, modelami ziarn oraz monokrystalicznymi ziarnami węgla krzemu.

#### Jednostkowe naprężenia skrawania ściernego

Badania te przeprowadzono w warunkach identycznych jak przy pomiarach statycznej siły skrawania  $P_z$  [3], która składała się na wyniknikniejszych danych! Naprężenia te określano stosunkiem jednostkowej siły skrawania do rzeczywistej powierzchni przekroju poprzecznego śladu pozostawionego na materiale obrabianym /rys.1/. Przekrój taki określono przy pomocy profilografometru ME 10 zgodnie z metodyką omówioną we wcześniejszej pracy [1]. Takie naprężenia skrawania określano z poniższej zależności, w której oznaczenia są zgodne z rys. 1:.

$$\sigma_1 = \frac{P_z}{F - (f_1 + f_2)} \quad /1/$$

Dla porównania określano również eksperymentalnie naprężenia średnie występujące w danych warunkach skrawania.

Obliczono - je na podstawie ilości wiórów zeskranych na określonej drodze skrawania - według następującej formuły:

$$\sigma_E = \frac{P_z \cdot \gamma \cdot L}{Q'} \quad /2/$$

gdzie:

- $P_z$  - styczna siła skrawania,
- $Q$  - ciężar zeskranych wiórów,
- $\gamma$  - gęstość materiału obrabianego,
- $L$  - droga skrawania

Naprężenia określone według zależności /1/ są szczególnie pomocne przy ocenie wartości w początkowym stadium skrawania i wtedy też były one głównie stosowane.

Natomiast naprężenia średnie określone zależnością /2/ miały jedynie pomocniczą rolę i pozwalały na ocenę przeciętnych naprężeń skrawania występujących w rozpatrywanych warunkach badań.

Analiza początkowych wartości naprężeń skrawania ziarnami standardowymi wykazała występujący każdorazowo znaczny rozrzut wartości. Przykładem może tu być rys. 2 ilustrujący kształtowanie się początkowych naprężeń skrawania /  $\sigma_1$  / w funkcji kąta wierzchołkowego ziarn /  $\epsilon$  / oraz kąta skrawania /  $\delta$  /. Z rysunku tego wynika, że przeciętna wartość naprężenia skrawania jest rzędu  $8 \cdot 700 \text{ MN/m}^2$ , lecz rozrzut poszczególnych wartości jest bardzo duży i zawiera się w zakresie od  $50 \text{ MN/m}^2$  do blisko  $50 \text{ 000 MN/m}^2$ , w niektórych zaś pojedynczych przypadkach badań występowały naprężenia takiego samego rzędu jak w badaniach Sata [wg 4] . Natomiast w analizowanych tu /rys.2/ warunkach przeciętna wartość naprężeń występuje przy przeciętnym kącie wierzchołkowym  $\epsilon = 140^\circ$  oraz przeciętnym kącie skrawania  $\delta = 155^\circ$ . Stan tak zróżnicowanych wartości naprężeń skrawania poszczególnymi ziarnami jest głównie wynikiem bardzo zróżnicowanej stereometrii wierzchołków ziarn. Trudno jednak byłoby doszukiwać się tu jednoznacznych zależności naprężeń skrawania od stereometrii ziarn. Jest to zapewne możliwe jedynie w wyniku badań modelowych. Okazuje się jednak, że prze-

ciężne wartości naprężeń skrawania występują w zakresie identycznych parametrów stereometrycznych jak i w badaniach mikrostruktury powierzchni obrabianej [1]. Potwierdza to również następny rys.3, na którym przedstawiono zależność naprężeń początkowych /  $\sigma_1$  / i średnich /  $\sigma_{E50}$  / od promienia zaokrąglenia /  $\rho$  /. Wartości naprężeń początkowych można uznać za rzeczywiste i uzależnić ich poszczególne wartości od stereometrii ziarn, gdyż występują one na początku okresu skrawania. Wskutek znacznego jednak zużycia się ziarn w procesie skrawania ich stereometria ulega zmianie i to na ogół pogarsza warunki skrawania. Dlatego też uzależnianie średnich naprężeń skrawania od stereometrii początkowej ziarn jest wielce problematyczne, zrozumiałe natomiast staje się dlaczego wartości tych naprężeń znacznie na ogół przewyższają wartości początkowych naprężeń skrawania. Przykładem wzajemnej relacji tych naprężeń może być właśnie rys.3, na którym naprężenia średnie są ilustracją wartości przeciętnych określanych, na drodze skrawania równej 50m. Przeciętne wartości tak określonych naprężeń są ponad czterokrotnie większe od naprężeń początkowych co jest głównie wynikiem narastającego zużycia ziarn. Pomimo obserwowanych powyżej znacznych rozrzutów poszczególnych wartości naprężeń skrawania okazuje się, że wartości przeciętne układają się w przebiegi rzeczywiste. Przykładem mogą tu być poniższe wykresy.

Analiza przebiegów przeciętnych wartości naprężeń skrawania pozwala ocenić jak zmieniają się one w cyklu obróbki. Stwierdzono /rys.4/, że w miarę przyrostu drogi skrawania-wywołującej wzrost zużycia ziarna - naprężenia skrawania monotonicznie wzrastają. Zużycie ziarn dociskanych ze stałą siłą  $P_y$  wywołuje ich "wypływanie" z materiału obrabianego zgodnie z teorią przedstawioną w poprzednim artykule [3]. W praktyce obserwuje się podobny spadek głębokości skrawania co na rys. 4 przedstawiono odpowiednimi

liniami przerywanymi. Z przebiegów tych wynika, że w końcowym etapie skrawania znaczne zużycie ziarn spowodowało bardzo wyraźne obniżanie głębokości skrawania. Analizując wykresy głębokości oraz naprężeń skrawania występujących przy różnych szybkościach można stwierdzić, że przy najmniejszej szybkości uzyskuje się średnie wartości analizowanych wielkości. Wzrost szybkości powoduje najpierw spadek naprężeń skrawania, po czym występuje ponowny ich wzrost. Odwrotnie zaś kształtuje się głębokość skrawania. Dokładniej zależności te zilustrowano na rys.5, na którym przedstawiono w funkcji szybkości skrawania początkowe naprężenia skrawania /  $\sigma_1$  / oraz naprężenie średnie /  $\sigma_{E10}$  / określone na drodze skrawania 10 m i /  $\sigma_{E50}$  / określone na drodze skrawania 50m. Stwierdza się że są to przypadki podobne do siebie a każdy następny osiąga wartości większe od poprzedniego. Z zależności tych wynika, że przy skrawaniu żeliwa minimalne wartości naprężeń występują przy szybkości ponad 3 m/s. Stwierdzono przy tym, że dalszy wzrost szybkości - przy skrawaniu ziarnami dociskanymi do przedmiotu ze stałym obciążeniem  $P_y$  - wywołuje ponowny wzrost naprężeń. Jest to sprzeczne z ogólnie przyjętym poglądem, że wzrost szybkości szlifowania, przebiegającego przy stałej głębokości skrawania, wywołuje obniżenie stycznego naprężenia skrawania [8]. Obserwowane tu przebiegi naprężeń są tylko pozornie sprzeczne, bowiem zmiany własności plastycznych materiału obrabianego występujące wraz ze wzrostem szybkości skrawania, wywołują znaczne zróżnicowanie zagłębienia ziarna w materiale obrabianym. Zależność głębokości skrawania od szybkości przy ustalonym obciążeniu ziarn ilustrują wykresy zaznaczone linią przerywaną. Wynika z nich, że zarówno na początku / $g_1$ / skrawania jak i po przebyciu 50 m drogi / $g_{50}$ / charakter zmian głębokości jest podobny, aczkolwiek wskutek zużycia ziarn głębokości te różnią się ponad czterokrotnie.

Podobne przebiegi naprężenia w funkcji szybkości skrawania obserwuje się również dla pozostałych materiałów obrabianych. Przykładem może tu być rys.6, obrazujący kształtowanie się przeciętnych wartości początkowych naprężeń skrawania różnych materiałów w funkcji szybkości skrawania. Najmniejsze naprężenia skrawania występują przy skrawaniu brązu, średnie przy skrawaniu żeliwa i największe przy skrawaniu stali. Jednakże przedstawione to naprężenia skrawania stali są nieco zawyżone bowiem wraz z bocznymi wpływami materiału - gromadzącymi się na poboczach śladu skrawania - pozostawały tam przytwierdzone wióry. W efekcie obliczeniowa powierzchnia przekroju poprzecznego śladu skrawania była w tym przypadku zaniżona w stosunku do rzeczywistej uwzględnionej w procesie skrawania.

Nieco odmiennie kształtują się naprężenia przy skrawaniu modelami ziarn o kącie wierzchołkowym  $\varepsilon = 120^\circ$  i promieniu zaokrąglenia wierzchołka rzędu  $35 \mu\text{m}$  [3]. Ponieważ w praktyce nie stosuje się tego rodzaju ziarn - a głównym celem tych badań było sprawdzenie metod obliczeniowych [3] - dla ułatwienia zadania naprężenia te określano jedynie metodą eksperymentalną według zależności /2/. W trakcie tych badań stwierdzono, że - zapewne z racji dużego promienia zaokrąglenia wierzchołka i znacznej gładkości powierzchni modelu ziarna - naprężenia te wielokrotnie przewyższają poziom tych, jakie występowały przy skrawaniu ziarnami standardowymi. Wprawdzie i w tych badaniach najmniejsze naprężenia obserwuje się przy skrawaniu brązu ale już naprężenia skrawania żeliwa i stali są tego samego rzędu. Dla zilustrowania typowych występujących to przebiegów, na rys. 7 przedstawiono zależność naprężeń występujących przy skrawaniu żeliwa od szybkości i drogi skrawania. Z rysunku tego wynika, że wzrost szybkości skrawania wywołuje na ogół tendencję wzrastania naprężeń ale jest to zależność nieregularna. Natomiast ze wzrostem drogi skrawania obserwuje się regularny przyrost naprężeń skrawania. Jest to powodowane zużyciem ziarn i to zapewne głównie zużyciem



dyfuzyjnym, bowiem przy skrawaniu stali i żeliwa intensywność przyrostu naprężeń skrawania jest znacznie większa aniżeli przy skrawaniu brązu.

Jeszcze inne zależności naprężeń, ocenianych eksperymentalnie według zależności /2/, obserwuje się przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi [2]. Naprężenia te są z kolei mniejsze od obserwowanych podczas skrawania ziarnami standardowymi i może to wytłumaczyć dużą regularnością kształtów, korzystną stereometrią skrawania oraz niebywałą ostrością krawędzi skrawających monokryształów węgla krzemowego. Również i w tych eksperymentach stwierdzono /rys.8/, że ze wzrostem szybkości skrawania naprężenia wzrastają; przy czym największe zróżnicowanie obserwuje się w skrawaniu żeliwa. Stwierdzono ponadto, że bez względu na długość przebytej drogi skrawania / w zakresie do 1000 m/ naprężenia skrawania utrzymuje się każdorazowo praktycznie na jednakowym poziomie. Jest to wynikiem znacznej odporności na zużycie ściernie monokrystalicznych ziarn węgla krzemowego.

W podsumowaniu powyższych badań należy stwierdzić, że naprężenia skrawania pozostają w ścisłym związku z regularnością i gładkością powierzchni badanych ziarn. W ziarnach standardowych bowiem, które posiadały bardzo rozwiniętą powierzchnię, zużycie ziarn w miarę przyrostu drogi skrawania było największe, co wywoływało z kolei największy przyrost naprężeń skrawania. Modele ziarn ściernych odznaczające się dużą regularnością kształtów i gładkością powierzchni zużywały się nieznacznie i niewielki też był przyrost naprężeń w trakcie czasu skrawania. Natomiast idealna wręcz regularność kształtów i najwyższa gładkość powierzchni ostrzy monokryształów SiC minimalizując zużycie ziarn zapewnia utrzymanie się naprężeń na praktycznie niezmiennym poziomie.

### Jednostkowe zużycie energii w skrawaniu ściernym

Oceniając ekonomiczne aspekty procesu obróbkowego konieczna jest znajomość zapotrzebowania energii skrawania i nakładów globalnych związanych z usuwaniem naddatków materiału obrabianego. Przez jednostkowe zużycie energii rozumie się zapotrzebowanie energii niezbędnej dla zeskrwania jednostkowej objętości materiału obrabianego. Okazuje się, że jest to wielkość pochodna naprężeniom skrawania, bowiem z iloczynu siły i drogi skrawania otrzymuje się energię, zaś iloczyn przekroju i długości skrawania daje objętość usuwanego materiału. Można zatem napisać, że jednostkowe zużycie energii skrawania ściernego jest równe:

$$e \left[ \frac{\text{J}}{\text{mm}^3} \right] = 10^{-3} \cdot 6 \left[ \frac{\text{MN}}{\text{m}^2} \right] \quad /3/$$

Zatem przeskalowując odpowiednio osie rzędnych na wszystkich poprzednich wykresach naprężeń skrawania można ocenić poziom jednostkowego zużycia energii przy skrawaniu ściernym. Natomiast globalne nakłady energetyczno - materiałowe oprócz jednostkowego zapotrzebowania energii uwzględniają również ilość materiału ściernego zużywanego przy zeskrwaniu jednostkowej objętości materiału obrabianego. Zatem taki energetyczno - materiałowy wskaźnik globalny wyraża się następującą zależnością:

$$M = e \frac{V_z}{V_m} \quad /4/$$

gdzie:

$V_m$  - objętość zeskrwanego materiału obrabianego,

$V_z$  - objętość ziarna zużytego przy tym skrawaniu.

Porównując zatem ze sobą obydwa powyższe wskaźniki stwierdza się że charakteryzują się one identycznymi mianami wartości  $[\text{J}/\text{m}^3]$ . Należy tu jednak pokreślić, że dla oceny bieżących

nakładów na zeskrwanie jednostkowej objętości materiału obrabianego wystarczająca jest znajomość aktualnego zużycia energii w rozpatrywanym momencie skrawania. Natomiast chcąc znać rozmiary potencjału energetycznego niezbędnego dla przeprowadzenia operacji obróbkowych - a więc i kosztów obróbki - należy dokonywać oceny globalnych nakładów energetyczno - materiałowych, które uwzględniają zarazem trwałości narzędzia.

Analizując kształtowanie się tych nakładów przy skrawaniu ziarnami standardowymi można się oprzeć na omówionych już wykresach naprężeń skrawania zamieszczonych na rys. 4 - 6. Pomijając zatem przedstawione tam wartości mnożnika  $\times 10^3 \text{ MN/m}^2$  otrzymuje się przebiegi nakładów energetycznych a wyrażonych w  $\text{J/mm}^3$ . Z danych tych wynika, że w początkowej fazie skrawania zużycie energii jest rzędu od kilku do kilkunastu  $\text{J/mm}^3$ , a w miarę wzrostu zużycia ziarn - postępującego wraz z przyrostem drogi skrawania - zapotrzebowanie energii skrawania ściernego wzrasta zgodnie z przebiegami przedstawionymi na rys.4. Obserwuje się przy tym, że najmniejsze zużycie energii występuje przy szybkości skrawania rzędu 3 m/s; przy czym najekonomiczniej jest skrawany brąz, największe zaś zużycie energii występuje przy skrawaniu stali. Uwzględniając zaś globalne energetyczno - materiałowe nakłady skrawania ziarnami standardowymi otrzymuje się zależność o nieco innym charakterze /rys.9/, aczkolwiek również i w tym przypadku najmniejsze nakłady rzędu  $0,02 \text{ J/mm}^3$  występują przy szerokości skrawania rzędu 3 m/s. Wpływ natomiast drogi skrawania - i związanego z nią zużycia ziarn - na globalne nakłady energetyczne jest minimalny. Jest to na ogół przebieg nieznacznie rosnący w miarę przyrostu drogi skrawania.

Podobnie jak przy ziarnach standardowych również i przy wynikach skrawania modelami ziarn z wykresu naprężeń skrawania-przedstawionego na rys. 7 - można ocenić

zapotrzebowanie energii skrawania  $e$  [ $J/mm^3$ ] należy jednak pominąć występujący tam mnożnik  $\times 10^3 MN/m^2$ . Z porównania tego wykresu z danymi dotyczącymi ziarn standardowych wynika głównie fakt, że zużycie energii skrawania ściernego modelami ziarn jest przeciętnie kilkunastokrotnie większe. Jeszcze bardziej niekorzystnie wygląda porównanie globalnych energetyczno - materiałowych nakładów skrawania przedstawionych na rys. 10. Wartości tego wskaźnika przy skrawaniu ziarnami standardowymi zawierały się w zakresie ułamków  $J/mm^3$  podczas gdy skrawając modelami ziarn globalne nakłady dochodzą nierzadko do wartości kilkuset  $J/mm^3$ . Jest to wynikiem ślizgania się modeli ziarn - posiadających duży promień zaokrąglenia wierzchołka i znaczną gładkość powierzchni - po materialne obrabianym bez oddzielenia wiórów. W praktyce zdarza się, że w niewłaściwie przebiegającym procesie obróbki może wystąpić zatępienie ziarn przypominające w efekcie takie właśnie modele ziarn. Zatem właściwy dobór ścierniwa do warunków skrawania jest podstawowym kryterium efektywności obróbki i należy temu poświęcać więcej uwagi niż to miało miejsce dotychczas.

Całkowicie odmienne warunki skrawania występują natomiast przy zastosowaniu monokrystalicznych ziarn węgla krzemu. O wielkiej efektywności tego procesu obróbkowego świadczą nieznaczne wartości energii potrzebne do zeskrwania jednostki objętości materiału obrabianego. Oceny jednostkowego zużycia energii skrawania ziarnami monokrystalicznymi można dokonać po uprzednim przeskalowaniu osi rzędnych wykresu przedstawionego na rys. 8 /przez pominięcie mnożnika  $\times 10^3 MN/m^2$ /. Porównując takie zależności z podobnie przeskalowanymi wykresami zamieszczonymi na rys. 6 można stwierdzić, że przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi zużywa się na ogół kilkakrotnie mniej energii niż przy skrawaniu ziarnami standardowymi. Minimalne zapotrzebowanie energii - występujące przy najmniejszych prędkościach skrawania - jest rzędu  $1 J/mm^3$ , co w efekcie jest

mniejsze od zużycia energii w tak tanim procesie jakim jest toczenie. Ale bo też i są to warunki zbliżone do toczenia a ponadto ostrze ziarna monokrystalicznego charakteryzuje się idealną wprost gładkością /rzędu  $Rz = 0,05 \mu\text{m}$ / oraz niebywałą ostrością krawędzi skrawających /promień zaokrąglenia około  $1 \mu\text{m}$ /, czego nie można powiedzieć o ostrzach noży tokarskich. Jeszcze korzystniej przedstawia się to przy porównaniu energetyczno - materiałowych nakładów globalnych, gdyż - wobec niebywale małego zużycia ziarn monokrystalicznych - wartości tego wskaźnika są wręcz znikome /najmniejsze są rzędu  $1 \cdot 10^{-7} \text{J}/\text{mm}^3$ /. Ilustracją tych zależności może być rys. 11, z którego wynika, że minimalne nakłady przypadają każdorazowo w zakresie najmniejszych szybkości skrawania i rosną w miarę jej wzrostu. Rozpatrując zaś wpływ rodzaju materiału obrabianego okazuje się, że przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi najniższe energetyczno - materiałowe nakłady globalne ponosi się przy skrawaniu brązu, najwyższe zaś przy skrawaniu stali. Skrawanie żeliwa natomiast przebiega przy średnich nakładach globalnych, które w miarę wzrostu szybkości skrawania wykazują jednak najintensywniejszy przyrost wartości. Każdorazowo jednak nakłady te są co najmniej kilka tysięcy razy mniejsze niż przy skrawaniu ziarnami standardowymi. Z analizy wartości obydwu wskaźników wynika, że przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi każdorazowo ponosi się najmniejsze nakłady na obróbkę. Zatem wdrożenie tych ziarn do wytwarzania narzędzi ściernych powinno przynieść znaczne efekty ekonomiczne. Szerszej analizy przydatności tych ziarn do procesów obróbkowych dokonano w odrębnej pracy [2] .

#### Zakończenie

W niniejszym artykule oceny naprężeń skrawania dokonywano dwoma różnymi metodami. Każdorazowo zmierzoną wartość stycznej siły skrawania odnoszono bądź do powierzchni

przekroju określonej z profilografu śladu skrawania, bądź też do średniej powierzchni wyliczonej z ilości wiórów zeskrawanych podczas badań. Analizując wyniki tych badań stwierdzono, że naprężenia skrawania zależą głównie od regularności kształtów oraz gładkości powierzchni ziarn, w związku z czym można sformułować kilka szczegółowych wniosków:

- 1/ w zależności od warunków badań przeciętne wartości naprężeń skrawania ziarnami atandardowymi zawierają się w zakresie kilkudziesięciu tysięcy  $\text{MN/m}^2$ ; niemniej rozrzuty naprężeń z poszczególnych ziarn są bardzo duże i dochodzą nieraz do dziesięciokrotnie wyższych wartości.
- 2/ Naprężenia skrawania - wskutek zużycia ziarn - wznoszą się wraz z przyrostem drogi skrawania; natomiast w wyniku zmian własności plastycznych materiału obrabianego i głębokości skrawania wzrost szybkości skrawania wywołuje początkowo spadek naprężeń a powyżej  $v = 3,2 \text{ m/s}$ , ponowny ich wzrost.
- 3/ W warunkach skrawania ziarnami standardowymi najmniejsze naprężenia występują przy skrawaniu brązu, największe zaś przy skrawaniu stali.
- 4/ Skrawając natomiast modelami ziarn stwierdzono występowanie znacznie wyższych naprężeń skrawania, które wraz z przyrostem drogi i szybkości skrawania wykazują tendencję wzrostową.
- 5/ Przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi zaś naprężenia skrawania są mniejsze niż przy ziarnach standardowych i o ile ze wzrostem szybkości skrawania wykazują one tendencję wzrostową to przyrost drogi skrawania w zakresie kilkuset metrów praktycznie nie oddziałuje - gdyż wywołuje to jedynie nieznaczne zużycie ziarn monokrystalicznych.

- 6/ Wielkością pochodną od naprężenia skrawania są nakłady energetyczne konieczne dla zeskrwania jednostki objętości materiału obrabianego, które są obiektywnym wskaźnikiem efektywności procesu skrawania. Przy tym wskaźnik ten służy do oceny bieżących stanów energetycznych procesu skrawania, natomiast energetyczno - materiałowe nakłady globalne pozwalają na ocenę rozmiarów potencjału energetycznego ponoszonego w danym procesie obróbkowym.
- 7/ Ponieważ nakłady energetyczne są pochodne wyłącznie naprężeń skrawania, według zależności  $e \text{ [J/mm}^3\text{]} = 10^{-3} \cdot 6 \text{ [MN/m}^2\text{]}$  ich kształtowanie się we wszystkich warunkach jest identyczne jak omówionych już naprężeń skrawania.
- 8/ Porównując zaś ze sobą globalne nakłady energetyczno - materiałowe należy stwierdzić, że /w stopniu jeszcze większym niżeli w nakładach energetycznych/ rażąco największe wartości występują przy skrawaniu modelami ziarn, zupełnie małe zaś przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi. Zatem z ekonomicznego aspektu skrawanie modelami ziarn byłoby ze wszech miar nieopłacalne podczas gdy zastosowanie ziarn monokrystalicznych zwielokrotniłoby efektywność procesu obróbkowego.

Podsumowując powyższe należy stwierdzić, że prognozy zastosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej są bardzo obiecujące. Wprawdzie oparto je na wynikach badań pojedynczych ziarn, ale w przypadku pomyślnego zakończenia prowadzonych obecnie badań - można będzie zapewne otrzymać tanie narzędzia ściernie o trwałości zbliżonej do narzędzi z materiałów supertwardych.

## L i t e r a t u r a

1. Borkowski J.: Wpływ stereometrii ziarn ściernych i parametrów skrawania na mikrostrukturę stereometryczną powierzchni. Konferencja : " Postępy w rozwoju badań z zakresu technologii maszyn". Kraków, 1975.
2. Borkowski J.: Testing of the usability of mono-crystal grains in abrasive processes. 3rd International Conference on Grinding Technique. " Intergrind 76". Stockholm 1976.
3. Borkowski J.: Analiza oporów skrawania ziarnami ściernymi. Zeszyty Naukowe ITW WSInż. - Koszalin 1979.Nr 2.
4. Brückner K.: Die Schneidfläche der Schleifscheibe und ihr Einfluss die Schmittkräfte beim Aussenrundeinsteichschleifen Industrie Anzeiger 1964. Nr 11.
5. Komanduri R.: Some aspects of machining with negative rake tools simulating grinding. Int.J. MTDR. 1971.Nr 3.
6. Maslov E.N.: Teoria šlifovanja materialov. Moskva,1974.
7. Okoshi M., Yoshikawa H., Sata T.: Mechanism of grinding with a single abrasive grain. J.Soc.Precis.Mech.Japan. 1959. Nr 6.
8. Polosatkin G.O., Solomiein I.A.: Issledovanie vliania skorosti na process mikrocarapania stali. Izvestia VUZ. Mašinostroenie 1966. Nr 2.
9. Tanaka Y., Ikawa N., Tanaka T.: Frictional properties of abrasive grains. Technol.Repts Osaka Univ. 1967. Nr 797.



## NAPRĘŻENIA SKRAWANIA A JEDNOSTKOWE ZUŻYCIE ENERGII W OBRÓBCE ŚCIERNEJ

### S t r e s z c z e n i e

W artykule omówiono stan zagadnienia w zakresie względnego oporu i jednostkowych naprężeń skrawania ziarnami ściernymi. Przedstawione zostały także warunki badań naprężeń skrawania oraz zapotrzebowania energii skrawania i nakładów energetyczno - materiałowych występujących w obróbce ściernej. Badań tych dokonano przy użyciu ziarn standardowych, sztucznie kształtowanych modeli ziarn a także monokrystalicznych ziarn węgla krzemu. Wyniki tych badań pozwoliły ocenić kształtowanie się naprężeń skrawania ściernego oraz dały pogląd na rolę i oddziaływanie stereometrii i kształtu badanych ziarn. Szczególnie cenne informacje odnoszące się głównie do efektywności obróbki uzyskano z badań zużycia energii i nakładów energetyczno - materiałowych. Stwierdzono, że monokrystaliczne ziarna węgla krzemu odznaczają się nieporównywalnie większą efektywnością obróbki w odniesieniu do stosowanych dotychczas ziarn standardowych.

## CUTTING STRESSES AND UNITARY ENERGY CONSUMPTION IN ABRASIVE MACHINING

The problem of relative cutting resistance and unitary cutting stresses in machining with abrasive grains is discussed. Also presented are the conditions of investigations on cutting stresses, energy requirements in machining and expenditures in energy and materials in abrasive machining. The investigations were carried out while using standard grains, artificially shaped grain models and monocrystal SiC grains.

The investigation results made it possible to assess the pattern of stresses in abrasive machining and provided some notion on the played by the solid geometry and shape of the grains under investigation. Particularly valuable information, mainly on the efficiency of the process, was obtained from the analysis of energy consumption and of energy and material expenditures. It was found that monocrystal SiC grains are incomparably more efficient in machining than any standard grains hitherto in usage.

Напряжения резания и единичное потребление энергии при абразивной обработке

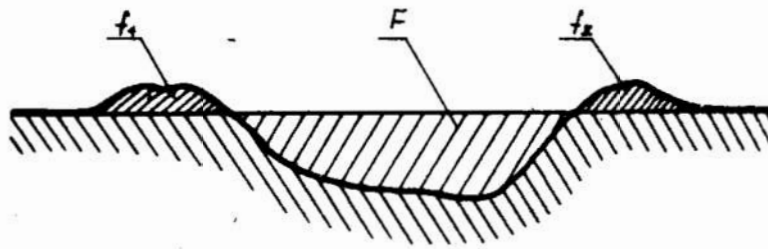
Содержание

В статье рассмотрен вопрос об относительном сопротивлении и единичных напряжениях резания абразивными зёрнами. Представлены условия исследования напряжений, а также потребление энергии резания и энергетически-материальные расходы при абразивной обработке.

Исследования проведены при использовании стандартных зёрен, искусственно формированных моделей зёрен, а также монокристаллов зёрен карбида кремния. Итоги исследований позволили оценить формирование напряжений шлифования, а также показали роль стереометрии и формы исследуемых зёрен.

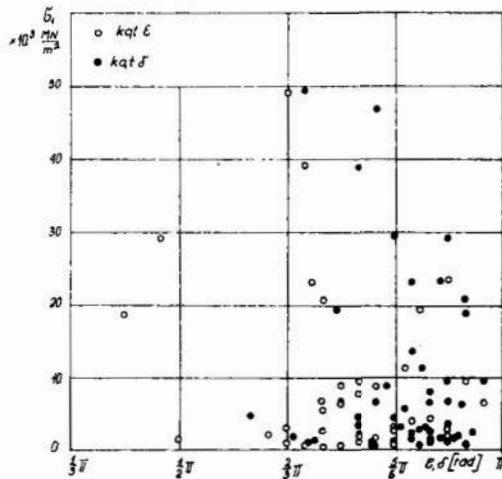
Ценные информации, относящиеся в основном к эффективности обработки, получены из исследований расхода энергии и энергетически-материальных затрат.

Подтверждено, что монокристаллические зёрна карбида кремния характеризуются несравненно большей эффективностью обработки, чем используемые до сих пор стандартные зёрна.



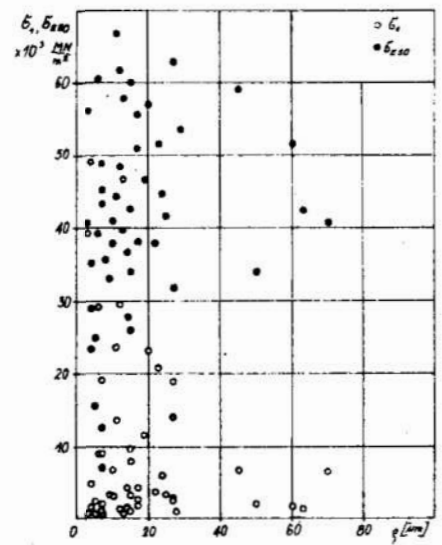
Rys.1 Schemat poprzecznego przekroju śladu skrawania ziarnem ściernym.

Fig.1 Cross-sectional diagram of a cutting trace made by abrasive grain.



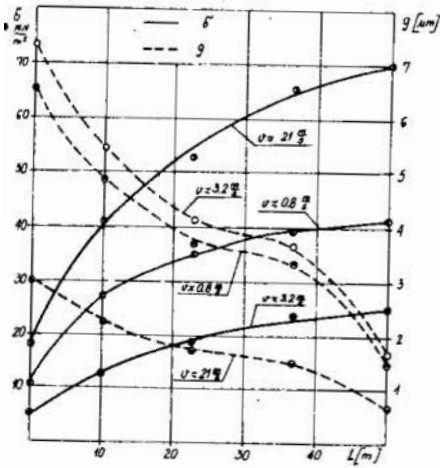
Rys.2 Kształtowanie się początkowych naprężeń skrawania w funkcji kąta wierzchołkowego ziarna /  $\epsilon$  / i kąta skrawania /  $\delta$  /. Materiał obrabiany - żeliwo stopowe. Szybkość skrawania  $v = 0,826$  m/s. Normalna siła dociskająca ziarno  $P_y = 5N$ .

Fig.2 Pattern of initial cutting stresses as function of included grain angle /  $\epsilon$  / and cutting angle /  $\delta$  /. Workpiece: alloy cast iron; cutting speed  $v = 0,826$  m/s; normal thrust force  $P_y = 5N$



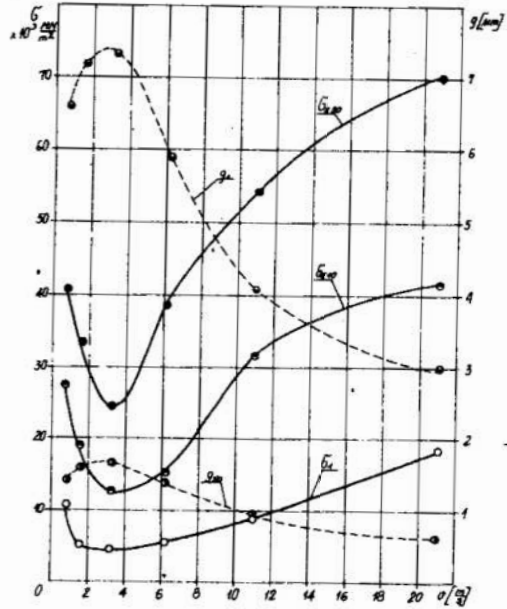
Rys.3 Kształtowanie się naprężeń skrawania początkowych /  $\sigma_1$  / i śnich z 50 m drogi skrawania /  $\sigma_{50}$  / w funkcji promienia zaokrąglenia wierzchołka ziarna. Materiał obrobiony - żeliwo stopowe. Szybkość skrawania  $v = 0,826$  m/s. Normalna siła dociskająca ziarno  $P_y = 5N$ .

Fig.3 Pattern of cutting stress initial /  $\sigma_1$  / and medium, from 50 cutting path /  $\sigma_{50}$  / on cast iron; cutting speed  $v = 0,826$  m/s; normal thrust force  $P_y = 5N$



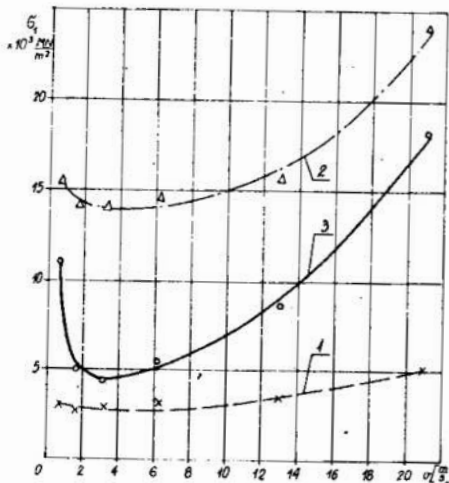
3.4 Zależność naprężeń i głębokości skrawania od drogi przy skrawaniu żeliwa stopowego ziarnami standardowymi dociskanymi siłą normalną = 5N .

3.4 Cutting stresses and depth v/s cutting path in cutting alloy cast iron with standard grains at normal thrust force  $P_y = 5N$



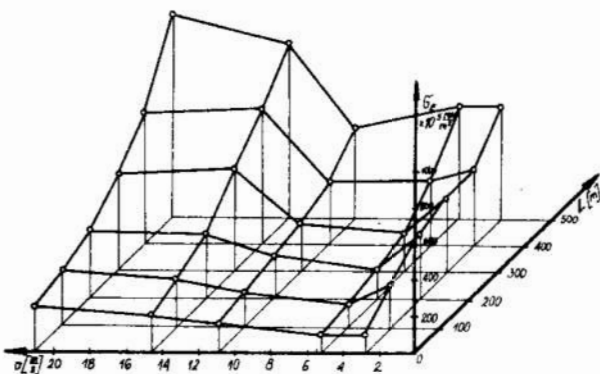
Rys.5 Zależność naprężeń i głębokości skrawania od szybkości przy skrawaniu żeliwa stopowego ziarnami standardowymi dociskanymi siłą  $P_y = 5N$ .

Fig.5. Cutting stresses and depth v/s cutting speed in cutting alloy cast iron with standard grains at normal thrust force  $P_y = 5N$ .



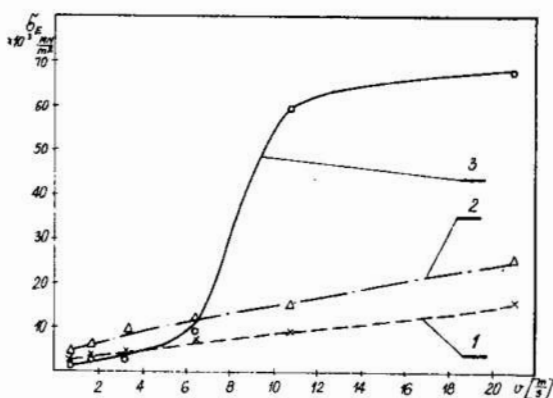
Rys.6 Zależność początkowych naprężeń skrawania od szybkości przy skrawaniu brązu /1/ stali /2/ i żeliwa /3/ ziarnami standardowymi dociskanymi siłą  $P_y = 5N$ .

Fig.6 Initial cutting stresses v/s cutting speed in cutting /1/ bronze, /2/ steel and /3/ cast iron with standard grains at thrust force  $P_y = 5N$

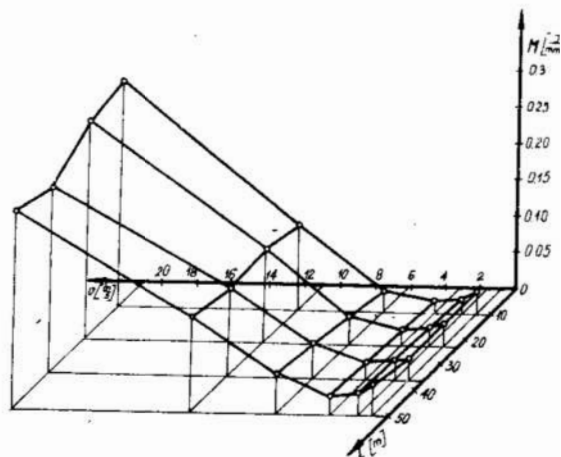


Rys.7 Kształtowanie się przeciętnych naprężeń przy skrawaniu żeliwa modelami ziarn dociskany siłą  $P_y = 5N$  w funkcji szybkości i drogi skrawania.

Fig.7 Pattern of average stresses in cutting cast iron with grain models at thrust force  $P_y = 5N$  as function of speed and cutting path



Rys.8 Zależność przeciętnych naprężeń skrawania od szybkości przy skrawaniu brązu /1/, stali /2/ i żeliwa /3/ ziarnami monokrystalicznymi dociskany siłą  $P_y = 5N$ .  
Fig.8 Average cutting stresses v/s cutting speed in cutting /1/ bronze, /2/ steel and /3/ cast iron with monocrystal grains at thrust force  $P_y = 5N$



Rys.9 Kształtowanie się globalnych nakładów energetyczno - materiałowych w funkcji szybkości i drogi przy skrawaniu żeliwa ziarnami standardowymi dociskany stałą siłą  $P_y = 5N$ .

Fig.9 Pattern of total energy and material expenditures as function of speed and path in cutting cast iron with standard grains at thrust force  $P_y = 5N$

Rys.10 Kształtowanie się globalnych nakładów energetyczno-materiałowych w funkcji szybkości i drogi przy skrawaniu żeliwa modelami ziarn dociskanyymi siłą  $P_y = 5N$ .

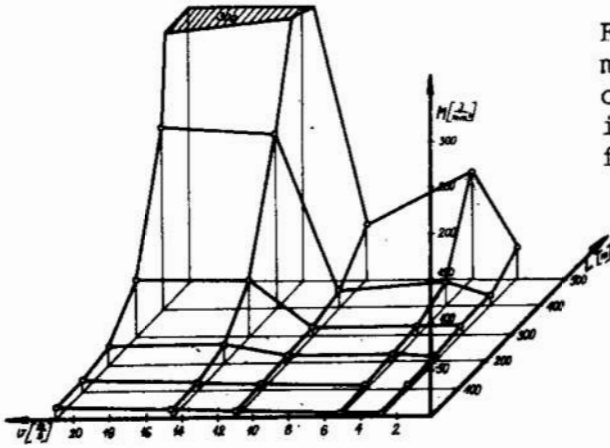


Fig.10 Pattern of total energy and material expenditures as function of speed and path in cutting cast iron with model grains at thrust force  $P_y = 5N$

Rys.11 Zależność globalnych nakładów energetyczno-materiałowych od szybkości przy skrawaniu brązu /1/ stali /2/ i żeliwa /3/ ziarnami monokrystalicznymi dociskanyymi siłą  $P_y = 5N$

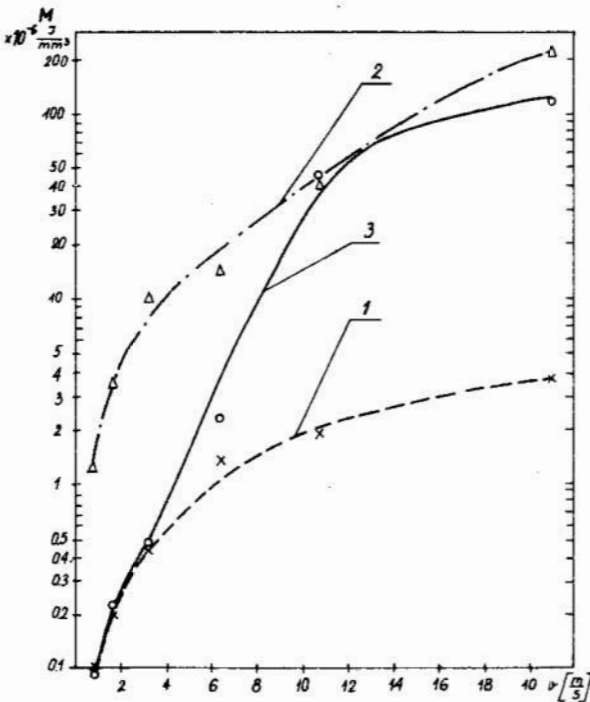


Fig.11 Total energy and material expenditures v/s cutting speed in cutting /1/ bronze, /2/ steel and /3/ cast iron with monocrystal grains at normal load  $P_y = 5N$

Doc.dr inż. Józef Borkowski  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
w Koszalinie

PROBLEMATYKA ZASTOSOWANIA MONOKRYSTALICZNYCH  
ZIARN WĘGLIKA KRZEMU W OBRÓBCE ŚCIERNEJ

Wprowadzenie

Efektywność poszczególnych metod obróbki ścierniej zależy w znacznym stopniu od jakości zastosowanego w nich ścierniwa, bądź to w postaci związanej spoiwem, bądź też jako niepowiązana ze sobą masa ziarn ściernych. Wzrost efektywności metod obróbki ścierniej stwarza konieczność stosowania narzędzi o coraz to wyższych własnościach eksploatacyjnych. W odniesieniu do narzędzi ściernych wymagania te spowodowały aktywizację badań, między innymi w kierunku poszukiwań nowych rodzajów materiałów ściernych a także ulepszenia własności materiałów już produkowanych. Z jednej strony prowadzi się badania nad obniżeniem kosztów produkcji syntetycznych materiałów diamentopodobnych, z drugiej zaś - nad polepszeniem jakości materiałów standardowych. Odrębny problem stanowią materiały monokrystaliczne, w których regularna struktura ziarn zapewnia znacznie wyższe własności mechaniczne. Jak bowiem wykazały wcześniejsze badania własności wytrzymałościowych [2,3,5,12], uderności [1,3,6,12] zmęczeniowości [3,4,12], oraz termozmęczeniowości [7,11], materiałów ściernych ziarna monokrystaliczne posiadają znacznie wyższe własności w porównaniu z ziarnami standardowymi. Stąd też narodził się pomysł, aby ścierniwa monokrystaliczne zastosować w obróbce ścierniej [9] do wytwarzania narzędzi ściernych charakteryzujących się długim okresem trwałości i znaczną wydajnością obróbki.

zedmiotem niniejszego artykułu są rozważania nad celowością, perspektywami i możliwościami zastosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w procesach ściernych.

#### Własności ziarn ściernych

Badania własności mechanicznych [1-6] prowadzone głównie na ziarnach węgla krzemu oprócz analizy jakościowej szczególnych gatunków ścierniw obejmowały także analizę działania kształtu badanych ziarn. W wyniku tych badań ustalono w czym głównie zawiera się przydatność ziarn o kształtach izometrycznych /rys.1/ do wytwarzania spajanych narzędzi ściernych oraz potwierdzono zalety ziarn słupkowatych i iglastych /rys.2/ w przypadku elektrostatycznego ustalania ich położenia w nasypowych narzędziach ściernych. Wracano także baczniejszą uwagę na niewykorzystywane dotąd właściwy sposób ziarna płytkowate i blaszkowate /rys.3/. Okazało się bowiem, że składają się one głównie z heksagonalnych płytek monokryształów węgla krzemu o stałych sieciowych  $a = 3,08\text{Å}$  i  $c = 10,05\text{Å}$ . Stwierdzono przy tym, że niezależnie od bardzo korzystnej jednorodności strukturalnej takich ziarn, odznaczają się one /rys.4/ idealną wręcz stereometrią naturalnie tworzonych ostrzy o kącie  $120^\circ$ , dużą gładkością powierzchni /rzędu  $Rz = 0,05\ \mu\text{m}$ /, a także niepotykaną w narzędziach skrawających regularnością i ostrością wykrysztalizowanych krawędzi i naroży /rys.5/ o promieniach zaokrąglenia rzędu  $1\ \mu\text{m}$ . Stwierdzono również, że przy kruszając się lub pękając w płytkach tych monokryształów odsłaniane są również regularne naroża /rys.6/ o ostrości równej lub większej od tej, którą ziarna posiadają z procesu krystalizacji. Przy badaniach kształtu heksagonalnych monokryształów SiC wyodrębniono trzy zróżnicowane grupy płytek o odmiennym układzie warstw krystalicznych oraz związanym z tym innym kształtem i ostrością krawędzi. Rodzaje tych kryształów przedstawiono na rys. 7 nazywając je umownie ziarnami ostrymi, średnimi i obłymi.



### Własności skrawne ziarn monokrystalicznych

Badania przydatności ziarn monokrystalicznych do obróbki ścierniej przeprowadzono metodą pojedynczego ziarna [8], która pozwala ocenić ich własności skrawne. Badane ziarna skrawały w sposób ciągły wirującą powierzchnię walcową, do której były dociskane ze stałą siłą normalną  $P_y = 5 \text{ N}$ . Materiał obrabiany w postaci tulei o średnicy 200 mm mocowano w kłach precyzyjnej tokarki. Używano przy tym tulei wykonanych z żeliwa stopowego o twardości 253 HB, miękkiej stali stopowej o twardości 25 HRC oraz lanego brązu B663 o twardości 67HB. Podczas skrawania dokonywano pomiarów sił metodą tensometryczną oraz pomiarów temperatury skrawania metodą termopary naturalnej. Dla oceny wydajności i jakości skrawania wychwytywano do specjalnego pojemnika wszystkie wióry skrawne badanym ziarnem. Po zakończeniu badań określono przy pomocy mikroskopu formę i rozmiary zużycia ziarna oraz odwzorowywano przy pomocy profilogrametru poprzeczne przekroje śladu skrawania. W wyniku badań wstępnych stwierdzono, że najbardziej efektywnie skrawają ziarna ustawione swoim wierzchołkiem prostopadle do powierzchni obrabianej, a gładką powierzchnią poślizgu prostopadle do kierunku skrawania [9]. Przy takim też ustawieniu ziarn przeprowadzono badania podstawowe.

Dla ustalenia wpływu kształtu ziarn monokrystalicznych na ich zdolność skrawną przeprowadzono badania około 150 ziarn, w których przed skrawaniem określono rodzaj kształtu. Zdolność skrawną ziarn określano według następującego wskaźnika:

$$K = \frac{Q_m}{Q_z}$$

gdzie:

$Q_m$  - objętość zeskrwanego materiału  $[\text{mm}^3]$ ,  
 $Q_z$  - objętość zużytego ziarna  $[\text{mm}^3]$ ,

Wyniki tych badań przedstawiono na rys. 8 na którym zobra-  
zowano rozkład ilości ziarn w zależności od ich zdolności  
skrawnej. Okazało się, że najczęściej występują ziarna o  
najniższej zdolności skrawnej co ilustruje przedział I na  
rys. 8a. Są to przeważnie mało wydajnie skrawające ziarna  
" obłe " oraz ta część ziarn " ostrych ", w których wystą-  
piło podczas badań duże zużycie. Mniej liczną grupę stano-  
wią ziarna " średnie " /przedział II/, u których obserwuje  
się wyższą zdolność skrawną; bowiem przy dość dużej wydaj-  
ności skrawania występuje w nich umiarkowane zużycie.

Najmniejszą grupę stanowią ziarna o wysokiej zdolności skraw-  
nej /przedział III/. Są to przeważnie te spośród ziarn "os-  
trych", które podczas badań nie uległy wyszczerbieniu bądź  
innemu gwałtownemu procesowi zużycia. Podsumowując powyższe  
spostrzeżenia można stwierdzić, że najniekorzystniejszymi  
pod względem zdolności skrawnej są ziarna o kształtach "śred-  
nich" bowiem nie ulegają one na ogół wykruszeniom skrawając  
przy tym stosunkowo duże ilości wiórów. Natomiast ziarna  
" obłe " skrawają niewiele, ziarna "ostre" zaś bądź skrawają  
wysokowydajnie, bądź też znacznie się zużywają, a więc z eko-  
nomicznego punktu widzenia są również niekorzystne.

Dla porównania zdolności skrawnej ziarn monokrystalicznych  
przeprowadzono analogiczne badania na ziarnach standardo-  
wych z czarnego węgla krzemu o wielkości nr 14.

Wyniki tych badań przedstawiono na rys. 8b. Z obydwu wykre-  
sów przedstawionych na rys. 8 wynika, że ziarna standardowe  
w porównaniu z ziarnami monokrystalicznymi skrawają znacznie  
mniej wydajnie przy równocześnie bardzo dużym ich zużyciu.  
Zatem zdolność skrawna tych ziarn jest średnio kilka tysięcy  
razy mniejsza niż ziarn monokrystalicznych. Zastosowanie więc  
ziarn monokrystalicznych o określonym ich zorientowaniu  
względem powierzchni obrabianej zamiast ziarn standardowych  
może dać bardzo istotne efekty ekonomiczne.

Wniosek ten potwierdzają także wykresy przedstawione na rys.9. Ilustrują one kształtowanie się średnich wartości zdolności skrawnej ziarn podczas skrawania z różnymi szybkościami kilku materiałów obrabianych. Okazało się, że w całym zakresie szybkości najwyższą zdolność skrawną wykazują ziarna monokrystaliczne podczas skrawania brązu, najniższą zaś podczas skrawania stali. Stan taki wywołany jest zapewne znacznie zwiększonym zużyciem dyfuzyjnym ziarn. Przy skrawaniu żeliwa natomiast ziarna monokrystaliczne wykazują się przeciętną zdolnością skrawną. Niemniej i tak w całym zakresie szybkości ich zdolność skrawna jest kilka tysięcy razy wyższa aniżeli ziarn standardowych. Taki korzystny stan jest uwarunkowany głównie znacznie zmniejszonym zużyciem ziarn monokrystalicznych w stosunku do ziarn standardowych. Równie korzystnie przedstawiają się jednostkowe nakłady energetyczne oraz globalne nakłady energetyczno - materiałowe, które przy skrawaniu ziarnami monokrystalicznymi są znacznie mniejsze niż przy skrawaniu ziarnami standardowymi [10]. Stwierdzono bowiem, że skrawanie ziarnami monokrystalicznymi z szybkościami zbliżonymi do gładzenia lub dogładzania wymaga mniejszego zapotrzebowania energii skrawania niż przy toczeniu, które jest przecież najtańszym ze sposobów obróbkowych [10]. W takich warunkach obróbki nakłady właściwej pracy skrawania ziarnami monokrystalicznymi są kilkakrotnie mniejsze niż przy skrawaniu ziarnami standardowymi. Porównując natomiast globalne nakłady energetyczno - materiałowe okazuje się, że skrawając ziarnami monokrystalicznymi nakłady te są od kilku do kilkuset tysięcy razy mniejsze aniżeli przy skrawaniu ziarnami standardowymi [9].

Problematyka wytwarzania monokrystalicznych narzędzi ściernych

Przeprowadzona powyżej analiza zdolności skrawnej ziarn monokrystalicznych oraz ocena nakładów energetycznych i

energetyczno - materiałowych wykazały, że skrawając ziarnami monokrystalicznymi każdorazowo ponosi się najmniej nakłady na obróbkę. Zatem wdrożenie tych ziarn do wytwarzania narzędzi ściernych o regularnej charakterystyce rozkładu i zorientowania płytek monokrystalicznych może przynieść znaczne efekty ekonomiczne. Należy tu dodatkowo podkreślić, że badane ziarna pobierano z monokryształów technicznych otrzymywanych w niestabilnych warunkach syntezy Achesona, która jest przemysłową metodą wytwarzania standardowego węgla krzemu dla potrzeb przemysłu ściernego.

W takich niestabilnych warunkach krystalizacji ziarn czas i faza ich wzrostu jest przypadkowa tak, że sąsiaduje ze sobą początkowe zarodki krystalizacji z wykrystalizowanymi wyraźnie płytkami oraz z przerośniętymi dużymi monokryształami SiC /rys.10/. Najczęściej jednak faza krystalizacji płytek monokrystalicznych jest jednakowa i ich rozmiary są do siebie zbliżone /rys.11/. Wyrastają one bezpośrednio z masy klinkieru /rys.12/, w jamach poelektrodowych i w innych miejscach przypadkowo usytuowanych we wsadzie pieca reakcyjnego.

Pomimo tej przypadkowości wzrostu monokryształów SiC efektywność obróbkowa tych ziarn - jak już wykazano - jest imponująca. Dlatego też celowe jest aby do wytwarzania narzędzi monokrystalicznych bazować na takich właśnie, kryształach technicznych; szczególnie, że koszty ich wytwarzania nie są większe niż ziarn ścierniwa standardowego. Względy te były zarazem przesłanką dla opracowania, wraz z pracownikami z Ośrodka Badawczo - Rozwojowego Monokryształów w Kole, półtechnicznej metody pozyskiwania takich ziarn monokrystalicznych. metoda ta polega na wielokrotnej separacji mechanicznej i elektrostatycznej ścierniwa standardowego. Dzięki mechanicznej separacji kształtowej standardowego ścierniwa węgla krzemu uzyskuje się ziarna płytkowate o dużej zawartości ziarn monokrystalicznych.

Końcowa zaś separacja w polu elektrostatycznym ma za zadanie wzbogacenie zawartości monokryształów  $\alpha$ -SiC.

Taka metoda separacji pozwala na uzyskanie ziarn płytkowatych składających się niemalże z czystych ziarn monokrystalicznych. Obecnie nie ustalono jeszcze ilościowej oceny tej metody w odniesieniu do różnych ziarnistości ścierniwa lecz analiza jakościowa pozwala ocenić ją bardzo pozytywnie.

Kolejnym istotnym problemem jest sama technologia wytwarzania narzędzi ściernych z zapewnieniem określonego zorientowania oraz właściwego i regularnego rozłożenia ziarn monokrystalicznych na powierzchni roboczej nasypu ściernego. Jest to zagadnienie bardzo złożone, ale jak wynika z wstępnych wprawdzie badań własności monokryształów węgla krzemu zarysowuje się możliwość pomyślnego jego rozwiązania. Stwierdzono bowiem, że zgodnie z oczekiwaniem monokryształy  $\alpha$ -SiC odznaczają się wyraźną anizotropowością własności elektrycznych. Osie elektryczne tych monokryształów przechodzą symetrycznie przez wierzchołki płytki heksagonalnej przecinając się ze sobą pod kątem  $60^\circ$ . Brak natomiast wyraźnej anizotropowości własności magnetycznych tych monokryształów wymaga sztucznego wytworzenia takiej niejednorodności. Można to osiągnąć przez galwaniczne pokrycie powierzchni ziarn warstwą ferromagnetyka /np. niklu/. Dzięki wyraźnie większym dwóm równoległym powierzchniom ziarn płytkowatych powstaje wyraźnie uprzewilejowana oś magnetyczna monokryształu  $\alpha$ -SiC. Ponadto pokrycie powierzchni ziarn SiC metalem objętym chemicznie hamuje procesy dyfuzji dominujące w zużyciu tych ziarn przy obróbce stopów żelaza. Zatem zabieg taki może rozszerzyć zastosowanie ziarn węgla krzemu także do obróbki stopów żelaza.

Posiadanie naturalnych - lub wywołanych sztucznie - ściśle ukierunkowanych osi elektrycznych i magnetycznych monokryształu pozwala na dokładne zorientowanie położenia ziarna w przestrzeni ograniczonej odpowiednim polem elektrostatycznym i magnetycznym. Zatem techniczne rozwiązanie zagadnienia przestrzennego zorientowania ziarna polega na wytworzeniu odpowiednio ukierunkowanego pola elektrostatycznego i magnetycznego o natężeniu wystarczającym dla obrotu

ziarna przy ich przemieszczaniu się do warstwy nasypu ściernego. Badania te zmierzają głównie w kierunku takiego przebiegu procesu orientacji ziarn płytkowatych, aby wyeliminować konieczność metalizowania powierzchni ziarn. Okazuje się, że można tego dokonać przez zastosowanie kilku kolejnych komór elektrostatycznych wywołujących odpowiednio ukierunkowane pole o określonych parametrach.

Bardziej szczegółowe dane o metodach dwukierunkowej orientacji monokrystalicznych ziarn węgla krzemu zawierają opisy przygotowywanych obecnie zgłoszeń patentowych.

Metodami tymi można będzie wytwarzać jednowarstwowe nasypy ściernie o ściśle określonej dwukierunkowej orientacji ziarn blaszkowatych. Układając natomiast jedną warstwę dokładnie ustalonych i zorientowanych ziarn na drugiej można będzie wytworzyć nasyp ścierny o określonej grubości.

Niezależnie od tak ustawnego programu badań czynione są próby technicznego zastosowania metody wytwarzania ściernego pokrycia bliźniaczymi kryształami węgla krzemu wytwarzanymi z fazy gazowej. Metoda ta [13], opracowana w Instytucie Inżynierii Materiałowej Akademii Górniczo - Hutniczej w Krakowie, pozwala na pokrycie powierzchni np. metalowego korpusu ściernicy kryształami SiC w postaci ostrosłupów charakteryzujących się dość regularnie rozłożonymi kilkoma ostrymi krawędziami skrawającymi. Jest to jednak metoda droższa oraz wymaga stosowania na korpus ściernicy materiałów żaroodpornych, a ponadto nie są jeszcze zbadane własności skrawne i trwałość tak wytworzonej powłoki ścierniej. Dlatego o efektach uzyskanych tą drogą nie można jeszcze nic konkretnego powiedzieć.

#### Zakończenie

Podjęty problem badawczy wytwarzania wysokowydajnych monokrystalicznych narzędzi ściernych nie jest łatwy,

nasuwa wiele złożonych nieraz zagadnień, które z obecnego etapu badań nie zawsze są jeszcze dostrzegane we właściwym wymiarze. Opierając się jednak na posiadanych wynikach badań podstawowych można już stwierdzić, że prognozy zastosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu do wytwarzania wysokowydajnych narzędzi ściernych są w sumie bardzo optymistyczne. Wprawdzie są to wyniki badań pojedynczych ziarn ustawianych w określony sposób, ale na ich podstawie można oszacować możliwości obróbkowe monokrystalicznych narzędzi ściernych. Zapewne wdrożenie opracowywanej obecnie metody dokładniej orientacji ziarn monokrystalicznych w procesie wytwarzania narzędzi ściernych przyczyni się w znacznym stopniu do podniesienia efektywności procesów ściernych. Wyłania się bowiem możliwość stworzenia technologii wytwarzania monokrystalicznych narzędzi ściernych o trwałości porównywalnej ze ściernicami diamentowymi czy borazonowymi przy kosztach wytwarzania zbliżonych do ściernic konwencjonalnych.

L i t e r a t u r a

1. Borkowski J.: Fizykalne podstawy obróbki strumieniowo - ścierniej. Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej 1973, nr 7.
2. Borkowski J.: Badanie statycznej wytrzymałości na ściskanie ziarn ściernych. Mechanik. 1974, nr 9.
3. Borkowski J.: Ocena własności wytrzymałościowych ziarn węgla krzemu. Konferencja "Technologia obróbki ścierniej" Rzeszów. 1974.
4. Borkowski J.: Zmęczeniowość ziarn ściernych. Mechanik 1974, nr 12.
5. Borkowski J.: Wytrzymałość mechaniczna ziarn węgla krzemu i elektrokorundu. Obróbka ścierna. 1975 nr 22-27.
6. Borkowski J.: Badanie mechanicznych i technologicznych własności ziarn ściernych. Konferencja "Postępy w technologii budowy maszyn". Wrocław, 1975.
7. Borkowski J.: Thermal Life of Silicon Carbide Grains. International Conference on Production Engineering. Tokyo 1976.
8. Borkowski J.: Ocena własności skrawnych ziarn węgla krzemu skrawających w sposób ciągły. Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej. 1976, nr 10.
9. Borkowski J.: Testing of the Usability of Mono-Crystal Grains in Abrasive Processes. 3rd International Conference on Grinding Technique "Intergrind 76". Stockholm. 1976.
10. Borkowski J.: Naprężenia skrawania a jednostkowe zużycie energii w obróbce ścierniej. Zeszyty Naukowe ITW WSInż. Koszalin. 1979 nr 2.
11. Borkowski J.: Kalisz M.: Termozmęczeniowość ziarn ściernych. Szkło i Ceramika 1976, nr 3.
12. Borkowski J., Kubik K., Kalisz M. i inni: Opracowanie metodyki badań i oceny materiałów ściernych. Część II. Raport ITBM Politechniki Wrocławskiej. 1975, nr 308.



13. Pampuch R.: Stobierski L.: Morphology of SiC Crystals Obtained by Chemical Deposition Processes. International Colloquium on Materials Science and Engineering. Kraków. 1973.

#### S t r e s z c z e n i e

W artykule przeanalizowano własności stereometryczne ziarn węglika krzemu wykazując zalety ziarn płytkowatych, które są przeważnie heksagonalnymi monokryształami SiC. Omówiono warunki i wyniki badań własności skrawnych pojedynczych ziarn monokrystalicznych i standardowych. Uwzględniając szereg stwierdzonych zalet ziarn monokrystalicznych oszacowano korzyści technologiczne oraz przedstawiono perspektywy ich zastosowania do wytwarzania narzędzi ściernych o regularnej charakterystyce. Omówiono również problematykę wytwarzania takich narzędzi, a także perspektywy dalszych badań nad tym tematem.

#### Application of silicon carbide monocrystal grains in abrasive machining

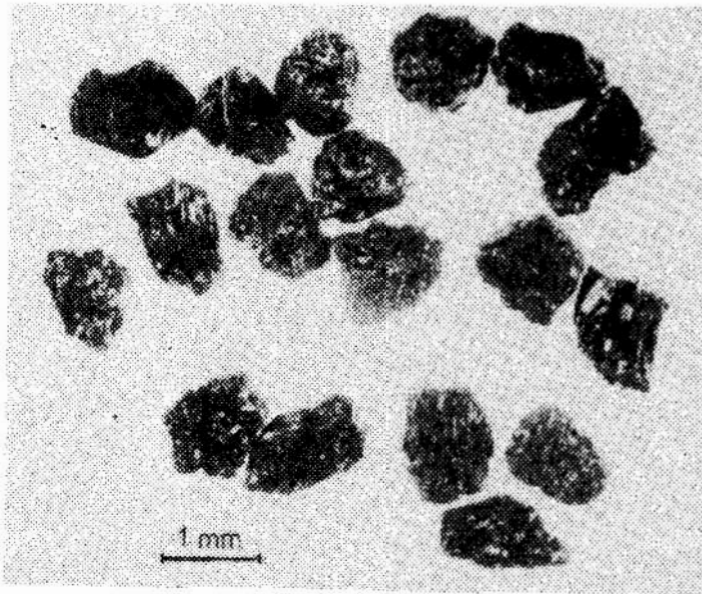
Stereometric properties of SiC grains are analysed and the qualities of lamellar grains stressed, the latter being mostly hexagonal SiC monocrystals. Conditions and results of investigations on cutting ability of single monocrystals and standard grains are discussed. Taking into account the established advantages of monocrystal grains, the benefits in production technology are assessed and the prospects presented when applying these grains in the production of abrasive tools with controlled characteristics. Discussed are also the problems connected with the production of this type of tools and the prospects of further investigations thereon.

## Проблематика применения монокристаллических зерен карбида кремния при абразивной обработке

### Содержание

В статье проанализированы стереометрические свойства зерен карбида кремния, показывающие достоинства плитковатых зерен, которые представляют собой гексагональные монокристаллы. Приведены условия и результаты исследований режущих свойств отдельных монокристаллических и стандартных зерен. Учитывая ряд достоинств монокристаллических зерен, дана оценка их технологических преимуществ, представлены перспективы их применения на производстве абразивных инструментов с регулируемой характеристикой.

Наряду с этим говорится о проблематике производства этих инструментов, а также о перспективах дальнейшей разработки данной темы.



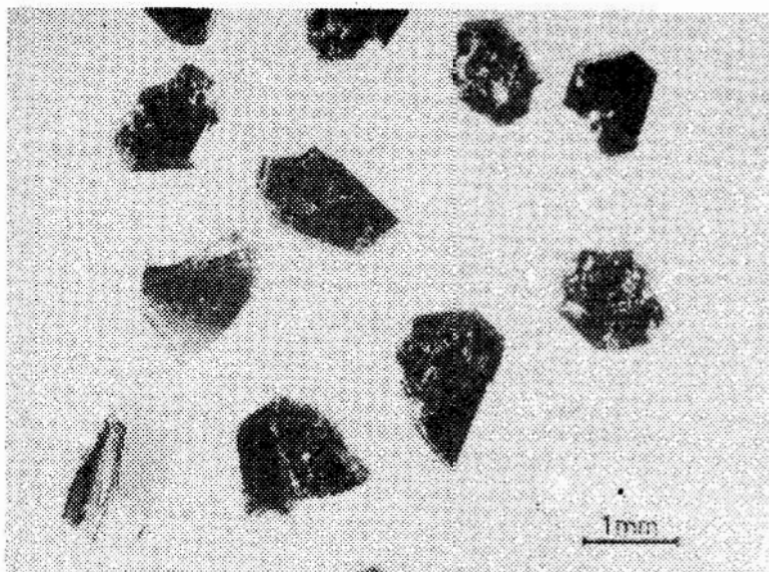
Rys.1 Izometryczne ziarna  
nego węgliku krzemu.

Fig.1 Isometric grains of  
silicon carbide



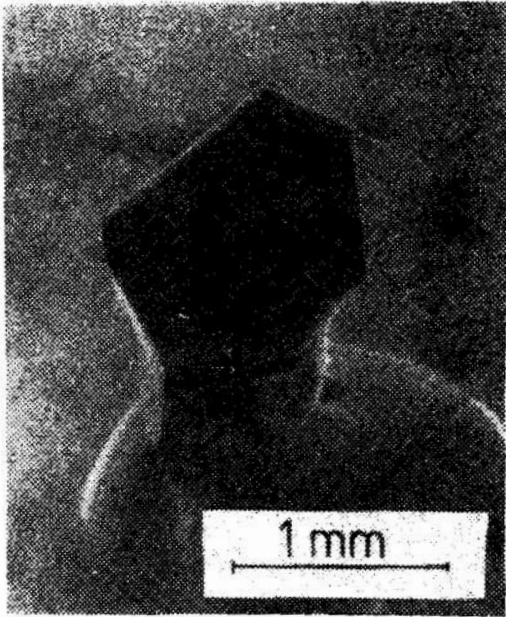
Rys.2 Iglaste ziarna czarne  
węgliku krzemu

Fig.2 Acicular grains of bl  
silicon carbide



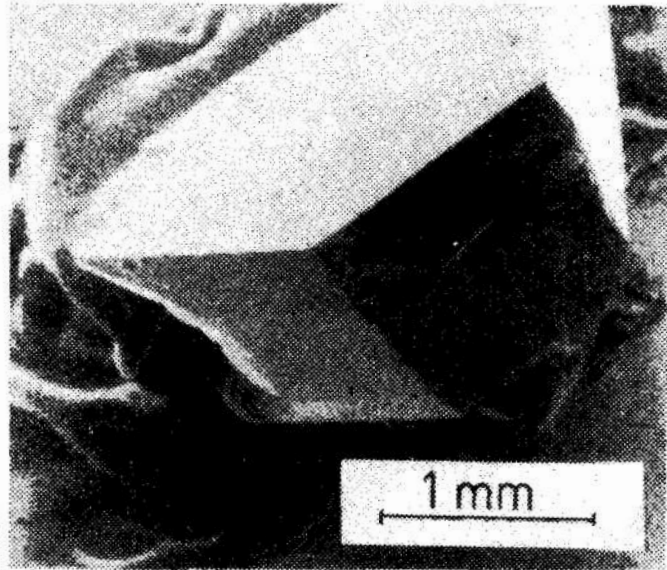
Rys.3 Płytkowate ziarna cza  
węgliku krzemu

Fig.3 Lamellar grains of bl  
silicon carbide



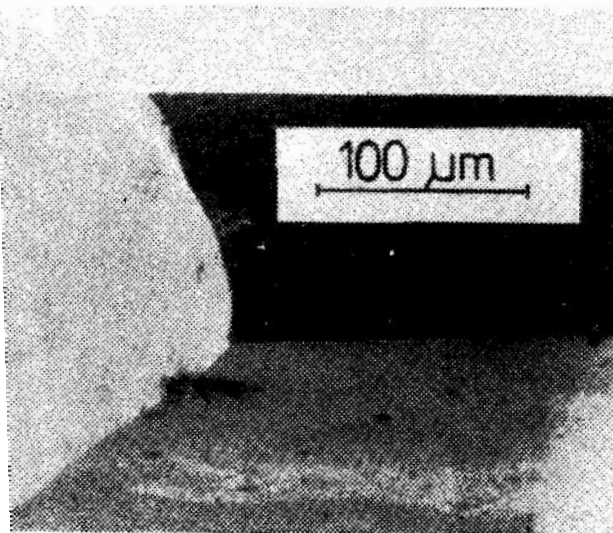
Rys.4 Heksagonalna płytka technicznego monokryształu węgla krzemu

Fig.4 Hexagonal lamina of commercial SiC monocrystal



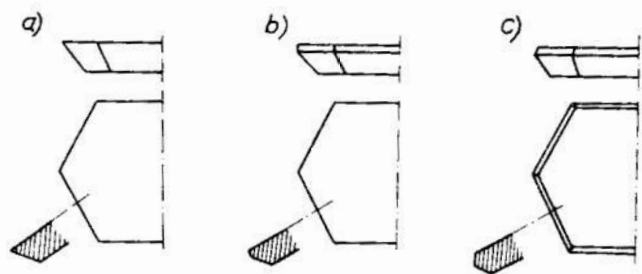
Rys.5 Monokrystaliczne ziarno węgla krzemu o naturalnie wykrystalizowanych regularnych krawędziach.

Fig.5 Monocrystal SiC grain showing naturally crystallized regular edges



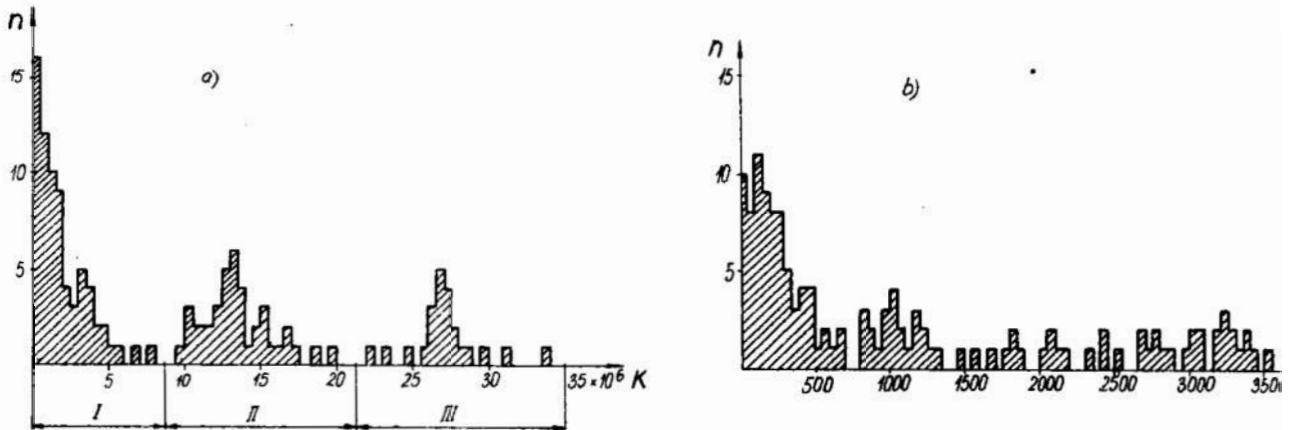
Rys.6 Przykład naroża powstałego wyniku pęknięcia ziarna monokrystalicznego

Fig.6 Example of grain corner resulted from fracture of monocrystal grain



Rys.7 Rodzaje kształtów płytek technicznych monokryształów SiC : a-ziarna ostre, b-ziarna średnie, c- ziarna obłe.

Fig.7 Shape types of commercial SiC monocrystal laminae: a-sharp grains, b-medium grains, c-dull grains



Rys. 8 Rozkład ilości /n/ ziarn o różnej zdolności skrawnej, uzyska-  
w badaniach:

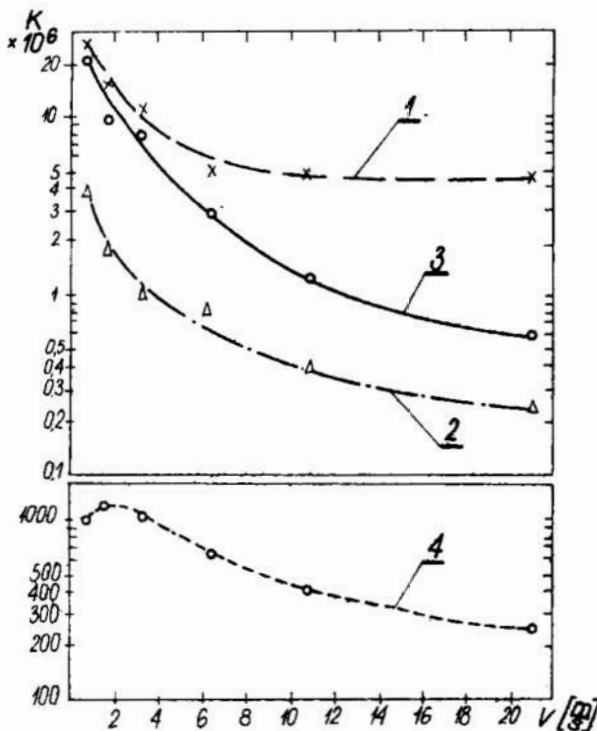
a - ziarn monokrystalicznych, b - ziarn standardowych o wielkoś-  
nr 12.

Warunki badań:  $P_y = 5N$ ,  $v = 1,6$  m/s, materiał obrabiany - żeliwo

Fig. 8 Distribution of n grains of varied cutting ability obtained  
in investigations on:

a - monocrystal grains b - standard grains of grain size  
up to 14

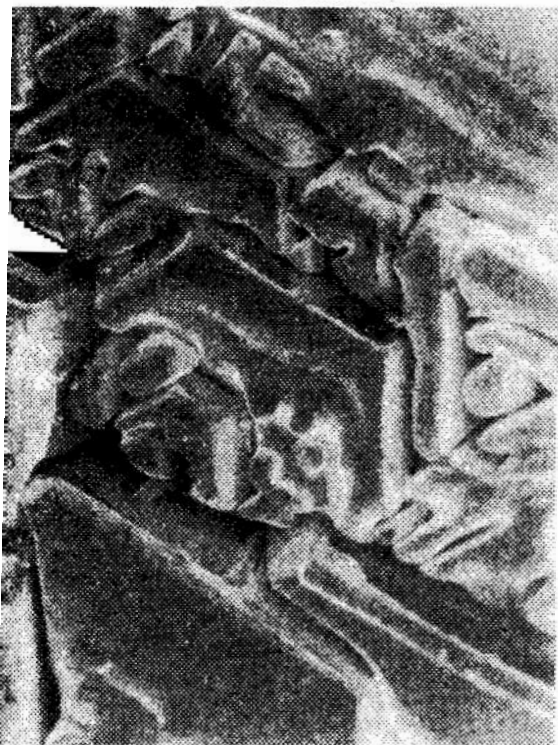
Investigation conditions:  $P_y = 5N$ ,  $v = 1,6$  m/s, workpiece: cast



Rys. 9 Zależność zdolności skrawne  
ziarn monokrystalicznych od szybko-  
ści dla różnych materiałów obrabianyc  
1-brąz, 2-stal, 3-żeliwo, 4-żeliw  
skrawane ziarnami standardowymi

Fig. 9 Relation between cutting ab-  
ility of monocrystal grains and cutt-  
ing speed for different workpieces:  
1-bronze, 2-steel, 3-cast iron, 4  
iron machined with standard grain

Rys 9



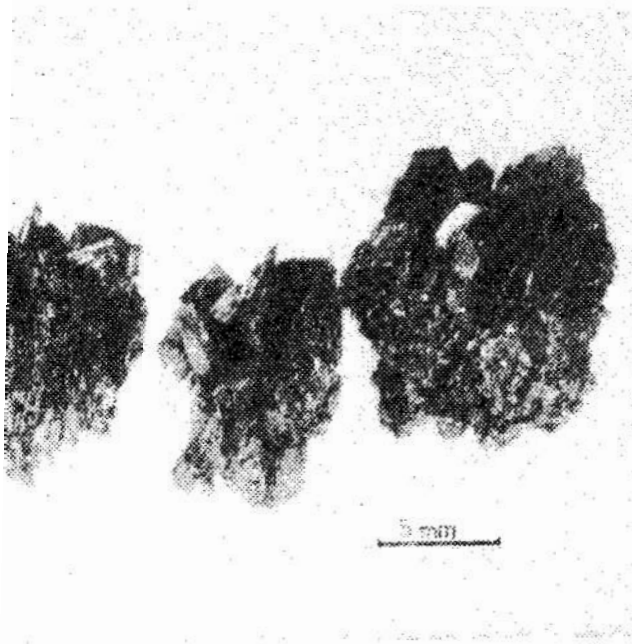
10 Sąsiadujące ze sobą heksagonalne monokryształy SiC w różnej fazie i stopniu krystalizacji

.10 Group of hexagonal SiC monocrystals in various phases and degrees of crystallization



Rys.11 Heksagonalne monokryształy SiC w równej fazie i stopniu krystalizacji.

Fig.11 Hexagonal SiC monocrystals in identical phases and degrees of crystallization



Rys.12 Płytki heksagonalnych monokryształów SiC wyrastające z klinkieru węgla krzemu w niestabilnym procesie syntezy Achesona

Fig.12 Hexagonal SiC monocrystal laminae growing from silicon carbide clinker in the process of unstable Acheson synthesis.

mgr inż. Tadeusz Hryniewicz  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
Koszalin

BADANIA W KOMÓRCIE FIELDA PODSTAWOWYCH ELEKTROLITÓW  
DO POLEROWANIA STALI KWASOODPORNEJ

1. Wstęp

W literaturze [1, 2, 4, 6, 10, 11, 12, 14] wymieniane są różne rodzaje elektrolitów stosowanych do elektropolerowania stali. Charakterystyczną cechą tych receptur jest różnorodny skład i parametry pracy podawane w każdym z wyżej wymienionych opracowań. Z tych między innymi względów uznano za celowe zweryfikowanie elektrolitów polerskich pod względem ich zdolności rozpraszania przy równoczesnym warunku uzyskania pożądanego efektu końcowego, polegającego na polepszeniu gładkości i uzyskaniu wysokiego połysku. W jednakowych warunkach geometrycznych elektrolizera rodzaj elektrolitu wykazuje inną zdolność wyrównywania linii prądu. Oznacza to, że elektrolity mają różną zdolność rozpraszania, zwaną w galwanotechnice wgłębnnością [8, 9].

Postawienie zagadnienia

Wychodząc ze znanego wzoru Haringa na zdolność rozpraszającą, można wyprowadzić [3] zależność wiążącą bezpośrednio T z polaryzacją na obu anodach i przedstawić ją następująco:

$$T = \frac{100}{1 + \frac{2 \cdot R_2}{\Delta \varepsilon_h \Delta I}}$$

gdzie:

$R_2$  - opór omowy warstwy elektrolitu pomiędzy katodą i dalej położoną anodą w komórce Fielda,

$\frac{\Delta \xi_n}{\Delta I}$  - opór polaryzacji odpowiadający nachyleniu krzywej

prąd-napięcie

Zależność ta z teoretycznego punktu widzenia jest niepełna, gdyż oprócz elementów składowych podanych powyżej, na efektywny rozdział prądu wpływają także inne czynniki, na które zwraca się uwagę m.in. Pinkerton [ 7 ]. Podaje on, że po wyczerpaniu możliwości sterowania pierwotnym rozdziałem prądu [ 5, 7 ] można wpływać na zdolność rozpraszającą poprzez dobór składu i rodzaju elektrolitu, jego temperatury pracy i mieszania. Polepszenie zdolności rozpraszania jest ważne ze względu na możliwość przeniesienia wyników uzyskanych z badań laboratoryjnych do warunków produkcyjnych [ 7 ].

### 3. Część doświadczalna

#### 3.1. Metodyka badań

Do badań wybrano najczęściej spotykane typy elektrolitów na bazie  $H_3PO_4$  i  $H_2SO_4$  do elektropolerowania stali kwasoodpornych. Wszystkie zastosowane odczynniki chemiczne były cz. d. a. Z badań wyeliminowano elektrolity niebezpieczne dla zdrowia i stwarzające zagrożenie dla życia ludzkiego. Przebadano 11 elektrolitów, których oznaczenia i składy przedstawiono w tabelicy 1.

Badania elektropolerowania przeprowadzono na stali kwasoodpornej 1H18N9T, która szczególnie dobrze poddaje się tego rodzaju obróbce, a której zastosowanie przemysłowe w wielu dziedzinach jest bardzo szerokie. Do badań zastosowano stal o ziarnistości nr 5 wg ASTM / rys. 1 /.



Tablica 1. Składy elektrolitów stosowanych do badań w komórce Fielda

Lp.	Oznaczenia	S k ł a d % /obj./			
		H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub>	H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	H <sub>2</sub> O	Inne
1	I	80	8	20	-
2	II	60	20	20	-
3	III	63	15	22	-
4	IV	13	16	15	56% gliceryna
5	V	50	-	25	25% gliceryna
6	VI	-	73	14	13% HF
7	VII	50	30	3	17% CrO <sub>3</sub>
8	VIII	60	37	3	20 ml kwasu mlekowego na 1 l elekt.
9	IX	70	-	-	30% CH <sub>3</sub> OH
10	X	60	32	3	5% gliceryna + 22 ml kwasu mlekowego na 1 litr kąpieli
11	XI	-	75	18	5% CH <sub>3</sub> OH + 2% kwasu cytrynowego

Wgłębność elektrolitów badano metodą ciągłą w komórce Fielda z rozbieralną anodą / rys. 2/.

Współczynnik wgłębności podano procentowo zgodnie z określeniem Haringa [ 3 ] oraz logarytmicznym współczynnikiem wgłębności wg Tau Chin'a [ 13 ].

Badany roztwór oraz elektrody umieszczono w naczyniu szklanym o objętości 0,3 l. Każda z próbek - anod miała powierzchnię 5 cm<sup>2</sup> o wymiarach 20 x 10 x 1,22 mm.

Katodę wykonano z tego samego materiału co anoda, przy czym powierzchnia jej była ośmiokrotnie większa od powierzchni anody.

Przed polerowaniem badano gęstość i lepkość każdego z roztworów. Do pomiaru lepkości zastosowano lepkościomierz Höpplera prod. firmy Carl - Zeiss Jena. Jako zasilacza użyto elektrolizera laboratoryjnego EP-4 / rys.3/ z ruchomą głowicą elektrod, umożliwiającego uzyskanie prądu stałego o natężeniu 10A. Pomiaru grubości i masy próbek przeprowadzano w odstępach 5-minutowych. Miejscem pomiaru był środek czynnej długości próbki, oznaczony 2 na rys.2. Dla elektrolitu o danym składzie wykonywano serię 9 - 11 doświadczeń rejestrując zmianę temperatury w czasie.

W celu znalezienia wpływu wielkości komórki na wynik pomiaru, dodatkowo przeprowadzono badania zdolności rozpraszającej przy różnych objętościach elektrolitu.

### 3.2. Wyniki badań

#### W p ł y w s k ł a d u e l e k t r o l i t u

Wpływ składu elektrolitu na zdolność rozpraszającą przedstawiono w postaci histogramów na rys.4. W wyniku badań wyeliminowano kąpiele VI, VII i XI. Efektem "polerowania" w tych elektrolitach były powierzchnie wytrawione, jak to przykładowo pokazano na rys.5. Pole zakropkowane na histogramach na rys.4 przedstawia rozrzut wyników.

Wygląd próbek po polerowaniu przedstawiono na rys.6.

Zestawienie wyników badań elektrolitów podano w tabelicy 2. Przytoczone wyniki wskazują na brak wyraźnej zależności pomiędzy gęstością, bądź lepkością i zdolnością rozpraszającą elektrolitów.

#### W p ł y w m i e s z a n i a

Wpływ mieszania na zdolność rozpraszającą pokazano na podstawie badań dla 2 różnych elektrolitów oznaczonych IV i V / rys. 7/. Badania wykazały dodatni wpływ mieszania /b/ w porównaniu ze zdolnością rozpraszającą elektrolitów bez mieszania /a/.

Tablica 2. Wyniki badań elektrolitów do polerowania stali kwasoodpornej

Elektrolit /bez miesza- nia/	Gęstość $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	Lepkość		Zdolność roz- praszająca $T_m$ [%]
		$\eta$ [cP]	$\mu$ [cSt]	
I	1,51	19,05	12,6	72,8
II	1,43	29,1	20,4	66,2
III	1,32	14,8	11,3	69,0
IV	1,19	19,8	16,7	63,4
V	1,37	23,4	17,1	71,7
VI	-	-	-	-
VII	-	-	-	-
VIII	1,58	36,4	23,2	82,3
IX	1,15	17,1	14,9	83,6
X	1,44	22,6	15,7	77,8
XI	-	-	-	-

#### Wpływ temperatury

Dla ośmiu elektrolitów zbadano zależność zdolności rozpraszającej  $T_m$  od temperatury pracy kąpieli. Przyjęto dwa zakresy temperatur:

- 1 - odpowiadający temperaturze pokojowej i nieco powyżej  
 $t_1 = 20 - 30^\circ\text{C}$
- 2 - najczęściej spotykany zakres temperatur pracy kąpieli  
 $t_2 = 50 - 70^\circ\text{C}$ .

Dla każdego zakresu temperatur  $t_1$  i  $t_2$  próbę przeprowadzono trzykrotnie, podając na wykresie / rys.8 / średnią z badań. Każdy z badanych elektrolitów wykazywał wzrost zdolności rozpraszającej w miarę wzrostu temperatury pracy kąpieli.

Najmniej czuły na zmiany temperatury był elektrolit IX, najbardziej czuły - VIII.

### W p ł y w o b j ę t o ś c i e l e k t r o l i t u

W badanych masach elektrolitu, zmieniających się od 1 do 10, wielkość komórki nie miała wpływu na wynik pomiaru. Wyniki badań przedstawiono w tabelicy 3.

Tablica 3.

E l e k t r o l i t VIII			
Lp.	Objętość V [ ml ]	Wsp.wgłębnosci T [ % ]	Logarytm wsp. wgłębnosci A = lg L/lgM
1	100	51,3	1,91
2	200	65,6	2,97
3	300	59,2	2,26
4	400	67,7	3,33
5	500	61,7	2,47
6	1000	60,8	2,39

#### . Analiza wyników doświadczeń

W czasie prób nie wszystkie elektrolity dawały efekt wypolerowania powierzchni. Oprócz wymienionych powyżej elektrolitów VI, VII i XI, które powodowały gwałtowne trawienie próbek, elektrolit IX także nie dawał porównywalnego wyblyszczania powierzchni. Z tych względów, pomimo jego dużej zdolności rozpraszającej nie można go polecać do polerowania stali /nadaje się on do polerowania miedzi/. Stwierdzono wyższość elektrolitów z dodatkiem niektórych  $\alpha$ - aminokwasów nad elektrolitami z dodatkiem gliceryny, bardzo rozpowszechnionymi w latach pięćdziesiątych.

Najlepszym elektrolitem okazała się kąpiel VIII. Wszystkie zbadane kąpiele polerskie wykazują wzrost zdolności rozpraszającej w podwyższonych temperaturach pracy, sięgających nieraz powyżej 80°C. Jak wykazano dla dwóch elektrolitów, niewielki laminarny ruch elektrolitu względem elektrod powoduje także zwiększenie zdolności rozpraszającej, wpływając na bardziej równomierny rozdział metalu.

#### 4. Wnioski

Na podstawie analizy wyników przeprowadzonych badań, można sformułować następujące wnioski:

- komórka Fielda może służyć do badań zdolności rozpraszającej elektrolitów podczas elektropolerowania metali, jednakże badania są pracochłonne,
- badania potwierdziły wpływ składu, temperatury pracy i mieszania elektrolitu na jego zdolność rozpraszającą,
- w wyniku badań nie stwierdzono zależności pomiędzy objętością elektrolitu a jego zdolnością rozpraszającą,
- wyniki doświadczeń wskazały na potrzebę dalszych badań procesu polerowania przedmiotów z głębokimi otworami wgłębieniami lub szczelinami, poprzez symulowanie ich wąskimi przestrzeniami elektrodowymi.

## Literatura

1. Gabe D.R.: "Towards a universal electropolishing solution". Metallography 1972, 5, nr 5, s. 415 - 421.
2. Hryniewicz T.: "Elektrolityczne polerowanie metali". Mechanik 1974, nr 4, s. 210 - 211 i także cytowana literatura.
3. Hryniewicz T.: "Zdolność rozpraszająca w procesie elektropolerowania metali". Prace Ośrodka Koszal. w zakresie Technologii Maszyn 1973, s. 26-40. Ref. wygł. na posiedzeniu Sekcji Technologicznej PAN - Koszalin, paźdz. 1973.
4. Jumer F.J.: "Electropolishing" - Metal Finishing, Guidebook and Directory 1975, Chicago, USA.
5. Karpiński T., Hryniewicz T.: "Analiza rozdziału prądu i metalu w procesie elektropolerowania metali". - Zeszyty Naukowe - Prace Instytutu Techniki Wytwarzania, WSI Koszalin, 1976, z.2 /w druku/.
6. Łajnier W.I.: "Elektrolitičeskaja polirowka i trawlenije metałłow". Mašgiz, Moskwa 1947.
7. Pinkerton H.L.: "Current and metal distribution". Electroplating and Engineering Handbook, pod red. A.K.Graham'a, Reinhold Publishing Corp., New York 1971.
8. PN-72/H-01015 : Ochrona przed korozją. Galwanotechnika. Nazwy i określenia.
9. Richter-.: "La pénétration". Galvano 1959, 28, nr 237, s. 459 - 464.
10. Rosebury F.: "Handbook of Electron Tube and Vacuum Techniques". Addison-Wesley Publishing Co., Inc., Massachusetts, 1972.

11. "Sprawočnoje rukowodstwo po galwanotechnikie" - praca zbior. Izd. Metałżurgija, Moskwa 1972.
12. Tegart W.J.Mc G.: "Elektrolityczne i chemiczne polerowanie metali". Warszawa, 1961, WNT.
13. Weber J.A.: "Galwaniczne cynkowanie w elektrolitach niskocyjankowych". Powłoki Ochronne 1974, z.5, s. 5-9.
14. Żak T.: "Polskie technologie galwanotechniczne". Powłoki Ochronne 1975, z.5, s. 2-10.

#### S t r e s z c z e n i e

W artykule przedstawiono wyniki badań zdolności rozpraszającej elektrolitów do polerowania stali kwasoodpornych. Przeprowadzono badania wpływu składu, objętości temperatury pracy i mieszania elektrolitu na jego zdolność rozpraszającą.

Wskazano na potrzebę dalszych badań w wąskich przestrzeniach elektrodowych.

#### S u m m a r y

In the paper an investigation's results of the throwing power of the basic polishing solutions for the stainless steel are presented. An investigation of the influence of the composition, volume, working temperature and bath's stirring on the throwing power was carried out

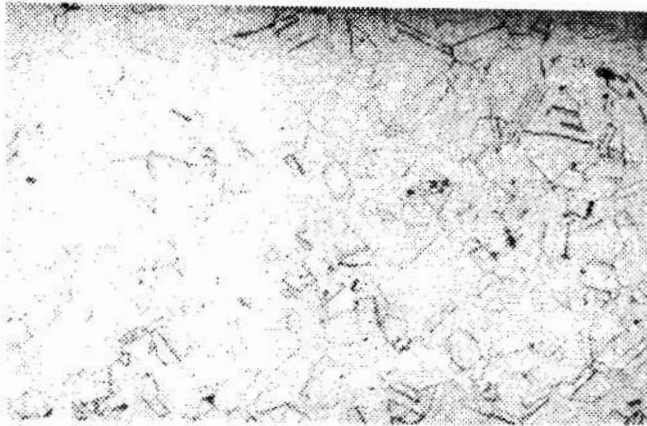
It has been indicated that there is need of further investigations in the narrow electrode spaces.

**Исследование в камере Фильда основных электролитов  
для полировки кислотостойких сталей**

**Содержание**

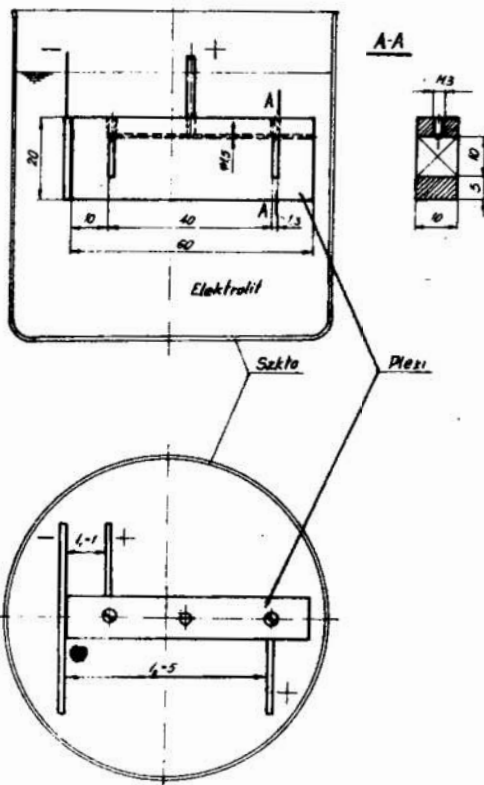
В статье представлены результаты исследований рассеивающей способности электролитов для полировки кислотостойких сталей. Проведены исследования влияния состава, объема, температуры работы и перемешивания электролита на его рассеивающую способность. Указана необходимость дальнейшего исследования в узких электродовых пространствах.





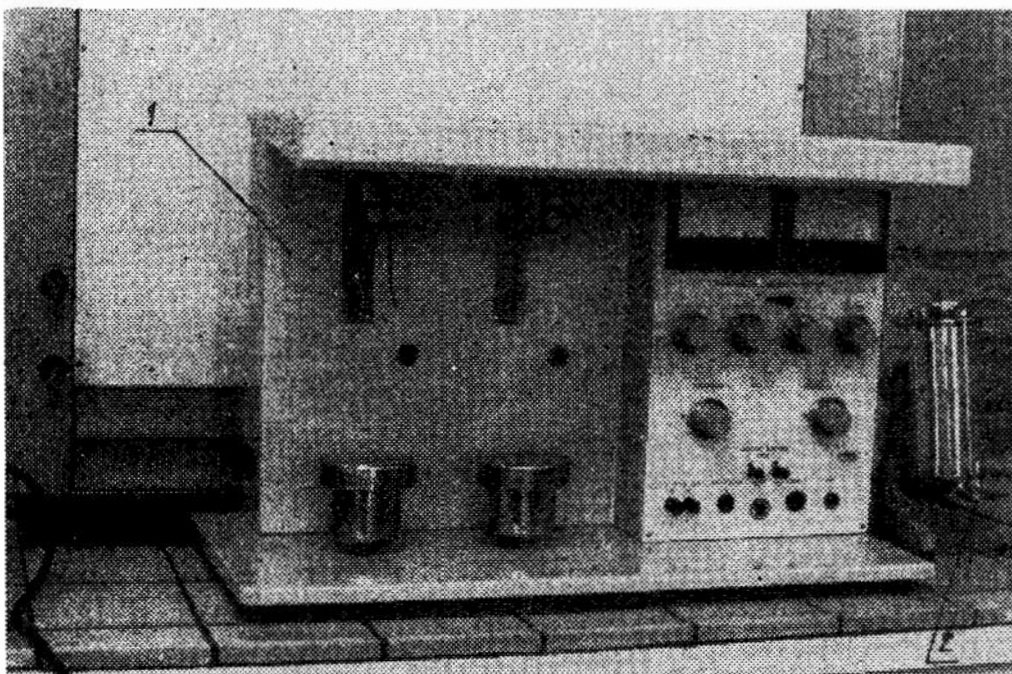
Rys.1 Ziarnistość stali 1H18N9T użytej do polerowania

Fig.1 Structure of 1H18N9T steel used for polishing



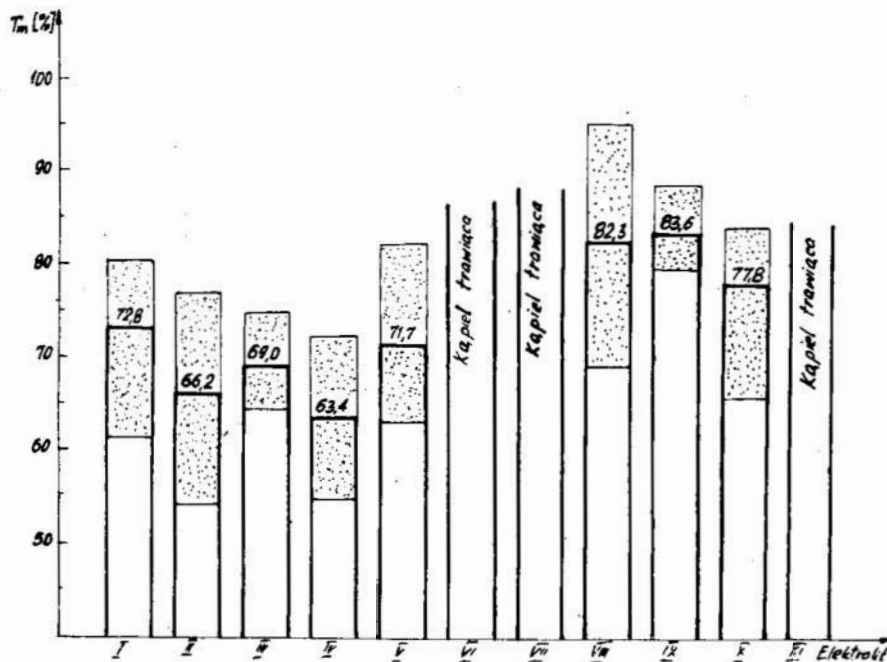
Rys.2 Komórka Fielda - widok z góry  
A, B - anody, K - katoda

Fig.2 Field cell - view from above:  
A, B - anodes, K - cathode



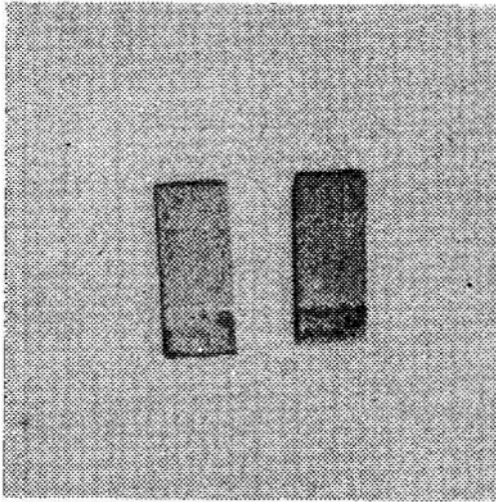
Rys.3 Elektrolizer laboratoryjny EP-4 /1/ i lepkościomierz Höpplera /2/

Fig.3 Laboratory ECP apparatus EP-4 /1/ and Höppler viscosimeter /2/



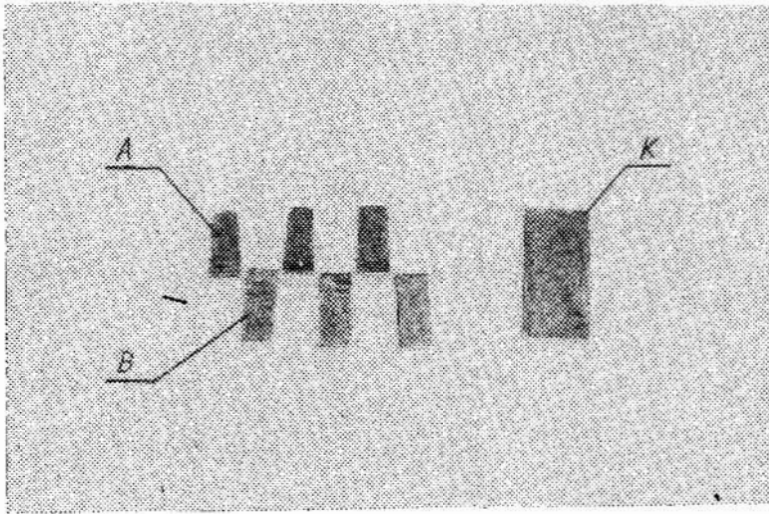
Rys.4 Wpływ składu elektrolitu na jego zdolność rozpraszającą

Fig.4 Effect of solution composition on throwing power



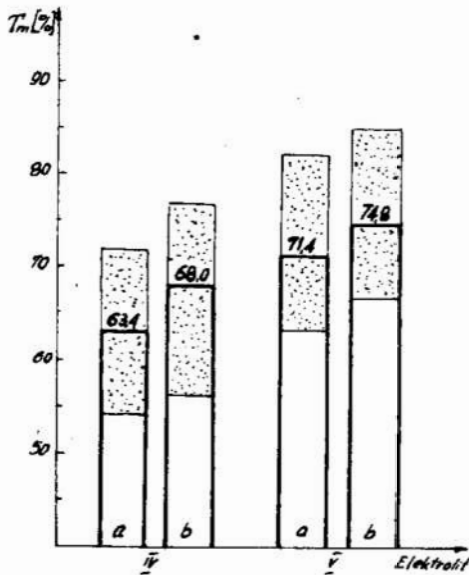
Rys.5 Wygląd próbek po trawieniu elektrochemicznym w elektrolicie VI

Fig.5 Samples' appearance after electrochemical etching in solution VI



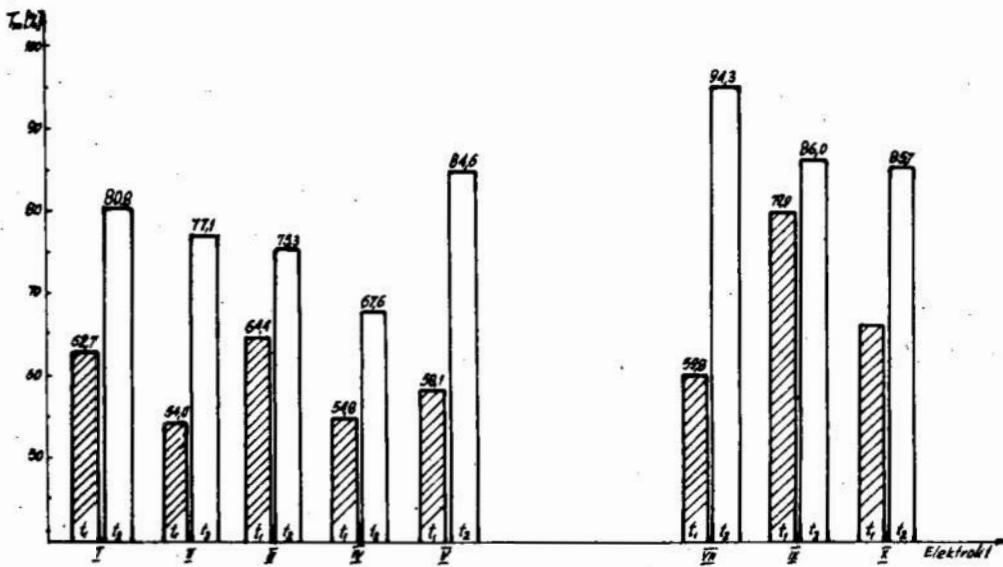
Rys.6 Próbki po elektropolerowaniu: A,B - anody  
K - katoda

Fig.6 Samples after electropolishing: A,B-anodes  
K - cathode



Rys.7 Wpływ mieszania elektrolitu na zdolność rozpraszającą

Fig.7 Effect of bath stirring on throwing power



Rys.8 Zależność  $T_m$  od temperatury elektrolitu dla zakresów:  $t_1 = 20 - 30^\circ\text{C}$   $t_2 = 50 - 70^\circ\text{C}$ .

Fig.8 The dependence  $T_m$  on the solution temperature for ranges:  $t_1 = 20 - 30^\circ\text{C}$   $t_2 = 50 - 70^\circ\text{C}$

mgr inż. Tadeusz Hryniewicz  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
Koszalin

Msc ME Tadeusz Hryniewicz  
The Institute of Engineering Production  
The Technical University of Koszalin

ZAGADNIENIE DOBORU ELEKTROLITU I MATERIAŁU DO  
POLEROWANIA ELEKTROLITYCZNEGO

THE ELECTROLYTE AND MATERIAL SELECTION PROBLEMS FOR  
ELECTROLYTICAL POLISHING

1. Wstęp
1. Introduction

W procesie polerowania elektrolitycznego metali, rozwijanym od kilki dziesiątków lat, brak jest sformułowania uzasadnienia doboru elektrolitu i materiału. Tymczasem wiadomo, że te dwa zasadnicze elementy, elektrolit i polerowany metal są zależne od siebie.

W efekcie decyduje to o jakości powierzchni polerowanego przedmiotu. Szczególnie niepewną sprawą jest zagadnienie doboru właściwego elektrolitu polerskiego. Zazwyczaj ograniczamy się do znalezienia w literaturze odpowiedniego składu elektrolitu i po przeprowadzeniu kilku prób w skali laboratoryjnej, bezkrytycznie wprowadzamy go do technologii. W chwili obecnej brak jest logicznego uzasadnienia postępowania przy doborze składników elektrolitu polerskiego. Po pobraniu składników roztworu nie wiemy jeszcze, czy jest to elektrolit najlepszy z możliwych do zastosowania.

Z powyższych względów sprawy te wymagają bardziej wnikliwej analizy.

Drugim istotnym zagadnieniem w procesie elektropolerowania jest rodzaj i stan materiału obranianego. W literaturze [4] spotkać <sup>można</sup> optymistyczne prognozy, o możliwości elektropolerowania niemal wszystkich metali i stopów w niedalekiej przyszłości. Wydaje się jednak, że z punktu widzenia celu tego rodzaju obróbki, jest to prognoza kontrowersyjna.

W artykule podjęto próbę analizy tych zagadnień z punktu widzenia prawidłowości doboru i możliwości sprawdzenia słuszności postępowania przy doborze elektrolitu i materiału.

2. Dobór składu i badanie elektrolitów
2. Baths selection and an investigation of electrolytes

Elektrolity polerskie powinny spełniać kilka istotnych funkcji i posiadać następujące cechy:

- a/ dobra zdolność polerująca, charakteryzująca się zmniejszoną szybkością trawienia mikrowgłębień oraz zmniejszoną różnicą energii aktywacji różnych składników strukturalnych metalu,
- b/ dobra wgłębnosc, decydująca ostatecznie o równomierności rozdziału ubytku metalu,
- c/ powinny być uniwersalne pod względem możliwości elektropolerowania różnych metali,
- d/ powinny być dostępne i niezbyt drogie,
- e/ powinny być bezpieczne w użyciu i obchodzeniu się.

Badania wykazały [2], że takim możliwie uniwersalnym elektrolitem jest stężony roztwór  $H_3PO_4$  z dodatkiem  $H_2SO_4$ , wody i innych środków chemicznych.

Generalnie stwierdzono [1], że wgłębnosc elektrolitów do elektropolerowania jest lepsza niż wgłębnosc kąpieli do pokryw galwanicznych.

To spowodowało m.in., że nie zajmowano się szczegółowymi badaniami wgłębności elektrolitów polerskich. Jednocześnie wiadomo, że problem ten nie jest znany zbyt dobrze i daje o sobie znać w przypadku próby klasyfikacji elektrolitów według ich cech użytkowych. Skłoniło to autora do podjęcia i przeprowadzenia takich badań w komórce Field'a [3]. Jak podaje literatura [1], [8], drugą istotną cechą elektrolitów polerskich jest lepkość, podczas gdy takim istotnym parametrem w kąpielach do pokryć galwanicznych jest wartość pH roztworu. Przeprowadzone badania własne [3] nie potwierdziły wyraźnego wpływu lepkości na wgłębność kąpieli polerskiej. Należy jednak zauważyć, że nie były to badania gruntowne, gdyż nie było to głównym celem tych badań. Podobne badania prowadzili Elmore i Edwards [8]. W swoich badaniach nad procesem elektropolerowania miedzi Elmore [8] wykrył, że słuszna jest następująca zależność:

$$i_0 t_0^{0,5} = C t_c$$

gdzie:

- $i_0$  - początkowa gęstość prądu,
- $t_0$  - czas potrzebny na osiągnięcie wartości gęstości prądu  $i_0$ ,
- $t_c$  - czas roztwarzania,
- $C$  - stężenie odpowiadające maksymalnej roztwarzalności metalu w warstwie cieczy przyległej do anody.

W trakcie elektropolerowania rośnie stężenie jonów metalu w elektrolicie, wskutek czego zmienia się lepkość roztworu. Fakt ten uwzględnił Edwards [8], według którego lepkość jest powiązana z wyżej wymienionymi parametrami następującą zależnością:

$$i_0 t_0 \eta^{0,5} = C t_c$$

gdzie:

- $\eta$  - lepkość roztworu

Z przytoczonych rozważań wynika, że może istnieć wpływ lepkości roztworu na przebieg i wynik polerowania. Problem ten wymaga bardziej szczegółowych badań.

- i. Wybór materiału do polerowania elektrolitycznego
- i. Material Selection for electrolytical polishing

Elektropolerowanie każdego przedmiotu ma na celu otrzymanie przynajmniej jednej z wielu cech powierzchni, takich jak:

- a/ polepszenie gładkości,
- b/ poprawa wyglądu, cele dekoracyjne,
- c/ przygotowanie powierzchni do lepszego przylegania powłok galwanicznych i konwersyjnych,
- d/ zwiększenie odporności na korozję,
- e/ polepszenie refleksyjności,
- f/ polepszenie innych własności np. emisyjności lamp elektronowych [7].

Według szeregu badaczy, uzyskanie każdej z wymienionych tutaj cech wymaga przyjęcia materiału o drobnoziarnistej strukturze. Optymalną jest wielkość ziarna w granicach nr 9 - 10 wg ASTM. W świetle powyższego, nie wydaje się słuszne dążenie niektórych badaczy [4], [8], do elektropolerowania każdego stopu, w tym w szczególności stopów wielofazowych. Większość badaczy podkreśla konieczność zachowania jednorodności struktury polerowanego materiału.

Najlepszym dowodem na to są ostatnie prace Raviv'a [5], [6], który całkowite powodzenie operacji elektropolerowania warunkuje między innymi jednorodnością metalurgiczną, fizyczną i chemiczną materiału.

Potrzebę analizy nad zastosowaniem elektropolerowania do obróbki wykończającej różnych rodzajów materiałów można uzasadnić następująco.



Każdemu rodzajowi materiału odpowiada inna minimalna gęstość prądu, przy której proces elektropolerowania przebiega prawidłowo. W przypadku niskich gęstości prądu /rys.1/, odpowiadających elektropolerowaniu metalu A, wydajność prądowa wynosi niewiele poniżej 100%. W tym przypadku rozdział prądu będzie zbliżony do rozdziału pierwotnego. Przy wysokich gęstościach prądu, odpowiadających polerowaniu metalu B, wydajność prądu znacznie spada. Występująca silna polaryzacja będzie powodowała znaczne odchylenie rozdziału metalu od pierwotnego rozdziału prądu. O tym, czy jest to zjawisko korzystne z punktu widzenia jakości obrobionej powierzchni, będzie decydował pierwotny rozdział prądu. W praktyce elektropolerowania, materiałem spełniającym warunki A jest miedź, natomiast B - stal.

4. Wnioski
4. Concluding remarks

Przeprowadzona analiza problemów doboru elektrolitu i materiału do polerowania elektrolitycznego pozwala na sformułowanie następujących wniosków:

- istotną rolę obok składu elektrolitu polerskiego odgrywają jego własności, w tym w szczególności lepkość. Zagadnienie to wskazuje na konieczność szczegółowych badań w tym zakresie,
- z punktu widzenia uzyskiwanych efektów, bardziej krytycznie należy podchodzić do materiału poddawanego elektropolerowaniu.

R e f e r e n c e s

L i t e r a t u r a

1. Faust C.L.: "Electropolishing" - Electroplating Engineering Handbook by A.K. Graham. Reinhold Publishing Corp., New YORK 1971.
2. Gabe D.R.: "Towards a universal electropolishing solution". Metallography 1972, 5, nr 5, s. 415 - 421.
3. Hryniewicz T.: "Badania w komórce Fielda podstawowych elektrolitów do polerowania stali kwasoodpornej". Zeszyty Naukowe ITW, WSI Koszalin 1976, z, 2 /w druku/.
4. Jumer F.J.: "Electropolishing - what, how and why?". Metal Finishing 1958, 56, nr 9, s. 60 - 63.
5. Limat process: pres. by BIER and SON Ltd. Plasma Technology Ltd., London 1976.
6. "Limat technique of surface treatment". Machinery and Prod. Eng. 1976 t. 129, nr 3334, s. 492 - 493.
7. Rosebury F.: "Handbook of Electron Tube and Vacuum Techniques". Addison - Wesley Publishing Co., Inc. Mass., USA 1972.
8. "Sprawoczoje rukawodstwo po galwanotechnikie" - praca zbior. Izd. Matałurgija, Moskwa 1972.

### S t r e s z c z e n i e

W artykule dokonano analizy czynników wpływających na dobór elektrolitu i materiału w procesie polerowania elektrolitycznego. Wskazano na potrzebę badania elektrolitów polerkich i sposób wyboru materiału do elektropolerowania.

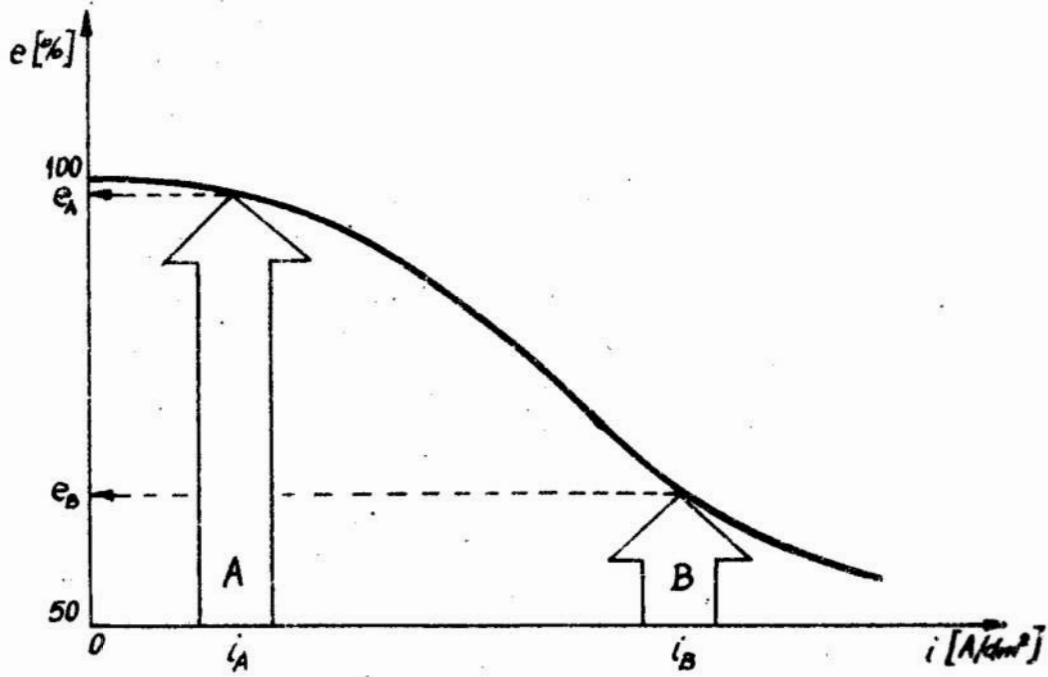
### S u m m a r y

In the paper an analysis of factors effecting on the electrolyte and material selection in electrolytical polishing process was carried out. It has been indicated on the necessity of polishing baths' investigation and the choice way of material for electropolishing.

Вопрос о подборе электролита и материала в процессе электролитической полировки

### Содержание

В статье проводится анализ факторов, влияющих на подбор электролита и материала в процессе электролитической полировки. Указывается необходимость исследования полировочных электролитов и способ подбора материала для электрополировки.



Rys.1 Wpływ gęstości prądu na wydajność anodową przy polerowaniu dwu różnych materiałów A, B

Fig.1 Effect of current density on the anode efficiency for two different materials polished A, B

Mgr inż. Andrzej Kacalak  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

ANALIZA PROCESÓW PRZEJŚCIOWYCH W TYRYSTOROWYCH  
UKŁADACH AUTOMATYCZNEJ REGULACJI PRĘDKOŚCI  
OBROTOWEJ W NAPĘDACH OBRABIAREK

1. Wprowadzenie.

W napędach obrabiarek do obróbki metali skrawaniem coraz szersze zastosowanie znajdują tyrystorowe układy regulacji prędkości obrotowej z silnikami prądu stałego. W zależności od rodzaju obrabiarki wykorzystywane zakresy regulacji prędkości obrotowej zawierają się w granicach od 1 : 10 do 1 : 2000 [2].

Zastosowanie tyrystorowego układu automatycznej regulacji prędkości obrotowej w napędach tokarki produkcyjnej szybko-  
bieżnej typu TPR-50T przedstawiono w pracy [4].

Tyrystorowe napędy prądu stałego, pracujące w zamkniętym obwodzie regulacji, posiadają duży współczynnik wzmocnienia napięciowego. Jest to konieczne dla uzyskania odpowiednich własności dynamicznych układu i szerokiego zakresu regulacji prędkości obrotowej. Występują jednak wtedy w stanach przejściowych szybkie zmiany napięcia wyjściowego przekształtnika tyrystorowego.

Ze względu na to, że siła elektromotoryczna silnika, wskutek bezwładności mechanicznej układu, zmienia się stosunkowo wolno oraz występuje mała impedancja obwodu po stronie prądu stałego, pojawiają się znaczne przeciążenia prądowe. Aby nie dopuścić do takich przeciążeń stosowane są obwody ograniczenia prądu twornika silnika.

Spośród wielu tyrystorowych układów regulacji prędkości obrotowej z odwodami ograniczenia prądu twornika, ze względu na dobroć procesu regulacji [8], najszersze zastosowanie w obrabiarkach znalazły układy z szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości i prądu.

Wyjaśnienie procesów regulacji zachodzących w tych układach posiada duże znaczenie dla użytkowników i konstruktorów napędów tyrystorowych prądu stałego. W celu poznania dynamiki układów tyrystorowych opracowano model analogowy, odtwarzający pracę takiego układu. Zastosowanie tego modelu umożliwia dokładne wyznaczenie parametrów regulatorów prędkości i prądu. Pozwala to uzyskać optymalny przebieg pracy napędu w stanach przejściowych.

Układ szeregowo połączonych obwodów regulacji prędkości i prądu

Do regulatora prędkości 1 /rys.1/ dochodzą sygnały z potencjometru 9 zadającego poziom prędkości i z prądniczki tachometrycznej 8. Regulator prądu 2 wzmacnia różnicę napięć otrzymanych od regulatora prędkości i przekładnika prądowego 6. Sygnał wyjściowy regulatora prądu steruje układem wyzwalania 3, a ten z kolei reguluje pracą przekształtnika tyrystorowego 5.

Dla obwodu regulacji prądu twornika napięciem zadającym jest sygnał wyjściowy  $U_1$  regulatora prędkości. Układ posiada ograniczenie prądu twornika, gdyż w charakterystyce sterowania regulatora 1 występuje wyraźne ograniczenie sygnału wyjściowego /poziom tego ograniczenia może być nastawiany/.

Podczas rozruchu, w pierwszej chwili po włączeniu napięcia zadającego, ujemny sygnał z prądniczki tachometrycznej jest równy zeru, gdyż silnik dopiero zaczyna się obracać.

To powoduje szybkie przesterowanie regulatora 1 aż do poziomu  $U_{1max}$ . W miarę wzrostu prędkości obrotowej, regulator prądu 2 tak steruje przesuwaniem kąta wyzwalań tyristorów, że prąd twornika utrzymywany jest na poziomie wartości granicznej.

Uogólniony schemat strukturalny układu szeregowo połączonych obwodów regulacji pokazany jest na rys. 2. Liczba regulatorów jest równa liczbie regulowanych wielkości układu napędowego. Do każdego regulatora dochodzą sygnały proporcjonalne do wartości rzeczywistej i zadanej wielkości regulowanej  $x_i$  danego obwodu regulacji. W wyniku porównania tych sygnałów zostaje wypracowane napięcie wyjściowe z regulatora, które jest sygnałem zadającym dla następnego zamkniętego obwodu regulacji. W ten sposób obwody wewnętrzne podporządkowane są kolejnym obwodom zewnętrznym.

W rozpatrywanym układzie obwód regulacji każdego parametru wyodrębniony jest w ten sposób, że zawiera z reguły tylko jedną dużą stałą czasową, kompensowaną właśnie działaniem regulatora. Ułatwia to znacznie synteze układu i pozwala na stosowanie typowych regulatorów. Ważną zaletą tej struktury jest także możliwość łatwego ograniczenia wartości dowolnej regulowanej wielkości układu. Wystarczy w tym celu ograniczyć na odpowiednim poziomie sygnał zadający dla tej wielkości, pojawiający się na wyjściu odpowiedniego regulatora. W zależności od konkretnych warunków przedziały ograniczenia mogą być stałe lub zmieniane wg zadanego zakresu.

Każdy obwód układu regulacji pokazanego na rys.2 można rozbić na dwa człony - regulator i obiekt regulacji.

Np. dla drugiego obwodu regulator przedstawiony jest transmitancją  $G_{R2}/s/$ . Obiekt regulacji zawiera w sobie człon wyjściowy danego obwodu, tzn. właściwy obiekt i zamknięty obwód regulacji, wewnętrzny w stosunku do rozpatrywanego obwodu.

Dla drugiego obwodu właściwym obiektem jest człon o transmitancji  $G_{O2}/s/$ , zamknięty obwód regulacji opisany jest transmitancją  $G_{1z}/s/$ , a wchodzące w jego skład regulator pierwszego obwodu  $G_{R1}/s/$  połączony szeregowo z obiektem obwodu pierwszego  $G_{O1}/s/$  objęte są pętlą sprzężenia zwrotnego. W związku z tym, transmitancja obiektu regulacji dla drugiego obwodu ma postać [9]:

$$G'_{O2}/s/ = G_{O2}/s/ G_{1z}/s/ = G_{O2}/s/ \frac{G_{R1}/s/ G_{O1}/s/}{1 + G_{R1}/s/ G_{O1}/s/} \quad /1/$$

W rozpatrywanym przypadku, wewnętrzny, pierwszy obwód podporządkowany jest zewnętrznemu - drugiemu. Ogólnie transmitancja obiektu regulacji dla  $i$  - tego obwodu ma postać:

$$G'_{oi}/s/ = G_{oi}/s/ G_{/i-1/z}/s/ \quad /2/$$

i. Problem optymalizacji nastaw regulatorów w układach automatycznej regulacji prędkości obrotowej

Wybór sposobu sterowania napędem elektrycznym jest w każdym przypadku uwarunkowany wymaganiami technologicznymi, z uwzględnieniem ograniczeń w elektrycznej i mechanicznej części napędu, jak np. przeciążalność silnika i jego nagrzewanie, wielkości przyspieszenia i uderzeń momentu dopuszczalne ze względu na konstrukcję maszyny roboczej itd.

Wymienione czynniki, łącznie z głównym rodzajem zaburzeń tzn. wymuszenia na wejściu lub zakłócenia ze strony obciążeń uzasadniają prawa, jakim muszą podlegać zmiany współrzędnej wyjściowej a także wielu współrzędnych pośrednich układu.

Dobór parametrów układu regulacji wykonywany jest w drodze kolejnej /od  $i = 1$  do  $i = n$ / optymalizacji poszczególnych obwodów regulacji.



Pod słowem optymalizacja rozumie się tu formowanie transmitancji obwodu regulacji do postaci odpowiadającej założonym wymaganiom.

W optymalnym układzie automatycznej regulacji zmiany sygnału zadającego jak i wpływ zakłóceń powinny być szybko wyregulowane przy wystarczającym tłumieniu przebiegów przejściowych, a błąd regulacji w stanie ustalonym powinien być równy zero. Spełnienie tych warunków może zachodzić np. w układzie, którego amplitudowa charakterystyka częstotliwościowa posiada w swym przebiegu, w szerokim paśmie częstotliwości, wartość stałą, równą jedności [11], czyli, że

$$|G_z/j\omega| \approx 1 \quad /3/$$

przy czym

$$G_z/j\omega/ = \frac{G_o/j\omega/}{1 + G_o/j\omega/} = \frac{1}{1 + \frac{1}{G_o/j\omega/}} \quad /4/$$

- transmitancja widmowa układu zamkniętego,  $G_o/j\omega/$  - transmitancja widmowa układu otwartego.

Zatem moduł transmitancji widmowej układu otwartego powinien być w szerokich granicach pasma częstotliwości znacznie większy niż jedność. Wymaganie to realizowane jest w układzie otwartym o transmitancji [3],

$$G_o/s/ = G_R/s/ G_{ob}/s/ = \frac{1}{sT} \quad /5/$$

Wówczas transmitancja widmowa układu zamkniętego ma postać

$$G_z/j\omega/ = \frac{1}{1 + j\omega T} \quad /6/$$

Dla pulsacji  $\omega < 1/T$  spełniony jest warunek /3/, czyli dla tego zakresu częstotliwości układ zachowuje się podobnie do członu proporcjonalnego. Jest to więc układ optymalny ze względu na szybkość działania.

Poza tym jest to układ stabilny, ponieważ przesunięcie fazowe nie może przekroczyć  $90^{\circ}$  - wynika to z kryterium Nyquist'a [1].

Stąd wypływa wniosek, że stała  $T$  mogłaby być wybrana dowolnie mała, przez co pulsacja  $\omega < 1/T$  byłaby dowolnie duża.

Ale uzyskanie transmitancji /3/ układu otwartego jest praktycznie niemożliwe w rzeczywistych układach regulacyjnych. Regulator musiałby w tym celu kompensować wszystkie człony inercyjne, zarówno duże jak i małe stałe czasowe obiektu. Kompensacja taka dla małych stałych czasowych jest nieopłacalna. Poza tym w obiekcie dość często występują człony z opóźnieniem, kompensacja w stosunku do takich członów jest niemożliwa. Stosuje się więc kompensację tylko dużych stałych czasowych obiektu, a następnie dobiera się taką pulsację przejścia logarytmicznej charakterystyki amplitudowej układu otwartego przez wartość zerową, aby obecność małych stałych czasowych obiektu utraciła wpływ na zachowanie się układu zamkniętego.

#### Omówienie modelowanego układu napędowego

Pracę układu napędowego z szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości obrotowej i prądu zbadano i przeanalizowano w zbudowanym modelu analogowym. Modelowanie przeprowadzono dla układu z obcowzb. silnikiem prądu stałego typu PCb 54b o następujących danych znamionowych:

$$P_N = 11 \text{ kW}, U_N = 220 \text{ V}, I_N = 56,8 \text{ A}, n_N = 314 \text{ rd/s},$$

$$\eta = 88\%, \text{ moment bezwładności } J_s = 0,08 \text{ Nms}^2. \text{ Silnik zasilany}$$

jest napięciem regulowanym, otrzymywanym z przekształtnika tyrystorowego połączonego w układ 6T. Schemat blokowy układu napędowego przedstawiono na rys. 3. Silnik prądu stałego na schemacie powyższym wyodrębniony został linią przerywaną. Charakterystyczne wielkości silnika mają następujące wartości:

$$R_t = 0,344 \Omega, T_t = 10,7 \text{ ms}, c\phi = 0,641 \text{ Vs}, T_M = 268 \text{ ms}.$$

W napędzie zastosowano prędkościowe ujemne sprzężenie zwrotne z wykorzystaniem prądniczki tachometrycznej. Wartość napięcia podawanego do regulatora prędkości, w zależności od prędkości obrotowej silnika, określona jest współczynnikiem  $k_n = 0,0317$  Vs. Dla wytłumienia pulsacji w napięciu prądniczki tachometrycznej umieszczono na jej wyjściu filtr o transmitancji  $G_F/s/ = 1 / (1 + s T_F)$ , którego stała czasowa  $T_F = 20$  ms.

Sygnal prądowego ujemnego sprzężenia zwrotnego pobierany jest przez prostownik, z przekładników prądowych umieszczonych w przewodach zasilania mostka tyrystorowego. Wartość napięcia podawanego do regulatora prądu, w zależności od prądu twornika, określona jest współczynnikiem  $k_i = 0,1$  V/A.

Przekształtnik tyrystorowy uwzględniony został jako człon inercyjny pierwszego rzędu o transmitancji  $G_{PT}/s/ = K_{PT} / (1 + s T_O)$ , którego współczynnik wzmocnienia  $k_{PT} = 75$ , a stała czasowa  $T_O = 1,67$  ms.

Parametry regulatorów zostały wyznaczone na podstawie zasad optymalizacji podanych przez C.Kesslera. Dla regulatora prądu zastosowano kryterium modułowe [6]. Dobór nastaw regulatora prądu wg kryterium modułowego umożliwia kontrolę nad przeciążeniem tyrystorów w układzie napędowym w stanach przejściowych. Przyjęto układ regulatora typu PI /proporcjonalno-całkujący/ o transmitancji  $G_{Ri}/s/ = (1 + sT_i) / sT_i$ , którego stałe czasowe wynoszą:  $T_i = 39,5$  ms,  $T_i = 73$  ms.

Schemat regulatora prądu przedstawiono na rys. 4.

Dla regulatora prędkości zastosowano kryterium symetrycznego optimum [7]. Parametry regulatora prędkości obliczone wg tego kryterium zapewniają szybkie wyregulowanie uchybu dynamicznego prędkości przy zmianach momentu oporowego silnika.

Przyjęto regulator prędkości typu PI, którego transmitancja  $G_{Rn}/s/ = (1 + sT_2)/sT_n$ , a jego stałe czasowe są równe:  $T_2 = 94$  ms,  $T_n = 2,75$  ms. Schemat regulatora prędkości zamieszczono na rys. 5.

Na wejście układu został włączony filtr, tzw. zadajnik intensywności rozruchu, o transmitancji  $G_{ZI}/s/ = 1/(1+sT_m)$ , którego stała czasowa  $T_m = 94$  ms.

W regulatorze prędkości wykonano ograniczenie wartości wyjściowej napięcia przez zastosowanie pętli sprzężenia zwrotnego nieliniowego przy użyciu diod Zenera. W ten sposób prąd silnika nie może przekroczyć określonego poziomu, równego w tym układzie 1,9 - krotnej wartości prądu znamionowego twornika silnika.

#### Analiza dynamiki układu napędowego

Zachowanie się układu napędowego podczas stanów przejściowych zostało przebadane na elektronicznej maszynie analogowej MA-4. Wykresy wykonano przy pomocy rejestratora XYt podłączonego do maszyny analogowej. Schemat maszynowy układu przedstawiony jest na rys. 6; odpowiada on blokowemu schematowi pokazanemu na rys. 3. Modelowanie zostało przeprowadzone wg zasad podanych w pracach [ 5 i 10 ].

Przy modelowaniu zastosowano następujące współczynniki skal amplitud:

$$m_n = 0,2 \text{ V/rd/s}, \quad m_i = 0,05 \text{ V/A}, \quad m_t = 10 \text{ s/s}, \quad m_{uz} = \\ = m_{uzn} = m_{uzi} = m_{UTG} = m_{\xi i} = m_{\xi n} = 1 \text{ V/V}, \quad m_{UPT} = 0,1 \text{ V/V}, \\ m_{us} = 1 \text{ V/V}.$$

Przebieg rozruchu przy biegu jałowym układu obrazuje rys. 7. Przebiegi prędkości i prądu twornika silnika przez długi czas mają charakter wolno zanikających oscylacji. Pierwsze przeregulowanie prędkości obrotowej jest równe 16%

Podczas rozruchu pod obciążeniem pulsacje prędkości i prądu zanikają po kilku przeregulowaniach w wyniku tłumienia oscylacji momentem obciążenia oraz pierwsze przeregulowanie jest mniejsze i wynosi 10 % /rys.8/.

Aby skrócić czas dojścia prędkości obrotowej i prądu twornika do wartości ustalonych, zwiększono stałe czasowe w części regulacyjnej układu do następujących wartości: dla regulatora prędkości  $T_n = 4,17$  ms,  $T_2 = 404$  ms oraz dla zadajnika intensywności  $T_m = 472$  ms. Przy takich, eksperymentalnie nastawionych, parametrach regulacyjnych wystąpiły tylko dwa przeregulowania, pierwsze przeregulowanie osiągnęło wartość 2,4%, drugie - 2% /rys.9/.

Przebiegi przejściowe przy rozruchu pod obciążeniem, po tej korekcji nastw, przedstawione są na rys. 10.

Wykresy na rys. 11, 12 i 13 wykonano również dla skorygowanych parametrów regulacyjnych. Przebieg prędkości obrotowej w czasie rozruchu pod obciążeniem posiada tylko jedno przeregulowanie /rys.10/, ale dwukrotnie większe niż przy rozruchu bez obciążenia /rys.9/, po czym powoli dochodzi do wartości ustalonej już bez przeregulowań.

Porównując rys. 7 i 9 można zauważyć, że dla obydwu przypadków czas narastania prędkości obrotowej do zadanej wartości jest taki sam i równy 1,5s. Podobnie jest dla przypadków na rys. 8 i 10. Czasy doregulowania  $t_d$  są prawie równe sobie, natomiast czas regulacji  $t_r$  po korekcji jest przy biegu jałowym 3,5-krotnie, a przy obciążeniu momentem znamionowym - prawie dwukrotnie mniejszy.

Dla rozpatrywanego układu napędowego, regulator prędkości okazał się za szybki w działaniu przy obliczonych nastawach wg kryterium symetrycznego optimum. Skutkiem tego było pojawienie się oscylacji przebiegów przejściowych prędkości i prądu, które należało wytłumić poprzez skorygowanie nastw regulatora prędkości i zadajnika intensywności.

Przebiegi przejściowe kolejnych sygnałów w układzie napędowym, po nagłym obciążeniu momentem znamionowym oraz po skokowym odciążeniu, przedstawiono na rys. 11.

W obydwu przypadkach zmian obciążenia układ wykazuje bardzo małe przeregulowanie prędkości - 1,2% i 1% oraz szybkie dojście do prędkości ustalonej, czas regulacji  $t_r$  jest równy 0,4s i 0,35s. Prąd twornika w czasie skokowego obciążenia momentem znamionowym osiąga przeregulowanie 16% po czym szybko przechodzi do wartości znamionowej  $I_N$ .

Należy zauważyć, że podczas skokowego przyłożenia momentu znamionowego sygnał uchybu prędkości  $\xi_n$  jest równy zeru, natomiast występuje wyraźna zmiana sygnału błędu prądowego  $\xi_i$ . Sytuacja jest podobna przy gwałtownym odciążeniu. Jest to uwarunkowane tym, że prędkość obrotowa w czasie takich zakłóceń jest prawie niezmienna, natomiast prąd twornika silnika wzrasta po obciążeniu do wartości znamionowej.

W stanie ustalonym układ napędowy posiada zerowe wartości sygnałów błędu  $\xi_n$  oraz  $\xi_i$ ; jest to układ astatyczny.

Charakterystyki mechaniczne układu napędowego są bardzo sztywne /rys.12/, przez co można osiągnąć szeroki zakres regulacji prędkości obrotowej. Przy 1,9 - krotnej wartości momentu znamionowego /lub prądu znamionowego twornika/, wynikającej z nastawienia poziomu ograniczenia dla regulatora prądu, zaznacza się odcięcie i prędkość gwałtownie maleje.

Rozpatrując przebiegi przejściowe prędkości podczas rozruchu silnika przy biegu jałowym dla różnych sygnałów zadających /rys.13/ można zauważyć, że dla niższych zadanych prędkości przebieg zbliża się do aperiodycznego. Przy zadawaniu prędkości obrotowej niższej od znamionowej otrzymuje się korzystniejszy przebieg rozruchu; przeregulowania prędkości są mniejsze lub ich nie ma.

Na rys.14 przedstawiono porównanie przebiegu prędkości obrotowej silnika w czasie rozruchu przy biegu jałowym oraz skokowym obciążeniu i odciążeniu momentem znamionowym gdy

przekształtnik tyrystorowy jest: a - elementem inercyjnym, b - elementem proporcjonalnym. W obydwu przypadkach przebiegi są identyczne. Wynika to z małej inercyjności przekształtnika tyrystorowego w porównaniu z dużymi stałymi czasowymi: obwodu twornika  $T_t$  oraz elektromechanicznej  $T_M$ .

#### W n i o s k i

1. Układ automatycznej stabilizacji prędkości obrotowej obcowzbudnego silnika prądu stałego z szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości obrotowej i prądu pozwala na uzyskanie wysokiej dobroci procesu regulacji.
2. Zmieniając odpowiednio parametry regulatorów można osiągnąć żądane przebiegi przejściowe zarówno prędkości obrotowej jak i prądu twornika.
3. Przy stosowaniu kryterium symetrycznego optimum dla obliczenia nastaw regulatora prędkości w tyrystorowych napędach prądu stałego należy liczyć się z możliwością występowania oscylacji i znacznych przeregulowań wartości prędkości obrotowej i prądu, co jest wynikiem zbyt szybkiego działania regulatora o tak dobranych nastawach. W celu wytłumienia tych zjawisk należy zwiększać stałe czasowe regulatora prędkości.
4. Charakterystyki mechaniczne układu napędowego z szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości i prądu są bardzo sztywne. Pozwala to na uzyskanie szerokiego zakresu regulacji prędkości obrotowej.
5. Podczas analizy dynamiki układów automatycznej regulacji prędkości obrotowej przekształtnik tyrystorowy można rozpatrywać jako element proporcjonalny mimo, iż w rzeczywistości jest elementem inercyjnym. Inercja przekształtnika tyrystorowego w porównaniu z dużymi stałymi czasowymi:

obwodu twornika  $T_t$  oraz elektromechaniczną  $T_M$  nie ma praktycznie wpływu na kształtowanie przebiegów przejściowych prędkości obrotowej w układzie napędowym i można ją pominąć.



### L i t e r a t u r a

1. Antoniewicz J.: Automatyka, WNT, Warszawa 1973.
2. Czajkowski A.: Napęd tyrystorowy prądu stałego. Politechnika Łódzka, Łódź 1974.
3. Czajkowski A.: Napęd tyrystorowy prądu stałego. WNT, Warszawa 1974.
4. Fic S., Kacalak A., Karlic P., Rogowski Cz.M.: Zastosowanie napędu tyrystorowego w tokarkach o średnicy toczenia do  $\phi$  500 mm. ZN WSInż. w Koszalinie, Prace Instytutu Techniki Wytwarzania Nr 1/75, Koszalin 1975.
5. Hellman W.: Zastosowanie analogowych maszyn matematycznych, WNT; Warszawa 1970.
6. Kessler C.: Über die Vorausberechnung optimal abgestimmter Regelkreise. Regelungstechnik, Nr 1 i 2, 1965.
7. Kessler C.: Das Symmetrische Optimum. Regelungstechnik, Nr 11 i 12, 1958.
8. Latzel W.: Begrenzungsregelungen. Regelungstechnik, Nr 4 i 5, 1962.
9. Lebediew E.D. i in.: Uprawlenie wentylnymi elektropiwodami postojannowo toka. Energia, Moskwa 1970.
10. Szpliński Z.: Elektroniczna technika analogowa. WNT, Warszawa 1969.
11. Tunia H., Winiarski B.: Układy elektroniczne w automatyce napędowej, WNT, Warszawa 1971.

## S t r e s z c z e n i e

W artykule omówiono sposób regulacji prędkości obrotowej w napędach tyrystorowych obrabiarek z silnikami prądu stałego i szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości i prądu. Przedstawiono zasady doboru nastaw regulatorów oraz ich wpływ na przebiegi prędkości obrotowej i prądu silnika napędu w stanach przejściowych. Zbudowano model analogowy tyrystorowego układu napędowego wykorzystując elektroniczną maszynę analogową typu MA-4. Na podstawie analizy procesów przejściowych i stanów ustalonych uzyskanych w modelu analogowym dokonano oceny pracy tyrystorowego układu napędowego. Wykonane na maszynie analogowej wykresy przebiegów przejściowych pozwoliły wyjść zachodzące procesy regulacji w poszczególnych członach układu oraz podać wskazówki dotyczące obliczania nastaw regulatorów prędkości obrotowej i prądu silnika napędu.

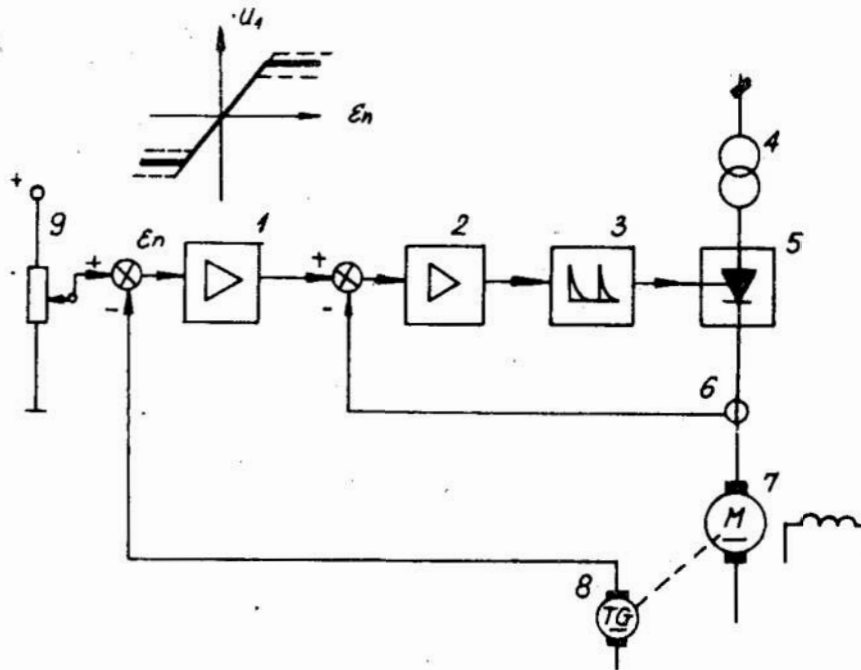
## ANALYSIS OF TRANSIENT PROCESSES IN AUTOMATIC THYRISTOR CONTROL SYSTEMS FOR ROTATIONAL SPEED CONTROL IN MACHINE TOOL POWER FEED

The paper presents a discussion on the methods of rotational speed control in thyristor power feed units with D.C. motors and speed and current control circuits connected in series. Principles are given on how to select controller adjustments and how these adjustments affect the course of rotational speed and current in the drive motor in transient conditions. An analog model of the thyristor power feed system was constructed by using a MA-4 type analog computer. The performance of the thyristor power feed system was evaluated while basing on the analysis of transient processes and steady states in the analog model. Plots of transients made on the analog computer provided means to explain the control processes taking place in the individual segments of the system and to issue instructions on how to calculate the adjustment of rotational speed and drive motor current controls.

Анализ переходных процессов в тирристорных системах автоматической регулировки скорости вращения в приводах станков

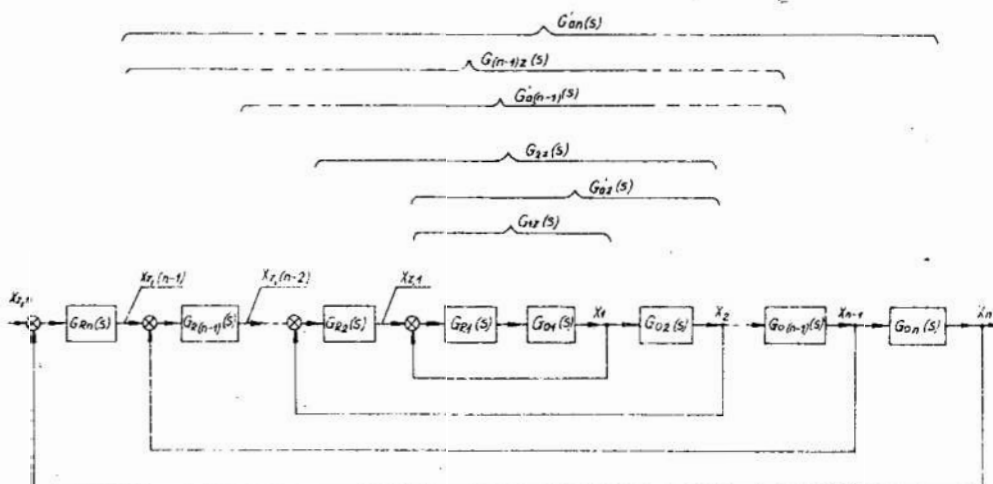
### Содержание

В статье представлен способ регулировки скорости вращения в тирристорных приводах станков с двигателями постоянного тока и последовательно соединенными контурами регулировки скорости и тока. Показаны принципы настройки регуляторов а также их влияние на скорость вращения и ток в приводе двигателя в переходных состояниях. Дано построение аналоговой модели тирристорной приводной системы с использованием электронной аналоговой машины типа МА-4. На основе анализа переходных процессов и установленных состояний, полученных по аналоговой модели, дана оценка работы тирристорной приводной системы. Выполненные на аналоговой машине графики переходных процессов позволили объяснить протекающие процессы регулировки в соответствующих членах системы, а также дают решения, касающиеся вычисления настройки регуляторов скорости вращения и тока привода двигателя.



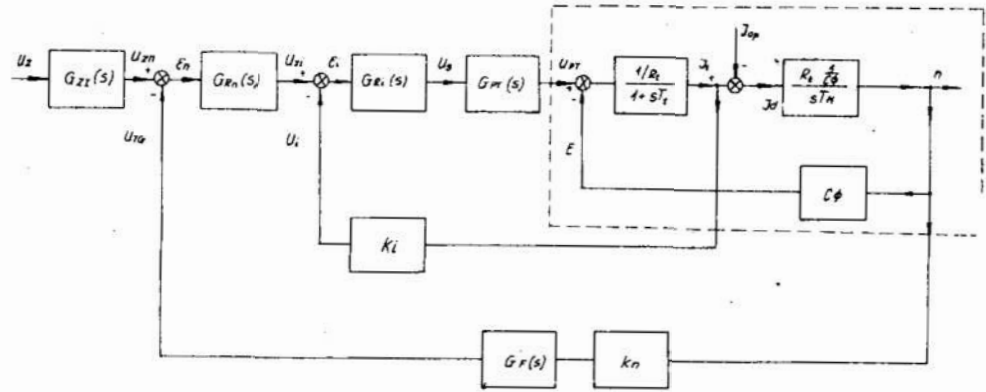
Rys.1 Schemat tyrystorowego układu napędowego z szeregowo połączonymi obwodami regulacji prędkości obrotowej i prądu twornika; 1-regulator prędkości, 2-regulator prądu, 3-układ wyzwalania, 4-transformator pośredniczący, 5-przekształtnik tyrystorowy, 6-przekładnik prądowy, 7-silnik obcowzbudny prądu stałego, 8-prądniczka tachometryczna, 9-potencjometr zadający poziomu prędkości,  $E_n$ -sygnał błędny regulacji prędkości obrotowej,  $U_1$ -napięcie wyjściowe regulatora prędkości.

Fig.1 Diagram of thyristor power feed system with rotational speed and armature current control circuits connected in series; 1-speed controller, 2-current controller, 3-triggering system, 4-intermediate transformer, 5-thyristor converter, 6-current transformer, 7-separately excited D.C. motor, 8-rate generator, 9-speed level setting potentiometer,  $E_n$ -signal of error in rotational speed control,  $U_1$ -speed controller output voltage.



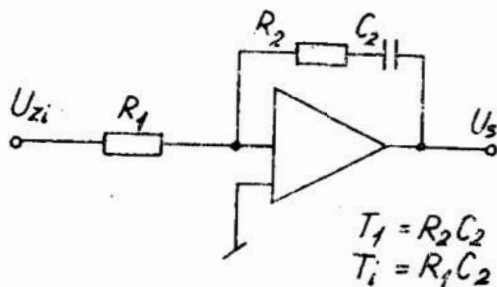
Rys.2 Uogólniony schemat strukturalny układu szeregowo połączonych obwodów regulacji.

Fig.2 Generalized structural diagram of control system circuits connected in series

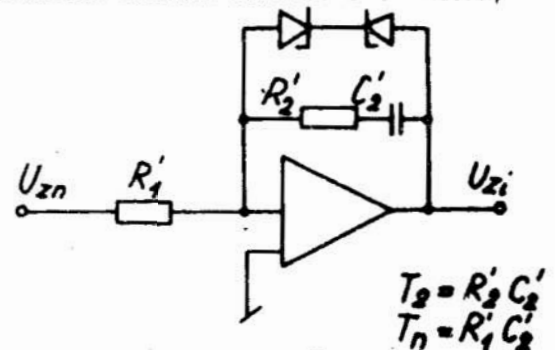


Rys.3 Schemat blokowy układu napędowego;  $G/s/-$ transmitacja, ZJ-zadajnik intensywności rozruchu,  $R_n$ -regulator prędkości,  $R_i$ -regulator prądu, PT-przekształtnik<sup>n</sup> tyrystorowy, F-filtr prądniczki tachometrycznej,  $R_t$ -rezystancja twornika silnika,  $T_t$ -elektromagnetyczna stała czasowa obwodu twornika,  $T_M$ -elektromechaniczna stała czasowa napędu,  $c$ -stała,  $\phi$ -strumień magnetyczny silnika,  $k_i$ -współ.wzmocnienia prądniczki techom.,  $U_z', U_{zn}, U_{zi}$ -napięcia żądające odpowiednio: poziomu prędkości, regulatora prędkości i regulatora prądu,  $\epsilon_n$ -sygnał błędu prędkości,  $\epsilon_i$ -sygnał błędu prądu,  $U_{TG}, U_i, U_s, U_{PT}$ -napięcia odpowiednio: prądniczki techom., zadajnika prądu, sterujące i przekształtnika tyrystorowego;  $E$ -siła elektromotoryczna silnika,  $I_t$ -prąd twornika,  $I_{op}$ -prąd określający moment oporowy na wale silnika,  $I_d$ -prąd określający moment dynamiczny silnika,  $n$ -prędkość obrotowa.

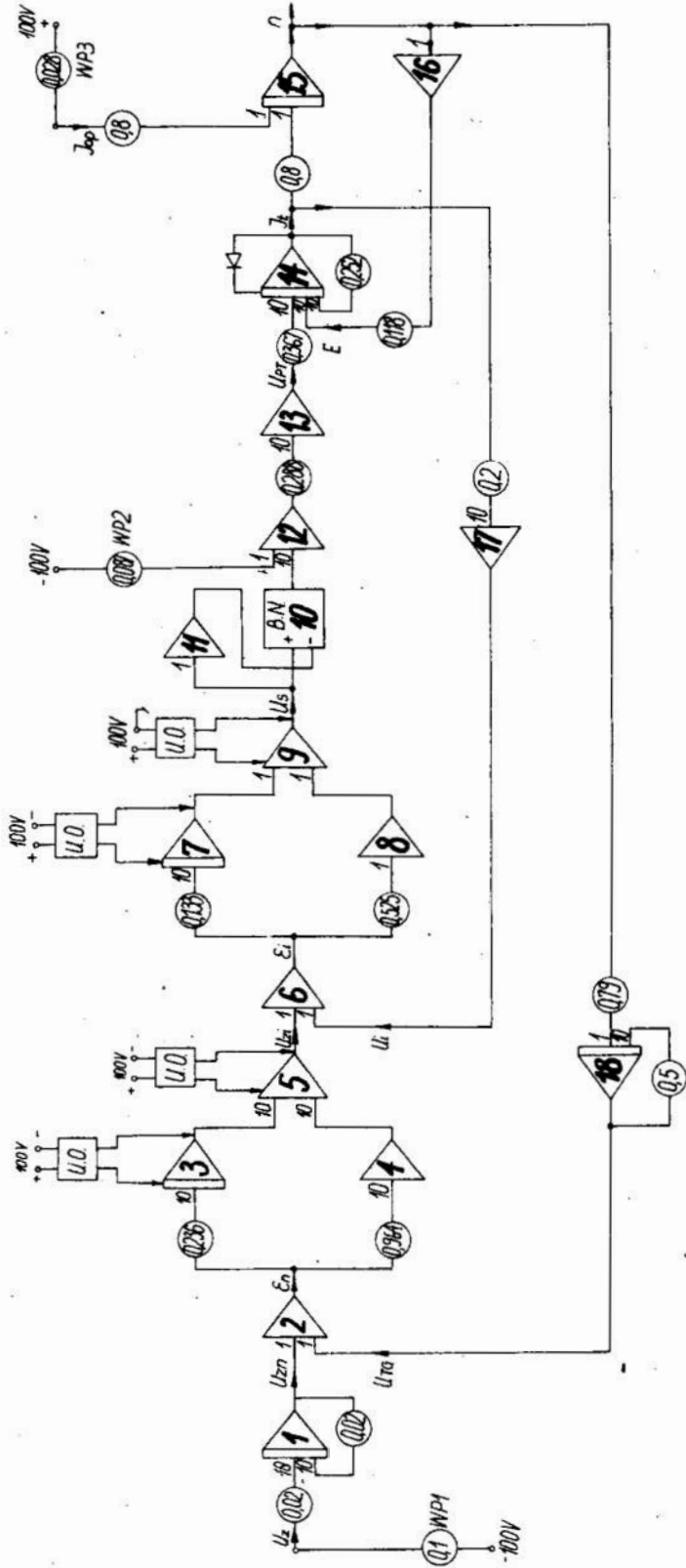
Fig.3 Block diagram of power feed system:  $G/s/-$ transmittance ZJ-start-up intensity adjuster,  $R_n$ -speed controller,  $R_i$ -current controller, PT-thyristor converter, F-rate generator filter,  $R_t$ -motor armature resistance,  $T_t$ -electromagnetic time-constant of power feed,  $c$ -constant,  $\phi$ -magnetic flux of motor,  $k_i$ -amplification coefficient of rate generator,  $U_z, U_{zn}, U_{zi}$ -setting voltages of speed level, speed controller and current control respectively,  $\epsilon_n$ -speed error signal,  $\epsilon_i$ -current error signal  $U_{TG}, U_i, U_s, U_{PT}$  - voltages of rate generator, current adjuster, control and thyristor converter, respectively,  $E$ -motor e.m.f.  $I_t$ -armature current,  $I_{op}$ -current to determine anti-torque on motor shaft,  $I_d$ -current to determine motor dynamic moment,  $n$ -rotational speed.



Rys.4 Schemat regulatora prądu twornika  
Fig.4 Diagram of armature current controller

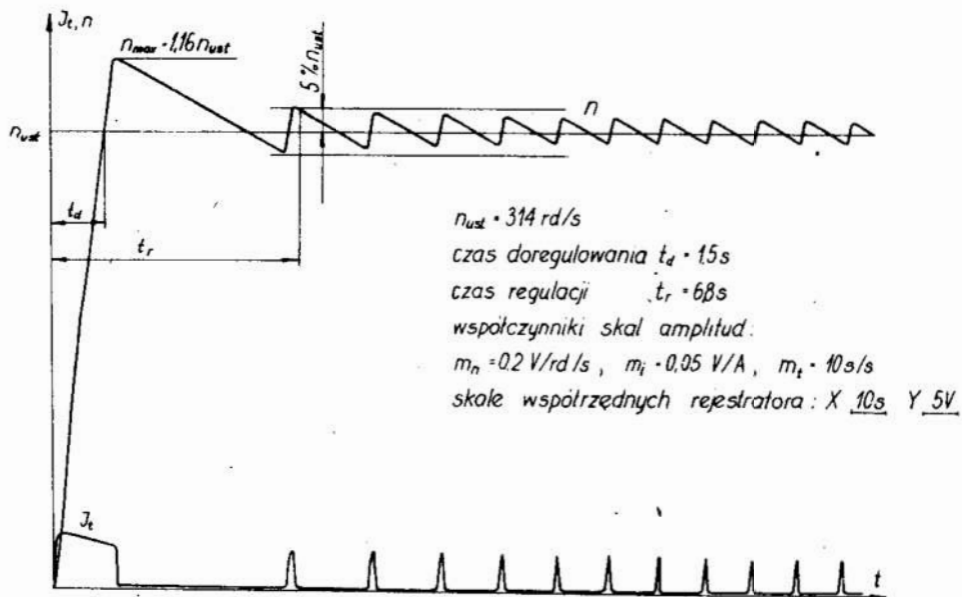


Rys.5 Schemat regulatora prędkości obrotowej  
Fig.5 Diagram of rotational speed controller



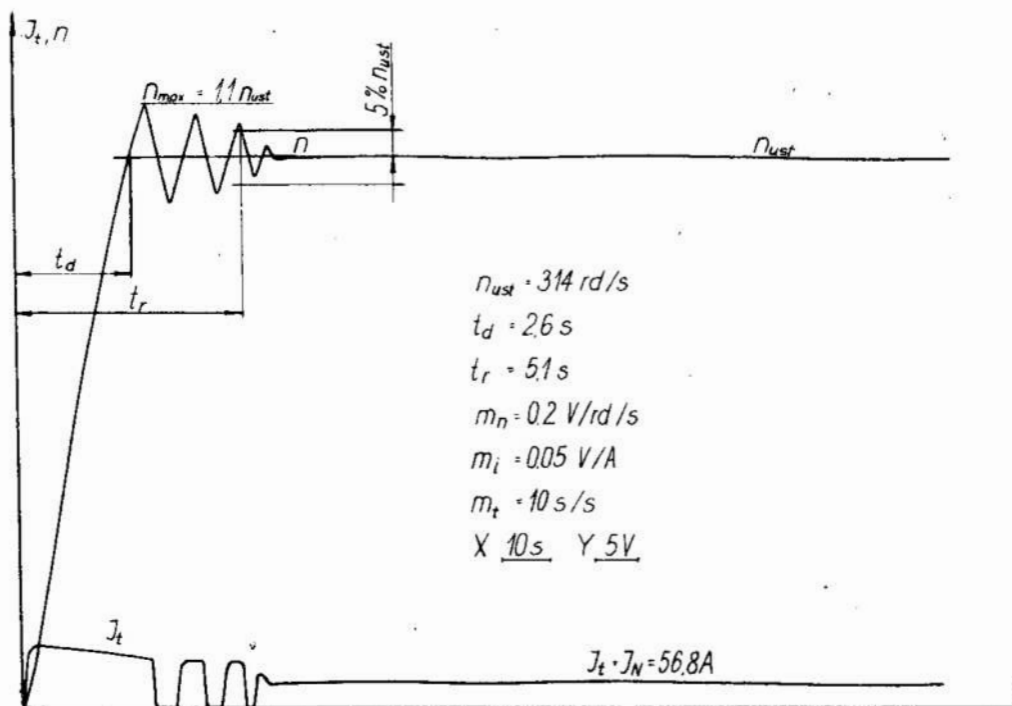
Rys.6 Schemat maszynowy układu napędowego: UP - układ ograniczenia, BN - blok nieliniowy, WP - warunek początkowy.

Fig.6 Machine diagram of the power feed system: UP-limiting system, UP-non-linear block WP - initial condition



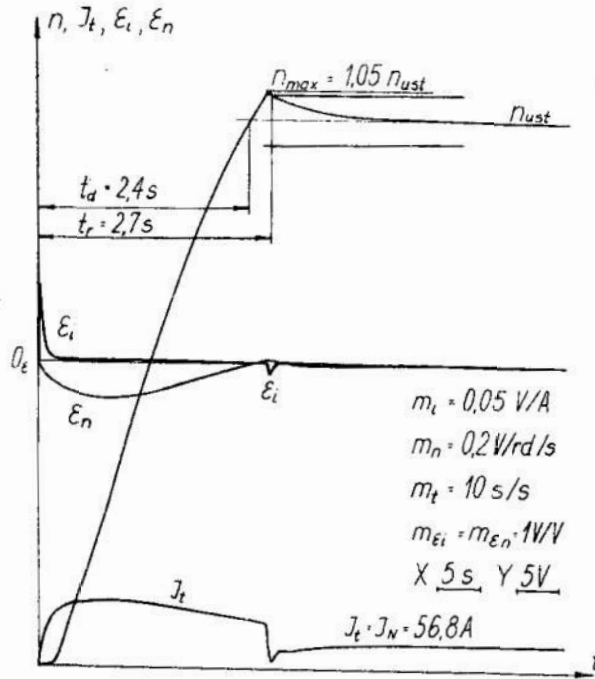
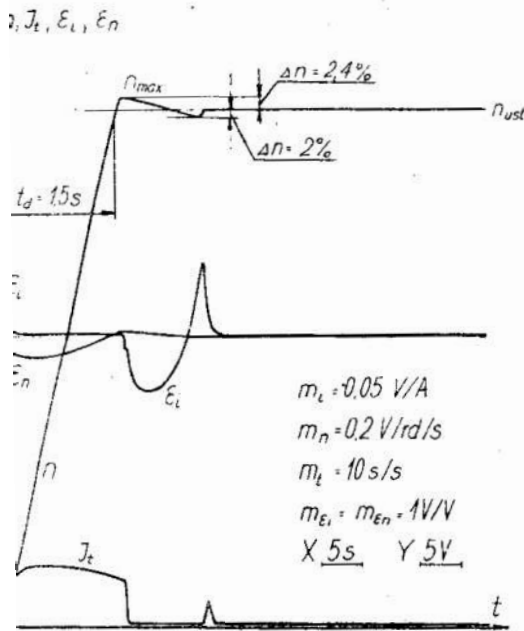
Rys.7 Przebiegi przejściowe prędkości obrotowej i prądu twornika podczas rozruchu silnika nieobciążonego.

Fig.7 Transients of rotational speed and armature current on starting the non-loaded motor.



Rys.8 Przebiegi przejściowe prędkości obrotowej i prądu twornika podczas rozruchu silnika obciążonego momentem znamionowym.

Fig.8 Transients of rotational speed and armature current on starting the motor loaded with the rated moment.

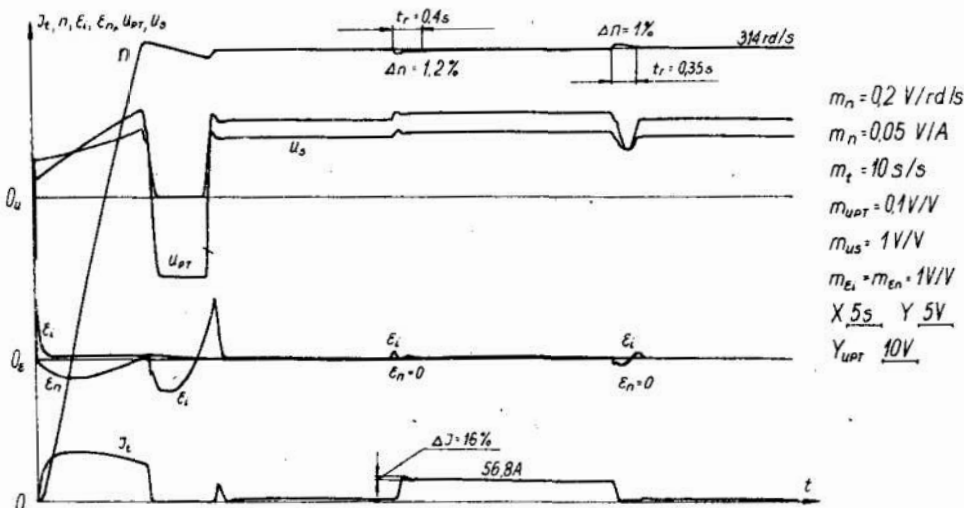


s.9 Przebiegi przejściowe przy rozruchu silnika nieobciążonego po korekcji parametrów układu regulacji

g.9 Transients on starting the non-loaded motor after correction of the control stem parameters

Rys.10 Przebiegi przejściowe przy rozruchu silnika obciążonego momentem znamionowym po korekcji parametrów układu regulacji.

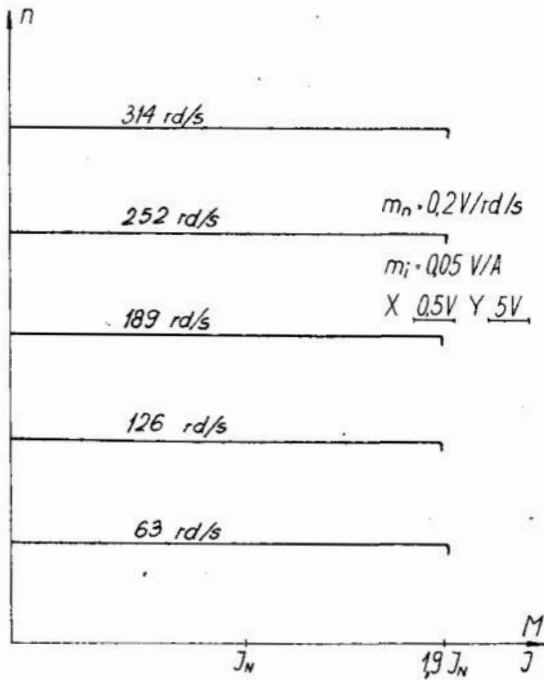
Fig.10 Transients on starting the motor loaded with the rated moment after correction of the control system parameters



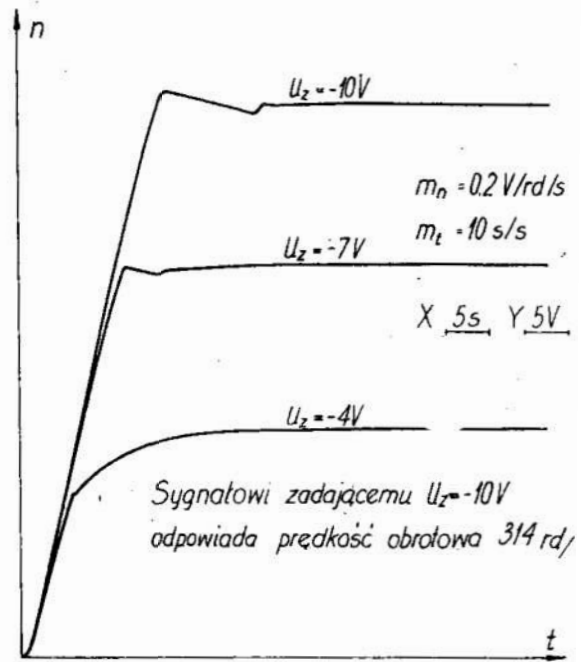
Rys.11 Przebiegi przejściowe kolejnych sygnałów w układzie napędowym podczas rozruchu silnika przy biegu jałowym oraz skokowym obciążeniu i odciążeniu silnika momentem znamionowym.

Fig.11 Transients of consecutive signals in the power feed system when starting the motor for idle running and then abruptly loading/releasing the motor with the rated moment.

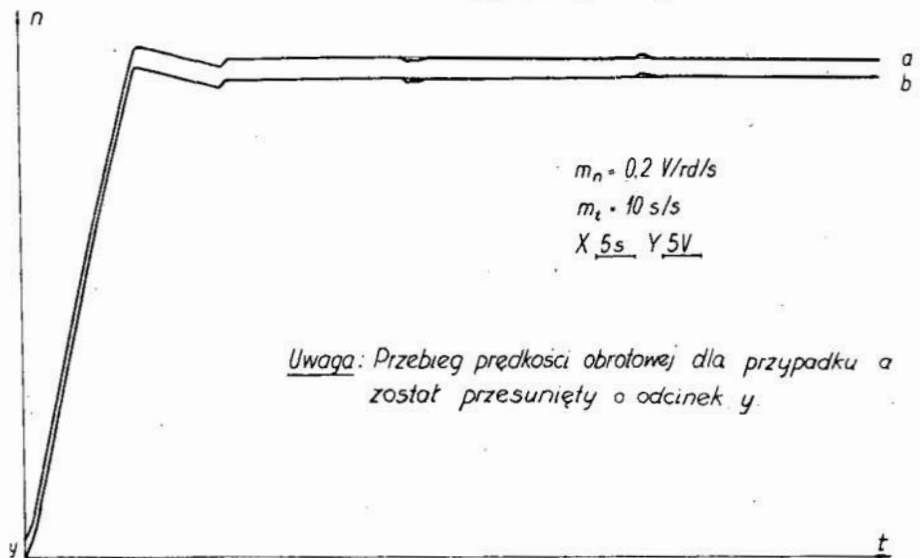




Rys.12 Charakterystyki mechaniczne układu napędowego  
 Fig.12 Mechanical characteristics of the power feed system



Rys.13 Przebiegi przejściowe prędkości obrotowej podczas rozruchu silnika przy biegu jałowym dla różnych sygnałów wyruszających  
 Fig.13 Transients of rotational speed when starting the motor for idle running for various forcing signals



Rys.14 Przebiegi przejściowe prędkości obrotowej silnika w czasie rozruchu przy biegu jałowym oraz skokowym obciążeniu i odciążeniu momentem znamionowym, gdy przekształtnik tyrystorowy jest: a/ elementem inercyjnym, b/ elementem proporcjonalnym.

Fig.14 Transients of motor rotational speed when starting for idle running and abruptly loading/releasing the motor with the rated moment and the thyristor converter being: a/ an inertial element, b/ a proportional element.

Doc.dr inż. Wojciech Kacalak

Dr inż. Ryszard Lewkowicz  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

Badania takie byłyby bardzo pracochłonne i nie należy  
gwarantować, że zostały przeprowadzone w sposób optymalny ani  
dokładny, że ich wyniki zostały najlepiej wykorzystane.  
Jakość identyfikacji i optymalizacji procesów szlifowania  
może w zasadniczy sposób zależeć od planu doświadczalnego. Na

odbi przeprowadzenie eksperymentu jest pracochłonne i koszty-  
wne, dlatego dążyć do realizacji modelu szlifowania  
dokładnego. Wraz z rozwojem i upowszechnieniem matematycz-  
nych metod planowania eksperymentów coraz większe znaczenie  
poziada ich wykorzystanie w identyfikacji procesów obróbkii.

1. Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć

niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne  
na modelu matematycznym, który umożliwia wyznaczenie warunków  
gicznej obrabiarki, z wymaganiami technicznymi i ekonomicznymi

Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć  
niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne  
na modelu matematycznym, który umożliwia wyznaczenie warunków

gicznej obrabiarki, z wymaganiami technicznymi i ekonomicznymi  
Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć  
niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne

na modelu matematycznym, który umożliwia wyznaczenie warunków  
gicznej obrabiarki, z wymaganiami technicznymi i ekonomicznymi  
Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć

niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne  
na modelu matematycznym, który umożliwia wyznaczenie warunków  
gicznej obrabiarki, z wymaganiami technicznymi i ekonomicznymi

Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć  
niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne  
na modelu matematycznym, który umożliwia wyznaczenie warunków

gicznej obrabiarki, z wymaganiami technicznymi i ekonomicznymi  
Wzrost efektywności eksperymentów, aby osiągnąć  
niezbędne dane, należy przede wszystkim wykonać badania doświadczalne

Rozwijanie znanych i poszukiwanie nowych wysokowydajnych metod, a następnie optymalizacja parametrów szlifowania nie mogą opierać się jedynie na wynikach badań doświadczalnych. Badania takie byłyby bardzo pracochłonne i nie dawałyby gwarancji, że zostały przeprowadzone w sposób optymalny ani pewności, że ich wyniki zostały najlepiej wykorzystane. Jakość identyfikacji i optymalizacji procesu szlifowania może w zasadniczy sposób zależeć od planu doświadczeń. Na ogół przeprowadzenie eksperymentu jest pracochłonne i kosztowne, dlatego dąży się do realizacji możliwie krótkich serii doświadczeń. Wraz z rozwojem i upowszechnieniem matematycznych metod planowania eksperymentów coraz większe znaczenie posiada ich wykorzystanie w identyfikacji procesów obróbki. Chodzi zatem o takie planowanie eksperymentów, aby możliwie najlepiej wykorzystać pozytywne własności matematycznego aparatu identyfikacji i przy możliwie małej ilości prób wyznaczyć możliwie dobry model.

W pracach /1/, /5/ słusznie zwraca się uwagę, że wykrycie w badaniach doświadczalnych istotnej korelacji między zmiennymi, nie świadczy o istnieniu związku między tymi zmiennymi. Z tego też względu dobór postaci funkcji regresji często decyduje o powodzeniu planowania eksperymentu. Największej efektywności planowania eksperymentu należy spodziewać się wtedy, gdy wyboru funkcji regresji dokonuje się na podstawie analitycznego modelu procesu.

W pracy zostanie przedstawiony model energetycznego procesu szlifowania. Posługiwanie się tym modelem ułatwia analizę tego procesu. Analiza taka ma istotne znaczenie nie tylko dla właściwego sterowania parametrami szlifowania dla uzyskania możliwie największej wydajności przy spełnianiu warunków ograniczających przebieg procesu, ale również dla prognozowania kierunków modyfikacji i poszukiwań nowych metod szlifowania.

### Energetyczna analiza procesu szlifowania

Poniżej zostanie przedstawiony energetyczny model szlifowania walcowego płaszczyzn. W sposób podobny do przedstawionego, można wyznaczyć odpowiednie modele dla innych odmian szlifowania.

Średnie wartości składowej odporowej oraz składowej obwodowej siły szlifowania można wyrazić wzorem

$$P_{yz} = P_{yz} z_c, \quad P_z = P_z z_c \quad [N]$$

gdzie:

- $P_{yz}, P_z$  - składowe odporowa i obwodowa przypadające na jedno ostrze spośród ostrzy skrawających równocześnie w  $N$ ,
- $z_c$  - liczba ziaren skrawających równocześnie

Składowa  $P_{yz}$  może być określona wzorem:

$$P_{yz} = k_{sy} (F_z, r, \epsilon, k, M) F_z [N]$$

gdzie:

- $k_{sy}$  - średni, właściwy opór skrawania w  $N/mm^2$ ,
- $F_z$  - przekrój poprzeczny warstwy skrawanej jednym ostrzem w  $mm^2$ ,
- $r$  - promień zaokrąglenia wierzchołka ostrza w  $mm$ ,
- $\epsilon$  - połowa kąta wierzchołkowego ostrza w  $rd$ ,
- $k$  - wiek ziarna /sumaryczny czas skrawania ziaren/ w  $s$ ,
- $M$  - własności materiału obrabianego.

Średnia wartość składowej odporowej przypadająca na jedno ostrze skrawające wynosi:

$$P_{zz} = \mu(v_s) P_{yz}$$

- $\mu(v_s)$  - współczynnik zależny od własności materiału obrabianego, własności ściernicy i szybkości skrawania.

Suma objętości warstw zeskrawanych przez ziarna ściernicy w jednostce czasu jest równa objętościowej wydajności szlifowania.

Zatem:

$$V_z \cdot z_t = Q_v \quad [mm^3/s] \quad /4/$$

gdzie:

$V_z$  - średnia objętość warstwy zeskrawanej jednym ostrzem ściernicy w  $mm^3$

$z_t$  - ilość ostrzy skrawających w jednostce czasu w  $s^{-1}$ ,

$Q_v$  - objętościowa wydajność szlifowania w  $mm^3/s$ .

Objętość warstwy skrawanej jednym ostrzem można określić następująco (rys. 1):

$$V_z = F_{zsr} L_\psi \quad [mm^3] \quad /5/$$

gdzie:

$F_{zsr}$  - średnia wartość przekroju warstwy skrawanej w  $mm^2$

$L_\psi$  - długość drogi pracy ostrza w mm,

Ze wzoru /5/ wynika, że średnia wartość przekroju warstwy skrawanej jednym ostrzem określono następująco:

$$F_{zsr} = \frac{V_z}{L_\psi} \quad /6/$$

a więc wartość  $F_{zsr}$  jest równa polu podstawy graniastosłupa o wysokości  $L_\psi$  i objętości  $V_z$ .

Średni przekrój warstwy skrawanej  $F_{zsr}$  zależy od średniej grubości warstw skrawanej i kształtu przekroju ostrza

$$F_{zsr} = K(\epsilon, r) a_{zsr}^2 \operatorname{tg} \epsilon \quad [mm^2] \quad /7/$$

gdzie:

$a_{zsr}$  - średnia grubość warstwy skrawanej w mm,

$K(\epsilon, r)$  - stała uwzględniająca wpływ kształtu ostrza.

Ilość ostrzy skrawających w jednostce czasu można wyliczyć ze wzoru:

$$Z_t = Z_F(g) F_s \quad [s^{-1}] \quad /8/$$

gdzie:

$Z_F(g)$  - liczba ostrzy aktywnych, przypadających na jednostkę powierzchni czynnej ściernicy, zależna przede wszystkim od głębokości szlifowania w  $mm^{-2}$ ,

$g$  - głębokość szlifowania w mm,

$F_s$  - sumaryczna powierzchnia ściernicy, jaka styka się z przedmiotem w jednostce czasu w  $mm^2/s$ ,

przy czym

$$F_s = 1000 l(t) v_s \quad [mm^2/s] \quad /9/$$

$l(t)$  - długość czynnego zarysu ściernicy, zmienna w czasie szlifowania w wyniku kształtowego zużywania się ściernicy w mm.

Głębokość szlifowania  $g(x)$  /rys.2/ w przekroju podłużnym strefy szlifowania, odległym o  $x$  od krawędzi czynnej ściernicy, zależy od położenia tego przekroju. Zależność /4/ dla przekroju warstwy skrawanej o nieskończenie małej szerokości  $dx$  będzie następująca:

$$V_z(x) Z_t(x) = Q_v(x) \quad [mm^3/s] \quad /10/$$

gdzie:

$$Q_v(x) = 1000 v_p g_x dx \quad [mm^3/s] \quad /11/$$

przy czym:

$$V_z(x) = K(\epsilon, r) [a_{zsr}(x)]^2 \operatorname{tg} \epsilon \sqrt{1 + \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^2} \sqrt{D} \sqrt{g_x} \quad /12/$$

$v_p$  - prędkość posuwu przedmiotu w m/s,

$D$  - średnica ściernicy w mm.

Znaki "+" lub "-" pod pierwiastkiem we wzorze /12/ odnoszą się odpowiednio do szlifowania przeciwbieżnego i współbieżnego.

Ilość ostrzy skrawających w jednostce czasu  $z_t(x)$  wyraża się wzorem:

$$z_t(x) = 1000 v_s z_f(g_x) \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx \quad [s^{-1}] \quad /13/$$

Uwzględniając zależności /11/, /12/ i /13/ w równości /10/ otrzymuje się średnią wartość grubości warstwy skrawanej w przekroju x:

$$Q_{zsr}(x) = \sqrt{C_s \frac{v_p}{v_s^2 + v_p^2} \frac{g_x}{z_f(g_x)} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2}}} \quad [mm] \quad /14/$$

przy czym

$$C_s = \frac{1}{\sqrt{D} K(\epsilon, \tau) \operatorname{tg} \epsilon} \quad [mm^{-\frac{1}{2}}] \quad /15/$$

$$g_x = \begin{cases} g - y(x) & \text{dla } 0 \leq x \leq p_p \\ y(x - p_p) - y(x) & \text{dla } x > p_p \end{cases} \quad /16/$$

$p_p$  - posuw poprzeczny w mm/skok

Średni przekrój warstwy skrawanej oraz średnia wartość składowej  $P_{yz}$  siły przypadającej na jedno ostrze są zmienne wzdłuż czynnego zarysu ściernicy i wynoszą:

$$F_{zsr}(x) = \frac{v_p}{\sqrt{v_s^2 + v_p^2}} \frac{\sqrt{g_x}}{z_f(g_x)} \frac{1}{\sqrt{D}} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2}} \quad /17/$$

$$P_{yzsr}(x) = ksy [F_{zsr}(x), \tau, \epsilon, k, M] \frac{v_p}{\sqrt{v_s^2 + v_p^2}} \frac{\sqrt{g_x}}{z_f(g_x)} \frac{1}{\sqrt{D}} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2}} dx \quad /18/$$

Ilość ostrzy równocześnie skrawających w strefie o nieskończonej szerokości  $dx$  wynosi:

$$Z_C = L \psi(x) Z_F(g_x) \sqrt{1 + \left(\frac{v_s}{v_c}\right)^2} \sqrt{D} \sqrt{g_x} Z_F(g_x) \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx \quad /19/$$

zas wartość składowej odporowej siły szlifowania w tej strefie wynosi:

$$\frac{dP_y}{dx} dx = k_{sy} [F_{z\dot{s}r}(x), \tau, \epsilon, k, M] \frac{\sigma_p}{v_s} g_x dx [N] \quad /20/$$

Wartość składowej odporowej całkowitej siły szlifowania jest zatem następująca:

$$P_y = \int_0^b k_{sy} [F_{z\dot{s}r}(x), \tau, \epsilon, k(x), M] \frac{\sigma_p}{v_s} g_x dx [N] \quad /21/$$

gdzie:

$k/x/$  - rozkład wieku ziaren aktywnych wzdłuż szerokości strefy szlifowania.

Odpowiednie moc i moc względna szlifowania wyrażają się wzorami:

$$N = \mu(v_s) \sigma_p \int_0^b k_{sy} [F_{z\dot{s}r}(x), \tau, \epsilon, k(x), M] g_x dx [W] \quad /22/$$

$$\eta = \frac{N}{Q_v} = \frac{\mu(v_s)}{1000 g_p} \int_0^b k_{sy} [F_{z\dot{s}r}(x), \tau, \epsilon, k, M] g_x dx \left[ \frac{W}{\text{mm}^3/\text{s}} \right] \quad /23/$$

Analiza wyników badań przedstawionych w pracach /2/, /3/ wskazuje, że średni właściwy opór skrawania może być przedstawiony wzorem:

$$k_{sy} [F_{z\dot{s}r}(x), \tau, \epsilon, k(x), M] = C_y (\tau, \epsilon, k, M) [F_{z\dot{s}r}(x)]^{n-1} \left[ \frac{N}{\text{mm}^2} \right] \quad /24/$$



licząc na przy równoczesną skrawających w strzeli p

$C_y(\tau, \epsilon, k, M)$  - stała zależna od kształtu powierzchni, i własności materiału obrabianego,

$n$  - wykładnik potęgowy, zależny od materiału obrabianego, własności ściernicy i płynu obróbkowego, wg badań autorów niniejszej pracy najczęściej

wartości  $n$  są w przedziale  $0,5 < n < 0,7 / 0,8 /$

Wartości

Po uwzględnieniu zależności /24/ we wzorach /18/, /21/ i

/22/ otrzymamy odpowiednie:  $[M \cdot k \cdot \tau \cdot \epsilon \cdot C_y] \cdot \frac{A \cdot b}{x}$

Wartość składowej siły szlifowania  $P_y$  jest następująca

$$P_{y \text{ szr}}(x) = C_y \frac{v_p^n}{(v_s^2 + v_p^2)^{\frac{n}{2}}} \frac{g_x^{\frac{n}{2}}}{[Z_F(g_x)]^n} \frac{1}{D^{\frac{n}{2}}} \left[ 1 + \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{n}{2}}$$

$$P_y = \int_0^b C_y \frac{v_p^n}{(v_s^2 + v_p^2)^{\frac{n}{2}}} \frac{g_x^{\frac{n}{2}}}{[Z_F(g_x)]^n} \frac{1}{D^{\frac{n}{2}}} \left[ 1 + \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{n}{2}} dx$$

$$P_y = C_y \left( \frac{v_p}{\sqrt{v_s^2 + v_p^2}} \right)^n D^{\frac{1-n}{2}} \frac{\sqrt{v_p^2 + v_s^2}}{v_s} \int_0^b g_x^{\frac{n+1}{2}} [Z_F(g_x)]^{-n} \left[ 1 + \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{1-n}{2}} dx$$

Wartość

$$N = \mu(v_s) C_y \left( \frac{v_p}{\sqrt{v_s^2 + v_p^2}} \right)^n \frac{1}{\sqrt{v_p^2 + v_s^2}} D^{\frac{1-n}{2}} \int_0^b g_x^{\frac{n+1}{2}} [Z_F(g_x)]^{-n} \left[ 1 + \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{1-n}{2}} dx$$

Podczas szlifowania z określonymi parametrami:  $v_p, v_s, g$

składowe siły szlifowania  $P_y$  i  $P_z$  oraz moc szlifowania

zależą od kształtu  $y/x$  oraz szerokości  $b$  strefy szlifowania. Wartość

Wzrost  $P_y$  i  $P_z$  wraz z  $b$  wynika z wzorów /25/ i /26/

wzrasta wraz ze wzrostem szerokości strefy szlifowania  $b$ ,

która z kolei zależy od posuwu poprzecznego  $p$  oraz zmien-

nego w czasie zarysu ściernicy  $y$  i  $x$

Wzrost siły i mocy wraz z upływem czasu szlifowania wynika z dwóch przyczyn:

- ze wzrostu średniego wieku ziaren aktywnych oraz zużycia ściernego tych ziaren powoduje wzrost wartości stałej  $C$  w wzorach /26/ i /27/.
- ze wzrostu szerokości strefy szlifowania i zmniejszenia wartości średniej grubości warstwy skrawanej  $g$ , a zatem wzrostu wartości całki /28/.

Podczas szlifowania w warunkach ograniczonego samoostrezenia /postępującego tępienia/ o wzroście siły i mocy z upływem czasu decyduje ściernie zużycie ziaren i ściernicy.

Natomiast podczas szlifowania z intensywnym samoostrezeniem ściernicy o wzroście siły i mocy z upływem czasu decyduje

- wytrzymałościowe zużycie ziaren i ściernicy powodujące jej zużycie kształtowe, którego wynikiem jest wzrost szerokości strefy szlifowania. W takim wypadku wzrasta ilość ziaren skrawających jednocześnie co przyczynia się do zmniejszenia wartości średniej każdego z nich.

Dlatego też szerokość strefy szlifowania po upływie pewnego czasu szlifowania ustala się.

W początkowym okresie pracy ściernicy, głębokości szlifowania  $g$  są równe całkowitej głębokości szlifowania  $g$ , a szerokość strefy szlifowania jest równa posuwowi poprzecznemu  $p$ .

W tym okresie słuszne będą zależności:

$$a_{zst} = \sqrt{C \frac{v_p}{v_s} \frac{g}{z_f(g)}} \quad [mm] \quad /29/$$

$$P_{yz} = C \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^2 g^2 [z_f(g)]^2 \quad [N] \quad /30/$$

$$P_y = C''' \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^2 g^{2.5} P_B [z_f(g)]^{2.5} \quad [N] \quad /31/$$

$$N = C'' v_p^n v_s^{1-n} g^{\frac{n-1}{2}} p_p [Z_F(g)]^{1-n} [W] \quad /32/$$

$$n = \frac{N}{Q_r} = C' v_p^{n-1} v_s^{1-n} g^{\frac{n-1}{2}} [Z_F(g)]^{1-n} \left[ \frac{W}{mm^3/s} \right] \quad /33/$$

Na rys. 3 przedstawiono wykresy zależności

$$Z_F = f(g), a_{Zsr} = f(g), P_{yz}, a_{Zsr}, P_y = f(v_p) | Q_v = const.$$

$$P_{zz} = f(v_p, g), P_y = f(v_p, v_s) \text{ oraz } P_y, P_{yz} = f(g)$$

Analiza wyprowadzonych zależności i ich wykresów pozwala stosunkowo łatwe wyznaczenie sposobów oraz określenie możliwości intensyfikacji procesu szlifowania przy różnych ograniczeniach wartości, jakie mogą osiągać wielkości wyjściowe tego procesu

3. **Możliwość zwiększenia objętościowej wydajności szlifowania**

Objętościową wydajność szlifowania można zwiększać przez podwyższenie wartości tych parametrów szlifowania, od których ona zależy. Tymi parametrami są: prędkość posuw przedmiotu  $v_p$  głębokość szlifowania  $g$  oraz posuw poprzeczny  $P_p$ . Następnym wzrostu wydajności objętościowej szlifowania uzyskiwanego przez zwiększenie wartości powyższych parametrów, jest powiększenie cieplnego i mechanicznego obciążenia ziaren ściernych oraz wzrost siły i mocy szlifowania. Pogarsza się w tedy jakość warstwy wierzchniej przedmiotu a także zmniejsza się dokładność szlifowania.

Na niektóre z wielkości wyjściowych procesu szlifowania np. siły, moc, chropowatość powierzchni, dokładność obróbki, czas i koszt operacji, nałożone są warunki ograniczające.

Z warunków ograniczających dotyczących wartości wielkości wyjściowych, a także wartości parametrów wynika zbiór parametrów dopuszczalnych zwany także programem dopuszczalnym.

Poniżej zostanie przedstawiona analiza możliwości zwiększenia objętościowej wydajności szlifowania przy niektórych warunkach ograniczających przebieg tego procesu. Sposoby zwiększania objętościowej wydajności szlifowania z warunkami ograniczającymi  $P_{yz} = \text{const.}$ ,  $P_y = \text{const.}$ ,  $N = \text{const.}$ , przedstawione zostały w tabelicy 1.

Sterowanie wartościami parametrów szlifowania  $V_p, g, P_p$  /oprócz  $v_s$ / jest najłatwiejszym sposobem zwiększania objętościowej wydajności szlifowania z ograniczeniami.

Możliwości w tym względzie są jednak stosunkowo małe.

Dla warunków

$$P_{yz} = C_2 v_p^n g^{\frac{n}{2}} = \text{const.} \quad /34/$$

oraz 
$$P_y = C_3 v_p^n g^{\frac{n+1}{2}} = \text{const.} \quad /35/$$

otrzymano odpowiednio:

$$Q_V = C_1 \left( \frac{P_{yz}}{C_2} \right)^{\frac{2}{n}} v_p^{-1} \quad /36/$$

$$Q_V = C_1 \left( \frac{P_y}{C_3} \right)^{\frac{2}{n+1}} v_p^{\frac{1-n}{n+1}} \quad /37/$$

Zaś dla warunków

$$P_y = C_3 v_p^n P_p = \text{const.} \quad /38/$$

otrzymano

$$Q_V = C_1' \left( \frac{P_y}{C_3} \right) v_p^{1-n} \quad /39/$$

gdzie:

Wykresy zależności /36/, /37/ i /39/ przedstawiono na rys.4. Objętościowa wydajność szlifowania ze stałą wartością składowej odporowej  $P_y$  przypadającej na jedno ostrze, maleje ze wzrostem prędkości posuwu przedmiotu  $v_p$ . Natomiast podczas szlifowania ze stałą wartością składowej odporowej siły szlifowania  $P_y$  objętościowa wydajność szlifowania podwyższa się ze wzrostem prędkości posuwu przedmiotu  $v_p$ . Podwyższenie objętościowej wydajności szlifowania przy spełnionych równocześnie warunkach  $P_{yz} = \text{const.}$  i  $P_y = \text{const.}$  jest możliwe w wyniku zwiększenia prędkości posuwu przedmiotu  $v_p$  przy stałej wartości stosunku  $v_p : v_s$ . Podwyższanie szybkości szlifowania wymaga wcześniejszego rozwiązania wielu problemów związanych z konstrukcją szlifierek, a także wytrzymałością ściernic na rozzerwanie. Zwiększenie pola styku ściernicy z przedmiotem obrabianym bez zmiany parametrów szlifowania, powoduje zmniejszenie średniego przekroju warstwy skrawanej jednym ostrzem i wzrost ilości ostrzy skrawających równocześnie. Maleje zatem siła przypadająca na jedno ostrze, rośnie zaś całkowita siła szlifowania.

Na wielkość strefy styku można wpływać, przy określonych parametrach szlifowania, przez odpowiednie ukształtowanie zarysu ściernicy lub też na drodze wyboru określonej odmiany kinematycznej procesu. Można także powiększać lub pomniejszać powierzchnię strefy styku poprzez nadawanie ściernicy odpowiednich położeń względem powierzchni obrabianej, a także w wyniku wyboru bądź zmiany średnicy ściernicy.

Podwyższenie objętościowej wydajności szlifowania bez zmiany obciążenia ziaren ściernych, można osiągnąć w efekcie zwiększenia powierzchni styku ściernicy i przedmiotu oraz wskutek odpowiedniego powiększenia wartości jednego z następujących parametrów:  $v_p$ ,  $g$ ,  $P_p$ .

W takim wypadku wzrośnie jednak całkowita siła oraz szlifowania, a zatem zwiększą się odkształcenia układu oraz średnia temperatura przedmiotu.

Zmniejszenie ilości ziaren aktywnych na jednostce powierzchni ściernicy pozwala na powiększenie wydajności objętościowej podczas szlifowania ze stałą siłą. Obciążenie każdego z ziaren aktywnych wtedy wzrasta. Wymaga to stosowania wyższych twardości ściernic - większych wytrzymałości mostków spoiwa oraz większych odporności ziaren na kruszenie.

Wytwarzanie i stosowanie do produkcji ściernic ziaren ściernych o mniejszych wartościach kątów naroży  $2\epsilon$ , a także mniejszych promieniach ich zaokrąglenia np. ziaren monokryształicznych, pozwala na uzyskanie mniejszych wartości jednostkowej siły podczas skrawania jednym ziarnem. Jednostkowa siła szlifowania /opór właściwy/ jest również mniejsza. Udział energii odkształceń sprężystych i plastycznych w całkowitej energii szlifowania wtedy maleje. Stosując zatem właściwie zorientowane na powierzchni ściernicy ziarna o mniejszych wartościach kątów naroży  $2\epsilon$  oraz mniejszych promieniach ich zaokrąglenia, można uzyskać przy określonej mocy szlifowania, większą wydajność obróbki.

Zmniejszenie siły i mocy szlifowania można uzyskać przez odpowiednią zmianę własności mechanicznych materiału obrabianego w warstwie skrawanej, bez zmiany tych własności w całej objętości przedmiotu. Zwiększenie skrawalności materiału obrabianego w warstwie skrawanej uzyskiwane jest na ogół w wyniku odpowiednich reakcji chemicznych lub elektrochemicznych. Można w ten sposób uzyskać wyższą wydajność podczas szlifowania ze stałą mocą. Całkowita moc obróbki, na którą składa się moc szlifowania oraz moc wydatkowana dla zapewnienia odpowiedniej szybkości zmiany własności warstwy skrawanej, jest wyższa od mocy szlifowania /z tą samą wydajnością/ materiału, którego własności nie uległy zmianie.

**Podsumowanie**

Przedstawiony w pracy energetyczny model procesu szlifowania może stanowić podstawę wyboru postaci funkcji regresji podczas matematycznego planowania badań doświadczalnych. Posługiwanie się tym modelem pozwala na łatwą energetyczną ocenę różnych odmian kinematycznych szlifowania. Ułatwiona jest także analiza możliwości intensyfikacji procesu szlifowania z nałożonymi na ten proces ograniczeniami. W dalszej części pracy przedstawiono rozważania dotyczące możliwości zwiększenia objętościowej wydajności szlifowania przy różnych warunkach ograniczających. Zwrócono uwagę nie tylko na efekty intensyfikacji procesu, ale także i na problemy, jakie muszą być rozwiązane. Z rozważań tych wynika, że wyższe wydajności szlifowania przy ograniczeniach siły lub mocy mogą być uzyskiwane przez odpowiednie sterowanie wartościami parametrów szlifowania, na drodze zmiany pola styku ściernicy z przedmiotem obrabianym, poprzez zmianę parametrów geometrycznych ziaren ściernych i charakterystyki ściernicy oraz w efekcie zmiany własności materiału obrabianego w warstwie skrawanej.

L i t e r a t u r a

- Kacprzyński B.: Planowanie eksperymentów, Podstawy matematyczne. WNT, Warszawa 1974.
- Karpiński T., Kacalak W.: Siły w procesie szlifowania powierzchni śrubowych i ich wpływ na trwałość ściernicy. Materiały Konferencji Naukowo - Technicznej nt.: Technologia obróbki ściernic ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974, s.223-238.
- Karpiński T., Kacalak W., Słowiński B.: Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania. Zeszyty Naukowe nr 2 "Technika Wytwarzania", Wyższa Szkoła Inżynierska Koszalin.
- Karpiński T., Kacalak W.: Probabilistyczne modele zużycia ściernic. Monografia Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie - w druku.
- Mańczak K.: Technika Planowania Eksperymentu. WNT, Warszawa 1976.





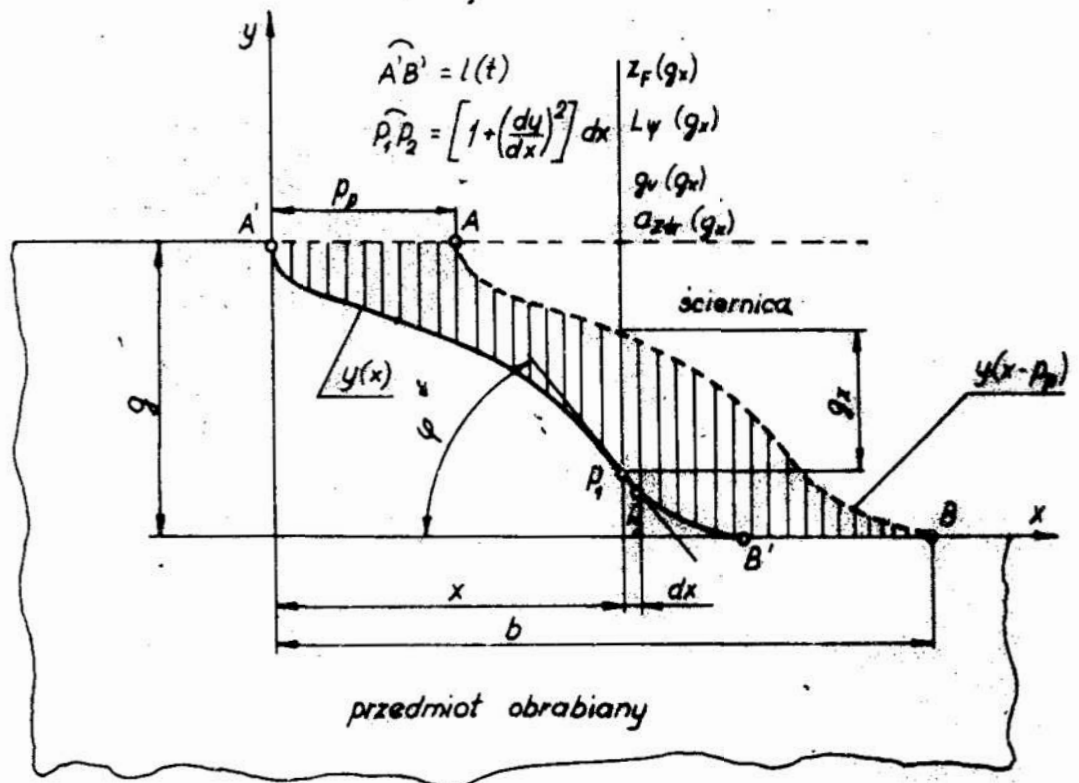
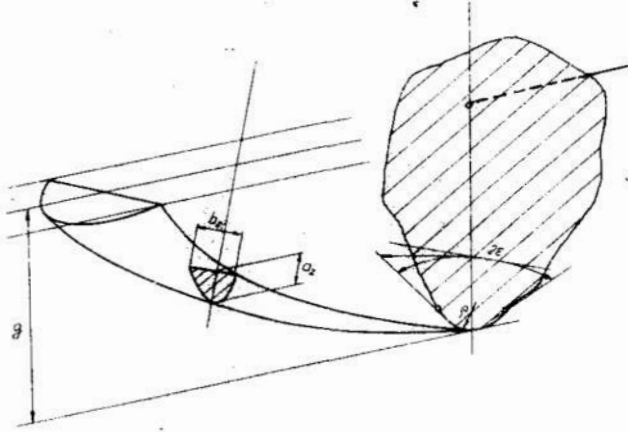
## Энергетическая модель процесса шлифования

### Содержание

Представленная энергетическая модель процесса шлифования плоскости облегчает математическое планирование исследований экспериментальных сил и мощности шлифования. Из этого вытекает, что сила шлифования находится в зависимости от переменного времени контура абразивного круга. В следующей части статьи рассмотрены возможности увеличения производительности шлифования при разных ограничениях, касающихся сил и мощности шлифования. Использование представленной модели упрощает энергетическую оценку разных видов шлифования, а также упрощает рассмотрение некоторых проблем и эффективность высокопроизводительного шлифования.

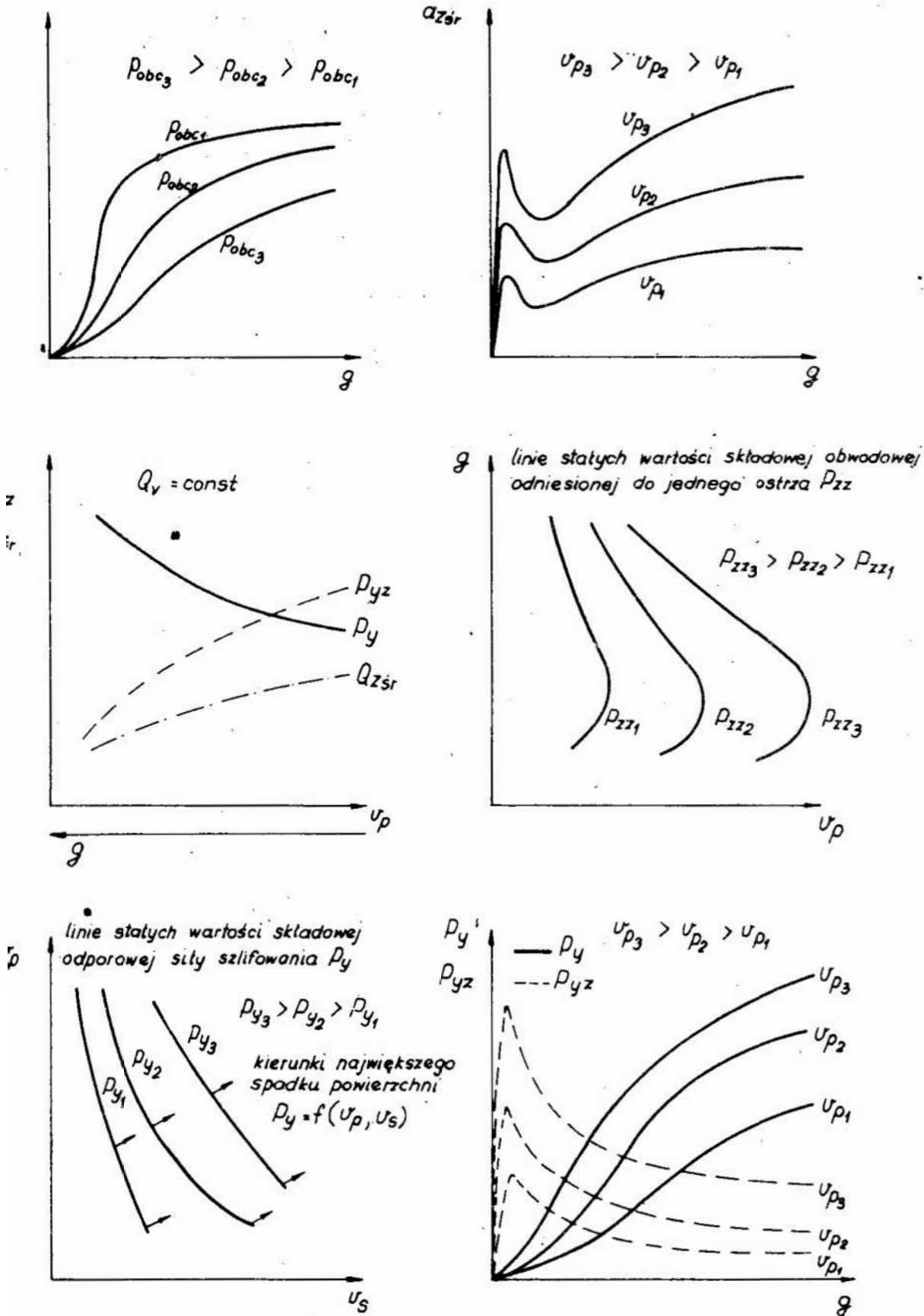
Rys.1 Objętość warstwy skrawanej  
jednym ostrzem.

Fig.1 Volume of undeformed chip  
cut by a single grain



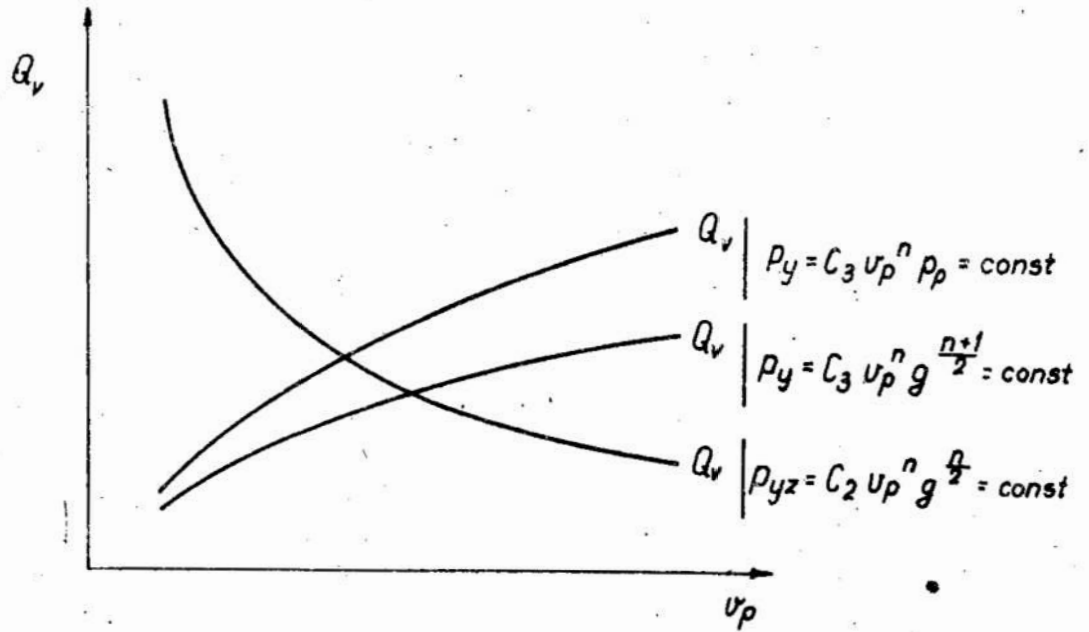
Rys.2 Głębokość szlifowania

Fig.2 Grinding depth



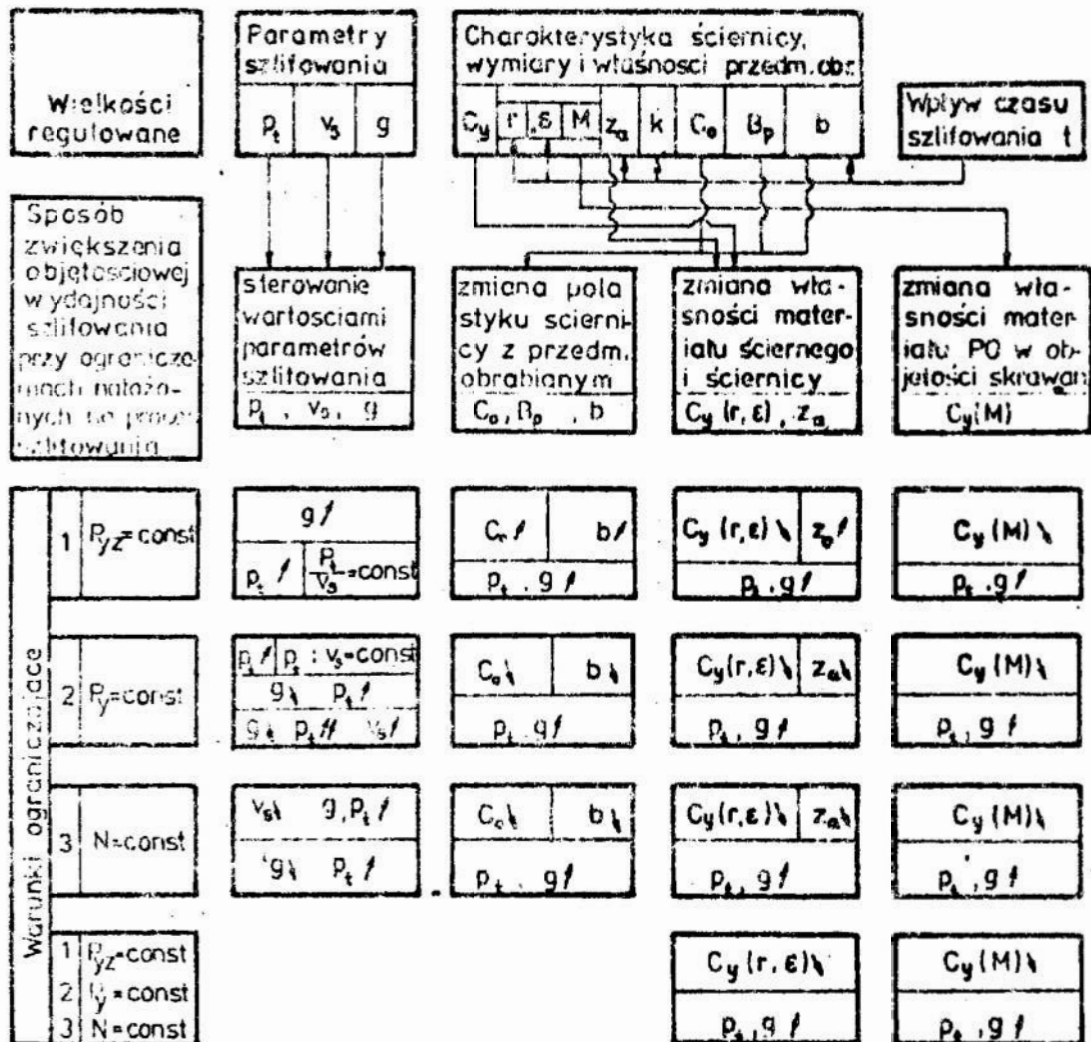
Rys.3 Wykresy zależności  $z_F = f/g/$ ,  $a_{zsr} = f/g/$ ,  $P_{yz}$ ,  $a_{zsr}$ ,  $P_y = f/v_p/$ ,  $Q_v = const$ ,  $P_{zz} = f/v_p g/$ ,  $P_y = f/v_p, v_s/$  oraz  $P_y$ ,  $P_{yz} = f/g/$ .

Fig.3 Plots of  $z_F = f/g/$ ;  $a_{zsr} = f/g/$ ,  $P_{yz}$ ,  $a_{zsr}$ ,  $P_y = f/v_p/$ ,  $Q_v = const$ ,  $P_{zz} = f/v_p g/$ ,  $P_y = f/v_p, v_s/$  and  $P_y$ ,  $P_{yz} = f/g/$ .



Rys.4 Wykresy zależności objętościowej wydajności szlifowania ze stałą wartością składowej odporowej  $P_{yz}$  przypadającej na jedno ostrze /Wzory 36, 37 i 39/.

Fig.4 Dependence plots of volumetric rate of metal removal at constant thrust component  $P_{yz}$  per cutting point /Formulae 36, 37, 39/



Tabl. I

Tablica I. Sposoby zwiększenia objętościowej wydajności szlifowania z warunkami ograniczającymi  $P_y = \text{const.}$ ,  $N = \text{const.}$

Table I. Methods for increasing the volumetric rate of metal removal under limiting conditions  $P_y = \text{const}$ ,  $N = \text{const}$

Doc.dr inż. Wojciech Kacalak  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

## PROBLEMY OPTIMALIZACJI PROCESU SZLIFOWANIA POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH

### 1. Wprowadzenie

Optymalnym procesem technologicznym jest taki proces, którego czynniki programowane /parametry procesu/ i czynniki wynikowe spełniają wszystkie postawione im warunki, a proces najlepiej spełnia kryteria jego oceny.

Optymalizacja procesu technologicznego polega zatem na poszukiwaniu ekstremum warunkowego funkcji celu.

Ogólny przegląd metod optymalizacji przedstawiono w pracach /5/, /12/, /18/.

W przypadku optymalizacji procesu szlifowania należy eksperymentalnie wyznaczyć zarówno funkcję celu, jak również niektóre warunki ograniczające przebieg procesu.

W większości procesów technologicznych występuje kilka wielkości wyjściowych, od których można byłoby żądać osiągnięcia wartości ekstremalnych, czyli spełnienia różnych funkcji celu. W przypadku ogólnym nie jest możliwe spełnienie więcej niż jednego kryterium optymalizacji. Można kryterium optymalizacji przedstawić jako kombinację liniową czynników wynikowych. Najczęściej jednak wystarczy, niektóre czynniki wynikowe przedstawić jako warunki ograniczające i wtedy nie zachodzi potrzeba komplikowania postaci funkcji celu.

W przypadku optymalizacji procesu szlifowania, który jest procesem stochastycznym, niestacjonarnym w długim okresie czasu, istnieje duża niepewność określenia analitycznej postaci funkcji celu i warunków ograniczających.

Różnica między wyznaczonym, a prawdziwym rozwiązaniem modelu optymalizacji może być duża. Model powinien wtedy podlegać adaptacji.

## 2. Model matematyczny procesu

Przebieg procesu jest opisywany wielkościami wyjściowymi  $y_i$ . Wartości wielkości wyjściowych zależą od wartości parametrów  $x_{i1}$  które są mierzalne i sterowalne, od wartości czynników mierzalnych, ale niesterowalnych  $w_{i2}$  oraz czynników niemierzalnych i niesterowalnych  $z_{i3}$ .

Model matematyczny może być wyznaczony na podstawie wyników pomiarów wielkości wyjściowych, a więc ciągu liczb  $\{y_{ij}\}$ ;  $j = 1, 2, \dots, N$ ,

gdzie:

$y_{ij}$  - wartość wielkości wyjściowej  $y_i$  w punkcie pomiaru  $j$ ,  
 $N$  - liczba punktów pomiaru.

Model ten będzie funkcją

$$\hat{y}_i = \hat{f}_i(x_{i1}) ; i_1 = 1, 2, \dots, n_1 , \quad /1/$$

przybliżającą faktyczny przebieg procesu opisany nieznaną funkcją

$$y_i^* = f_i^*(x_{i1}, w_{i2}, z_{i3}) , \quad /2/$$
$$i_2 = 1, 2, \dots, n_2 ,$$
$$i_3 = 1, 2, \dots, n_3 .$$

Zbiór czynników programowanych  $x_{i1}$ , spełniających warunki ograniczające przebieg procesu, jest programem dopuszczalnym. Warunkami ograniczającymi mogą być więzy słabe, wyznaczające dopuszczalny zakres zmienności czynników programowanych

$$(x_{i1})_d \leq x_{i1} \leq (x_{i1})_g , \quad /3/$$



lub więzy mocne, gdy czynniki programowe  $x_{i1}$  są zależne i powiązane m zależnościami typu:

$$g_k(x_{i1}) = 0 ; k = 1, 2, \dots, m. \quad /4/$$

Jeżeli liczba powiązań m przekracza liczbę zmiennych  $n_1$ , to zależności /4/ są funkcjonalnie powiązane lub sprzeczne. Jeżeli liczba powiązań jest równa liczbie zmiennych, to układ równań /1/ może mieć skończony zbiór rozwiązań a możliwości optymalizacji są w tym zbiorze bardzo ograniczone. Powiązania zależnościami /4/ w procesach technologicznych występują nieczęsto. Najczęściej występują inne zależności funkcyjne, które też są więzami mocnymi. Są to funkcje postaci:

$$\varphi_k(y_i, x_{i1}) = 0 \quad /5/$$

lub nierówności

$$(y_i)_d \leq y_i \leq (y_i)_g \quad /6/$$

gdzie:

$(y_i)_d, (y_i)_g$  - odpowiednio dolne i górne granice dopuszczalnych wartości wielkości wyjściowych  $y_i$ .

Program dopuszczalny spełniający jednocześnie kryterium optymalizacji - funkcję celu jest programem optymalnym. Funkcję celu można przedstawić następująco:

$$J_r = \psi_r(x_{i1}) \quad /7/$$

W większości procesów technologicznych występuje kilka wielkości wyjściowych, które mogłyby osiągać wartości ekstremalne. W przypadku ogólnym możliwe jest spełnienie tylko jednego kryterium.

Funkcja celu może być kombinacją liniową wielkości wyjściowych np.

$$J = \sum_{i=1}^p a_i y_i \quad /8/$$

gdzie:

$a_i$  - wagi wyrażające względne znaczenie, jakie przywiązuje się odpowiednio do różnych czynników wynikowych.

Wybór wag  $a_i$  nie jest łatwy i wymaga decyzji subiektywnej. Czynniki wynikowe  $y_i$  są w ogólnym przypadku wyrażone w różnych jednostkach, a zatem ilościowe ujęcie kompromisu między nimi jest trudne lub wręcz niemożliwe.

Z tego względu najczęściej wybiera się jeden czynnik wynikowy, który będzie funkcją celu, zaś na pozostałe czynniki wynikowe będą nałożone warunki ograniczające.

Model matematyczny procesu szlifowania powierzchni śrubowych

Kryterium optymalizacji procesu szlifowania może być wydajność lub koszt szlifowania. Warunki ograniczające będą wtedy związane z jakością warstwy wierzchniej i dokładnością wymiarowo - kształtową.

Zarówno wydajność jak i koszt operacji szlifowania zależą od trwałości ściernicy. Zależność trwałości ściernicy od parametrów szlifowania może być wyznaczona doświadczalnie.

Analiza regresyjna drugiego rodzaju pozwala na wyznaczenie współczynników modelu o założonej postaci, który w badanym obszarze parametrów najlepiej opisuje trwałość ściernicy w sensie przyjętego kryterium przybliżenia.

Wybór postaci modelu oparty jest na apriorycznych danych o postaci i własnościach nieznannej funkcji, opisującej zależność trwałości ściernicy od parametrów szlifowania.

Im silniej związane są te wiadomości z prawami rządzącymi procesem, tym lepiej model będzie ten proces opisywał.

Nie należy jednak komplikować postaci modelu, gdyż może to być, ze względu na dokładność obliczeń, nieuzasadnione. Podobne uwagi dotyczą problemu wyznaczenia warunków ograniczających.

Wydajność produkcji można przedstawić wzorem:

$$W = \frac{1}{t_o} = \frac{1}{t_m + t_p + t_u} \quad /9/$$

gdzie:

- $t_o$  - czas operacji,
- $t_m$  - czas maszynowy,
- $t_p$  - czas pomocniczy,
- $t_u$  - czas uzupełniający.

Czas maszynowy szlifowania powierzchni śrubowych jest następujący:

$$t_m = (t_r + t_j)(i + i_o) \quad /10/$$

gdzie:

- $t_r$  - czas trwania jednego przejścia,
- $t_j$  - czas powrotu jałowego /przy szlifowaniu w jedną stronę/
- $i$  - ilość przejść kształtujących,
- $i_o$  - ilość przejść wyiskrzających,

$$t_r = \frac{L}{v_p \operatorname{tg} \gamma} ; \quad t_j = \frac{L}{v_{pj} \operatorname{tg} \gamma} ; \quad i = \frac{q}{g} \quad /11/$$

- $L$  - długość szlifowania w kierunku osi powierzchni śrubowej,
- $v_p$  - prędkość obwodowa przedmiotu w czasie szlifowania,
- $v_{pj}$  - prędkość obwodowa przedmiotu w czasie ruchu powrotnego,
- $q$  - naddatek na szlifowanie,
- $g$  - głębokość szlifowania,
- $\gamma$  - kąt pochylenia linii śrubowej na walcu podziałowym.

Czas pomocniczy  $t_p$  może być z wystarczającą dokładnością przedstawiony wzorem:

$$t_p = t_{po} + t_{pp} + t_{ps} \quad /12/$$

gdzie:

- $t_{po}$  - czas pomocniczy w cyklu obróbki,
- $t_{pp}$  - czas wymiany przedmiotu,
- $t_{ps}$  - czas związany z obciążaniem ściernicy, przypadający na jedną operację szlifowania

$$t_{ps} = t_{obc} i_{obc} \quad /13/$$

- $t_{obc}$  - suma czasu maszynowego i pomocniczego obciążania,
  - $i_{obc}$  - liczba operacji obciążania przypadających na jedną operację szlifowania,
- przy czym

$$i_{obc} = \frac{qL}{Tg v_p \operatorname{tg} \gamma} \quad /14/$$

T - trwałość ściernicy.

W procesie szlifowania dokładnych powierzchni ~~śrubowych~~ ściernica powinna pracować z ograniczonym samoostrzeniem. Kryteriami trwałości będą odchyłka zarysu /zużycie kształtowe/ oraz jakość warstwy wierzchniej /utrata zdolności skrawnych/ /6/. Zależności okresu trwałości ściernicy od parametrów szlifowania mogą być przedstawione wzorami statystycznie - doświadczalnymi:

$$T_k = C_k v_p^{-n_{11}} g^{-n_{12}} \quad /15/$$

$$T_p = C_p v_p^{-n_{21}} g^{-n_{22}} \quad /16/$$

gdzie:

$T_k$  - okres trwałości kształtowej ściernicy,

$T_p$  - okres trwałości ściernicy z uwagi na utratę zdolności skrawnych,

$C_k, C_p$  - stałe,

$n_{11}, n_{12}, n_{21}, n_{22} > 0$  - wykładniki potęgowe

Okres trwałości ściernicy

$$T = \min [T_k(v_p, g), T_p(v_p, g)] \quad /17/$$

nie może być mniejszy od czasu jednego przejścia  $t_r$  czyli  $T \geq t_r$ . Wzór /17/ można przedstawić następująco

$$T = C v_p^{-n_1} g^{-n_2} \quad /18/$$

przy czym

$$C = \begin{cases} C_k \\ C_p \end{cases}; \quad n_1 = \begin{cases} n_{11} \\ n_{12} \end{cases}; \quad n_2 = \begin{cases} n_{21} & \text{gdy } T_k \leq T_p \\ n_{22} & \text{gdy } T_k > T_p \end{cases}$$

Czas uzupełniający

$$t_u = e(t_m + t_p)$$

gdzie:

$e$  - normatyw czasu uzupełniającego.

Uwzględniając zależności /10/ ... /18/ we wzorze /9/ otrzymano

$$W = \frac{1}{(1+e) \left( \frac{q}{g} + i_0 \right) \frac{L}{\text{tg} \gamma} \left( \frac{1}{v_p} + \frac{1}{v_{pj}} \right) + t_{po} + t_{pp} + t_{obc} \frac{q L v_p^{n_1-1} g^{n_2-1}}{C \text{tg} \gamma}} \quad /19/$$

Warunki ograniczające, będące więzami słabymi są następujące:

$$g_d \leq g \leq g_g \quad /20/$$

$$(v_p)_d \leq v_p \leq (v_p)_g \quad /21/$$

Zależność czynników wynikowych związanych z jakością warstwy wierzchniej i dokładnością wymiarowo - kształtową szlifowanej powierzchni, na które zostaną nałożone warunki ograniczające należy wyznaczyć doświadczalnie.

Analiza teoretyczna, przeprowadzone badania własne autora oraz dane przedstawione w literaturze /1/, /9/, /13/, /14/ wskazują, że możliwe jest przyjęcie następującej zależności chropowatości powierzchni od parametrów szlifowania:

$$R_a = C_{Ri} v_p^{n_{31}} g^{n_{32}} \quad /22/$$

gdzie:

$R_a$  - paramter chropowatości szlifowanej powierzchni,

$C_{Ri}$  - stała,

$n_{31} > 0, n_{32} > 0$  - wykładniki potęgowe.

Jednym z parametrów charakteryzujących własności fizyczne warstwy wierzchniej są naprężenia wynikowe.

Zależą one między innymi od stanu powierzchni roboczej ściernicy i parametrów szlifowania.

Analiza literatury /10/ /11/ wskazuje, że możliwe jest przyjęcie następującej postaci funkcji regresji:

$$\sigma_{max} = C_\delta v_p^{n_{41}} g^{n_{42}} \quad /23/$$

gdzie:

$C_\delta$  - stała

$n_{41}, n_{42}$  - wykładniki; wykładnik  $n_{42}$  jest dodatni zaś wykładnik  $n_{41}$  może być ujemny.

Występowanie przypaleń powierzchniowych związane jest z temperaturą szlifowania. Zależności temperatury od parametrów szlifowania przedstawiono w pracach /3/, /4/, /7/, /15/, /17/. Dla praktycznie stosowanych, w procesie szlifowania powierzchni śrubowych, prędkości obwodowych przedmiotu, możliwe jest przyjęcie następującej funkcji regresji

$$\Delta\theta = C_{\theta} v_p^{-n_{44}} g^{n_{45}} \quad /24/$$

gdzie:

$\Delta\theta$  - przyrost temperatury warstwy wierzchniej,

$C_{\theta}$  - stała,

$n_{44} < 0$ ;  $n_{45} > 0$  - wykładniki potęgowe.

Analiza przyczyn niedokładności wymiarowo - kształtowej w procesie szlifowania powierzchni śrubowych została przedstawiona w pracach /2/, /8/. Niedokładność wymiarowo - kształtowa może być opisana przez podanie: odchyłki zarysu  $f$ , odchyłki skoku  $\Delta P$  i odchyłki średnicy podziałowej  $\Delta d$ .

Wartości odchyłek zależą od: niedokładności geometrycznej i kinematycznej oraz odkształceń cieplnych i mechanicznych obrabiarki, odkształceń cieplnych i mechanicznych przedmiotu obrabianego, zużycia ściernicy i zjawisk dynamicznych.

Odkształcenia mechaniczne i cieplne przedmiotu obrabianego, zużycie ściernicy i drgania układu o-p-n zależą od parametrów szlifowania. Analizę sił występujących w procesie szlifowania powierzchni śrubowych przedstawiono w pracy /6/, analizę odkształceń mechanicznych układu o-p-n w pracy /2/, zaś analizę zjawisk cieplnych w pracach /3/, /4/, /7/.

Wybór postaci modeli zależności  $f = f_1(v_p, g)$ ,  $\Delta P = f_2(v_p, g)$ ,  $\Delta d = f_3(v_p, g)$  nie jest łatwy. Wynika to z dość silnej zależności odchyłek dokładności wymiarowo - kształtowej od niedokładności geometrycznej i kinematycznej obrabiarki, niezależnej praktycznie od parametrów szlifowania a zmiennej w czasie wskutek odkształceń cieplnych obrabiarki.

Ponadto zmiana parametrów szlifowania powodująca wzrost odkształceń mechanicznych układu o-p-n może powodować zmniejszenie odkształceń cieplnych przedmiotu. Wzrost prędkości obwodowej przedmiotu, powoduje wzrost sił szlifowania oraz odkształceń mechanicznych i jednocześnie zmniejszenie temperatury średniej i odkształceń cieplnych przedmiotu /2/, /7/. Ogólnie jednak zwiększanie prędkości obwodowej przedmiotu i głębokości szlifowania powoduje zwiększenie niedokładności wymiarowo - kształtowej.

Można przyjąć następujące postaci funkcji regresji

$$f = C_f v_p^{n_{51}} g^{n_{52}} \quad /25/$$

$$\Delta P = C_p v_p^{n_{61}} g^{n_{62}} \quad /26/$$

$$\Delta d = C_d v_p^{n_{71}} g^{n_{72}} \quad /27/$$

gdzie:

$C_f, C_p, C_d$  - stałe,

$n_{51}, n_{52}, n_{61}, n_{62}, n_{71}, n_{72}$  - wykładniki potęgowe.

W skróconej notacji matematycznej zadanie optymalizacji procesu szlifowania powierzchni śrubowych można zapisać następująco:

$$\max \left[ \begin{array}{l} W(v_p, g) \\ \left. \begin{array}{l} g_d \leq g \leq g_g \\ (v_p)_d \leq v_p \leq (v_p)_g \\ R_a(v_p, g) \leq R_{a \text{ dop}} \\ \delta(v_p, g) \leq \delta_{\text{dop}} \\ \Delta \theta(v_p, g) \leq \Delta \theta_{\text{dop}} \\ f, \Delta P, \Delta d(v_p, g) \leq (f, \Delta P, \Delta d)_{\text{dop}} \end{array} \right\} \end{array} \right] \quad /28/$$



Przedstawione w literaturze modele optymalizacji jak np. /16/, ograniczają liczbę zmiennych decyzyjnych do jednej - objętościowej wydajności szlifowania. Model taki jest poprawny tylko w przypadkach, gdy stosunek parametrów szlifowania decydujących o wydajności objętościowej jest stały.

#### 4. Problemy optymalizacji procesu szlifowania powierzchni śrubowych

W przypadku optymalizacji procesu szlifowania niezbędne jest wcześniejsze wyznaczenie funkcji celu i warunków ograniczających. Stochastyczny charakter procesu powoduje, że wyznaczony model matematyczny trwałości ściernicy, wykorzystany później do budowy funkcji celu /np. wydajności procesu/ jak również modele matematyczne warunków ograniczających, przybliżają badany przebieg procesu. Dla oceny dokładności przybliżenia niezbędne jest oszacowanie obszarów, w których mogą znajdować się faktyczna funkcja celu oraz warunki ograniczające. Najczęściej zakłada się, że proces szlifowania jest stochastycznym procesem stacjonarnym. Założenie takie może być przyjęte jedynie w analizie procesu obejmującej krótki okres czasu. W długim okresie czasu np. przy szlifowaniu śrub o dużej długości i małej prędkości posuwu wzdłużnego, postępujące zużycie ściernicy powoduje zmianę średnich wartości wielkości wyjściowych, takich jak jakość warstwy wierzchniej i dokładność wymiarowo - kształtowa. Ponadto w procesie wyiskrzania nastąpi zmniejszenie odchyłek wymiarowo - kształtowych występujących po obróbce kształtującej. Zmiana wielkości wyjściowych procesu w czasie, może powodować zmianę wartości ekstremalnej funkcji celu bez zmiany położenia punktu, w którym występuje ekstremum lub też może powodować przesunięcie punktu ekstremalnego, a nawet zmianę charakterystyki procesu. Zabezpieczeniem przed zmianami zbyt dużymi są zależności /15/ i /16/ przedstawiające okres trwałości ściernicy.

Okres trwałości ściernicy zależy nie tylko od parametrów szlifowania /15/, /16/, ale także od warunków ograniczających. Zmienność w czasie zdolności skrawnej ściernicy pracującej z postępującym tępieniem ostrzy powoduje, że zależności /22/, /23/, /24/, będące podstawą warunków ograniczających są słuszne w określonym przedziale czasowym  $t, t+\Delta t$ . W przypadku pracy ściernicy z postępującym tępieniem ostrzy, zależności te, po uwzględnieniu wpływu czasu, można w przybliżeniu przedstawić następująco:

$$(R_a)_t = C'_R v_p^{n_{31}} g^{n_{32}} t^{n_{33}} \quad /29/$$

$$(\delta_{max})_t = C'_\delta v_p^{n_{41}} g^{n_{42}} t^{n_{43}} \quad /30/$$

$$(\Delta\theta)_t = C'_\theta v_p^{-n_{44}} g^{n_{45}} t^{n_{46}} \quad /31/$$

gdzie:

$t$  - czas szlifowania.

Zatem

$$R_{a\,dop} = C'_R v_p^{n_{31}} g^{n_{32}} (T_p)_{R_a}^{n_{33}} \quad /32/$$

$$\delta_{dop}^{max} = C'_\delta v_p^{n_{41}} g^{n_{42}} (T_p)_\delta^{n_{43}} \quad /33/$$

$$\Delta\theta_{dop} = C'_\theta v_p^{-n_{44}} g^{n_{45}} (T_p)_{\Delta\theta}^{n_{46}} \quad /34/$$

gdzie:

$$(T_p)_{R_a} = t \left[ \frac{R_{a\,dop}}{(R_a)_t} \right]^{\frac{1}{n_{33}}}; \quad (T_p)_\delta = t \left[ \frac{\delta_{dop}^{max}}{(\delta_{max})_t} \right]^{\frac{1}{n_{43}}}; \quad (T_p)_{\Delta\theta} = t \left[ \frac{\Delta\theta_{dop}}{\Delta\theta_t} \right]^{\frac{1}{n_{46}}}$$

Wykładniki  $n_{21}$  i  $n_{22}$  w zależności /16/ będą związane z wykładnikami  $n_{31}$ ,  $n_{32}$ ,  $n_{41}$ ,  $n_{42}$ ,  $n_{44}$ ,  $n_{45}$  następująco:

$$n_{21} = \begin{cases} n_{31} \\ n_{33} \\ n_{41} \\ n_{43} \\ n_{44} \\ n_{46} \end{cases} \quad n_{22} = \begin{cases} n_{32} \\ n_{33} \\ n_{42} \\ n_{43} \\ n_{45} \\ n_{46} \end{cases} \quad \begin{cases} \text{gdy } (T_P)_{R_a} = \min[(T_P)_{R_a}, (T_P)_\delta, (T_P)_{\Delta\theta}] \\ \text{gdy } (T_P)_\delta = \min[(T_P)_{R_a}, (T_P)_\delta, (T_P)_{\Delta\theta}] \\ \text{gdy } (T_P)_{\Delta\theta} = \min[(T_P)_{R_a}, (T_P)_\delta, (T_P)_{\Delta\theta}] \end{cases} \quad /35/$$

W procesie szlifowania z postępującym tępieniem ostrzy wzrost temperatury i naprężeń w czasie szlifowania jest zdecydowanie szybszy od wzrostu chropowatości powierzchni do momentu wystąpienia silnych drgań /10/.

Zmienność w czasie szlifowania stanu powierzchni roboczej ściernicy i jej zdolności skrawnej oraz niejednorodność ściernicy w sensie jej własności, są główną przyczyną niepewności analitycznego wyznaczania funkcji celu i warunków ograniczających. Stąd różnica między rozwiązaniem modelowym a rozwiązaniem optymalnym może być duża. Z uwagi na praktyczne zastosowanie modelu, nie jest istotne, czy znalezione rozwiązanie jest akurat dokładnym rozwiązaniem zadania. Istotne jest natomiast, aby w najgorszej sytuacji błąd nie był zbyt duży. W przypadku, gdy błąd jest zbyt duży, model powinien podlegać adaptacji.

Natomiast z uwagi na poznawcze znaczenie modelu i możliwość analizy procesu na podstawie modelu, istotne jest aby zależności tworzące model były możliwie najlepszym przybliżeniem rzeczywistości.

Ze względu na możliwość rozwiązania zadania optymalizacji metodą programowania, przy stosowaniu obecnie znanej techniki obliczeniowej należy:

- ograniczyć stopień skomplikowania modelu,

- zwiększać dokładność przybliżenia własności procesu poprzez zawężenie obszaru dla którego jest on wyznaczony,
- oszacować przydziały ufności dla wartości średnich i pojedynczych spostrzeżeń funkcji tworzących model.

Obszar możliwych rozwiązań optymalnych zależy od dokładności wyznaczenia analitycznej postaci modelu. Na rys.1 przedstawiono przykład rozwiązania programowania nieliniowego, gdy ekstremum występuje na granicy obszaru wyznaczonego ograniczeniami, zaś ograniczenia i funkcja celu przedstawione są w postaci wstęgi o pewnej szerokości.

W przedstawionym modelu funkcja celu  $W = f/v_p, g/$  jest funkcją klasy  $C^0$ , nie posiadającą ciągłej pierwszej pochodnej.

Nieciągłość występuje dla punktów, w których trwałość ściernicy ze względu na jakość warstwy wierzchniej jest równa jej trwałości kształtowej, czyli dla punktów spełniających równanie

$$C_k v_p^{-n_{11}} g^{-n_{12}} = C_p v_p^{-n_{21}} g^{-n_{22}} \quad /36/$$

czyli

$$v_p^{n_{21}-n_{11}} g^{n_{22}-n_{12}} = \frac{C_p}{C_k} \quad /37/$$

Aby możliwe było zastosowanie metod gradientowego poszukiwania ekstremum funkcji  $W = f/v_p, g/$  należy obszar dopuszczalny podzielić na dwa podobszary linią /37/ przez wprowadzenie odpowiednio dodatkowych warunków ograniczających

$$v_p \geq \left[ \frac{C_p}{C_k} g^{n_{12}-n_{22}} \right]^{\frac{1}{n_{21}-n_{11}}} \quad /38/$$

lub

$$v_p < \left[ \frac{C_p}{C_k} g^{n_{12}-n_{22}} \right]^{\frac{1}{n_{21}-n_{11}}} \quad /39/$$

Metody gradientowe wymagają jednak, aby obszar dopuszczalny był wypukły, a funkcja celu wklęsła lub wypukła. Warunki ograniczające nie zawsze wyznaczają obszar wypukły. Wypukłość przedstawionej funkcji celu występuje tylko wtedy, gdy wykładniki  $n_1$  i  $n_2$  we wzorze /19/ spełniają warunki.

$$n_1 \leq 1 \quad n_2 \leq 1$$

Dla wykładników  $n_1 > 1$  i  $n_2 > 1$  zależność  $W=f/v_p, g/$  jest zniekształconą funkcją siodłową. Metody gradientowe są w takim przypadku nieprzydatne. Dla rozwiązania przedstawionego modelu optymalizacji można z powodzeniem zastosować metodę Monte Carlo, gdyż jest ona dość prosta i nadaje się do każdego problemu nieliniowego.

Ponieważ liczba parametrów programowanych jest w analizowanym przypadku mała /tylko dwa parametry/ równie przydatną będzie metoda systematycznego przeszukiwania. Problem optymalizacji można w tym wypadku rozwiązać również metodą graficzną. Można wtedy łatwo ocenić położenie i kształt obszaru parametrów dopuszczalnych oraz przebieg funkcji celu.

Wartości parametrów szlifowania, będące rozwiązaniem modelu znajdują się w obszarze możliwych rozwiązań optymalnych. W kolejnych realizacjach procesu wartości parametrów, dla których faktyczne wartości funkcji celu osiągają ekstremum, będą inne i z prawdopodobieństwem zależnym od założonego poziomu ufności, będą się również znajdowały w obszarze możliwych rozwiązań optymalnych. Im mniejszy będzie ten obszar, tym bliższe rzeczywistości będzie rozwiązanie modelu.

## 5. Podsumowanie

Przedstawione problemy optymalizacji procesu szlifowania powierzchni śrubowych dotyczą także optymalizacji innych operacji dokładnego szlifowania, w których ze względu na wysokie wymagania dokładności wymiarowo - kształtowej, ściernica powinna pracować w warunkach ograniczonego samoostrzenia.

Zmienność w czasie szlifowania stanu powierzchni roboczej ściernicy i jej zdolności skrawnej oraz znaczne, w niektórych przypadkach, zakłócenia przebiegu procesu czynnikami mierzalnymi ale niesterowalnymi np. odkształceniami układu o-p-n, drganiami układu itp, są głównymi przyczynami niepewności analitycznego wyznaczenia funkcji celu i warunków ograniczających. Obszar możliwych rozwiązań optymalnych zależy od dokładności wyznaczenia analitycznej postaci modelu i szerokości przydziałów ufności. Zawężenie obszaru, w którym model będzie stosowany pozwala na zwiększenie jego dokładności.

L i t e r a t u r a

1. Junusow F.C.: Szerochowatost powierzchni pri szlifowani prodolnoj strokoj i parametry szlifowania. Maszinstrojenie 2/1968, s. 156-159.
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 nt. Prace ośrodka koszalińskiego w zakresie technologii maszyn. Koszalin, październik 1973, s. 10-25.
3. Kacalak W.: Analiza teoretyczna zależności temperatury przedmiotu od parametrów szlifowania powierzchni śrubowych. Zeszyty Naukowe WSInż. Koszalin, seria "Technika Wytwarzania", październik 1975, Nr 1, s. 15-28.
4. Kacalak W.: Efektywność matematycznego planowania badań pól temperatur w procesie szlifowania powierzchni śrubowych na podstawie modelu teoretycznego, Zeszyty Naukowe WSInż. Koszalin, seria "Technika Wytwarzania", październik 1975 Nr 1, s. 29-44.
5. Kacprzyński B.: Planowanie eksperymentów. Podstawy matematyczne. WNT, Warszawa 1974.
6. 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.
7. 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.
8. Karpiński T., Kacalak W.: Podstawy szlifowania powierzchni śrubowych. Zeszyty Naukowe WSInż. Koszalin, seria "Technika Wytwarzania", październik 1975, Nr 1, s. 45-60.

9. Kassen G., Werner G.: Kinematische Kenngrößen des Schleifvorganges. Industrie Anzeiger 87/1969, s.2087-2090 i 95/1969 s. 2323-2326.
10. Koziarki A., Wierucki Z.: Ocena przydatności wybranych objawów tępienia ściernicy dla określenia jej trwałości. Materiały Konferencji nt.: "Technologia obróbki ścierniej" ZG SIMP, Rzeszów listopad 1974 s. 111-124.
11. Koziarki A., Urbaniak M.: Wpływ intensyfikacji wybranych parametrów szlifowania na naprężenia wynikowe warstwy wierzchniej. Materiały konferencji nt: " Technologia obróbki ścierniej". ZG SIMP, Rzeszów, listopad 1974. s. 143-158.
12. Leśniak Z.K.: Metody optymalizacji konstrukcji przy zastosowaniu maszyn matematycznych. Arkady, Warszawa 1970.
13. Nesterienko N.G. , Gołubiew J.M. Komisarow W.J.: Technologičeskoje obezpečenie szerechowatosti powierchnosti pri krugłom szlifowani. Materiały Konferencji "Teoria i praktika ałmaznoj i abraziwoj obrabotki detalej, priborow i maszin". Moskwa, grudzień 1973, s. 86-90.
14. Ricka J.: Analiza a racionalizace procesu brouseni. Strojirenstvi 6/1973 s. 366-370.
15. Rykunow N.S.: Bezpriżogowyje režimy rezania pri płoskom szlifowani tytanowych spławow. Materiały Konferencji "Teoria i praktika ałmaznoj i abraziwoj obrabotki detalej, priborow i maszin. Moskwa, grudzień 1973, s. 111-115.
16. Salje E., Paschel E., Jacobs U.: Mengenleistung und Fertigungskosten beim Aussenrundscheifen. Zeitschrift für industrielle Fertigung 4/1974.
17. Silin S.S., Rykunow N.S.: Opriedelienie bezpriżogowych režimow na osnowie isledowania procesow szlifowania metodom teorii podobia. Materiały Konferencji "Teoria i praktika ałmaznoj i abraziwoj obrabotki detalej, priborow i maszin. Moskwa, grudzień 1973, s. 158-163.
18. Wołgin L.N.: Optymalizacja. WNT, Warszawa 1970.



## S t r e s z c z e n i e

W pracy omówiono problemy optymalizacji procesu szlifowania powierzchni śrubowych. Przedstawiono postać ogólną modelu optymalizacji. Zwrócono uwagę na współzależność trwałości ściernicy i warunków ograniczających.

W dalszej części pracy dokonano analizy metod rozwiązywania problemu optymalizacji, oraz przedstawiono czynniki, od których zależy wielkość obszaru ufności optymalnych rozwiązań analitycznych.

## Problems in optimizing the grinding process of helical surfaces

The paper deals with problems encountered in optimizing the grinding process of helical surfaces.

A general form of the optimization model is presented.

Attention is being drawn to the relationship between grinding wheel durability and limiting conditions.

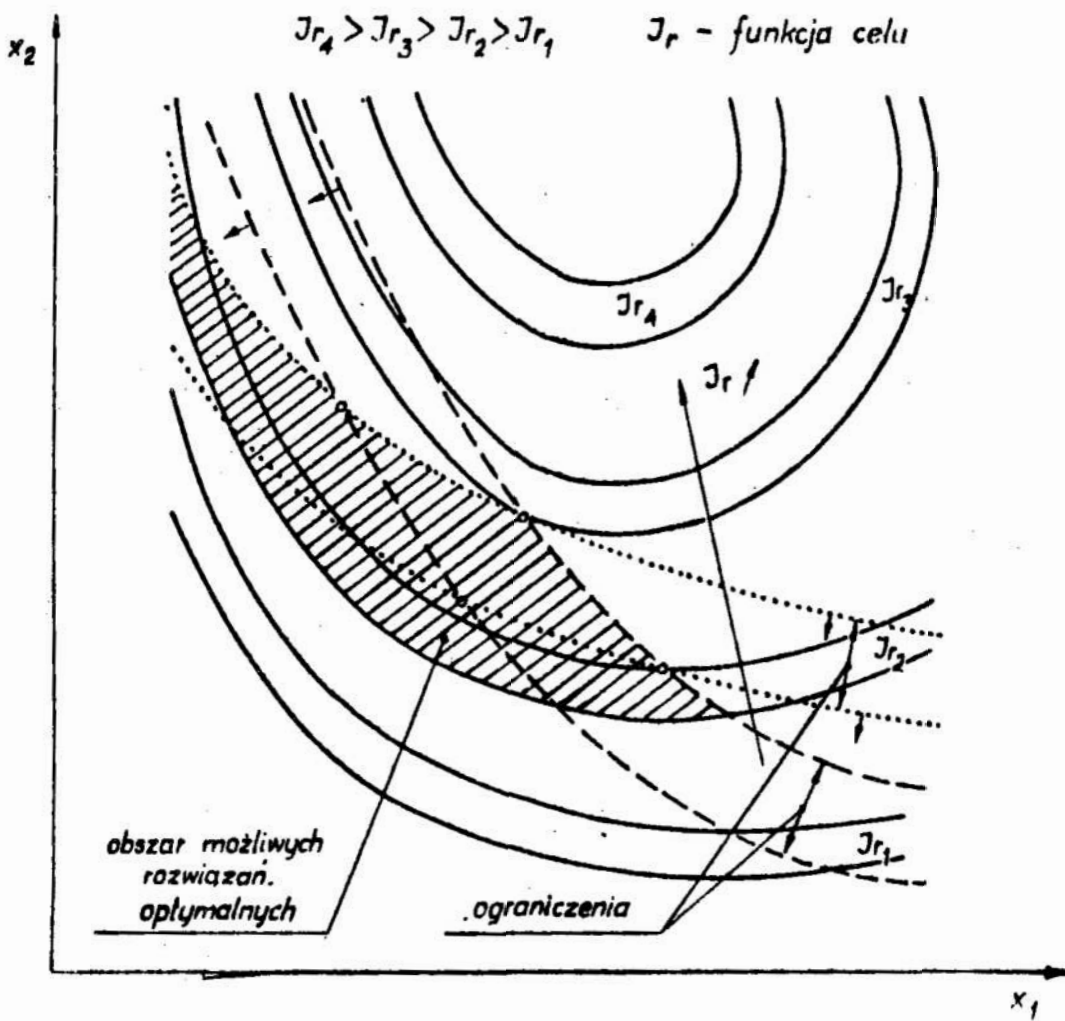
An analysis of methods to solve optimization problems has been carried out and the factors presented which determine the confidence interval of optimum analytic solutions.

## Вопросы оптимализации процесса шлифования винтовой поверхности

### Содержание

В работе рассмотрены вопросы оптимализации процесса шлифования винтовой поверхности. Представлен общий вид модели оптимализации. Показана зависимость износостойкости абразивного круга и ограничивающих условий.

В следующей части работы дан анализ методов решения проблем оптимализации, а также выявлены факторы, от которых зависит величина зоны оптимальных аналитических решений.



Rys.1 Obszar możliwych rozwiązań optymalnych  
Fig.1 Range of possible optimum solutions

Doc.dr inż. Wojciech Kacalak  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

STOCHASTYCZNA ANALIZA ODCHYLEK SKOKU SZLIFOWANYCH  
POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH

1. Wprowadzenie

Odchyłki skoku szlifowanych powierzchni śrubowych wywołane są przemieszczeniami przekroju, w którym odbywa się szlifowanie i przemieszczeniami ściernicy z ich położenia nominalnych. Wartość odchyłki skoku zależy od wartości, kierunku i zwrotu wektora przedstawiającego przemieszczenie względne przedmiotu i ściernicy, wynikające z odchyłek ich położenia.

Proces szlifowania powierzchni śrubowych, tak jak i inne procesy obróbki jest procesem stochastycznym.

Oznacza to, że wielkości wyjściowe tego procesu, będące w kolejnych jego realizacjach nieznanymi funkcjami  $f^*$  parametrów procesu  $x_{i1}$ , czynników mierzalnych ale niesterowalnych  $w_{i2}$ , a wśród nich czasu  $t$ , oraz czynników niemierzalnych i niesterowalnych  $z_{i3}$

$$y_i = f_i^*(x_{i1}, w_{i2}, z_{i3})$$

/1/

dla

$$i = 1, 2, \dots, n,$$

$$i_1 = 1, 2, \dots, n_1$$

$$i_2 = 1, 2, \dots, n_2$$

$$i_3 = 1, 2, \dots, n_3$$

mogą być przedstawione za pomocą następujących relacji

$$Y_i = f_i(t) + Y_i' \quad /2/$$

otrzymanych dla określonych wartości  $x_{11}$  i  $w_{12}$ .

W wyrażeniach /2/  $f_i(t)$  są składnikami nielosowymi, których modele można otrzymać poprzez zastosowanie przekształcenia filtrującego. W wyrażeniach tych  $Y_i'$ , są zmiennymi losowymi o wartości oczekiwanej równej zeru.

Rozproszenie wartości zmiennych losowych  $Y_i'$ , opisane ich wariancjami i odchyleniami standardowymi, może w stosunku do wartości składnika nielosowego charakteryzować się znacznymi wartościami odchyłań od wartości przeciętnej.

Z tego względu dla analizy przebiegu procesu potrzebna jest znajomość najważniejszych charakterystyk procesu stochastycznego. Możliwe wtedy będzie wyznaczenie widma energetycznego odchyłki skoku i przyporządkowanie składowych harmonicznych tej odchyłki określonym odchyłkom dokładności geometrycznej i kinematycznej obrabiarki takim jak: bicie osiowe i promieniowe wrzeciona przedmiotu obrabianego, bicie osiowe śruby pociągowej, odchyłki przełożenia przekładni gitarowej i inne.

## 2. Przyczyny odchyłki skoku

Do przyczyn powstawania odchyłki skoku należy zaliczyć wszystkie przyczyny odchyłek położenia względem ściernicy przekroju przedmiotu, w którym powinno odbywać się szlifowanie. Zasadnicze przyczyny podano w pracy /3/.

Są nimi:

- odchyłki dokładności geometrycznej szlifierki a szczególnie odchyłki położenia osi przedmiotu obrabianego względem kierunku ruchu stołu,
- cieplne i mechaniczne odkształcenia obrabiarki oraz przedmiotu obrabianego,

- bicie osiowe i promieniowe wrzeciona przedmiotu obrabianego,
- bicie wrzeciona ściernicy,
- odchyłki skoku i bicie osiowe śruby pociągowej,
- odchyłki przełożenia przekładni gitarowej.

Ponadto w szlifierkach wyposażonych w układy korygowania skoku szlifowanej powierzchni śrubowej, przyczynami odchyłek skoku są także: niedokładność nastawienia tego układu oraz odchyłki jego dokładności geometrycznej.

Między osiowymi  $\Delta x$ , promieniowymi  $\Delta y$  i pionowymi  $\Delta z$  odchyłkami położenia określonego punktu przedmiotu względem ściernicy a odchyłką skoku zachodzi zależność /rys.1/.

$$\Delta P(x) = - \sum \Delta x(x) - \sum \Delta y(x) \operatorname{tg} \alpha_0 + \sum \Delta z(x) \operatorname{tg} \gamma - \sum \Delta y_{dz}(x) \operatorname{tg} \alpha_0 \quad ; \quad /3/$$

w której

$$\Delta y_{dz} = \sqrt{\left(\frac{d_N}{2}\right)^2 + \left(\frac{\Delta z}{\cos \gamma}\right)^2} - \frac{d_N}{2}$$

gdzie:

x - współrzędna mierzona wzdłuż osi powierzchni śrubowej,  $\sum \Delta x(x)$ ,  $\sum \Delta y(x)$ ,  $\sum \Delta z(x)$  - sumaryczne przemieszczenia przekroju przedmiotu określonego współrzędną x względem ściernicy odpowiednio w kierunku osiowym, promieniowym i pionowym,

$\Delta y_{dz}$  - zwiększenie promienia podziałowego powierzchni śrubowej w wyniku przemieszczeń pionowych  $\Delta z$ ,

$\alpha_0$  - osiowy kąt zarysu powierzchni śrubowej,

$\gamma$  - kąt pochylenia linii śrubowej na walcu podziałowym,

$d_N$  - średnica podziałowa ściernicy.

Ze wzoru /3/ wynika, że największy wpływ na wartość odchyłki skoku mają odchyłki położenia przedmiotu względem ściernicy w kierunku osiowym  $\Delta x$ , wpływ zaś najmniejszy, szczególnie dla małych kątów  $\gamma$ , mają odchyłki w kierunku pionowym  $\Delta z$ . Na osiowe odchyłki położenia  $\Delta x$  rozpatrywanego przekroju powierzchni śrubowej największy wpływ mają:

- wydłużenie cieplne przedmiotu obrabianego,
- bicie osiowe wrzeciona przedmiotu i bicie osiowe śruby pociągowej,
- bicie promieniowe wrzeciona przedmiotu.

Sumaryczna odchyłka k skoków zależy przede wszystkim od nielosowych składników odchyłki. Do tych składników zaliczają się składowe monotoniczne oraz składowe harmoniczne o niskiej częstotliwości. W powierzchniach śrubowych ślimaków i śrub pociągowych dokładnych obrabiarek dąży się do otrzymania nie tylko małych wartości sumarycznej odchyłki skoku ale także małych amplitud składowych harmonicznym o małych częstotliwościach. Analiza tych ostatnich może być przeprowadzona w oparciu o charakterystyki funkcyjne procesu stochastycznego.

Stochastyczna analiza odchyłek skoku szlifowanych powierzchni śrubowych

Na wartość odchyłki skoku, obok przyczyn występowania składowych monotonicznych i harmonicznym o małej częstotliwości, wpływa duża liczba czynników losowych. Wpływ każdego z nich osobno jest mały. Wartości odchyłek skoku są zatem realizacją procesu stochastycznego. Odchyłkę skoku można przedstawić wzorem

$$\Delta P(l_s) = f(l_s) + \Delta P'(l_s) \quad ; \quad l_s = \frac{x}{\sin \gamma} \quad /4/$$

w którym  $f/l_s$  jest nielosową składową odchyłki skoku a  $\Delta P'(l_s)$  jest zmienną losową. Przez  $l_s$  oznaczono współrzędną mierzoną wzdłuż linii śrubowej na walcu podziałowym, zaś  $x$  oznacza współrzędną mierzoną wzdłuż osi powierzchni śrubowej.

Proces  $\Delta P(l_s)$  ze względu na nielosowy składnik  $f/l_s/$  we wzorze /4/ jest procesem niestacjonarnym. Składnik ten może być wydzielony z zależności  $\Delta P(l_s)$  przez przekształcenie filtrujące. Dla określonej metody szlifowania z niezmiennymi parametrami można przyjąć, że otrzymana w wyniku badań doświadczalnych realizacja  $\Delta P(l_s)$  po odfiltrowaniu składowej nielosowej jest realizacją procesu ergodycznego, stacjonarnego w szerszym sensie. Oznacza to, że parametry rozkładu zmiennej losowej oraz wartość oczekiwana procesu nie zależą od czasu.

Posiadanie przez proces własności ergodycznych zdecydowanie ułatwia wyznaczanie charakterystyk probalistycznych na podstawie doświadczeń. Możliwe jest wtedy badanie procesu w oparciu o kilka lub jedną dostatecznie długą realizację procesu. Charakterystykami procesu stochastycznego są między innymi: wartość średnia, wariancja, funkcja korelacyjna i gęstość widmowa.

Dla procesu ciągłego, którego realizacją jest wartość odchyłki skoku, estymatorem wartości oczekiwanej jest wielkość

$$\hat{m} = \bar{\Delta P} = \frac{1}{L'_s} \int_0^{L'_s} \Delta P(l_s) dl_s \quad [\text{mm}] \quad /5/$$

gdzie:

$L'_s$  - długość linii śrubowej, na której analizuje się odchyłki skoku /mm/,

$\Delta P(l_s)$  - realizacja procesu losowego /mm/.

Estymatorem wartości oczekiwanej procesu badanego w sposób nieciągły jest natomiast wielkość określona wzorem

$$\hat{m} = \bar{\Delta P} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta P(l_{s_i}) \quad [\text{mm}] \quad /6/$$

w którym  $N$  oznacza liczbę punktów pomiarowych /liczbę pomiarów/, zaś  $\Delta P(l_{s,i})$  jest realizacją zmiennej losowej  $\Delta P(l_s)$  w punkcie o współrzędnej  $l_{s,i}$ .

Funkcja korelacyjna charakteryzuje zależność stochastyczną między wartościami badanej wielkości w przekrojach oddalonych o wartości  $\tau$ . Oczasowaniem funkcji korelacyjnej  $K/\tau/$  procesu ergodycznego jest wielkość

$$K(\tau) = \frac{1}{L'_s - \tau} \int_0^{L'_s - \tau} [\Delta P'(l_s) - \bar{\Delta P}'] [\Delta P'(l_s + \tau) - \bar{\Delta P}'] dl_s \quad [mm^2] \quad /7/$$

a dla procesów o dyskretnej zmiennej niezależnej

$$K(j\Delta l_s) = \frac{1}{N-j} \sum_{i=0}^{N-j} [\Delta P'(i\Delta l_s) - \bar{\Delta P}'] \{ \Delta P'[(i+j)\Delta l_s] - \bar{\Delta P} \} \quad [mm^2] \quad /8/$$

gdzie:

$$\begin{aligned} L'_s &= N\Delta l_s, \quad \tau = j\Delta l_s, \quad l_s = i\Delta l_s, \\ i &= 0, 1, 2, \dots, N, \\ j &= 0, 1, 2, \dots, l. \end{aligned}$$

Funkcja korelacyjna jest parzystą, a wariancja procesu  $D^2[\Delta P'(l_s)]$  jest jej największą wartością

$$K(\tau=0) = D^2[\Delta P'(l_s)] > K(\tau) \Big|_{\tau>0} \quad /9/$$

Znajomość funkcji korelacyjnej  $K(\tau)$  procesu stochastycznego, stacjonarnego w szerszym sensie, pozwala na wyznaczenie funkcji gęstości widmowej  $S/\omega/$  - ze wzoru

$$S(\omega) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} K(\tau) \cos \omega \tau d\tau \quad [mm^2 \cdot mm] \quad /10/$$

Gęstość widmowa  $S/\omega/$  charakteryzuje rozkład energii danej wielkości losowej na składowe harmoniczne.



Analiza gęstości widmowej ochyłek skoku szlifowanej powierzchni śrubowej pozwala wyznaczyć przyczyny odchyłki skoku i uzyskać informacje o energii składowych harmonicznych tej odchyłki.

Składowe harmoniczne o określonej częstotliwości mogą być przyporządkowane określonym przyczynom ich występowania np: niedokładności geometrycznej i kinematycznej obrabiarki, spowodowanej między innymi biciem osiowym i promieniowym wrzeciona przedmiotu obrabianego, biciem osiowym śruby pociągowej i odchyłkami przełożenia przekładni gitarowej.

Wyniki badań sumarycznej odchyłki skoku dla różnych wartości prędkości obwodowej szlifowanej śruby przedstawiono na rys.2. Wynika z nich, że zmiana prędkości obwodowej przedmiotu nie zmienia charakteru zależności odchyłki sumarycznej od ilości skoków, dla których dokonano pomiaru.

Największe wartości sumarycznej odchyłki skoku wystąpiły w zakresie współrzędnej  $x = 90 - 180$  mm, co dla skoku  $P=6$ mm odpowiada ilość skoków  $k = 15 - 30$ .

Największa wartość odchyłki skoku wystąpiła podczas szlifowania z prędkością obwodową  $v_p = 0,8$ m/min.

Wyniki jakie uzyskano z pomiarów odchyłki skoku dla interwału pomiaru  $\Delta x = 0,2$ mm, na długości pomiarowej

i  $\Delta x = 6$ mm, w zakresie współrzędnej  $x$  od 120 do 126mm, po odfiltrowaniu składowej monotonicznej, zebrano na rys.3.

Wykres zaś, pokazany na rys.4 jest obrazem rozkładu wartości odchyłek skoku dla interwału  $\Delta x = 0,2$ mm wreszcie wykres na rys.5 przedstawia podobne rozkłady dla  $\Delta x = P = 6$ mm.

Z porównania otrzymanych rozkładów dla różnych prędkości obwodowych przedmiotu  $v_p$  wynika, że zarówno dla interwału pomiaru  $\Delta x = 0,2$ mm jak i dla  $\Delta x = 6$ mm największa wariancja wartości odchyłki skoku występuje gdy prędkość  $v_p = 0,8$ m/min i wynosi wtedy odpowiednio  $D^2 / \Delta P' / = 120 \mu\text{m}^2$  oraz  $145 \mu\text{m}^2$ .

Obliczone na maszynie cyfrowej ODRA-1013, wartości funkcji korelacyjnej dla analizowanych przypadków, wyraźnie wskazują na występowanie kilku składowych harmonicznych o dużej energii składających się na wartość odchyłki skoku /rys.6/. Największą wartość funkcji korelacji  $K(\tau=0) = 120 \mu\text{m}^2$  otrzymano dla odchyłek skoku śruby szlifowanej z prędkością obwodową 0,8 m/min. Obliczone wartości gęstości widmowej  $S/\omega$ , przedstawione w formie wykresów na rysunku 7 wskazują na to, że w odchyłce skoku  $\Delta P'(l_s)$  można wyróżnić składowe harmoniczne o dużej energii. Analiza charakterystycznych częstości i okresów składowych harmonicznych odchyłek skoku wykazuje, że wśród nich główny udział ilościowy mają odchyłki skoku wywołane przez niedokładność geometryczną obrabiarki. Największą energię posiada składowa harmoniczna odchyłki skoku w okresie równym 6 mm.

Do przyczyn występowania składowych harmonicznych o okresie 6mm i 3mm zaliczyć należy: bicie promieniowe i osiowe wrzeciona przedmiotu obrabianego, bicie osiowe śruby pociągowej oraz odchyłkę przełożenia pary kół zębatach w przekładni gitarowej o liczbach zębów  $z_1 = 95$  i  $z_2 = 120$ . Okres obrotu wrzeciona przedmiotu i śruby pociągowej w badanym przypadku był jednakowy, a odniesiony do przemieszczenia osiowego śruby, jakie występowało w czasie jednego obrotu, wynosił 6mm. Przyczynę składowych harmonicznych odchyłki skoku o okresie wynoszącym od 17 do 20 mm mogą być odchyłki dokładności geometrycznej; wśród nich zaś szczególnie - odchyłki wykonania pozostałych kół zębatach gitary o liczbach zębów  $z_3 = z_4 = 84$ .

#### 1. Zakończenie

Analiza wyników doświadczeń prowadzi do wniosku, że ograniczenie niedokładności geometrycznej obrabiarki, a szczególnie osiowego bicia wrzeciona przedmiotu i śruby pociągowej oraz staranny montaż i zwiększenie dokładności

kół zębatach w przekładni gitarowej pozwala na zmniejszenie odchyłek skoku szlifowanej powierzchni śrubowej. Zmniejszenie zaś średniej temperatury całego przedmiotu oraz jego części, która nie była jeszcze szlifowana, pociąga za sobą obniżenie sumarycznej odchyłki skoku. Zwiększenie prędkości obwodowej przedmiotu sprzyja zmniejszeniu średniej temperatury przedmiotu, a szczególnie zmniejszeniu temperatury w tej części śruby, która nie była jeszcze szlifowana /1/, /2/. Zmniejszą się wtedy odkształcenia cieplne przedmiotu obrabianego. Wzrastają natomiast odkształcenia mechaniczne obrabiarki i przedmiotu obrabianego wywołane siłami szlifowania. Z uwagi na cieplne i mechaniczne odkształcenia przedmiotu obrabianego szczególnie korzystne jest stosowanie możliwie dużych prędkości obwodowych przedmiotu podczas szlifowania ze stałą wydajnością objętościową /2/.

L i t e r a t u r a

1. Kacalak W.: Analiza teoretyczna zależności temperatury przedmiotu od parametrów szlifowania powierzchni śrubowych. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej, seria "Technika Wytwarzania" Nr 1/1975, s. 15 - 28.
2. Kacalak W.: Efektywność matematycznego planowania badań pól temperatur w procesie szlifowania powierzchni śrubowych na podstawie modelu teoretycznego. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej, seria " Technika wytwarzania", Nr 1/1975, s. 29 - 44.
3. Karpiński T., Kacalak W.: Podstawy szlifowania powierzchni śrubowych. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej, seria " Technika wytwarzania " , Nr 1/1975 s.45 - 60.

## S t r e s z c z e n i e

W artykule omówiono niektóre problemy związane z technologią szlifowania dokładnych powierzchni śrubowych ściernicami krążkowymi. Omówiono metody wyznaczania tych zespołów i elementów obrabiarki, których niedokładność geometryczna lub kinematyczna jest przyczyną określonych monotonicznych i harmoniczných odchyłek dokładności. Analiza widmowa odchyłek skoku szlifowanej powierzchni śrubowej, pozwala na przyporządkowanie określonych składowych harmoniczných odchyłki skoku określonym odchyłkom dokładności geometrycznej lub kinematycznej obrabiarki. Z analizy wyników doświadczeń wynika, że największy wpływ na wartość odchyłki skoku mają odkształcenia cieplne przedmiotu, bicie osiowe wrzeciona przedmiotu i śruby pociągowej oraz odchyłki przełożenia przekładni gitarowej.

## S u m m a r y

This paper aims at analysing some problems related to the grinding of precise helical surfaces by using disk - type grinding wheels. Methods have been discussed to determine those assemblies and elements of a machine tool responsible through geometrical or kinematic inaccuracy for particular monotonic or harmonic deviations from accuracy.

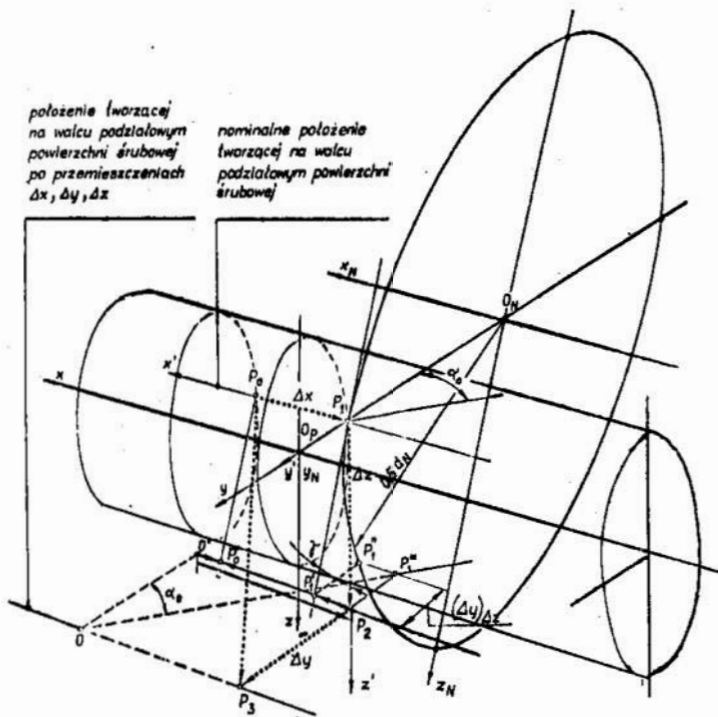
Spectral analysis of pitch deviations of a ground helical surface provides means for attributing particular harmonic components of the pitch deviation to certain geometrical and kinematic deviations from accuracy within the machine tool. It follows from the analysis, that the amount of pitch deviation is mostly influenced by thermal deformation of the workpiece, axial run-out of the workpiece spindle and feed screw and transmission ratio deviation of the swing - frame gear train.

## Стохастический анализ отклонений шага шлифования винтовых поверхностей

### Содержание

В статье рассмотрены некоторые вопросы, связанные с технологией шлифования точных винтовых поверхностей фасонными абразивными кругами. Рассмотрены методы назначения тех узлов и элементов станка, которых геометрическая или кинематическая неточность является причиной определенных монотонных и гармоничных отклонений точности. Спектральный анализ шага винтовой поверхности позволяет упорядочить определенные составные гармонических отклонений шага отнести к определенным отклонениям геометрической или кинематической точности станка.

Из результатов испытаний вытекает, что самое большое влияние на величину отклонения шага имеют тепловые деформации детали, осевое биение шпинделя и тягового винта, а также отклонения положения передачи со сменными зубчатыми колесами.



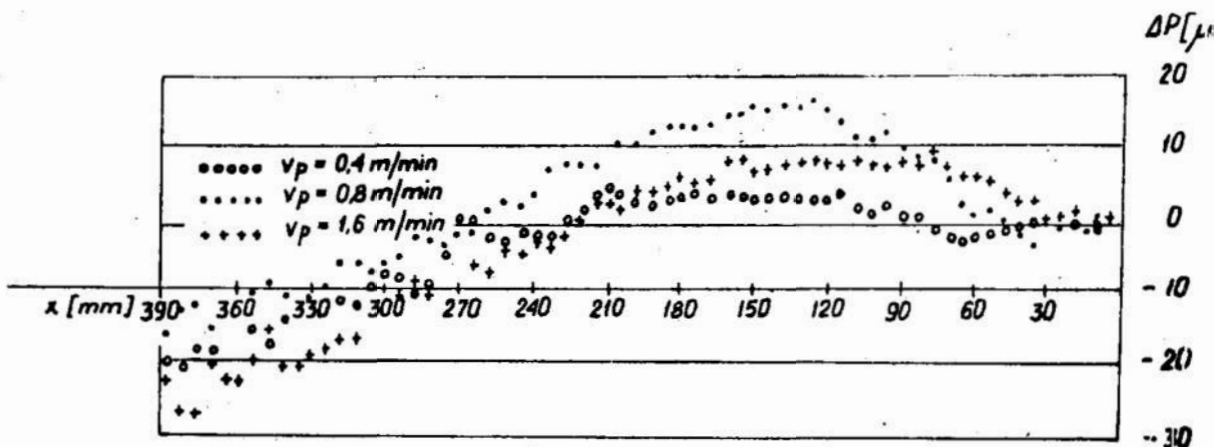
położenie tworzącej na walcu podziałowym powierzchni śrubowej po przemieszczeniach  $\Delta x, \Delta y, \Delta z$

nominalne położenie tworzącej na walcu podziałowym powierzchni śrubowej

Rys.1 Zależności geometryczne między przemieszczeniami prmiotu względem ściernicy a dowanymi przez nie odchyłkami skoku

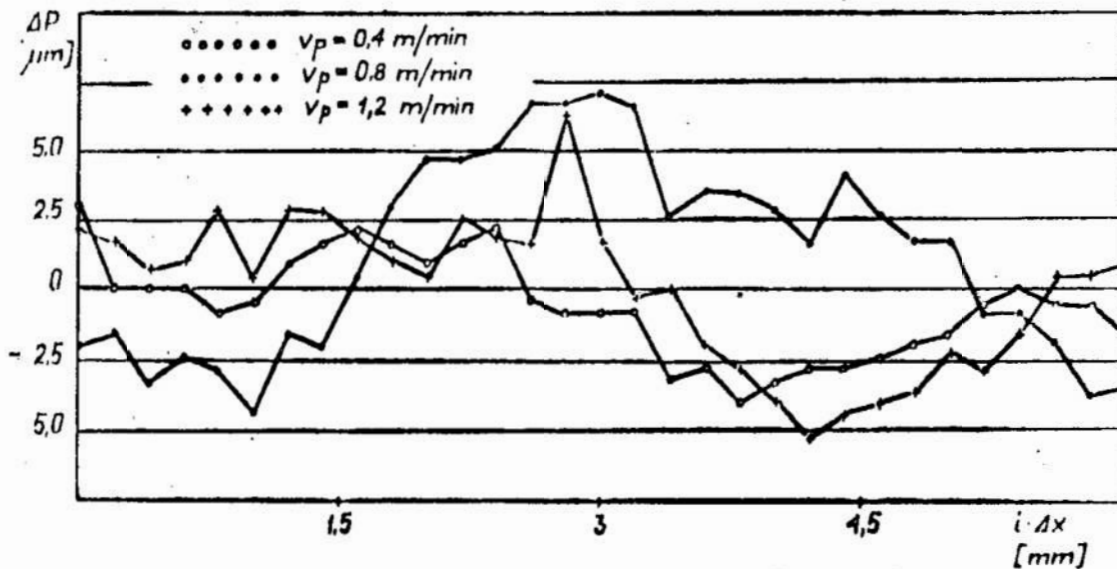
Fig.1 Geometrical relations between workpiece displacements in relation to the gearing wheel and the thus proceed pitch deviations

$$\begin{aligned}
 P_1'P_0' &= (\Delta P)_{\Delta x} = -\Delta x > 0 \\
 P_2P_1' &= (\Delta P)_{\Delta z} = \Delta z \operatorname{tg} \gamma > 0 \\
 O'P_2 &= (\Delta P)_{\Delta y} = -[(\Delta y)_{\Delta x} + \Delta y] \operatorname{tg} \alpha_0 < 0 \\
 P_1'P_1'' &= (\Delta y)_{\Delta x} = \sqrt{(0,5d_N)^2 + \left(\frac{\Delta z}{\cos \gamma}\right)^2} - 0,5d_N \\
 \overline{O'P_0} &= (\overline{\Delta P})_{\Delta x} + (\overline{\Delta P})_{\Delta y} + (\overline{\Delta P})_{\Delta z} = \overline{\Delta P} \\
 \overline{P_0P_3} &= \overline{\Delta x} + \overline{\Delta y} + \overline{\Delta z}
 \end{aligned}$$



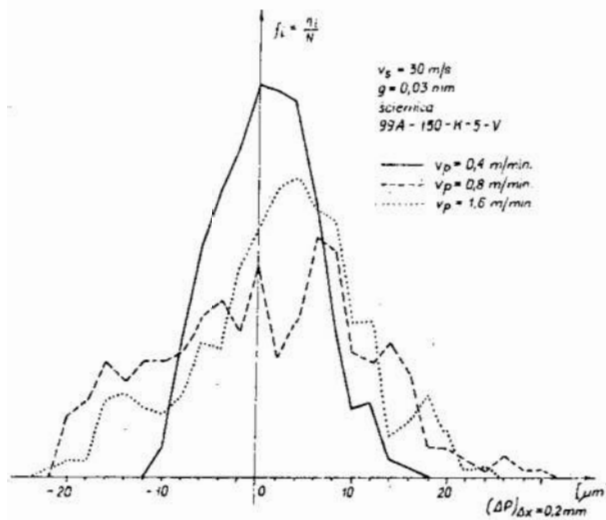
Rys.2 Wartości sumarycznej odchyłki skoku

Fig.2 Values of the total pitch deviations



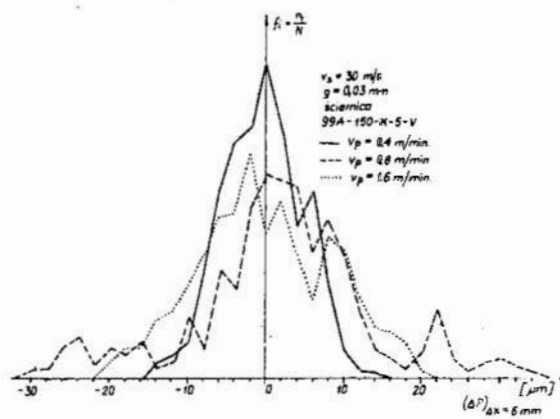
Rys.3 Wartości odchyłek skoku dla interwału pomiaru  $\Delta x = 0,2$  mm

Fig.3 Values of pitch deviations for a measuring interval  $\Delta x = 0,2$  mm



s.4 Rozkład wartości odchyłek oku dla interwału pomiaru  $x = 0,2$  mm

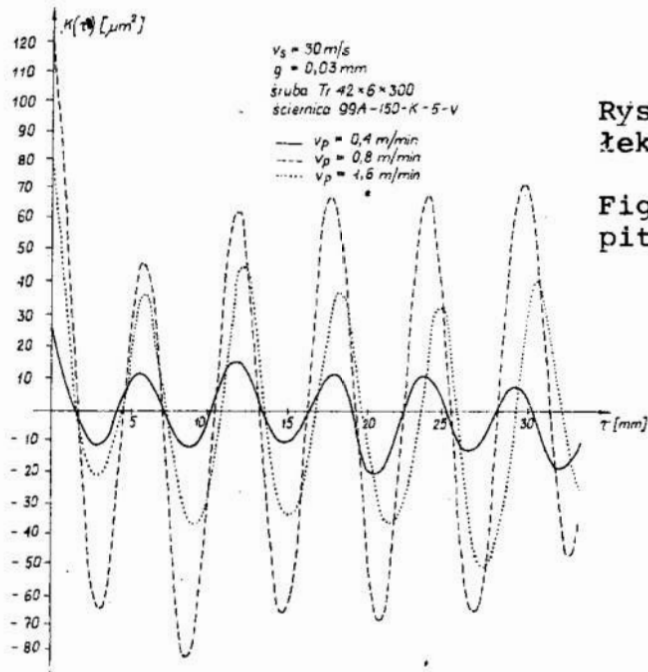
g.4 Distribution of pitch deviation values for a measuring interval  $\Delta x = 0,2$  mm



Rys.5 Rozkład wartości odchyłek skoku dla interwału pomiaru równego skokowi powierzchni śrubowej

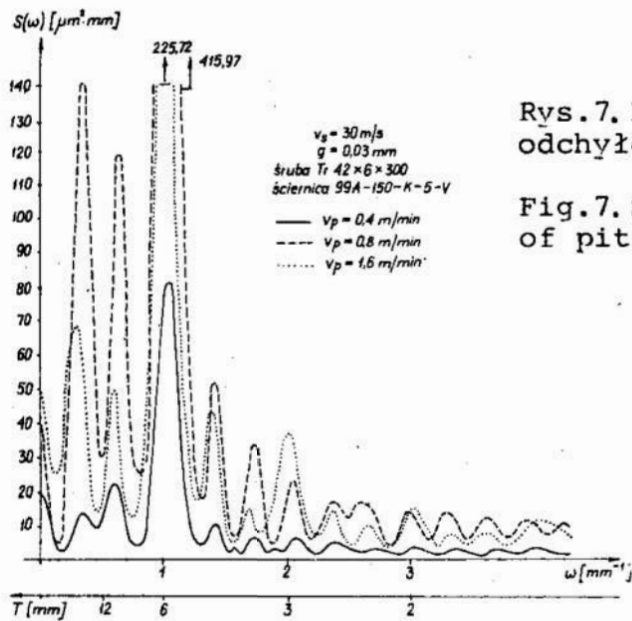
Fig.5 Distribution of pitch deviation values for a measuring interval equalling helical surface pitch





Rys.6. Funkcja korelacyjna odchyłek skoku

Fig.6. Correlation function of pitch deviation



Rys.7. Funkcja gęstości widmowej odchyłek skoku

Fig.7. Spectral density function of pitch deviation

oc.dr inż. Tadeusz Karpiński  
oc.dr inż. Wojciech Kacalak  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

## ANALIZA ODCHYLEK ZARYSU SZLIFOWANYCH ŚLIMAKÓW STOŻKOPOCHODNYCH

### Wprowadzenie

Stożkopochodna powierzchnia śrubowa jest obwiednią stożków powierzchni czynnych narzędzia, poruszającego się ruchem śrubowym względem osi powierzchni obrabianej. Powierzchnia ta w przypadku ogólnym nie jest prostokreślna, a zatem zarys jej w żadnym przekroju nie jest prostoliniowy. Dla jednoznacznego określenia stożkopochodnej powierzchni śrubowej należy podać:

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

Analiza zależności geometrycznych w niniejszej pracy zostanie ograniczona do stożkopochodnej powierzchni śrubowej, otrzymywanej w wyniku obróbki narzędziem krążkowym o prostoliniowym zarysie osiowym. Zarys osiowy takiej powierzchni jest wypukły co wykazano w literaturze /1/, /2/, /3/, /4/, /5/, /6/, /7/, /8/, /9/, /11/. Staje się ona powierzchnią prostokreślną w trzech przypadkach szczególnych:

- 1° gdy oś narzędzia krążkowego jest równoległa do osi obrabianej powierzchni śrubowej,

- 2° gdy średnica narzędzia krążkowego dąży do wartości nieskończenie dużej,
- 3° gdy kąt zarysu narzędzia dąży do zera.

W tych przypadkach powierzchnia stożkopochodna staje się powierzchnią ewolwentową /7/, /10/. W pracach /4/, /7/, /8/, podano metody wyznaczania zarysu powierzchni śrubowych dla zadanego zarysu narzędzia. Zarys śrubowej powierzchni stożkopochodnej zależy od jej parametrów oraz średnicy i położenia narzędzia.

Sprawdzanie zarysu obrabianych powierzchni stożkopochodnych jest kłopotliwe. Należy wtedy znać współrzędne zarysu lub też odchylenia zarysu nominalnego od prostoliniowości. Odchylenia te można wyznaczyć względem prostej stycznej do zarysu osiowego w punkcie na walcu podziałowym. Znajomość współrzędnych zarysu lub jego odchyień od prostoliniowości, jest także niezbędne dla oceny wielkości błędu, jaki popełnia się, zastępując powierzchnię śrubową o prostoliniowym zarysie osiowym stożkopochodną powierzchnią śrubową np. przy szlifowaniu gwintów. Postępowanie takie jest w niektórych przypadkach uzasadnione, gdyż niewielka i kontrolowana modyfikacja zarysu, polegająca na powiększeniu jego krzywizny, może okazać się korzystną ze względu na rozkład nacisków w czasie współpracy.

## 2. Równania zarysu osiowego stożkopochodnej powierzchni śrubowej

W układzie związanym z narzędziem, boczna, czynna powierzchnia narzędzia może być przedstawiona funkcją dwóch parametrów  $u$  i  $\xi$ ,

$$\vec{r}_N = \vec{r}_N(u, \xi) \quad /1/$$

Równania powierzchni śrubowej, wykonanej tym narzędziem są następujące:

$$\begin{cases} \vec{r}_N = \vec{r}_N(u, \xi) \\ \vec{n}_N \cdot \vec{v}_N = 0 \end{cases} \quad /2/$$

gdzie:

$\vec{n}_N$  - wektor normalny do powierzchni stykających się w punkcie ich styku,

$\vec{v}_N$  - wektor prędkości względnej w ruchu śrubowym obrabianej powierzchni względem narzędzia.

Równania /2/ są równaniami wektorowymi opisującymi powierzchnię śrubową jako rodzinę linii styku w układzie związanym z narzędziem. Dla otrzymania równań w układzie związanym z obrabianą powierzchnią, dokonano transformacji w układach współrzędnych jednorodnych, po której otrzymano:

$$\begin{cases} \vec{r} = C \vec{r}_N \\ \vec{n}_N \cdot \vec{v}_N = 0 \end{cases} \quad /3/$$

gdzie:

C - macierz przejścia od układu narzędzia do układu powierzchni śrubowej.

Po uwzględnieniu w /3/ równań powierzchni bocznej stożka narzędzia, zależności geometrycznych i kinematycznych obróbki, otrzymano równania stożkopochodnej powierzchni śrubowej. Równania zarysu osiowego otrzymano w wyniku przecięcia tej powierzchni płaszczyzną osiową. Odchylenia od prostoliniowości tego zarysu wyznaczono względem prostej stycznej do zarysu osiowego w punkcie leżącym na średnicy podziałowej. Wartości odchyleń wyznaczono na średnicach  $d - 2m$  i  $d + 2m$  /rys.1/ w kierunku równoległym do osi powierzchni śrubowej.

W pracy / 6/ przedstawiono wzory dla wyznaczania wartości odchyleń  $k_1$  i  $k_2$  oraz osiowego kąta zarysu  $\alpha_0$ .

Przedstawione zależności są uwikłanymi funkcjami wielu zmiennych:

$$k_1 = f_1(d, m, z_1, \alpha_0, \delta_N, \alpha_N, d_N) \quad /4/$$

$$k_2 = f_2(d, m, z_1, \alpha_o, \gamma_N, \alpha_N, d_N) \quad /5/$$

$$\alpha_o = f_3(d, m, z_1, \alpha_o, \gamma_N, \alpha_N, d_N) \quad /6/$$

gdzie:

- d - średnica podziałowa powierzchni śrubowej,
- m - moduł /dla ślimaków/,
- $z_1$  - liczba zębów lub zwojność,
- $\alpha_o$  - kąt zarysu osiowego powierzchni śrubowej,
- $\gamma_N$  - kąt pochylenia osi narzędzia krążkowego,
- $\alpha_N$  - kąt zarysu osiowego narzędzia,
- $d_N$  - średnica narzędzia odpowiadająca średnicy d.

Wnioskowanie bezpośrednio na podstawie wzorów przedstawionych w pracy / 6 /, o wpływie poszczególnych czynników na wielkość odchyłek było praktycznie niemożliwe.

Dlatego przeprowadzono obliczenia cyfrowe na maszynie "ODRA 1013". Wyboru zestawu danych do obliczeń dokonano w oparciu o literaturę i normy GOST, DIN, BSS oraz AGMA. Do obliczeń wprowadzono 450 zestawów danych dla ślimaków z następującego obszaru parametrów:

$$m = 1 \dots 8, \quad d = 20 \dots 80 \text{ mm}, \quad z_1 = 1 \dots 4, \\ d_N = 100 \dots 600 \text{ mm}, \quad \gamma_N = \gamma, \quad \alpha_N = 20^\circ, \quad \text{tg} \gamma = \frac{m z_1}{d}.$$

### 3. Analiza wyników obliczeń cyfrowych

W obszarze posiadanego zbioru wyników obliczeń cyfrowych przeprowadzono analizę czynnikową dla wyznaczenia wpływu parametrów powierzchni śrubowej d, m,  $z_1$  oraz położenia narzędzia  $\gamma_N$  i jego średnicy  $d_N$  na wartość odchyłek od prostoliniowości oraz wartość osiowego kąta zarysu.

Z analizy wynika, że zależności /4/, /5/ i /6/ można przedstawić następującymi wzorami przybliżonymi:

$$k_1 = C_1 m^{n_{11}} d^{n_{12}} z_1^{n_{13}} \left[ \operatorname{tgh} \left( \frac{d_N}{C_3} \right) + C_4 \right]^{n_{14}} \quad /7/$$

$$k_2 = C_2 m^{n_{21}} d^{n_{22}} z_1^{n_{23}} \left[ \operatorname{tgh} \left( \frac{d_N}{C_3} \right) + C_4 \right]^{n_{24}} \quad /8/$$

$$\alpha_o = \alpha_N + A \left( \frac{m z_1}{d} \right)^{n_3} \quad /9/$$

gdzie:

$A, C_1, C_2, C_3, C_4$  - stałe liczbowe,

$n_{11}, n_{12}, n_{13}, n_{14}, n_{21}, n_{22}, n_{23}, n_{24}, n_3$  -  
wykładniki

Dla  $\alpha_N = 20^\circ$  wzory /7/, /8/ i /9/ są następujące:

$$k_1 = 7,25 m^{4,2} d^{-3,3} z_1^{2,0} \left[ \operatorname{tgh} \left( \frac{d_N}{100} \right) + 0,015 \right]^{0,9} \quad [\text{mm}] \quad /10/$$

$$k_2 = 3,13 m^{3,9} d^{-3,1} z_1^{2,0} \left[ \operatorname{tgh} \left( \frac{d_N}{100} \right) + 0,015 \right]^{0,8} \quad [\text{mm}] \quad /11/$$

$$\alpha_o = 20 + 9,0 \left( \frac{m z_1}{d} \right)^2 \quad \text{w stopniach} \quad ; d_N = 400 \text{ mm} \quad /12/$$

Błąd względny wyników obliczeń odchyłek  $k_1$  i  $k_2$  przy pomocy wzorów przybliżonych /10/ i /11/ w stosunku do wyników obliczeń cyfrowych ze wzorów dokładnych, jest w analizowanym zakresie danych mniejszy od 5%.

Dla  $d_N = \infty$  stożkopochodna powierzchnia śrubowa staje się powierzchnią ewolwentową. Stałe  $C_3$  i  $C_4$  oraz wykładniki  $n_{14}$  i  $n_{24}$  są tak dobrane, że warunek ten jest spełniony z przedstawioną powyżej dokładnością.

Dla mniej dokładnych obliczeń, ostatnie człony wzorów /10/ i /11/ przedstawiające wpływ średnicy narzędzia na wartości odchyżeń, można pominąć. Błąd względny w tym przypadku może osiągać wartości dochodzące do 10%.

Wykresy zależności  $\log k_{1(2)} = f(\log m)$ ,  $\log k_{1(2)} = f(\log d)$ ,  $\log k_{1(2)} = f(z_1^2)$  oraz  $k_{1/2} = f/d_m$  przedstawiono odpowiednio na rys. 2, 3, 4 i 5.

#### 4. Analiza teoretyczna odchyłek zarysu szlifowanych ślimaków stożkopochodnych

Wartości odchyłek zarysu szlifowanych powierzchni śrubowych zależą od:

- niedokładności technologicznej obrabiarki,
- niedokładności zarysu narzędzia,
- niedokładności ustawienia obrabiarki.

Ważniejsze przyczyny odchyłek przedstawiono w tabelicy I.

Z tabelicy I wynika, że odchyłki zarysu szlifowanej powierzchni śrubowej zależą bezpośrednio od :

- odchyłki kąta pochylenia linii śrubowej na walcu podziałowym  $\gamma$ ,
- odchyłki kąta pochylenia osi ściernicy względem osi obrabianej powierzchni śrubowej  $\gamma_N$ ,
- odchyłki zarysu ściernicy.

Na rys. 6 przedstawiono odchyłki położenia osi ściernicy względem osi powierzchni śrubowej. Przyczyną ich może być niedokładność technologiczna obrabiarki lub niedokładność jej ustawienia.

Rzeczywisty kąt pochylenia osi ściernicy  $\gamma_N'''$  może być przedstawiony wzorem:

$$\sin \gamma_N''' = \sin \gamma_N'' \cos \varepsilon_2$$

przy czym  $\cos \gamma_N'' = \cos \gamma_N \cos \varepsilon_1 \cos \varepsilon_2 (1 - \operatorname{tg} \gamma_N \operatorname{tg} \varepsilon_1)$  /13/  
gdzie:

$\gamma_N$  - nominalny kąt pochylenia osi ściernicy,  
 $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  - odchyłki kątowe położenia osi przedmiotu względem  
położenia nominalnego.

Ze wzorów /4/ i /5/ wynika, że:

$$k_1 = f_1(\gamma, \gamma_N) \quad \text{oraz} \quad k_2 = f_2(\gamma, \gamma_N) \quad /14/$$

Wyniki obliczeń przedstawione w / 6 / wskazują, że niedokładność technologiczna obrabiarki lub niedokładność ustawienia narzędzia, w wyniku której  $\gamma < \gamma_N''' < \gamma + \varphi_0$  powoduje zmniejszenie wartości odchylenia  $k_1$  i powiększenia wartości odchylenia  $k_2$ , ale  $k_1 \geq k_2$ . Dla  $\gamma_N''' = \gamma + \varphi_0$   $k_1 = k_2$ . Odchylenia od prostoliniowości zarysu dla przypadków  $\gamma_N''' < \gamma$ ,  $\gamma < \gamma_N''' < \gamma + \varphi_0$  i  $\gamma_N''' > \gamma + \varphi_0$  przedstawiono na rys. 7.

Na odchyłkę zarysu ściernicy składają się:

- odchyłki położenia torów obciążaczy,
- zużycie kształtowe ściernicy.

Odchyłki położenia płaszczyzny obciążania przedstawione na rys.8. Powierzchnie boczne ściernicy, w przypadku gdy tory obciążaczy są prostymi wchrowatymi względem jej osi, będą hiperboloidami jednopowłokowymi o zarysie osiowym przedstawionym na rys.9. Odchyłki zarysu osiowego będą następujące

$$\Delta x_{NA(\theta)} = \left[ \sqrt{\left( r - x_N \frac{\text{ctg} \alpha_N}{\cos \beta} \right)^2 + \left( a \pm x_N \text{tg} \beta \right)^2} - \sqrt{r^2 + a^2} + x_N \text{ctg} \alpha_N \right] \text{tg} \alpha_N \quad /15/$$

przy czym: znak " + " dla odchyłki zarysu prawej strony  
ściernicy

znak " - " dla odchyłki zarysu lewej strony

gdzie:

a - przesunięcie płaszczyzny obciążania,

$\beta$  - kąt skreślenia.



Niezależnie od znaku przemieszczenia  $a$  i kąta skreślenia  $\beta$  otrzymuje się wklęsły zarys ściernicy. Prowadzi to do powiększenia krzywizny zarysu szlifowanej powierzchni śrubowej.

Zużycie kształtowe ściernicy jest przyczyną odchyłki grubości oraz odchyłki zarysu ściernicy /rys.10/.

Przypadek "a" zużycia, będącego przyczyną ujemnej odchyłki zarysu powierzchni śrubowej, występuje znacznie częściej niż przypadek "b".

Powodem tego jest znaczne cieplne i mechaniczne obciążenie oraz słabsze utwardzenie ziaren ściernych na krawędziach powierzchni czynnych ściernicy.

#### 5. Badania doświadczalne

Badania przeprowadzono na uniwersalnej szlifierce do gwintów typ MM - 582, prod. ZSRR, rok prod. 1954. W badaniach doświadczalnych poza sprawdzeniem dokładności geometrycznej i odkształceń cieplnych obrabiarki oraz wyznaczeniem charakterystyk: stycznej i dynamicznej ograniczono się do:

- sprawdzenia zarysu ściernicy po obciążeniu,
- badań zużycia kształtowego i trwałości ściernic,
- badań odchyłek zarysu dla  $\alpha_N = 20^\circ$ ,  $d_N = 400\text{mm}$ .

Szlifowano ślimaki wykonane ze stali 45 ulepszanej do twardości 40 - 46 HRC, frezowane przed ulepszeniem. Naddatek na szlifowanie wynosił 0,15 - 0,2 mm na stronę.

Badania zarysu osiowego szlifowanych ślimaków wykonano na profilografie ME 10. Dla wyznaczenia odchyłki zarysu osiowego mierzono wartości odchyłek  $k_1^*$  i  $k_2^*$  od prostej stycznej do zarysu na walcu podziałowym i odejmowano do nich wartości odchyłek zarysu nominalnego  $k_1$  i  $k_2$ .

$$\text{czyli } f_1 = k_1^* - k_1; \quad f_2 = k_2^* - k_2$$

Niektóre profilogramy zarysu osiowego przedstawiono na rys. 11. Dla określenia rozkładu wartości odchyłek zarysu zbadano 75 losowo wybranych ślimaków z partii liczącej 192 szt.

Hipoteza nieparametryczna, że otrzymany rozkład wartości odchyłek jest normalny, została sprawdzona przy pomocy testu  $\chi^2$ . Wyniki obliczeń wykazały, że z prawdopodobieństwem 0,8 można przyjąć, iż odchyłka zarysu podlega prawu rozkładu normalnego.

Dla zbadania wpływu parametrów stożkopochodnej powierzchni śrubowej na wartość odchyłek, wyznaczono za pomocą korelacji liniowej, w oparciu o metodę najmniejszych kwadratów, zależności odchyłek od prostoliniowości zarysu powierzchni szlifowanej od modułu, średnicy podziałowej i liczby zębów ślimaka. Wartość tych odchyłek porównano z wartościami odchyłek nominalnych /rys.12/. Otrzymany współczynnik korelacji  $r = 0,96$  wskazuje, że wartości odchyłek  $k_1^*$  i  $k_2^*$  od prostoliniowości zarysu osiowego ślimaków stożkopochodnych, zależą silnie od ich parametrów i jednocześnie, że wartości odchyłek zarysu  $f_1$  i  $f_2$  są słabo zależne od parametrów powierzchni śrubowej.

#### Podsumowanie

Odchylenie od prostoliniowości zarysu osiowego stożkopochodnej powierzchni śrubowej na walcu wierzchołków  $k_2$  jest mniejsze od odchylenia na walcu podstaw  $k_1$  w przypadku, gdy kąt pochylenia osi ściernicy  $\gamma_N = \gamma$ . Odchylenia te są zawsze dodatnie, co w przyjętym systemie mierzenia odchyłek oznacza, że zarys osiowy stożkopochodnej powierzchni śrubowej jest wypukły. Wartość odchylenia  $k_1$ , maleje, zaś wartość odchylenia  $k_2$  rośnie wraz ze wzrostem kąta pochylenia osi ściernicy  $\gamma_N$ .

Możliwe jest znalezienie takiego kąta  $\gamma'_N > \gamma_N$ , dla którego spełniony będzie warunek

$$k_2 = \min(k_1, k_2) < k'_1 = k'_2 < \max(k_1, k_2) = k_1$$

Wpływ parametrów powierzchni śrubowej na wielkość odchyłek od prostoliniowości jej zarysu osiowego, można przedstawić funkcjami potęgowymi.

Błąd względny takiego przybliżenia się przekracza 0,05. Wpływ średnicy narzędzia krążkowego na wielkość odchyłek można przedstawić zależnością posiadającą charakter funkcji tangensa hiperbolicznego.

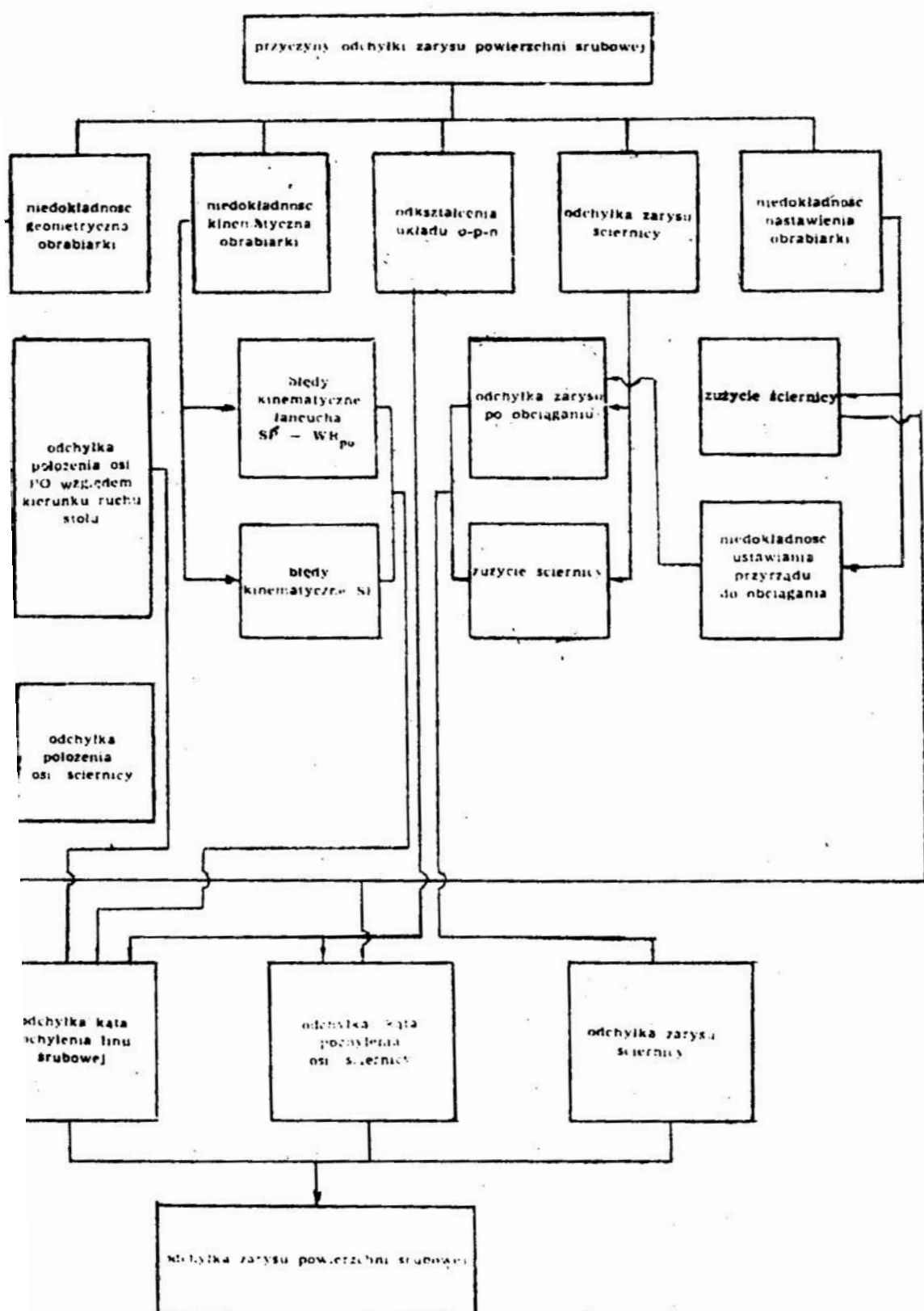
Odchyłki dokładności geometrycznej i odkształcenia obrabiar-ki w granicach dopuszczalnych normami dokładności nie mają dużego wpływu na wartość odchyłki zarysu ( $f_1 < 1 \mu\text{m}$ ).

Odchyłki położenia płaszczyzny obciągania w granicach  $\pm 0,5 \text{mm}$  są przyczyną pomijalnie małych odchyłek zarysu. Odchyłka zarysu wynikająca z odchyłki skoku jest pomijalnie mała, gdy odchyłka skoku nie przekracza 0,1 mm. W najczęściej spotykanych przypadkach, gdy odchyłka skoku jest mniejsza od 0,02 mm odchyłka zarysu jest mniejsza od 0,2  $\mu\text{m}$ .

Badania wykazały, że zużycie kształtowe ściernicy ma znaczny wpływ na wartość odchyłki zarysu. Zużycie to można zmniejszyć stosując ściernice drobnoziarniste oraz duże szybkości szlifowania /powyżej 40 m/s/. Warunki szlifowania powinny być tak dobrane, aby ściernica pracowała z ograniczonym samoos-trzeniem i aby jej trwałość ze względu na jakość warstwy wierzchniej była równa trwałości kształtowej.

Niedokładność pochyleń osi ściernicy pod kątem  $\gamma_N$  posiada znaczny wpływ na wielkość odchyłek zarysu. Mechanizmy nastawiania kąta  $\gamma_N$  są w spotykanych konstrukcjach obrabiarek zbyt niedokładne. Należy w tym zakresie korzystać z dodatkowych przyrządów do ustawiania i odczytu wartości kąta.

bl. I. Ważniejsze przyczyny odchyłki zarysu powierzchni śrubowej



L i t e r a t u r a

1. Bloch G., Noch R.: Ein Messgerät für die Flankenform. Abweichungen an Getriebeschnecken der form ZK. Werkstattstechnik, 11/1967.
2. Boecker E.: Messprobleme bei der Fertigung von Schneckengetrieben. Werkstatt und Betrieb, 2/1964.
3. Cepel J., Kozuch I.: Odchylky profilov zavitoviek bruseny kotucovym nastrojom. Strojirenstvi 3/1973.
4. Dichtiar F.: Opredielenie profila wintowych kanawok pri zadanom profile instrumenta. Stanki i instrument, 8/1968.
5. 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, Koszalin, październik 1973.
6. Kacalak W.: Praca doktorska, Wrocław, marzec 1974 / nie publikowana/.
7. Kornberger Z.: Przekładnie ślimakowe, wyd.2, WNT, Warszawa 1971.
8. Lechowski T.: Geometryczne i technologiczne problemy przy wykonywaniu ślimaków walcowych. Zeszyty Naukowe Politechniki Częstochowskiej 1967.
9. Stade G.: Flankenform von Zylinderschnecken. Werkstatt und Betrieb 5/1964.
10. Stade G.: Evolventen und zykloidenförmige Flanken geschliffenen Gewindestücke. Werkstatt und Betrieb 5/1972.
11. Wittig K.: Zur Geometrie der Zylinderschnecken. Maschinenmarkt 90/1966.

## S t r e s z c z e n i e

W pracy przedstawiono analizę geometryczną odchyłek od prostoliniowości osiowego zarysu stożkopochodnej powierzchni śrubowej. Analiza wyników obliczeń cyfrowych pozwoliła na opracowanie przybliżonych zależności tych odchyłek od parametrów powierzchni śrubowej i średnicy narzędzia krążkowego. Przedstawione zależności są przydatne do praktycznego stosowania. W dalszej części pracy przedstawiono wyniki analizy dotyczącej wpływu niedokładności technologicznej obrabiarki, niedokładności jej ustawienia oraz niedokładności zarysu narzędzia na wartość odchyłki zarysu. Badania doświadczalne potwierdziły, że największy wpływ na wartość odchyłki zarysu posiada zużycie kształtowe ściernicy oraz niedokładność nastawienia kąta pochylecia osi ściernicy.

## ANALYSIS OF PROFILE DEVIATIONS ON GROUND WORMS MACHINED BY USING - TYPE TRAPEZOID - PROFILED TOOLS

The paper presents a geometrical analysis of deviations from rectilinearity of the axial profile of a helical surface machined by using a disk-type trapezoid-profiled tool /"cone-derived helical surface"/. Basing on the results of digital calculations, approximate relations were evolved between these deviations from the parameters of a helical surface and the diameter of the disk-type tool. The presented relations were found useful in practical application. Further presented are the results obtained from the analysis on how technological inaccuracies of the machine tool, inaccuracies in setting the machine and inaccuracies of the tool profile affect the profile deviation of the workpiece. Shape wear of the grinding wheel and inaccuracy in setting the inclination angle of the grinding wheel axis were found to be the major factors responsible for the magnitude of profile deviations.

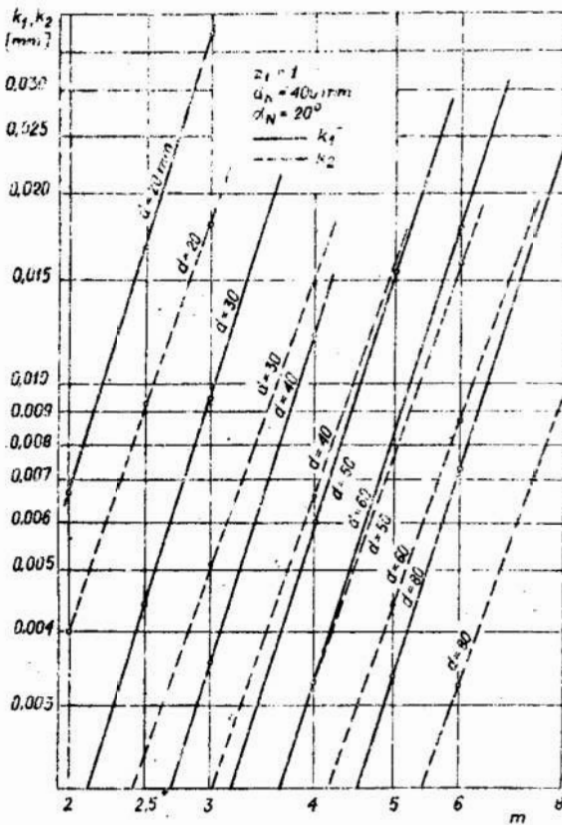
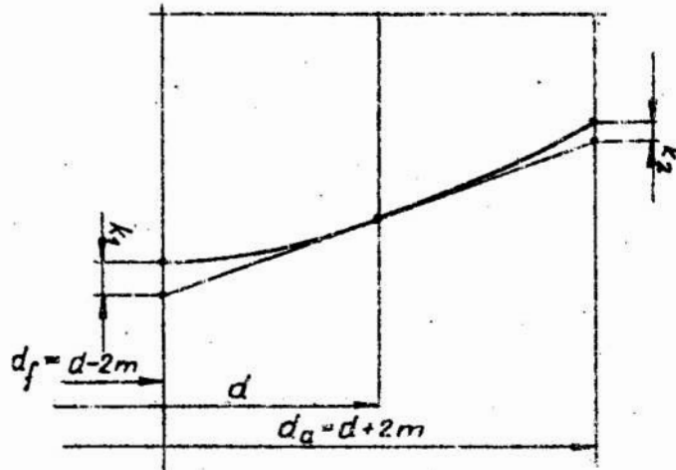
## Анализ отклонений контура шлифованных конусообразных червяков

### Содержание

В работе дан анализ геометрических отклонений прямолинейности осевого контура конусообразной винтовой поверхности. Анализ цифровых расчетов позволил разработать приближенные зависимости этих отклонений от параметров винтовой поверхности и диаметра фасонного инструмента. Представленные зависимости применимы в практическом употреблении. В дальнейшей части статьи представлены результаты анализа, относящегося к влиянию неточности технологичности станка, неточности его настройки, а также неточности контура инструмента на величину отклонения контура. Исследования подтвердили, что самое большое влияние на величину отклонения контура имеет фасонный износ абразивного круга, а также неточность настройки угла наклона оси абразивного круга.

Rys.1. Odchylenia od prostoliniowości zarysu osiowego stożkopochodne powierzchni śrubowej

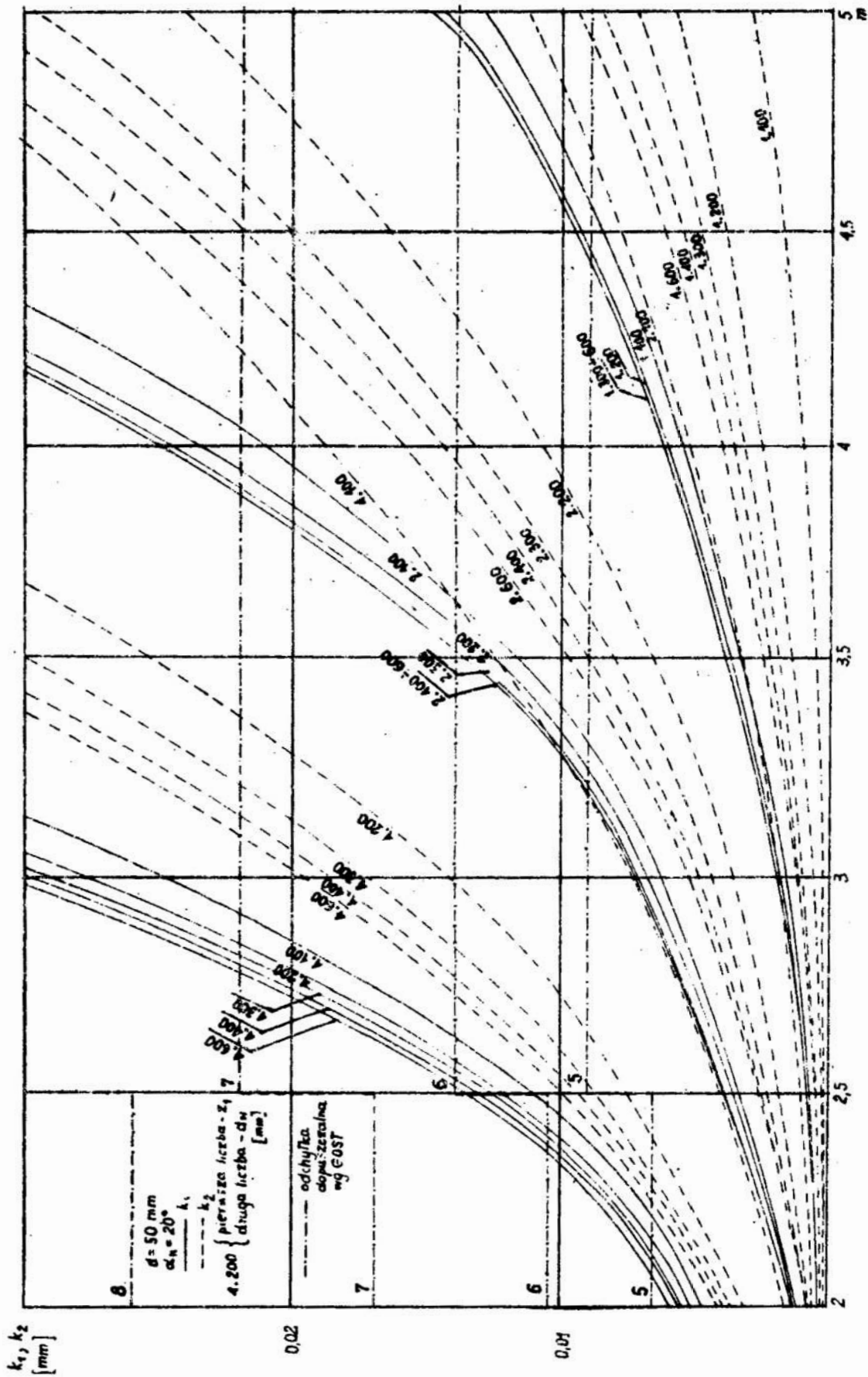
Fig.1. Deviations from rectilinearity of the axial profile of a helical surface machined by using a disk-type trapezoid-profiled tool /"cone-derived helical surface"/.



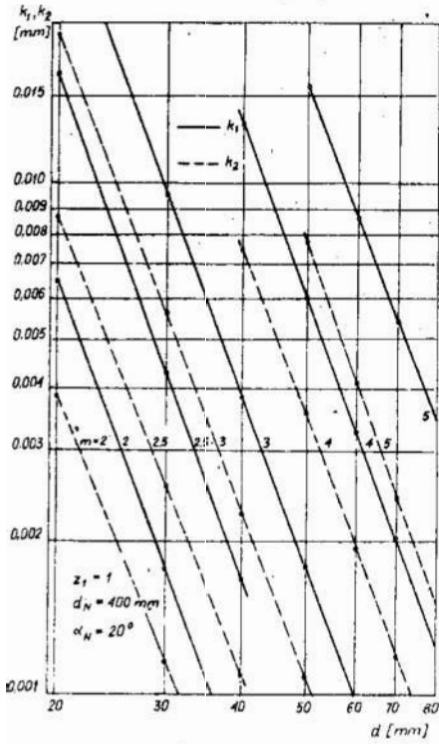
Rys.3. Wykres zależności  $\log k_{1/2} = f / \log m$ .

Fig.3. Graph of the relation  $\log k_{1/2} = f / \log m$



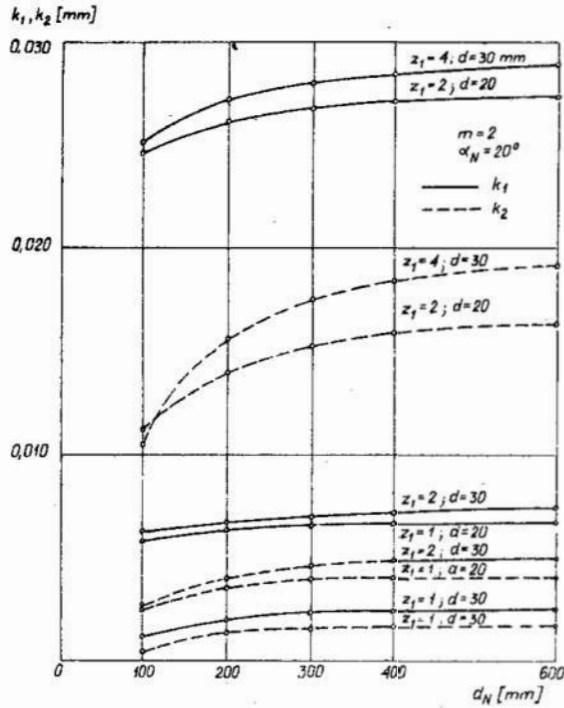


Rys. 2. Wpływ modułu i liczby zębów ślimaka oraz średnicy narzędzia krążkowego na wartości odchyień  
 Fig. 2. Influence of the module and tooth number of the worm and of the diameter of the disk-type tool on the magnitude of the deviations



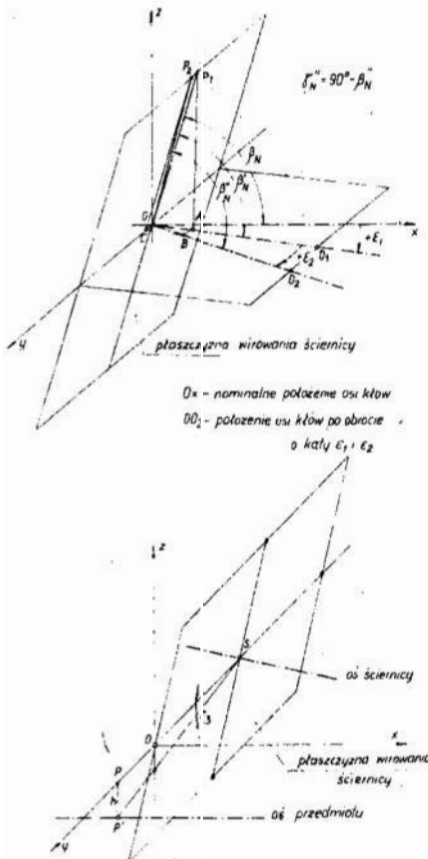
Rys.4. Wykres zależności  $\log k_{1/2} = f/\log d/$ .

Fig.4. Graph of the relation  $\log k_{1/2} = f/\log d/$ .



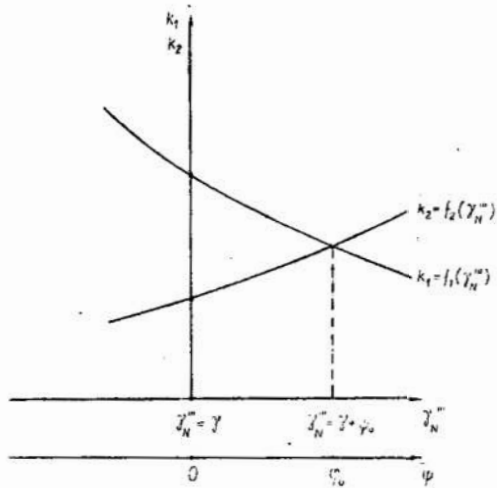
Rys.5. Zależność wartości odchyłek od średnicy narzędzia krążkowego

Fig.5. Relation between the magnitude of the deviations and the diameter of the disk-type tool



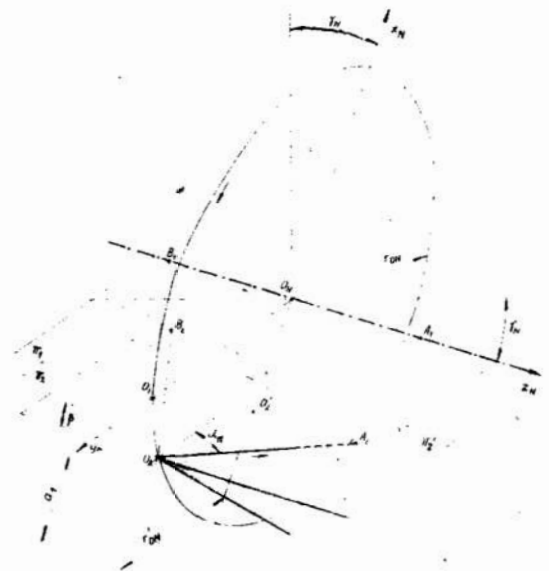
Rys.6. Odchyłki położenia osi ściernicy względem osi powierzchni śrubowej.

Fig.6. Deviations of the position of the grinding wheel axis in relation to the axis of the helical surface



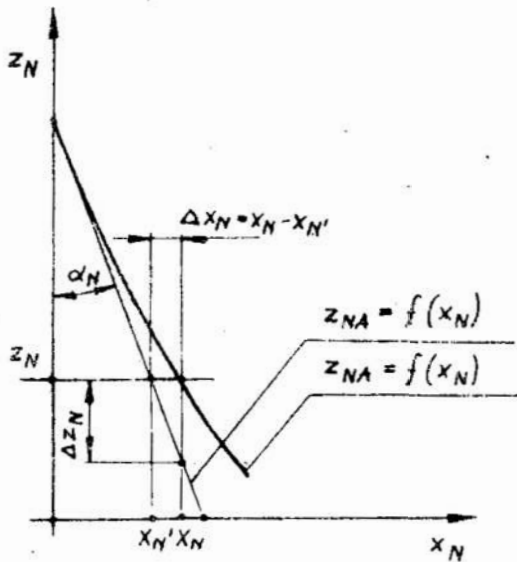
Rys.7. Zależność wartości odchyłek od kąta pochyleńia osi ściernicy

Fig.7. Relation between the magnitude of the deviations and the grinding wheel axis inclination angle



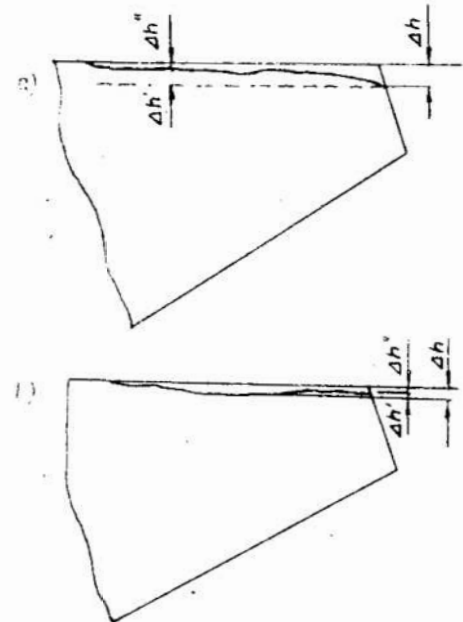
Rys.8. Odchyłki położenia płaszczyny obciągania

Fig.8. Deviations of the dressing plane position



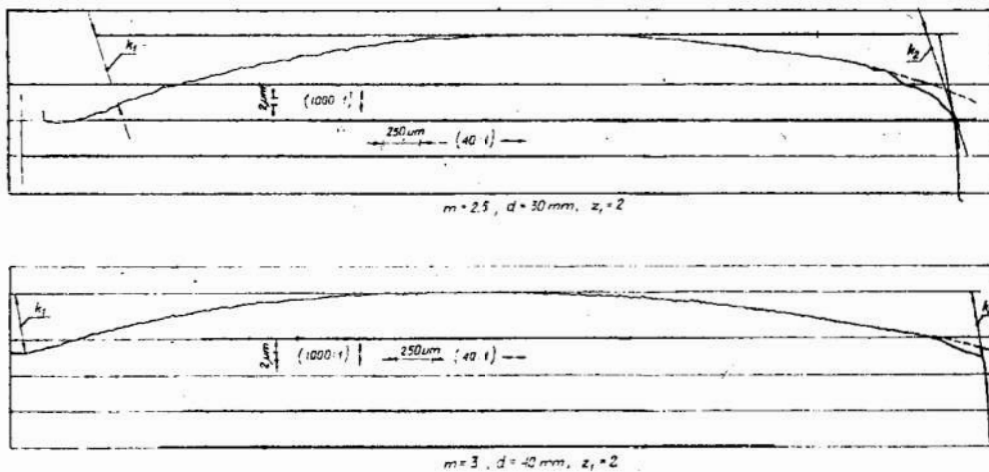
Rys.9. Odchyłki zarysu osiowego ściernicy

Fig.9. Deviations of the grinding wheel axial profile

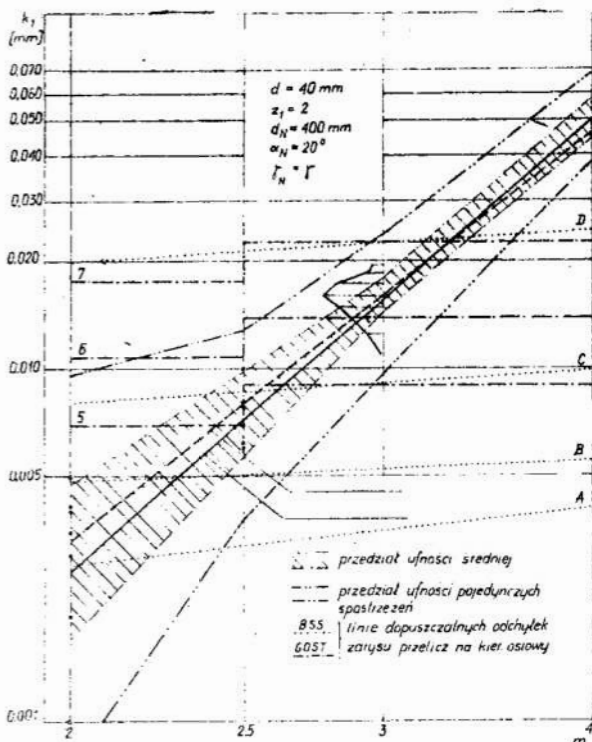


Rys.10. Zużycie kształtowe ściernicy

Fig.10. Shape wear of the grinding wheel



Rys.11. Profilogramy zarysu osiowego ślimaków stożkopochodnych  
 Fig.11 Profilographs of axial profiles of helical surfaces  
 machined by using a disk-type trapezoid-profiled tool



Rys.12. Wyniki badań doświadczalnych odchyleń od prostoliniowości zarysu osiowego szlifowanych ślimaków stożkopochodnych

Fig.12. Results of experimental investigations on deviations from rectilinearity of the axial profile of worms ground by using disk-type trapezoid-profiled tools

Doc.dr inż. Tadeusz Karpiński  
Mgr inż. Tadeusz Hryniewicz  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
w Koszalinie

Assist.Prof.DSc ME Tadeusz Karpiński  
MSc ME Tadeusz Hryniewicz  
The Institute of Engineering Production  
The Technical University of Koszalin

ANALIZA ROZDZIAŁU PRĄDU I METALU W PROCESIE  
ELEKTROPOLEROWANIA

AN ANALYSIS OF CURRENT AND METAL DISTRIBUTION  
IN THE ELECTROPOLISHING PROCESS

1. Wstęp

1. Introduction

W literaturze zagadnienie rozdziału prądu i metalu jest niemal w całości reprezentowane i odniesione do pokryć galwanicznych [1,2,8,10,16]. Tam odgrywało ono zawsze największą rolę. Jedynie nieliczni badacze rozpatrują to zagadnienie w odniesieniu do procesów odwrotnych. Odnosi się to w szczególności do elektropolerowania [3,9,11].

Mogło to być spowodowane tym, że różnorodność występowania i wykorzystania procesów katodowych jest większa w porównaniu z procesami anodowymi [4,7,9].

W procesie elektropolerowania obsługujący bardzo często musi kontrolować nie tylko wygląd, lecz również uwzględniać rozdział metalu na polerowanym przedmiocie w celu równomiernego wykończenia powierzchni.

Przy stałej wydajności prądowej ilość zdjętego metalu z anody na jednostkę czasu jest wprost proporcjonalne do gęstości prądu w każdym punkcie przedmiotu. Tak więc, do uzyskania zdejmowanej warstwy o jednakowej grubości, konieczny jest prawie równomierny rozdział prądu. Sterowanie rozdziałem prądu i metalu umożliwia zwiększenie wydajności procesu, skrócenie czasu elektropolerowania oraz może dać znaczne zyski w kosztach. Oszczędności te są jeszcze bardziej wymowne w przypadku elektropolerowania metali szlachetnych, stosowanych w jubilerstwie [2]. Na rozdział zdejmowanego metalu ma wpływ wiele zmiennych, jednakże każdą z nich można przyporządkować do jednej z trzech grup czynników:

- obejmująca czynniki wpływające na pierwotny rozdział prądu,
- odniesioną do kąpielii polerskiej i warunków pracy,
- odnoszącą się do kształtu i konstrukcji obrabianego przedmiotu.

Pierwotny rozdział prądu zależy wyłącznie od kształtu i ustawienia elektrod i naczyń z elektrolitem. Jest on niezależny od własności elektrolitu i oznacza, że:

- medium jest jednorodne i elektrycznie izotropowe,
- przepływ prądu z elektrod do roztworu i odwrotnie nie wprowadza nieciągłości w potencjale, tzn. nie występuje polaryzacja.

W większości przypadków praktycznych pierwotny rozdział prądu jest czynnikiem zasadniczo wpływającym na rozdział metalu. Dokładne wyznaczenie pierwotnego rozdziału prądu na powierzchni polerowanego przedmiotu jest teoretycznie bardzo złożone. W obecnych czasach tylko najprostrze przypadki geometryczne udaje się rozwiązać i to po przyjęciu szeregu założeń uproszczających.

2. Pierwotny rozdział prądu w świetle teorii pola
2. Primary current distribution in the light of the field theory

Jeżeli pomiędzy dwiema elektrodami w elektrolicie przyłożymy napięcie, wówczas każdy punkt w elektrolicie będzie posiadał potencjał pośredni między potencjałami elektrod. Ponieważ przewodność właściwa metalowych elektrod jest zwykle wiele milionów razy większa od przewodności właściwej elektrolitu, można przyjąć z niewielkim błędem, że każdy punkt na powierzchni elektrody ma ten sam potencjał, tzn. mamy do czynienia z powierzchnią ekwipotencjalną. Podobnie, powierzchnie ekwipotencjalne można znaleźć również w elektrolicie otaczającym każdą elektrodę /rys.1/.

Kształt tych powierzchni ekwipotencjalnych w tym i podobnie prostych przypadkach można obliczyć w sposób przybliżony matematycznie, a następnie stopień przybliżenia zweryfikować doświadczalnie.

Możliwe jest także obliczenie lub wyznaczenie doświadczalne linii przepływu prądu /rys.2/.

W przedstawionych diagramach potencjałów elektrycznych gęstość prądu jest największa tam, gdzie linie ekwipotencjalne są najbardziej zbliżone do siebie. Ślady powierzchni ekwipotencjalnych i powierzchni sił w dowolnej płaszczyźnie tworzą siatkę ortogonalną. Oznacza to, że wszędzie przecinają się pod kątami prostymi. Powyższe stwierdzenie stanowi podstawowe prawo teorii pola potencjałów. Ponieważ same elektrody są także powierzchniami ekwipotencjalnymi, oznacza to, że prąd wchodzi lub też opuszcza elektrodę w dowolnym punkcie w kierunku prostopadłym do tej powierzchni w tym punkcie. Każda powierzchnia ekwipotencjalna może być zastąpiona przez przewodnik bez naruszenia pola. Podobnie, zastąpienie granicą izolującą dowolnej linii siły nie narusza pola. Trzeba jednak podkreślić, że jest to prawdziwe tylko wówczas jeśli powierzchnia zastępcza całkowicie zastępuje oryginalną. Odwrotnie, jeśli coś przecina jedną z linii siatki, wówczas pole zostaje naruszone.

Wpływ przemieszczenia jednej ścianki izolującej w stosunku do elektrod pokazano na rys. 3. Gilmont i Walton [13] zbudowali zmodyfikowaną komórkę Hull'a, która daje liniowy rozdział prądu na płaskiej elektrodzie, podczas gdy druga elektroda była krzywoliniowa i umieszczona wzdłuż powierzchni ekwipotencjalnej. Zastąpienie ścianek izolujących zbiornika ściankami przewodzącymi było rozważane przez Kasper'a i Lukens'a [13]. Jak należało się spodziewać, efekt był bardzo wyraźny. Uzyskano o wiele bardziej równomierny rozdział metalu na elektrodach.

Sterowanie pierwotnym rozdziałem prądu  
The control of primary current distribution

- . Doskonale równomierny rozdział prądu
- . Perfectly uniform current distribution

Istnieją zasadniczo tylko trzy możliwe układy dające doskonale równomierny rozdział prądu:

- nieskończone równoległe płaszczyzny,
- nieskończone walce współśrodkowe,
- współśrodkowe kule.

Żaden z tych układów nie może być oferowany do praktycznego wykorzystania. W zakresie tych układów występują pewne możliwości modyfikacji:

- a/ można zmienić każdą linię i powierzchnię przepływu prądu z granicą izolującą,
- b/ każda z powierzchni ekwipotencjalnych może być zastąpiona elektrodą.

W ten sposób możemy przegrodzić nasze nieskończone równoległe płaszczyzny trzema prostopadłymi ściankami izolacyjnymi uzyskując znaną nam komórkę Harnig'a [6].

Dla właściwej pracy, ścianki komórki muszą być dokładnie prostopadłe do elektrod.



W praktyce układem dość dobrze spełniającym powyższe warunki jest wanna z zawieszonymi płaskimi częściami, w której po obu stronach w równych odstępach znajdują się katody. W podobny sposób można wydzielić sekcję z naszych nieskończonych cylindrów, przy użyciu płaszczyzn izolacyjnych, pod kątem prostym do osi i uzyskać układ dla równomiernego pierwotnego rozdziału prądu. Walec środkowy, którym często jest katoda, musi być umieszczony dokładnie w środku. Z tych względów najlepiej byłoby stosować najmniejszą katodę, która odpowiednio przeniesie prąd, ale w większości przypadków staniemy przed innym problemem. Z konieczności, podczas polerowania powierzchni wewnętrznej walca, anodowa gęstość prądu będzie zbyt mała, co może stworzyć problem niemożności obróbki.

Ciekawą własnością układu walców współśrodkowych jest to, że spadek napięcia pomiędzy elektrodami przy dużej gęstości prądu jest zależny tylko od stosunku ich promieni a nie ich absolutnej wartości, które mogą wynosić od kilku milimetrów do metrów. Jak wykazuje Kasper [13], przekroje promieniowe walców współśrodkowych także dają doskonały pierwotny rozdział prądu. W tym przypadku promienie są ściankami izolacyjnymi. Przypadek kul współśrodkowych lub ich promieniowych przekrojów, który jest równoważny, jest bardzo rzadki i dlatego nie będzie dyskutowany.

### 3.2. Sterowanie nierównomiernym rozdziałem prądu

### 3.2. The control of non-uniform current distribution

Ogólnie znany jest fakt, że prawie każdy praktyczny układ elektrochemiczny daje w rezultacie nierównomierny rozdział prądu. Może to być tolerowane do pewnego stopnia, ale często wymagana jest poprawa rozdziału prądu w celu uzyskania możliwego do przyjęcia przedmiotu obrabianego. Ważnym problemem związanym z rozdziałem prądu i metalu jest polerowanie wgłębień stanowiących rodzaj kąta pokazanego na rys.4.

Teoria podaje [12] że przy kącie prostym przy dokładnie ostrych krawędziach, pierwotna gęstość prądu jest nieskończenie duża na ostrych krawędziach zewnętrznych tego kąta, a zerowa na centralnej części wewnętrznej powierzchni. Tak więc teoretycznie niemożliwością jest wypolerowanie rogu wewnętrznego, podczas gdy polerowanie na rogach zewnętrznych o promieniach zerowych musi nieuchronnie prowadzić do przepalania lub przeżarcia. Słuszność tego stwierdzenia łatwo jest sprawdzić w praktyce. Istnieje błędne przekonanie w odniesieniu do kątów i wgłębień, że przy oddalaniu katody od anody otrzymujemy lepszy rozdział gęstości prądu. Jest to oparte na fałszywej przesłance, że prąd płynie wzdłuż linii prostych, z czego dedykując, że jeśli katodę oddalimy bardziej, odległości od katody do bliższych i dalszych punktów ramion kąta lub wgłębienia są bardziej równomierne. Jednakże jak pokazano na rys.5, katoda AB mogłaby być przesunięta w pobliże pozycji CD bez wpływu na rozdział prądu. W czasie elektropolerowania katody powinny być dobrane w ten sposób, aby odpowiadały nie kształtowi anody lub zespołu ale przewidywanemu kształtowi powierzchni ekwipotencjalnej. Przykładowo przy polerowaniu wewnętrznych ramion kąta /rys.5/ najlepszy kształt katody nie odpowiada kątowi /rys. 5a/. Lepszym układem jest ostrze /rys. 5b/ a jeszcze lepszym może być pojedynczy przewodnik /rys. 5c/ lub jego równoważnik, odległa katoda i osłony izolacyjne A-B tworzące szczelinę /rys. 5d/. Stosowanie osłon izolacyjnych w takich przypadkach jest bardzo pożądane, ponieważ zapobiegają one zbyt niemu nadpolerowaniu naroży kąta. Istotnym jest też fakt, że powierzchnie ekwipotencjalne utworzone przez szczelinę lub otwory zestawione przez osłonę stają się anodą efektywną jak na przykład AC i BD pokazane linią przerywaną na rys. 5d. Rousselot [15] podaje wyniki obliczeń eksperymentalnych wpływu osłon i przewodników bipolarnych na pole potencjałów.

Stosuje on dla analizy dwuwymiarowej prostych konfiguracji papier przewodzący. Wykazał on, że właściwie umieszczona osłona jest bardzo efektywna i może " pochłonać " 25 do 50% prądu.

Hine, Yoshizawa i Okada [13] wykazali, że jeśli dwie równoległe elektrody o jednakowej długości umieścimy w elektrolicie prostopadle do dwu bocznych ścianek izolujących zmieniając odległości od nich /rys.6/, zachowując przy tym niezmienną odległość dwu ścianek pozostałych, można wówczas obliczyć względny udział prądu od czoła i z tyłu elektrod. Jest on, jak należałoby się spodziewać, funkcją stopnia wypełnienia przez elektrody przestrzeni pomiędzy ściankami. W wartościach liczbowych wygląda to następująco:

Lp.	Szerokość anody jako procent odległości od ścianek	Pierwotny rozdział prądu Procent prądu całkowitego od czoła anody
1	95	97,5
2	84	92
3	72	86,5
4	58	79
5	50	75

Czasami nieregularność w rozdziale prądu można zmniejszyć poprzez obracanie lub ruch oscylacyjny anody lub katody. Nierówności wzdłuż osi walca ze względu na stożkowość lub z powodu wyższej oporności w mniejszej elektrodzie można zmniejszyć innymi sposobami.

W pierwszym przypadku może być wymagana celowa zbieżność jednej z elektrod, natomiast w drugim decydować będzie wykonanie połączenia katody z jednej strony a anody z drugiej, w takim miejscu, aby możliwe było znoszenie się wpływu rezystancji elektrod. Płaskie przedmioty nie sprawiają na ogół trudności w równomiernym wypolerowaniu, tym niemniej wierzchołki przedmiotu mogą być narażone na wystąpienie nadmiernej koncentracji prądu i duże zdjęcie metalu w tych punktach.

Szczególny problem przedstawia polerowanie dna przedmiotu, ponieważ wiele roztworów pracuje z warstwą szlamu na dnie zbiornika. Zupełnie prostym sposobem ominięcia tych trudności jest wzniesienie ścianek izolacyjnych /rys.7/ wmontowanych do wanny lub wykonanie obudowy z tworzyw sztucznych. Ścianki te powinny być jak najbliżej powierzchni anody. Będą one efektywnie zmniejszać ilość dopływającego prądu do dna przedmiotu. Powszechnie stosowany środek, polegający na użyciu katod krótszych niż przedmiot jest mniej efektywny. Poza tym nie zawsze zapewnia on otrzymanie żądanej gęstości prądu szczególnie, jeśli odległość katoda - anoda jest znaczna. Przy większej odległości elektrod może utworzyć się pole ekwipotencjalne w kształcie płaszczyzny, która będzie równoważna z użyciem katod pełnej długości bardziej zbliżonych do przedmiotu.

Wtórny rozdział prądu

Secondary current distribution

Zniekształcenie pierwotnego rozdziału prądu przez czynniki wtórne, związane z chemicznymi i elektrochemicznymi własnościami elektrolitu daje w wyniku wtórny rozdział prądu. Wpływ czynników drugorzędnych łączy się z pojęciem polaryzacji, która jest efektem przejścia prądu, powodując w wyniku wzrost oporności. Tworząca się na anodzie warstwa lepka zmienia się pod działaniem prądu, zmniejszając koncentrację jonów przewodzących i powodując wzrost rezystancji. Wyładowanie gazu może zmniejszyć efektywny przekrój poprzeczny linii prądu.

Jest to polaryzacja gazowa. Jeżeli elektroda jest równomiernie spolaryzowana, nie ma to wówczas żadnego wpływu na anodowy rozdział prądu. Nierównomierna polaryzacja katody będzie miała wpływ na rozdział prądu. Wpływ ten można częściowo ominąć przez zmianę ustawienia katody w kierunku bardziej równomiernego rozdziału prądu. Innym sposobem na zmniejszenie polaryzacji a także jej wyrównanie jest zmiana składu kąpeli polerskiej i warunków pracy.

Polaryzację gazową można zmniejszyć przez mieszanie lub reorientację obrabianego przedmiotu. Mieszanie będzie również zmniejszało koncentrację polaryzacji, ale nie zawsze jest to pożądane ze względu na przerywanie błonki i miejscowe przetrwanie. Pierwotny rozdział prądu pomiędzy dwoma punktami 1 i 2 na anodzie /rys.8/ jest określony równaniem:

$$\frac{i_1'}{i_2'} = \frac{d_2}{d_1}$$

gdzie:

$i_1'$   $i_2'$  są pierwotnymi gęstościami prądu odpowiednio w punktach 1 i 2 w odległościach  $d_1$  i  $d_2$  od katody, mierzonych wzdłuż linii sił przechodzących poprzecznie do prądu.

Wtórny rozdział prądu przyjmuje się, że określony jest równaniem:

$$\frac{i_1}{i_2} = \frac{d_2 + k \frac{dE}{dI}}{d_1 + k \frac{dE}{dI}}$$

gdzie:

$k$  jest przewodnością właściwą roztworu,

$\frac{dE}{dI}$  jest nachyleniem krzywej polaryzacji anodowej /rys.9/

pomiędzy gęstościami prądu  $i_1$  i  $i_2$ .

Drugie wyrazy w liczniku i mianowniku równania są identyczne i mają wymiar długości. Wpływ polaryzacji i przewodności właściwej jest więc równoważny z dodaniem równej długości roztworu do linii o długościach  $d_1$  i  $d_2$ . Wynika stąd, że wtórny rozdział prądu jest zawsze lepszy od rozdziału pierwotnego. Polaryzacja i przewodność właściwa nie są własnościami dziedzicznymi samego roztworu, ale zależą także od czynników zewnętrznych, takich jak temperatura, mieszanie i gęstość prądu. Koncentracja polaryzacji może zmieniać przewodność właściwą roztworu w pobliżu anody.

Stopień poprawy wtórnego rozdziału prądu nad pierwotnym staje się większy, kiedy wartości drugich wyrazów licznika i mianownika wzrosną, to znaczy w roztworze o wyższej przewodności właściwej, pracującego w warunkach, gdzie polaryzacja anodowa szybko wzrasta wraz z gęstością prądu. Ten ostatni warunek osiągany jest zwykle przy niskich gęstościach prądu.

Inną grupą czynników wpływających na rozdział metalu jest geometria i kształt obrabianego przedmiotu. Przedmioty w kształcie miseczek lub mające ślepe otwory mogą wymagać specjalnego pozycjonowania lub nawet reorientacji w czasie polerowania. Fazowanie lub zaokrąglenie ostrych krawędzi ślepych otworów poprawi pierwotny rozdział prądu w pewnym tylko stopniu. Z natury rzeczy układy elektrochemiczne, w których anoda posiada głębokie otwory będą zawsze trudne do wypolerowania a ich obróbce będą towarzyszyć wysokie przebiecia.

Jak z pierwszych rozważań wynika, na wtórny rozdział prądu wpływa bardzo szeroki zestaw zmiennych a wpływ każdej z nich nie może być przewidziany w jakiś generalny sposób.

#### Rozdział metalu

#### Metal distribution

Szybkość usuwania metalu w dowolnym punkcie na anodzie jest określona przez gęstość prądu istniejącą w tym punkcie przy wtórnym rozdziale prądu i przez wydajność anodową kąpieli przy tej gęstości prądu. Ponieważ wtórny rozdział prądu jest nieznan, nie można przewidzieć także rozdziału metalu. Jednakże przy dostatecznej znajomości danego układu, często można stwierdzić kierunek wpływu zmiennych na tyle, że można określić poprawę rozdziału metalu. Sterowanie wtórnym rozdziałem prądu jest mniej efektywne a bardziej skomplikowane faktem, że sterowalne zmienne są całkowicie współzależne.

Składają się na nie: wpływ zmiany temperatury, oporności właściwej i lepkości warstwy anodowej, stała jonizacja związków kompleksowych, uwodnienie i ruchliwość jonów i wydajność anodowa, których zmiana może wpływać konfliktowo na rozdział metalu.

## 6. Wnioski końcowe

### 6.6. Final conclusions

Podsumowując rozważania należy zwrócić uwagę na następujące zagadnienia:

- do podstawowych czynników mających wpływ na przebieg procesu elektropolerowania należy zaliczyć pierwotny rozdział prądu,
- dokładne określenie gęstości prądu jest szczególnie ważne z punktu widzenia uniknięcia czasu traconego na stosowanie dotychczas w praktyce metody prób i błędów,
- z uwagi na równomierność wypolerowania najważniejszy jest rozdział metalu, który stwarza konieczność kompleksowego ujęcia zagadnienia rozdziału prądu, parametrów elektrochemicznych, elektrycznych i geometrycznych.

Elektropolerowanie dużych i złożonych przedmiotów sprawia niemałe trudności w uzyskaniu dobrego rozkładu prądu na całej jego powierzchni. Przeprowadzona analiza tego zagadnienia wykazuje, że w odniesieniu do kształtów szczególnej uwagi wymagają przedmioty o głębokich otworach, wąskich szczelinach lub w kształcie ostrego kąta.

Stosowanie ustalenia pierwotnego rozdziału prądu w procesach elektropolerowania - pomimo, że bardzo ważne - jest tylko częścią rozwiązania. Do całkowitego rozwiązania problemu tj. określenia rozdziału metalu potrzebna jest znajomość zdolności rozpraszającej elektrolizera.

L i t e r a t u r a

R e f e r e n c e s

1. Chocianowicz - Biestkowa T.: " Niektóre czynniki wpływające na rozkład prądu i metalu w kąpielach galwanicznych ". - Prace Instytutów Mechaniki, 1956, z.19 /3/.
2. Clements — Jewery K.C.: "Method comparison for determining primary current density in electrodeposition ". - Electroplat. Metal Finishing, 1973, nr. 4, s.24-36 i literatura cytowana tamże.
3. Faust C.L.: " Electropolishing " - Electroplating Engineering pod red. A.Kenneth Graham'a, 1971, s.108-127, New York, USA.
4. Hryniewicz T.: " Elektrochemiczne metody obróbki powierzchniowej" - " Wybrane problemy technologiczne i materiałowe w produkcji elementów elektronicznych", IOP Poznań, 1974, s.57 - 72.
5. Hryniewicz T.: "Pewne aspekty ekonomiczne procesu elektropolerowania ". - Zeszyty Naukowe ITW, WSI Koszalin, listopad 1975, z.1, s.5-15.
6. Hryniewicz T.: "Zdolność rozpraszająca w procesie elektropolerowania metali" - Prace Ośrodka Koszalińskiego w zakresie Technologii Maszyn - ref. wygł.na posiedz.Sekcji Technolog. PAN, Koszalin, październik 1973.
7. Jumer F.J.: "Electropolishing". - Metal Finishing, Guidebook and Directory, 1975, Chicago, USA.
8. Kinney G.F. i Festa J.V.: "Current density distribution in electroplating by use of models" - Plating 1954, nr4, s.380-384.
9. Łajnier W.I.: "Elektrolitičeskaja polirowka i trawlenije mietalłow" - Mašgiz, Moskwa, 1947.



10. Maszowiec W.P. i Forsbłom G.W.: "O roli geometriческих faktorow w tak nazywajemoj»rassiei wajuszcziej sposobnosti« galwaničeskich wann" - Żurnał Prikladnoj Chimii, 1952, t.25, nr 5, s.532-542.
11. Michel P.: "Otrzymywanie dokładnych kształtów geometrycznych przez elektropolerowanie" - Revue de Metallurgie, 1949, nr 1 s.39 - 45.
12. Moon P., Spences D.E.: " Teoria pola", PWN Warszawa 1966.
13. Pinkerton H.L.: "Current and metal distribution" - Electroplating Engineering pod red. A.Kenneth Graham'a, 1971, New York, USA.
14. Richter -.: "La pénétration " - Galvano, 1959, 28, nr 237 s. 459 - 464.
15. Rousselot R.H.: "Current Distribution Problems - Solution By Analogical Methods" - Metal Finishing, 1959, 57, nr 10, s. 56 - 61.
16. Weber J.A. Tomassi P.: "Pierwotny rozdział prądu w komórce szczelinowej" - Powłoki Ochronne, 1975 z. 2/12/ s.16-20.
17. Weiler G.C. i Zeweck K.: "Beeinflussung der Streufähigkeit in Sauren Kupferelektrolyten" - Metallecherfläche, 1975, 29 nr 3, s.111-118.

### S t r e s z c z e n i e

Równomierny rozdział prądu w procesie elektropolerowania metali jest bardzo ważny z punktu widzenia jakości obrabianych przedmiotów, czasu obróbki i kosztów polerowania. W artykule analizowane są kolejne fazy rozdziału prądu oraz sterowanie pierwotnym rozdziałem prądu. Podano i przeanalizowano kilka przykładów polerowania przedmiotów stosunkowo prostych geometrycznie. Podkreśla się trudności w analitycznym opisie pola dokoła elektrody o nieregularnym kształcie. Sterowanie tym polem jest sprawą zasadniczą, jeśli mamy uzyskać równomierność polerowania powierzchni całego przedmiotu. Przy rozpatrywaniu rozdziału metalu zwraca się uwagę na konieczność kompleksowego uwzględnienia czynników elektrochemicznych, elektrycznych i geometrycznych.

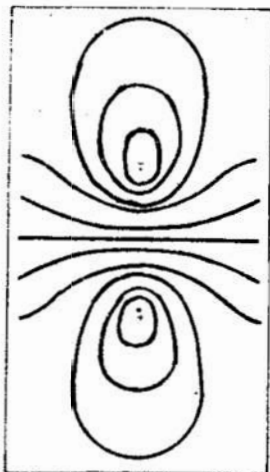
### S u m m a r y

An uniform current distribution in electropolishing process of metals is very important from the view-point of the workpiece treatment quality, the time and cost of the polishing operation. The paper describes the three phases of the current distribution and the control of primary current density. Some examples of the workpieces' polishing of relatively simple geometric shapes are give and discussed. The difficulties in analytical calculation of the field about an electrode of irregular shape are scented. The control of these electric fields are an essential one if the uniformity of the polished workpiece surface has to be achieved. At the metal distribution consideration the necessity of the whole comprising the electrochemical, electrical and geometric factors has to be taken into account.

## Распределение тока в процессе электрополировки металлов

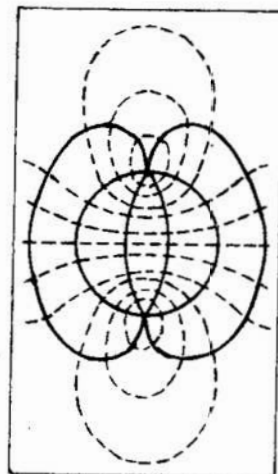
### Содержание

Равномерное распределение тока в процессе электрополировки металлов является важной проблемой с точки зрения качества обрабатываемых деталей, времени обработки и стоимости полировки. В статье рассмотрены последовательные фазы распределения тока и управление первичным распределением тока. Приводятся и анализируются несколько примеров полировки деталей относительно простой геометрии. Подчеркнуты трудности аналитического описания поля вокруг электрода нерегулярной формы. Управление этим полем является необходимостью при получении равномерного полирования всей поверхности детали. Обращается внимание, что рассмотрение распределения тока требует учета всех электрофизических, электрических и геометрических параметров как единого диалектического целого.



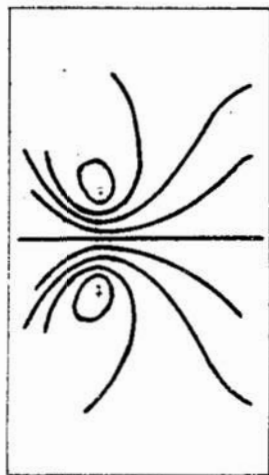
Rys.1 Ślady powierzchni ekwipotencjalnych w naczyniu z elektrolitem dla dwóch elektrod liniowych /+ i -/

Fig.1 Traces of equipotential surfaces in a tank of electrolyte with two line electrodes / + and - /



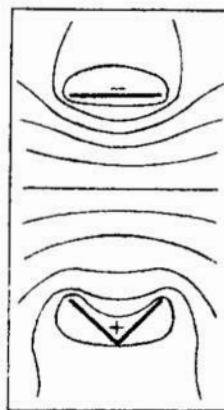
Rys.2 Dla przypadku z rys.1, pokazującego ślady powierzchni ekwipotencjalnych /linie przerywane/ podano ślady powierzchni sił /linie ciągłe/

Fig.2 Arrangement of Fig.1 showing equipotential surface traces /dotted lines/ and traces of surfaces of force /full lines/



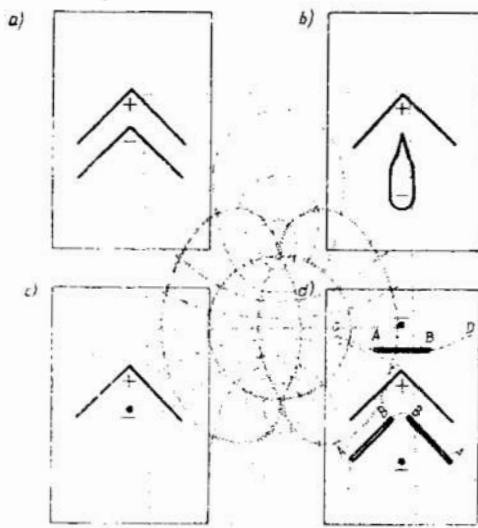
Rys.3 Wpływ przemieszczenia ścianek zbiornika w stosunku do elektrod dla układu z rys.1

Fig.3 Arrangement of fig.1 with electrodes displaced from tank center line



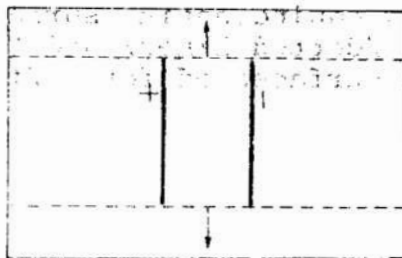
Rys.4 Linie ekwipotencjalne pomiędzy płaską katodą A-B i kątową anodą w zbiorniku z elektrolitem

Fig.4 Equipotential lines between plane cathode A-B and angle anode in tank of electrolyte



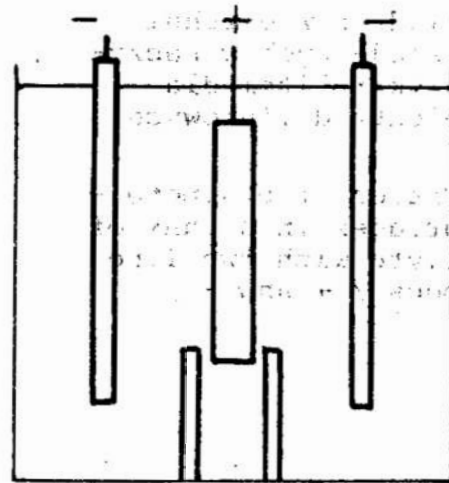
Rys.5 Kątowa anoda z zastosowaniem różnych kształtów katody:  
 a/ katoda kątowa odpowiadająca kształtowi anody, b/ katoda w postaci ostrza, c/ katoda prętowa, d/ katoda jak w p.c/ z osłonami izolacyjnymi AB

Fig.5 Angle anode with various cathode arrangements:  
 a/ angle cathode conforming anode shape b/ tapered cathode, c/ wire cathode, d/ cathode arrangement as in /c/ with insulating shields A-B.



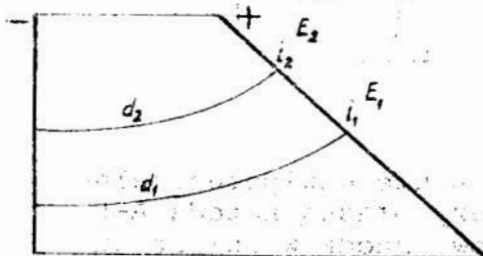
Rys.6 Komórka z rozsuwanymi ściankami a,b

Fig.6 Tank with walls, a,b, drawn aside

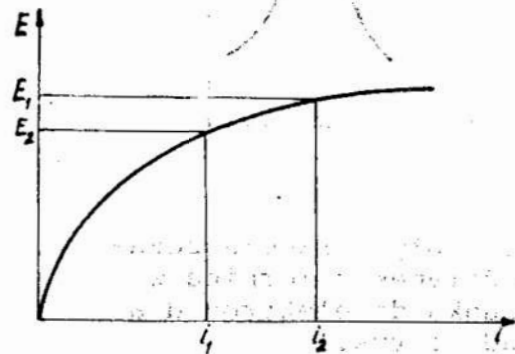


Rys.7 Osłonięcie dna przedmiotu przed nadmiernym prądem

Fig.7 Shielding bottom of workpiece from excessive current



Rys.8 Rozdział prądu na anodzie  
 Fig.8 Current distribution on an anode



Rys.9 Krzywa polaryzacji anodowej  
 Fig.9 Curve of anode polarization

Doc.dr inż. Tadeusz Karpiński  
doc.dr inż. Wojciech Kačalak  
mgr inż. Jarosław Plichta  
mgr inż. Piotr Stepien  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
Koszalin

## CHARAKTERYSTYKI ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY

### 1. Wprowadzenie

Roboczą powierzchnię ściernicy tworzą te części powierzchni ziaren ściernych i spoiwa, których punkty znajdują się w najmniejszej odległości od nominalnej powierzchni roboczej ściernicy. W przypadku głębokich szczelin zewnętrznych przyjęto, że robocza powierzchnia ściernicy nie zawiera całych powierzchni szczelin a jedynie ich część, do miejsca gdzie przekrój obwodowy szczeliny jest najmniejszy / rys.1 /.

Topografia roboczej powierzchni ściernicy zależy od charakterystyki ściernicy, warunków jej wytwarzania oraz metody i parametrów obciążania. Robocza powierzchnia ściernicy jest w czasie szlifowania obciążona mechanicznie i cieplnie. Obciążenia są przyczyną ściernego i wytrzymałościowego zużycia ziaren ściernych i ściernicy, przez co topografia powierzchni roboczej ściernicy jest zmienna w czasie.

Od topografii roboczej powierzchni ściernicy zależy nie tylko topografia powierzchni obrabianej ale również wartości innych wielkości wyjściowych procesu szlifowania, np.: siła, moc szlifowania, intensywności zjawisk cieplnych, własności fizycznych warstwy wierzchniej i wielu innych.

Metody dynamiczne pozwalają na uzyskanie informacji z całego obwodu ściernicy.

Metody statyczne, polegające na badaniu topografii powierzchni ściernicy nieruchomej, umożliwiają ocenę wybranego, ale ograniczonego obszaru powierzchni roboczej.

Informacje uzyskane metodami statycznymi są bezpośrednio związane z topografią powierzchni ściernicy, natomiast dynamicznymi - pośrednio.

Podział metod oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy przedstawiono na rys. 2. Przedstawione na tym rysunku metody dotyczą badania mikro- i makrogeometrii powierzchni roboczej ściernicy.

Makrogeometria powierzchni roboczej ściernicy posiada istotny wpływ na dokładność wymiarowo - kształtową przedmiotu szlifowanego. Badanie makrogeometrii może polegać na bezpośrednim pomiarze odchyłek kształtu ściernicy lub w metodzie pośredniej, na pomiarze odchyłek wymiarowo - kształtowych przedmiotu szlifowanego. Metoda pośrednia jest mniej dokładna, ponieważ odchyłki kształtu ściernicy nie są jedyną i nie zawsze najważniejszą przyczyną odchyłek wymiarowo - kształtowych przedmiotu.

Metoda wykowa polega na ocenie roboczej powierzchni ściernicy wartością chropowatości szlifowanej powierzchni a metoda Thöinga wartością chropowatości powierzchni stalowego wałka szlifowanego całą szerokością ściernicy w czasie jednego obrotu. Parametrem oceny w metodzie Wasiliewa jest objętość materiału zeszlifowanego w ciągu określonego czasu z czoła stalowego pręta przy stałym docisku.

W metodzie energetycznej parametrem jest moc szlifowania.

Badania mikrogeometrii ściernicy dotyczą bezpośrednio topografii jej powierzchni roboczej. Metoda Appun'a polega na odwzorowaniu, za pomocą przetaczania po kalce, położenia wierzchołków ostrzy w kierunku obwodowym i osiowym.

Ocena stanu roboczej powierzchni ściernicy powinna opierać się na takich charakterystykach i parametrach, które pozwalałyby na:

- identyfikację formy i ocenę intensywności zużycia ściernicy,
- wyznaczenie spodziewanych wartości tych wielkości wyjściowych procesu szlifowania, które zdecydowanie zależą od topografii roboczej powierzchni ściernicy.

Powierzchnia robocza ściernicy jest realizacją procesu stochastycznego. Można wyznaczyć dla tego procesu pewną ilość charakterystyk funkcyjnych, których parametry mogą być podstawą ilościowej oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Nie wszystkie charakterystyki i parametry procesu stochastycznego są jednakowo przydatne dla oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Wyznaczenie zbioru odpowiednich charakterystyk i parametrów powinno opierać się na analizie ich praktycznej przydatności dla oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy, poprzedzonej analizą procesu zużycia pojedynczych ziaren ściernych i ściernicy.

Celowość takiej analizy potwierdza fakt, że niektóre charakterystyki i parametry mogą zmieniać się podobnie przy różnych formach zużycia ściernicy. Takie charakterystyki i parametry nie są przydatne dla oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy.

Analiza stosowanych metod badania stanu roboczej powierzchni ściernicy

Stosowane metody badania stanu roboczej powierzchni ściernicy z uwagi na dokładność oceny można umownie podzielić na metody warsztatowe i laboratoryjne. Metody pozwalające na ocenę stanu roboczej powierzchni ściernicy w czasie szlifowania, nie wymagające zatrzymania wirującej ściernicy, są metodami dynamicznymi.



Parametrami oceny w tej metodzie mogą być pola powierzchni śladów będących odwzorowaniem wierzchołków ziaren ściernych i ich ilości przypadające na jednostkę powierzchni. Metoda pneumatyczna polega na pomiarze natężenia przepływu gazu w czujniku pneumatycznym, ściśle uzależnionego od topografii. Jest to metoda umożliwiająca badania statyczne i dynamiczne.

Metody: wzrokowa, słuchowa i dotykowa stosowane w praktyce warsztatowej przez doświadczonych szlifierzy pozwalają na subiektywną i mało dokładną ocenę stanu roboczej powierzchni ściernicy. Wraz z rozwojem metod dokładnej oceny ilościowej, znaczenie subiektywnych metod organoleptycznych przy ocenie stanu roboczej powierzchni ściernicy zdecydowanie maleje.

Niektóre z przedstawionych wyżej metod badania roboczej powierzchni ściernicy polegają na pomiarach niektórych wielkości wyjściowych procesu szlifowania. Takie metody nie pozwalają na dokładną ocenę stanu roboczej powierzchni ściernicy, gdyż wartości mierzonych wielkości wyjściowych są funkcjami wielu zmiennych i nie zawsze silnie zależą od topografii powierzchni ściernicy. Najdokładniejsze informacje o stanie roboczej powierzchni ściernicy daje analiza statystyczna jej topografii.

Dla odwzorowania topografii roboczej powierzchni ściernicy po określonych czasach szlifowania szczególnie przydatne będą takie metody, które nie wymagają zdejmowania ściernicy z obrabiarki.

W pracy [8] przedstawiono metodę bezpośredniego rejestrowania zarysu powierzchni roboczej ściernicy za pomocą profilografu z przystawką o przełożeniu zmniejszającym wychylenie końcówki pomiarowej, pozwalającej na rejestrowanie zarysu o dużej wariancji przy użyciu typowego profilografu. Wadą metody jest konieczność umieszczenia profilografu w pobliżu szlifierki.

Metodę odwzorowywania zarysu ziaren diamentowych osadzonych w spoiwie metalowym przedstawiono w pracy [13].

W Instytucie Budowy Maszyn Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie opracowano i zastosowano nową metodę badania powierzchni roboczej ściernicy, opartą na odwzorowywaniu powierzchni ściernicy na replikach i analizie statystycznej jej zarysu w różnych kierunkach. Odwzorowywanie powierzchni na replikach polega na wykonaniu repliki negatywowej z tworzywa łatwo wnikającego w powierzchnię ściernicy, dobrze odtwarzającego jej kształt i chemicznie względem niej obojętnego. Replikę pozytywową wykonuje się z tworzywa o dużej twardości i wytrzymałości mechanicznej oraz małym skurczu. Twarda replika pozytywowa służy do wyznaczania zarysów powierzchni roboczej za pomocą profilografu.

Analiza statystyczna zarysów powierzchni roboczej ściernicy, z kolejno otrzymywanych replik, pozwala na obserwację przebiegu zużycia ściernicy [7].

Metoda replik posiada wiele zalet praktycznych. W metodzie tej w warunkach warsztatowych wykonuje się jedynie repliki negatywowe powierzchni ściernicy umieszczonej na wrzecionie szlifierki. Pozostałe czynności, związane z wykonaniem repliki pozytywowej i analizę statyczną jej topografii, mogą być wykonane w innym miejscu i czasie.

Utrwalona na replikach topografia roboczej powierzchni ściernicy może być analizowana różnymi metodami. Analizować można zarysy powierzchni w danych kierunkach lub całą powierzchnię repliki. Analizę całej powierzchni repliki można przeprowadzić przy zastosowaniu opracowanej w Instytucie Budowy

Maszyn WSI w Koszalinie metody optycznej analizy topografii powierzchni opartej na ocenie stopnia rozproszenia światła, pozwalającej na szybkie i łatwe wyznaczenie wariancji pierwszej pochodnej powierzchni.

Topografia roboczej powierzchni ściernicy może być też analizowana przy pomocy cyfrowych analizatorów obrazu [11].

Analiza statystyczna topografii roboczej powierzchni ściernicy pozwala na wyznaczenie charakterystyk funkcyjnych i parametrów niektórych rozkładów opisanych tymi charakterystykami.

3. Dotychczas stosowane parametry i ich przydatność dla oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy

Parametry i charakterystyki funkcyjne stosowane do oceny roboczej powierzchni ściernicy można podzielić następująco:

- parametry chropowatości powierzchni technicznych ujęte w Polskiej Normie: wysokość nierówności  $R_z$ , maksymalna wysokość nierówności  $R_{max}$ , średnie matematyczne odchylenie zarysu od linii średniej  $R_a$  [8], [11],
- parametry związane z geometrią ziaren ściernych: kąty wierzchołkowe ziaren ściernych  $2\varepsilon$ , promienie wierzchołków ziaren  $\rho$  [9], [10],
- parametry związane z położeniem ziaren ściernych na powierzchni ściernicy: odległość w kierunku stycznym do powierzchni nominalnej między sąsiednimi ziarnami  $l$  [3], [8], ilość ostrzy potencjalnie aktywnych przypadająca na jednostkę powierzchni  $(z_f)_a$  [10], parametry rozkładu w kierunku promieniowym wierzchołków ziaren  $m_z, \sigma_z$  [10],
- charakterystyki funkcyjne: rozkład rzędnych zarysu, funkcja autokorelacyjna i funkcja gęstości spektralnej oraz krzywność zarysu roboczej powierzchni ściernicy [1], [3], [5], [16].

Kryteria oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy przedstawione w literaturze preferują na ogół pewne wielkości a pomijają inne. Ponadto przedstawione w literaturze parametry oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy są stosunkowo słabo powiązane z przebiegiem zużycia ściernicy i wielkościami wyjściowymi procesu szlifowania.

Stąd przy tych samych wartościach niektórych parametrów po obciążaniu i po pewnym okresie pracy, siły szlifowania mogą się znacznie różnić.

Z pracy [11] oraz badań przeprowadzonych w Instytucie Budowy Maszyn Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie wynika, że możliwe jest zmniejszenie wartości parametrów chropowatości:  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{max}$  nawet przy intensywnym samostrzeniu, szczególnie po obciążaniu z dużym posuwem /rys.3/.

Krzywa nośności zastosowana do oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy słabo charakteryzuje formę zużycia, ponieważ powierzchnie starcia położone są na różnych poziomach /przy postępującym tępieniu/, oraz zmiany zarysu powierzchni roboczej nie są ciągłe w czasie, w przypadku intensywnego samostrzenia ściernicy. Należy stwierdzić, że niektóre z przedstawionych wyżej parametrów dość dobrze opisują stan roboczej powierzchni ściernicy, nie pozwalają jednak na dokładną ocenę intensywności i identyfikację formy jej zużycia.

W dalszej części pracy zostanie przedstawiony, opracowany przez autorów, kompleksowy zbiór parametrów i charakterystyk służących do oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy, umożliwiających identyfikację formy i ocenę intensywności zmian tej topografii. Kompleksowa analiza zbioru parametrów powierzchni roboczej ściernicy pozwala na uzyskanie pełniejszej informacji o jej stanie niż analiza poszczególnych parametrów oddzielenie. Zatem przy wyborze parametrów składających się na ten zbiór szczególną uwagę zwrócono na ich komplementarność.

#### Losowy charakter roboczej powierzchni ściernicy

Wyboru charakterystyk i parametrów dokonano uwzględniając losowy charakter topografii roboczej powierzchni ściernicy, wynikający z wielu przyczyn związanych z:

- 1/ procesem produkcji materiału ściernego i ściernicy

- losowość wielkości, kształtu, mikrogeometrii, promieni zaokrąglania wierzchołków i kątów wierzchołkowych ostrzy ziaren,
- losowość orientacji ziaren na powierzchni ściernicy,
- losowość położenia ziaren,
- makro-niejednorodność ściernicy,

2/ procesem obciążania

- losowość wytrzymałości ziaren i siły ich połączenia z ziarnami sąsiednimi,
- losowość wykruszenia i wyrywania ziaren w procesie obciążania,

3/ procesem zużycia ściernicy w czasie szlifowania

- losowość wytrzymałości ziaren ściernych,
- losowość siły wiązania ziaren ściernych z ziarnami sąsiednimi,
- losowość obciążenia ziaren ściernych,
- losowość rozkładu zużycia ściernego,
- losowość wykruszeń ziaren.

Robocza powierzchnia ściernicy jest realizacją procesu stochastycznego. Proces ten jest procesem dwuwymiarowym, w którym jednym wymiarem jest współrzędna  $x$  wzdłuż tworzącej ściernicy /kierunku przekroju w którym wyznaczono zarys/, natomiast drugim czas  $t$ .

Wyniki badań autorów niniejszego opracowania wskazują, że można przyjąć iż w danej chwili zarys roboczej powierzchni ściernicy jest realizacją stacjonarnego i ergodycznego procesu stochastycznego, czyli procesu o własnościach Markowa.

W tym przypadku jest możliwe badanie procesu stochastycznego względem argumentu  $x$  na podstawie jednej jego realizacji w odpowiednio długim przedziale argumentu. Natomiast proces ten względem czasu jest niestacjonarny i nawet po odjęciu składników nielosowych nie może być sprawdzony do postaci ergodycznej.

Dlatego analiza stochastyczna topografii lub zarysu roboczej powierzchni ściernicy polegać będzie na:

- 1/ wyznaczeniu charakterystyk i parametrów  $\rho_i$  badanej realizacji stacjonarnego i ergodycznego. /względem argumentu  $x$ / procesu stochastycznego, jakim jest zarys roboczej powierzchni ściernicy w chwili  $t_i$ ,
- 2/ wyznaczeniu zależności parametrów  $P_i$  od czasu  $t_i$ .

Niemożność przyjęcia, że zarys roboczej powierzchni ściernicy jest realizacją procesu stacjonarnego i ergodycznego względem czasu, nie pozwala na podstawie jednej jego realizacji wyznaczyć charakterystyk względem czasu, a jedynie wartości parametrów  $\rho_i / t_i /$  dla rozpatrywanej realizacji.

#### Charakterystyki i parametry roboczej powierzchni ściernicy

Informacje o roboczej powierzchni ściernicy mogą być przedstawione w postaci funkcji będących charakterystykami procesu stochastycznego, realizacją którego jest zarys roboczej powierzchni ściernicy oraz w postaci parametrów liczbowych będących najczęściej momentami pewnych rozkładów.

Charakterystyki funkcyjne zawierają dużą ilość informacji i pozwalają na ocenę jakościową stanu roboczej powierzchni ściernicy. W ocenie ilościowej należy posługiwać się parametrami liczbowymi. Charakterystykami funkcyjnymi roboczej powierzchni ściernicy mogą być:

- gęstość prawdopodobieństwa oraz dystrybuanta rzędnych zarysu,
- funkcja korelacyjna,
- funkcja gęstości spektralnej,
- gęstość prawdopodobieństwa rozkładu wartości szczytowych zarysu i jego obwiedni,
- gęstość prawdopodobieństwa pierwszej pochodnej zarysu.

Wykres gęstości prawdopodobieństwa  $f(y)$ , rys, 4, pozwala na ocenę rodzaju rozkładu, zakresu wartości i dominujących rzędnych zarysu. Parametrami rozkładu są: wartość oczekiwana  $E(Y)$  oraz wariancja  $D^2(Y)$  lub odchylenie standardowe  $\sigma$ .

Mogą być one dodatkowo uzupełnione momentami wyższych rzędów charakteryzującymi asymetrię i eksces.

Między dystrybuantą rozkładu rzędnych zarysu  $F(y)$ , a gęstością prawdopodobieństwa zachodzi związek:

$$F(y) = \int_{-\infty}^y f(y) dy \quad /1/$$

Wariancja rzędnych zarysu  $D^2(Y)$  jest związana ze średnim arytmetycznym odchyleniem zarysu  $R_d$ . Dla zarysów o normalnym rozkładzie rzędnych zależność ta przedstawia się następująco [2]:

$$R_d = \sqrt{\frac{2}{\pi} D^2(Y)} \quad /2/$$

Wariancja rzędnych zarysu nie pozwala na bezpośrednią ocenę parametrów rozkładu wierzchołków ostrzy, ani na identyfikację formy i ocenę intensywności zużycia ściernicy.

Wariancja rzędnych zarysu roboczej powierzchni ściernicy może zmniejszać się zarówno przy szlifowaniu z intensywnym samo-  
ostrzeniem, jak również z postępującym, tępieniem.

Zaletą wariancji  $D^2(Y)$  jako parametru oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy jest to, że jej wartość:

$$D^2(Y) = \int_{-\infty}^{\infty} [y - E(Y)]^2 f(y) dy \quad /3/$$

opiera się na wszystkich wartościach  $y/x$ , czyli zarówno rzędnych wierzchołków jak również rzędnych wgłębień. Pozwala zatem wnioskować o porowatości ściernicy.

Rozkład rzędnych zarysu roboczej powierzchni ściernicy dokładnej można opisać rozkładem normalnym obustronnie ściętym o gęstości:

$$f(y) = \frac{d}{\sqrt{2\pi D^2(Y)}} \exp \left\{ -\frac{[y - E(Y)]^2}{2D^2(Y)} \right\} /4/$$

przy czym współczynnik  $d$  w powyższym wzorze jest określony wzorem:

$$d = \frac{1}{\Phi \left[ \frac{y_{\max} - E(Y)}{\sqrt{D^2(Y)}} \right] - \Phi \left[ \frac{y_{\min} - E(Y)}{\sqrt{D^2(Y)}} \right]} \quad /5/$$

gdzie:

$\Phi$  - funkcja Laplace'a.

Przeprowadzone obliczenia wartości współczynnika  $d$  wykazują, że obcięcie rozkładu nawet takie, że  $y_{\max} - y_{\min} = 2\sqrt{D^2(Y)}$  pozwala jeszcze traktować rozkład rzędnych zarysu jako normalny. Możliwość przyjęcia założenia, że zarys roboczej powierzchni ściernicy w danej chwili jest realizacją procesu ergodycznego, pozwala na badanie jednej realizacji. Oszacowaniem funkcji korelacyjnej  $K_y(\tau)$  jest wtedy wielkość określona równaniem:

$$K_y(\tau) = \frac{1}{L-\tau} \int_0^{L-\tau} (y_x - \bar{y})(y_{x+\tau} - \bar{y}) dx \quad /6/$$

gdzie:

$L$  - odcinek pomiarowy zarysu,

$\tau$  - argument funkcji korelacyjnej,

$y_x, y_{x+\tau}$  - wartość rzędnych zarysu w punktach  $x$  i  $x+\tau$

$\bar{y} = E(\bar{y})$  - wartość oczekiwana funkcji losowej  $y(x)$

W przypadku gdy dokonuje się dyskretyzacji zarysu dla obliczeń numerycznych stosuje się następującą zależność:

$$K_y(\tau) = \frac{1}{N-\tau} \sum_{y=1}^{N-\tau} (y_x - \bar{y})(y_{x+\tau} - \bar{y}) \quad /7/$$

prz czym:  $\tau = 1, 2, \dots, N-1$ .



Funkcja korelacji jest nazwana często funkcją autokorelacji, dla podkreślenia, że w najczęściej spotykanych realizacjach funkcja korelacyjna, szczególnie dla małych wartości argumentu  $\tau$  jest różna od zera.

Zachodzi wtedy zjawisko autokorelacji. Funkcja korelacji zawiera dużą ilość informacji o zarysie roboczej powierzchni ściernicy. Na podstawie jej przebiegu można wnioskować o stopniu korelacji między zmiennymi  $y_x$  i  $y_{x+\tau}$  czyli o losowości rzędnych zarysu. Im słabsza jest korelacja między wartościami  $y_x$  i  $y_{x+\tau}$  tym szybciej funkcja korelacyjna dąży do zera. Długość korelacji  $\tau_0$  czyli długość interwału, przy którym wartość funkcji korelacyjnej spełnia zależność:

$$-\varepsilon \leq [K_y(\tau)]_{\tau > \tau_0} \leq \varepsilon \quad /8/$$

gdzie:

$\varepsilon$  - zadana /bliska zera/ wartość funkcji korelacyjnej, może świadczyć o losowości rzędnych zarysu, rys.5.

Wartość funkcji korelacyjnej dla  $\tau=0$  jest równa wariancji rzędnych zarysu:

$$K_y(\tau)_{\tau=0} = D^2(Y) \quad /9/$$

Przeprowadzone przez autorów badania replik roboczej powierzchni ściernicy wykazują, że dla otrzymania ergodyczności zarysu należy filtrować zależności  $y/x$  celem wyeliminowania składowych harmonicznym o bardzo małej częstotliwości, czyli błędów kształtu i ewentualnych małych krzywizn repliki mogących powstawać w wyniku niejednakowych warunków zestalania się materiału repliki na różnych jej powierzchniach.

Na rys. 6 podano przykładowe wykresy funkcji korelacyjnej dla zarysu bez filtrowania i zarysu z odfiltrowanymi błędami kształtu.

Analizę częstotliwości zarysu roboczej powierzchni ściernicy można dokonać na podstawie rozkładu spektralnego. Dla zarysu będącego realizacją procesu stacjonarnego funkcję gęstości spektralnej  $S_y/\omega/$  można otrzymać przez przekształcenie Fouriera funkcji korelacyjnej  $K_y/\tau/$ :

$$S_y(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} K_y(\tau) d\tau \quad /10/$$

W przypadku ciągu losowego funkcję gęstości spektralnej można obliczyć ze wzoru:

$$S(\omega_0 j) = S(j) = \frac{2}{\pi} \tau_0 \sum_{m=1}^p K_y(m\tau_0) \cos(jm\omega_0\tau_0) \quad /11/$$

gdzie:

- $\tau_0$  - interwał oddzielający kolejne argumenty ciągu,
- $m\tau_0$  - argument funkcji korelacyjnej,
- $\omega_0$  - częstość elementarna;
- $p\tau_0$  - długość procesu przyjęta do obliczeń
- $j$  - wielokrotność częstości elementarnej,

Funkcję gęstości spektralnej można byłoby obliczyć ze wzoru /10/ ale wtedy niezbędne jest przedstawienie funkcji korelacyjnej  $K_y(\tau)$  w postaci analitycznej.

W pracach [4], [12], [15] dokonano analizy problemu aproksymacji funkcji korelacyjnych wyrażeniami o wielu parametrach. Wyrażenia te, pozwalające na dokładną aproksymację funkcji korelacyjnych zarysów losowych, regularnych i mieszanych zawierają dużą ilość parametrów i dlatego praktyczne ich zastosowanie jest niewielkie. W przypadku roboczej powierzchni ściernicy należy liczyć się z występowaniem składowych harmonicznych o dużej amplitudzie związanych np. z posuwem przy obciążaniu.

Z tego względu trudno byłoby dokonać wyboru ilości wyrazów będących funkcjami harmonicznymi, które zawarte byłyby w wyrażeniu aproksymującym funkcję korelacyjną.

W przypadku obliczeń należy przeprowadzić je dla dyskretnych wartości argumentów i skorzystać ze wzoru /7/ i /11/.

Należy zwrócić uwagę, że wzory /7/ i /11/ są słuszne dla procesów ergodycznych i stacjonarnych.

Brak stacjonarności rzędnych zarysu w wyniku niewłaściwego odwzorowywania /np. brak wypoziomowania/, a ogólnie bez właściwej jego filtracji prowadzi do błędnych wyników.

Otrzymanie ujemnych wartości funkcji gęstości spektralnej  $S_Y/\omega/$  na podstawie wzorów /10/ i /11/ oznacza brak ergodyczności procesu.

Przeprowadzone przez autorów badania roboczej powierzchni ściernicy wykazują, że należy spodziewać się dużych wartości funkcji gęstości spektralnej dla częstości odpowiadających posuwowi przy obciążaniu, wielkości ziaren oraz średniej odległości ziaren. Na rysunku 7 przedstawiono wykres typowej funkcji gęstości spektralnej zarysu roboczej powierzchni ściernicy. Ważne informacje o położeniu wierzchołków ziaren na powierzchni ściernicy można uzyskać poprzez badanie parametrów rozkładu szczytowych wartości rzędnych zarysu roboczej powierzchni ściernicy. Zagadnienie sprowadza się do analizy przecięcia poziomu zerowego przez pierwszą pochodną zarysu, przy czym należy rozpatrywać przecięcia przy przejściu od wartości  $\dot{y} < 0$  do wartości  $\dot{y} > 0$ , czyli przy  $\ddot{y} < 0$ .

Dla roboczej powierzchni ściernicy, która w danej chwili może być uznana za stacjonarne i normalne, pole, funkcja gęstości prawdopodobieństwa wartości szczytowych wyraża się wzorem /6/, /17/:

$$f(a_0) = \begin{cases} q(a_0), & \text{gd}y \ q(a) > 0 \\ 0, & \text{gd}y \ q(a) \leq 0 \end{cases} \quad /12/$$

$$f(a_0) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \left[ \nu \exp\left(-\frac{a_0^2}{2\nu^2}\right) + \sqrt{2\pi(1-\nu^2)} \cdot a_0 \exp\left(-\frac{a_0^2}{2}\right) \Phi\left(\frac{\sqrt{1-\nu^2}}{\nu} a_0\right) \right]$$

gdzie:

$$a_0 = \frac{a}{\sqrt{D^2(Y)}}$$

a - wartości losowe zmiennych los. (rzędnych maksimum lokalnych zarysu),

$\nu^2 = 1 - \frac{1}{k^2}$  - stosunek średniej liczby ekstremów zarysu m do średniej liczby wartości zerowych zarysu n/o/ /przecięć linią średnią/

k - parametr

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right) dt - \text{funkcja Laplace'a}$$

Z zależności /12/ wynika, że rozkład gęstości prawdopodobieństwa maksimum przy  $k = 1$  jest rozkładem Rayleigh'a a przy  $k \rightarrow \infty$  rozkładem normalnym.

Stosunek średniej liczby miejsc zerowych n/o/ zarysu do liczby maksimum m przypadających na jednostkę długości zarysu znajduje się w granicach:

$$\lambda = \frac{2}{\nu^2} = \frac{n(o)}{m} ; \quad /13/$$

$$0 \leq \lambda \leq 2$$

Dla zarysu regularnego np. sinusoidalnego liczba miejsc zerowych n/o/ jest równa podwójnej liczbie maksimum, czyli

$$\lambda = 2$$

Dla powierzchni o nieregularnym zarysie wartość  $\lambda$  mieści się najczęściej w zakresie  $0,5 \leq \lambda \leq 1$ .

Srednie ilości miejsc zerowych i maksimum przypadające na jednostkę długości stacjonarnego zarysu normalnego mogą być przedstawione zależnościami [6]:

$$m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{D^2(\ddot{Y})}{D^2(\dot{Y})}} \quad /14/$$

$$n(0) = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{D^2(\dot{Y})}{D^2(Y)}} \quad /15/$$

gdzie:

$D^2(Y)$ ;  $D^2(\dot{Y})$ ;  $D^2(\ddot{Y})$  - odpowiednio wariancje rzędnych zarysu oraz jego pierwszej i drugiej pochodnej

Na rys.8 przedstawiono przykładowo dwa zarysy nieregularne o różnej wartości  $\lambda$ . Parametr  $\lambda$  można łatwo wyznaczyć na podstawie profilogramu i może być on przydatny dla oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy.

Następnym ważnym parametrem stanu roboczej powierzchni ściernicy jest wariancja wartości rzędnych maksimum  $D^2/A$ .

Przedstawione powyżej charakterystyki funkcyjne i parametry stanu roboczej powierzchni ściernicy nie pozwalają na jednoznaczną identyfikację formy zużycia ściernicy. Wartości tych parametrów mogą po pewnym okresie szlifowania zmieniać istotnie swoją wartość zarówno w przypadku szlifowania z intensywnym samoostrzeniem jak również z postępującym tępieniem ostrzy.

Badania własne autorów artykułu wykazały, że interesującą charakterystykę roboczej powierzchni ściernicy daje rozkład gęstości prawdopodobieństwa pierwszej pochodnej, a parametrem pozwalającym na identyfikację formy zużycia jest wartość gęstości prawdopodobieństwa  $f(\dot{y})_{\dot{y}=0}$ , rys.9.

Na rys.10 przedstawiono rozkłady gęstości prawdopodobieństwa po obciążaniu ściernicy i po zużyciu w warunkach postępującego tępienia ziaren.

Z przeprowadzonej analizy wynika, że parametrami oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy powinny być:

- 1/ wariancja rzędnych zarysu  $D^2/Y$  lub średnie arytmetyczne odchylenia zarysu od linii średniej  $R_a$ ,
- 2/ długość korelacji  $\tau_0$ ,
- 3/ częstości  $\omega_i$  lub okresy  $T_i$ , dla których funkcja gęstości spektralnej osiąga maksima lokalne,
- 4/ wariancja wartości rzędnych maksimów zarysu  $D^2/A$ ,
- 5/ średnia liczba maksimów  $m$ , średnia liczba miejsc zerowych zarysu  $n(0)$  przypadających na jednostkę długości zarysu oraz wartość stosunku  $\lambda = n(0):m$ ,
- 6/ wartość gęstości prawdopodobieństwa pierwszej pochodnej zarysu  $f(\dot{y})_{\dot{y}=0}$

Przedstawione parametry wyznaczone po określonych czasach szlifowania  $t_1, t_2, t_3, \dots, t_n$  tworzą ciąg losowy i pozwalają na wnioskowanie o przebiegu procesu szlifowania i procesu zużycia ściernicy i ziaren ściernych rys.11.

Są one komplementarne i pozwalają na kompleksową ocenę stanu roboczej powierzchni ściernicy. Najbardziej pracochłonne jest wyznaczenie parametrów  $\tau_0$  i  $\omega_i$  lub  $T_i$ .

Funkcję korelacyjną i funkcję gęstości spektralnej można wyznaczyć metodami analogowymi za pomocą specjalnych urządzeń lub metodami numerycznymi. Wyznaczenie gęstości prawdopodobieństwa pierwszej pochodnej zarysu  $f(\dot{y})_{\dot{y}=0}$  jest stosunkowo proste.

Dla uproszczonej, przybliżonej i mało pracochłonnej oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy można wykorzystać następujące z wyżej podanych parametrów:  $D^2/Y/$  lub  $Ra$ ,  $D^2/A/$ ,  $m$ ,  $n/o/$ ,  $\lambda$ .

Dla identyfikacji formy i oceny intensywności zużycia ściernicy niezbędne jest wyznaczenie  $f(\dot{y})_{\dot{y}=0}$

## 6. Podsumowanie

Dokładna ilościowa ocena stanu roboczej powierzchni ściernicy ma istotne znaczenie dla oceny własności eksploatacyjnych ściernicy. Analiza charakterystyk funkcyjnych i ich przydatności praktycznej, z uwagi na możliwość identyfikacji formy i ocenę intensywności zużycia ściernicy oraz oceny parametrów wyjściowych procesu szlifowania, była podstawą wyznaczenia zespołu parametrów wzajemnie uzupełniających się. Zwrócono uwagę na problemy związane z wykonaniem replik oraz przygotowaniem matematycznym odwzorowanego zarysu do wyznaczenia funkcji korelacyjnej i gęstości spektralnej.

Większość przedstawionych parametrów można w łatwy sposób wyznaczyć na podstawie profilogramu zarysu roboczej powierzchni ściernicy. Najbardziej pracochłonne jest wyznaczenie długości korelacji oraz częstości, dla których funkcja gęstości spektralnej osiąga maksima lokalne. Te parametry mogą być pominięte w przypadku oceny uproszczonej i przybliżonej.

## L i t e r a t u r a

1. Baul R.M., Graham D., Scott W. : Charakterization of the working surface of abrasive wheels. Tribology, 4 /1962 s.176-196.
2. Demmel H., Heinrichs K.D. : Ein photometrisches Verfahren zur Bestimmung der geometrischen Oberflächenrauheit. Annals of CIRP, Vol 22/1, 1973.
3. Deutsch S.J., Wu S.M. : Relationship between the parameters of an autoregressive model and grinding wheel constituents. Tran. ASME 4/1973.
4. Diner I. J. i inni : Rachunek prawdopodobieństwa w zadaniach i problemach. Warszawa, PWN, 1975.
5. Dube J.N.: Badania wpływu niektórych parametrów ostrzenia ściernicy i szlifowania powierzchni na chropowatość powierzchni obrabianych.  
Prace Instytutu Obróbki Skrawaniem. Zeszyty Naukowe 29/1968.
6. Ilsyms M.Ż., Rydzit J.A.: Ob odnom zakonie razpredelenia mikro nierownostiej. " Mikrogeometria w inżynierynych zadaczach". Ryga, ZINATNE, 1973 s. 31-38.
7. Karpiński T, Kacalak W., Plichta J., Stępień P., : Parametry oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Materiały III Konferencji Naukowo-Technicznej nt.: "Obróbka ścierna", Łódź, wrzesień 1976.
8. Koziarski A. : Kryteria oceny obciążenia ściernicy i sposobu sprawdzania. Prace ośrodka łódzkiego w zakresie obróbki ściernej, PAN Łódź 1969, s. 45 - 71.
9. Law S.S., Wu S.M., Joglekar A.M.: On building models for the grinding process. Trans. ASME , 4/1973, s. 983-991.
10. Law S.S., Wu S.M.: Simulation study of the grinding process. Trans. ASME, 4/1973, s. 972 - 978.



11. Oczóś K.: Analiza procesu i metody zużycia pojedynczych ziarn ściernych i ściernic. Rozprawy 4, Politechnika Rzeszowska, 1975.
12. Oditis J.A., Rydzit J.A.: O wyborze tipa korelacyjnej funkcji pri isledowani nieregularnoj szerechovatosti. "Mikrogeometria w inżynierskich zadaczach", Ryga ZINATNE, 1973, s 3 - 12.
13. Sagarada A.A., Misnaerskij L.L., Chimac O.V., Korz N.J.: Ustroistvo dla issledowania iznosa almaznych krugov. Sintet. Alm. , 3/1972, s 62-64.
14. Salje E., Weinert K.: Die Veränderung der Wirkrautiefe der Schleifscheibe beim Schleifen. Zwf 70,2/1975, s.63-65.
15. Swieszniow A.A.: Podstawowe metody funkcji losowych. Warszawa, PAN, 1965.
16. Thomas T.R.: Correlation analysis of the structure of a ground surface. Proc. 13th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Birmingham, 1972, London e.a., 1973, s.303-306.
17. Tichonow W.I.: Wybory słuczajnych procesow. Moskwa. NAUKA 1970.

## S t r e s z c z e n i e

W artykule po analizie przydatności dotychczas stosowanych parametrów, przedstawiono zaproponowany przez autorów zespół charakterystyk funkcyjnych i wynikających z nich parametrów liczbowych służących do oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Dokładna ich analiza z uwagi na możliwość praktycznej indentyfikacji formy i oceny intensywności zużycia ściernicy, była podstawą wyznaczenia komplementarnego zespołu parametrów liczbowych. Zaproponowany zespół parametrów pozwala na kompleksową ocenę chwilowego stanu roboczej powierzchni ściernicy oraz umożliwia wnioskowanie o przebiegu procesu szlifowania i zużycia ściernicy.

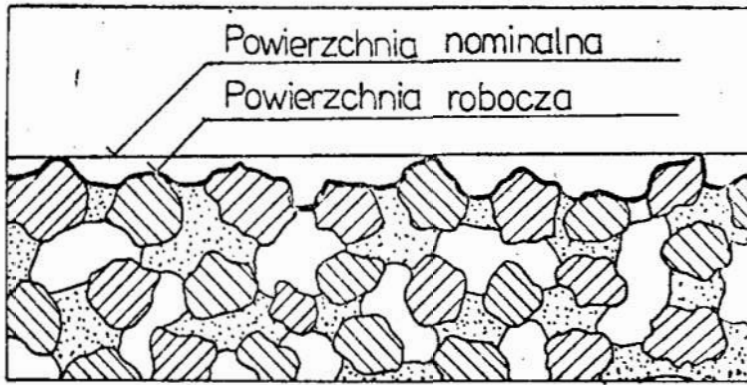
## Characteristics of grinding wheel working surfaces

The paper presents a set of functional characteristics and the therefrom resulting numerical parameters recommended by the authors to evaluate the condition of the grinding wheel working surface, this preceded by an analysis of the suitability of the presently used parameters. The recommended set of parameters makes it possible to assess the actual condition of the grinding wheel working surface and to draw conclusions as to the course of the grinding process and wear of the grinding wheel.

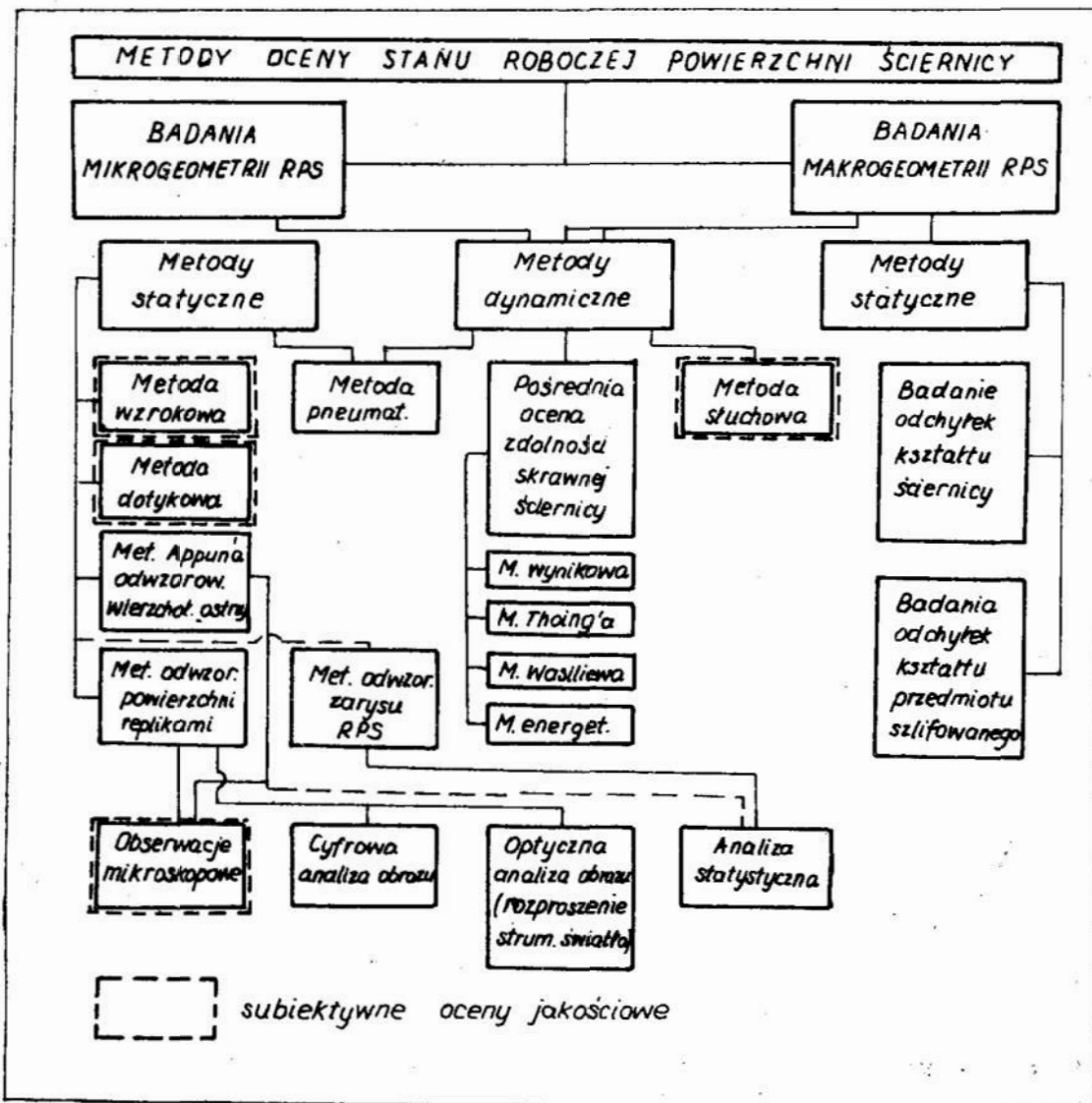
## Характеристика рабочей поверхности абразивного круга

### Содержание

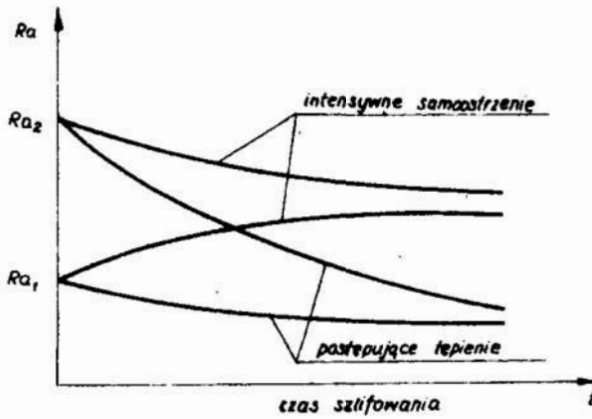
На основании анализа используемых до сих пор параметров предлагается состав функциональных характеристик и вытекающих из них числовых параметров, применяемых в оценке состояния рабочей поверхности абразивного круга. На основе точности их анализа с точки зрения возможности практической идентификации формы и оценки интенсивности износа абразивного круга, был составлен полный набор числовых параметров, который позволил определить комплексную оценку временного состояния рабочей поверхности абразивного круга, а также дает возможность судить о ходе процесса шлифования и износе абразивного круга.



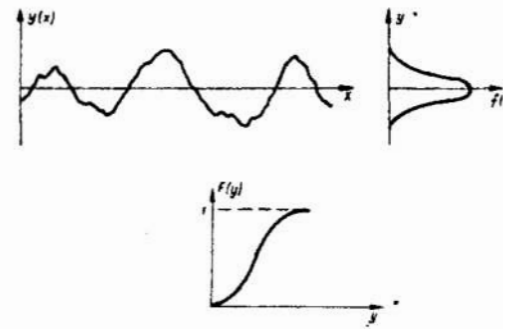
Rys.1 Robocza powierzchnia ściernicy  
Fig.1 Working surface of grinding wheel



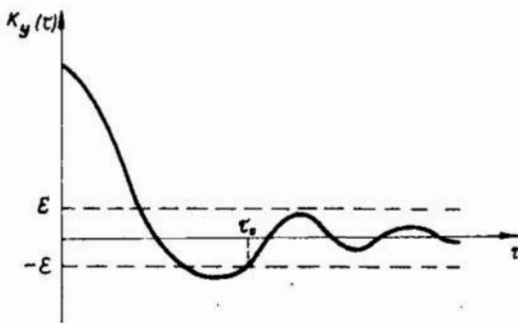
Rys.2 Metody oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy  
Fig.2 Methods to evaluate the condition of the grinding wheel working surface



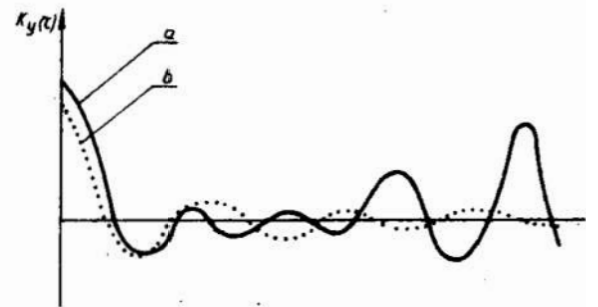
Rys.3 Zależność chropowatości roboczej powierzchni ściernicy  $R_a$  od czasu szlifowania, przy różnych wartościach chropowatości po obciążeniu i przy różnych formach zużycia.  
Fig.3 Relation between roughness of the grinding wheel working surface  $R_a$  and grinding time at various roughness grades after dressing and various wear modes



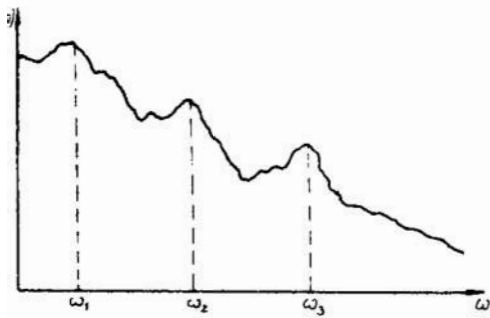
Rys.4 Wykres gęstości prawdopodobieństwa  $f(y)$  i dystrybucji rzędnych zarysu  $F(y)$ .  
Fig.4 Plots of density of probability  $f(y)$  and of distribution function of profile ordinates  $F(y)$



Rys.5 Wykres funkcji korelacyjnej  $K_y/\tau/$  i długości korelacji  $\tau_0$ .  
Fig.5 Plots of correlation function  $K_y/\tau/$  and correlation length  $\tau_0$

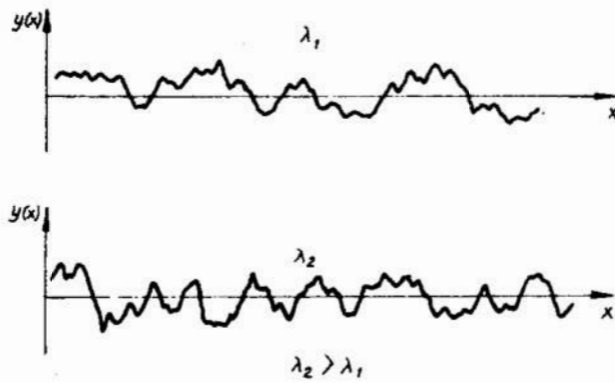


Rys.6 Wykresy funkcji korelacji: a/ zarysu z błędami kształtu, b/ zarysu z odfiltrowanymi błędami kształtu.  
Fig.6 Plots of correlation function of: a/ profile with shape deviation, b/ profile with shape deviation filtered off



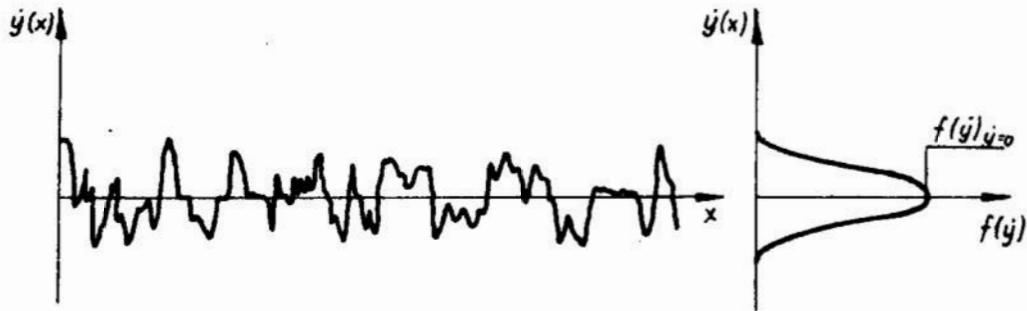
Rys.7 Wykres gęstości spektralnej zarysu roboczej powierzchni szlifierki .

Fig.7 Spectral density plot of grinding wheel working surface profile



Rys.8 Zarysy nieregularne o różnych wartościach.

Fig.8 Irregular profiles of various values



Rys.9 Wykres gęstości prawdopodobieństwa pierwszej pochodnej zarysu.

Fig.9 Density of probability plot of the first profile derivative

Doc.dr inż. Tadeusz Karpiński  
doc.dr inż. Wojciech Kacalak  
mgr inż. Bronisław Słowiński  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

## ROZKŁAD MOCY WZGLĘDNEJ W STREFIE SZLIFOWANIA

### 1. Wprowadzenie

Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania zależy od rozkładu grubości warstw skrawanych oraz od rozkładu ilości ostrzy aktywnych przypadających na jednostkę powierzchni w strefie szlifowania. Podczas szlifowania z określoną wydajnością objętościową, rozkład mocy względnej w strefie szlifowania zależy od kształtu i wielkości powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Kształt i wielkość powierzchni styku zależą natomiast od parametrów szlifowania /również przy określonej wydajności objętościowej/ oraz od kształtu i położenia powierzchni roboczej ściernicy względem powierzchni obrobionej.

Od rozkładu mocy względnej zależy obciążenie ostrzy aktywnych w strefie szlifowania. Zmiany makrogeometrii powierzchni roboczej ściernicy, spowodowane jej zużyciem kształtowym, przyczyniają się do zmiany kształtu i wzrostu powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Jest to przyczyną zmniejszenia średniej grubości warstwy skrawanej jednym ostrzem, wzrostu ilości ostrzy równocześnie skrawających i zwiększenia całkowitej siły szlifowania. Użytkownik ściernicy może przez odpowiednie ukształtowanie jej powierzchni roboczej, zwiększać lub zmniejszać wielkość powierzchni styku ściernicy z obrabianym przedmiotem, nie zmieniając parametrów szlifowania. W ten sposób można wpływać na przebieg procesu zużycia ściernicy, a zatem także i na jej trwałość.

Rozkład mocy względnej w strefie styku ściernicy z przedmiotem zależy także od odmiany szlifowania, a zatem od kształtu obrabianej powierzchni, rodzaju powierzchni roboczej ściernicy oraz jej położenia względem powierzchni obrobionej. Analiza rozkładu mocy względnej w strefie szlifowania może być podstawą oceny energetycznej różnych odmian kinematycznych szlifowania. Pozwala ponadto na wyznaczenie wpływu zmian kształtu roboczej powierzchni ściernicy na wartości niektórych wielkości wyjściowych procesu szlifowania np. siły i energii szlifowania oraz średniego obciążenia ostrzy.

## 2. Analiza teoretyczna

Model energetyczny procesu szlifowania został przedstawiony w pracy [1]. Wprowadzono w niej wzory określające zależność średniej grubości warstwy skrawanej, składowych średniej siły przypadającej na jedno ostrze i składowych całkowitej siły od parametrów szlifowania.

Wzory te są następujące:

$$(a_{zsr})_x = \sqrt{C' \frac{v_p}{v_s} \sqrt{g_x} \frac{1}{z_f(g_x)} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2}}} \quad /1/$$

$$(P_{yz})_x = C'' \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^n g_x^{\frac{n}{2}} [z_f(g_x)]^{-n} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{-\frac{n}{2}} \quad /2/$$

$$(P_{zz})_x = \mu(v_s)(P_{yz})_x \quad /3/$$

$$(P_y)_x = C''' \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^n g_x^{\frac{n+1}{2}} [z_f(g_x)]^{1-n} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} \quad /4/$$

$$(P_z)_x = \mu(v_s)(P_y)_x \quad /5/$$

gdzie:

$|a_{zsr}|_x$  - średnia grubość warstwy skrawanej ostrzem znajdującym się w odległości  $x$  od powierzchni czołowej ściernicy /rys. 1/,



$|P_y|_x |P_z|_x$  - odpowiednio składowa promieniowa i obwodowa siły skrawania ostrzem znajdującym się w odległości  $x$  od powierzchni czołowej ściernicy,

$|P_y|_x |P_z|_x$  - odpowiednio składowa promieniowa i obwodowa siły szlifowania w strefie o nieskończenie małej szerokości  $dx$ ,

$C', C'', C'''$  - stałe,

$n$  - wykładnik potęgowy  $0,5 \leq n \leq 0,7$  /0,8/,

$v_p$  - prędkość posuwu wzdłużnego,

$v_s$  - szybkość obwodowa ściernicy,

$g_x$  - głębokość szlifowania w strefie o szerokości  $dx$  odległej od powierzchni czołowej ściernicy o  $x$ ,

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

$Z_F(g_x)$  - liczba ostrzy skrawających odniesionych do jednostki powierzchni zarysu ściernicy.

Głębokość szlifowania w przekroju strefy szlifowania, odległym od powierzchni czołowej ściernicy o  $x$  można wyrazić wzorem:

$$g_x = \begin{cases} g - y(x) & 0 \leq x \leq p_p \\ y(x - p_p) - y(x) & x > p_p \end{cases} \quad /6/$$

gdzie:

$p_p$  - posuw poprzeczny,

$y/x$  - funkcja zarysu ściernicy.

Moc szlifowania w rozpatrywanym przekroju wyraża się wzorem

$$N_x = C'' \mu(v_s) v_p^n v^{1-n} g_x^{\frac{n+1}{2}} [Z_F(g_x)]^{1-n} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} dx \quad /7/$$

zaś moc względna wynosi

$$n_x = \frac{N_x}{(Q_v)_x} = C^v \mu(v_s) v_p^{n-1} v_s^{1-n} g^{\frac{n-1}{2}} [z_F(g_x)]^{1-n} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} \quad /8/$$

gdzie:

$(Q_v)_x = C_o v_p g_x dx$  – objętościowa wydajność szlifowania  
w rozpatrywanym przekroju.

Składowe całkowitej siły szlifowania oraz całkowita moc szlifowania wynoszą odpowiednio:

$$R_y = C''' \left(\frac{v_p}{v_s}\right)^n \int_0^b g_x^{\frac{n+1}{2}} [z_F(g_x)]^{1-n} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} dx \quad /9/$$

$$P_z = \mu(v_s) R_y \quad /10/$$

$$N_x = C'' \mu(v_s) v_p^n v_s^{1-n} \int_0^b g_x^{\frac{n+1}{2}} [z_L(g_x)]^{2(1-n)} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} dx \quad /11/$$

Głębokość szlifowania  $g_x$  w określonym przekroju strefy szlifowania jest mniejsza od całkowitej głębokości szlifowania  $g$  wtedy, gdy szerokość strefy szlifowania  $b$  jest większa od posuwu poprzecznego.

Wraz ze zmniejszeniem głębokości szlifowania  $g_x$  w określonym przekroju strefy szlifowania, maleje wartość średnia siły przypadającej na jedno ostrze skrawające w tym przekroju.

Całkowita siła szlifowania wtedy wzrasta.

Wartość całki

$$\int_0^b g_x^{\frac{n+1}{2}} [Z_L(g_x)]^{2(1-n)} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{1-n}{2}} dx \quad /12/$$

występującej we wzorach /9/ i /11/ wzrasta wraz ze zwiększeniem szerokości strefy  $b$  i wynikającym z tego zmniejszeniem wartości  $g_x$ . Wartość tej całki byłaby niezależna od kształtu przekroju poprzecznego strefy szlifowania /przy niezmiennych parametrach szlifowania/, gdyby wykładnik potęgowy był równy jeden /  $n = 1$  /. Wartość tego wykładnika jest jednak mniejsza od jedności /  $n < 1$  /. Zużycie objętościowe ściernicy, powoduje zmianę rozkładu mocy w strefie szlifowania oraz wzrost całkowitej siły i mocy szlifowania nawet w przypadku gdy zużycie to polega jedynie na zmianie zarysu ściernicy bez zmiany mikrogeometrii jej powierzchni roboczej /bez stopienia ostrzy aktywnych/.

Wartość całki /12/ zależy nie tylko od szerokości strefy szlifowania  $b$  ale także kształtu przekroju poprzecznego warstwy skrawanej. Wartość ta maleje wraz ze wzrostem nierównomierności grubości warstw skrawanych  $g_x$  wzdłuż zarysu ściernicy.

Na rys. 2 przedstawiono w sposób poglądowy przekroje poprzeczne warstw skrawanych o jednakowym polu lecz o różnym kształcie. Wartość całki /12/ są dla tych przekrojów różne. Najmniejsza wartość całki /12/ występuje w przypadku I, zaś największa w przypadku III.

Nierównomierność obciążenia ziaren ściernych w strefie szlifowania, wynikająca z nierównomierności głębokości szlifowania  $g$  wzdłuż zarysu ściernicy, jest powodem zmiany jej zarysu. Analiza rozkładu głębokości szlifowania  $g_x$  /rys.2/ prowadzi do wniosku, że należy spodziewać się takich zmian zarysu ściernicy, jakie zostały przedstawione na tym rysunku.

### 3. Badania doświadczalne

Analiza rozkładu mocy względnej w strefie szlifowania została przeprowadzona w oparciu o wyniki badań doświadczalnych promieniowego zużycia ściernicy, podczas szlifowania płaszczyzn. Po określonym czasie przerywano szlifowanie uzyskując na powierzchni przedmiotu /między powierzchnią obrabianą i obrabianą/ odwzorowanie zarysu powierzchni roboczej ściernicy. Zarys ten odwzorowywano następnie i rejestrowano za pomocą profilografu.

Na rys. 3 przedstawiono wyniki badań zarysu roboczej powierzchni ściernicy po określonych czasach szlifowania. Porównanie wyników badań doświadczalnych z modelem teoretycznym zużycia promieniowego ściernic, przedstawione w pracy [2] wskazuje, że przybliżenie rzeczywistego procesu zużycia tym modelem jest dobre.

Na rys. 4 przedstawiono wyniki badań zużycia promieniowego ściernicy podczas szlifowania z różnymi głębokościami. Rozkład głębokości szlifowania  $g_x$  w określonych przekrojach wzdłużnych strefy szlifowania przedstawiono na rys. 5. Z analizy zależności  $g_x = f(x, t)$  wynika, że maksymalna wartość  $g_x$  maleje z czasem szlifowania i przemieszcza się w kierunku większych wartości  $x$  z prędkością prawie stałą. Pole styku ściernicy z przedmiotem obrabianym wzrasta z upływem czasu szlifowania. Przyrosty względne pola styku są jednak mniejsze od przyrostów względnych szerokości szlifowania  $b$ . Wynika to z faktu, że długość drogi pracy ostrza  $L_\psi$  jest proporcjonalna do  $\sqrt{g}$ . Przyrosty względne ilości ostrzy równocześnie skrawających się jeszcze mniejsze, co wynika ze zmniejszenia się ilości ostrzy aktywnych wraz ze zmniejszeniem średniej głębokości szlifowania  $g_x$ . Jest to opisane zależnością  $Z_f(g) = Z_L^2(g)$ .

Na rys. 6 przedstawiono wykres zależności kąta pochylenia  $\varphi$  stycznej do zarysu ściernicy, względem kierunku posuwu poprzecznego, od czasu szlifowania i położenia rozpatrywanego punktu zarysu.

Wartości maksymalne kąta  $\varphi$  maleją wraz z upływem czasu szlifowania, od  $2^{\circ}40'$  po upływie czasu szlifowania  $t = 60s$ , do  $\varphi = 2^{\circ}10'$  po czasie  $t = 900 s$ .

Największe wartości kąta  $\varphi$  występują w punktach leżących blisko skraju strefy szlifowania - dla  $x \approx b$ .

Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania określono przez przedstawienie do zależności teoretycznych /5/ i /8/ eksperymentalnie wyznaczonych wartości głębokości szlifowania  $g_x$  i ilości ostrzy aktywnych przypadających na jednostkę długości zarysu  $Z_L(g_x)$ .

Wykres zależności  $Z_L = f(g_x)$  przedstawiono na rys. 7

Po podstawieniu

$$C^* \mu(v_s) v_p^{n-1} v_s^{1-n} = C^*(v_p, v_s, n) \quad /13/$$

otrzymano

$$\frac{n_x}{C^*} = g_x^{\frac{n-1}{2}} [Z_L(g_x)]^{2(1-n)} \quad \left[ \frac{W}{\text{mm}^2/s} \right] \quad /14/$$

Wykresy zależności  $\frac{n_x}{C^*(v_p, v_s, n)} = f(g_x)$  obliczone dla wartości

wykładnika  $n = 0,5$  i  $n = 0,8$  przedstawiono na rys.7 .

Zależności te są niemonotoniczne. Dla małych wartości  $g_x$  wartości  $n_x/C^*$  rosną wraz ze wzrostem  $g_x$  .

W zakresie małych wartości  $g_x$  wzrost ilości ziaren aktywnych  $Z_L(g_x)$  jest szybszy od wzrostu  $g_x$  .

W zakresie dużych głębokości  $g_x$  , w których ilość ziaren aktywnych  $Z_L(g_x)$  wzrasta wolniej ze wzrostem głębokości  $g_x$ , następuje zmniejszenie mocy względnej szlifowania wraz ze wzrostem  $g_x$  .

Na rys.8 przedstawiono rozkład mocy względnej w strefie szlifowania wyznaczony w oparciu o wyniki badań zarysu ściernicy i rozkładu  $g_x$  . Całkowita moc szlifowania wzrasta z upływem czasu w wyniku zmiany rozkładu mocy w strefie szlifowania, spowodowanego zmianą kształtu i zarysu tej strefy.

Na rys. 9 przedstawiono wyniki badań zmian składowej odporowej siły w czasie szlifowania oraz wykresy zależności mocy szlifowania od czasu szlifowania, opracowane w oparciu o analizę rozkładu mocy względnej w strefie szlifowania. Zmiany składowej odporowej siły w czasie szlifowania wynikają nie tylko ze zmiany rozkładu sił w strefie i wielkości tej strefy, ale także ze zmiany stanu roboczej powierzchni ściernicy /w skali mikro/, spowodowanej między innymi ściernym zużyciem ziaren.

Uwzględnienie ściernego zużywania się ziaren i ściernicy, a nie tylko zużycia kształtowego w analizie rozkładu energii w strefie szlifowania, przyczyniłoby się do zwiększenia dokładności przybliżenia rozkładu rzeczywistego. Spowodowałoby to jednak dalsze skomplikowanie i tak już złożonej postaci modelu rozkładu energii w strefie szlifowania. Postępowanie takie byłoby jednak uzasadnione w wypadku analizy rozkładu energii podczas szlifowania z postępującym tępieniem ziaren. Wtedy jednak zużycie kształtowe ściernicy jest małe i dlatego następują tylko nieduże zmiany rozkładu energii w strefie szlifowania.

#### Podsumowanie

Analiza rozkładu energii względnej w strefie szlifowania może stanowić podstawę oceny energetycznej różnych odmian kinematycznych szlifowania. Analiza taka pozwala uzyskać informacje o tym, jak użytkownik ściernicy powinien kształtować powierzchnię roboczą, aby odpowiednio wpływać na ilość ziaren równocześnie skrawających, ich obciążenie i siłę całkowitą oraz moc szlifowania.

W pracy wykazano, że moc szlifowania z określoną wydajnością objętościową zależy nie tylko od parametrów szlifowania, ale także od szerokości i kształtu strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Wykazano także, że moc szlifowania może wzrastać w czasie szlifowania z intensywnym samo-  
ostrzeniem.

Zmiana zarysu roboczej powierzchni ściernicy w wyniku zużycia, polegająca na zwiększeniu powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym, powoduje wzrost całkowitej siły i mocy szlifowania.

Dotychczas często wzrost siły i mocy szlifowania wiązano jedynie ze wzrostem sumarycznej powierzchni starcia ściernicy.

Wyniki badań doświadczalnych wskazują, że zależność mocy względnej od głębokości szlifowania jest niemonotoniczna. Wysoką wydajność i małą moc względną można uzyskać podczas szlifowania z dużą głębokością.

## L i t e r a t u r a

Kacalak W., Lewkowicz R.: Energetyczny model procesu szlifowania. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie, seria Technika Wytwarzania 2/77.

Karpiński T., Kacalak W.: Probabilistyczne modele zużycia ściernic. Monografie, Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie w druku.

## S t r e s z c z e n i e

W artykule przedstawiono rozważania teoretyczne oraz wyniki badań doświadczalnych dotyczące rozkładu mocy względnej w strefie szlifowania. Wykazano, że analiza rozkładu mocy w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym może być podstawą oceny energetycznej różnych odmian szlifowania. Z przeprowadzonych rozważań wynika, że wzrost sił i mocy szlifowania w warunkach intensywnego samoostrzenia jest powodowany przede wszystkim kształtowym zużyciem ściernicy. Dotychczas często wzrost sił i mocy w czasie szlifowania wiązano jedynie ze zużyciem ściernym ziaren i ściernicy.

## DISTRIBUTION OF RELATIVE POWER IN THE GRINDING ZONE

The paper presents theoretical considerations and the results of experimental investigations on the distribution of relative power in the grinding zone. It was established that the energetic evaluation of various grinding types may be based on the analysis of power distribution in the contact zone between grinding wheel and workpiece.

It follows from these considerations that the increase in grinding forces and power under conditions of intensive selfdressing is mainly the result of shape wear of the grinding wheel. This increase in grinding forces and grinding power has been frequently correlated with merely the abrasive wear of grains and the grinding wheel.



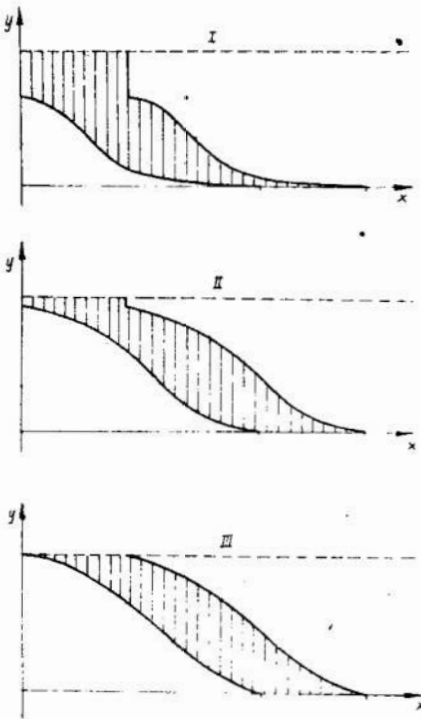
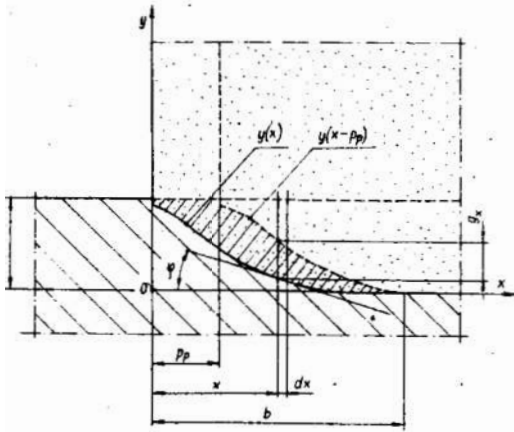
## Распределение относительной мощности в зоне резания

### Содержание

Распределение относительной мощности в зоне резания рассматривается автором теоретически. В статье приведены также результаты исследования этого явления. Предполагается, что анализ распределения мощности в зоне касания абразивного круга с обрабатываемой поверхностью может быть основой энергетической оценки разных видов шлифования. Из проведенных анализов вытекает, что увеличение силы и мощности шлифования в условиях интенсивного самозатачивания оказывает влияние прежде всего на фасонный износ абразивного круга. До сих пор увеличение силы и мощности во время шлифования часто связывалось только с абразивным износом зерен и абразивного круга.

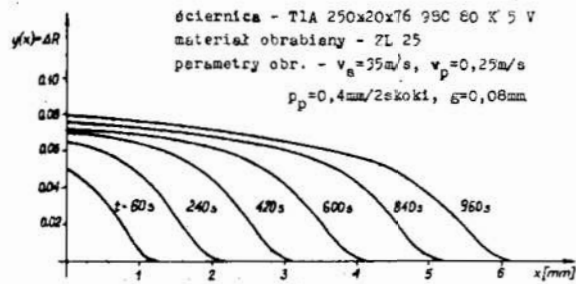
Rys.1 Geometria przekroju poprzecznego warstwy szlifowanej

Fig.1 Cross-sectional geometry of a ground layer



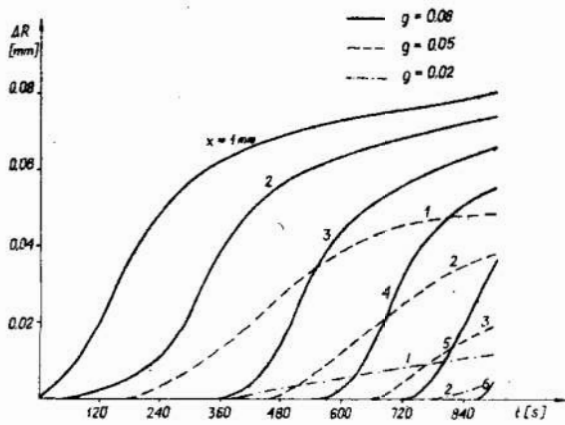
Rys.2 Przykład zmiany rozkładu głębokości szlifowania w wyniku zużycia kształtowego ściernicy.

Fig.2 Example of change in grinding depth as a result of shape wear of the grinding wheel



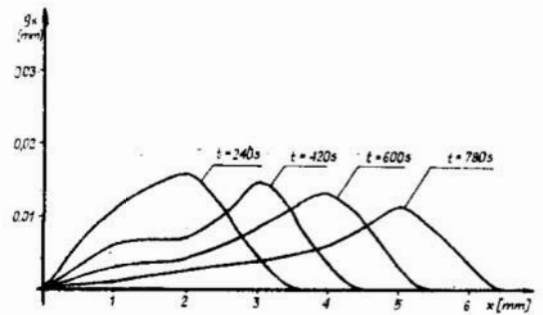
Pvs.3 Zarysy roboczej powierzchni ściernicy po różnych czasach szlifowania.

Fig.3 Working face profiles of a grinding wheel after various grinding times



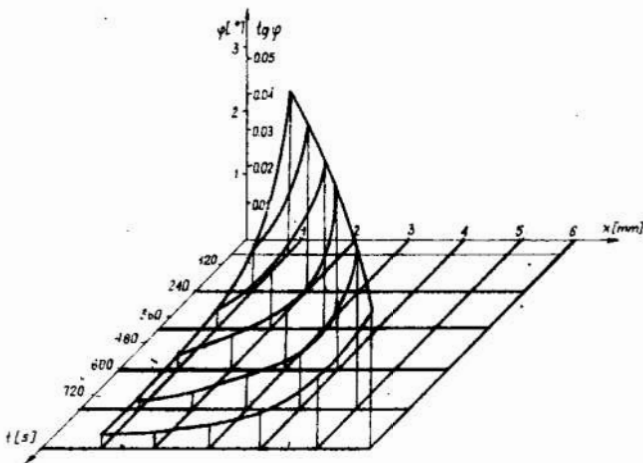
Rys.4 Wykresy zużycia promieniowego ściernicy.

Fig.4 Radial wear of grinding wheel



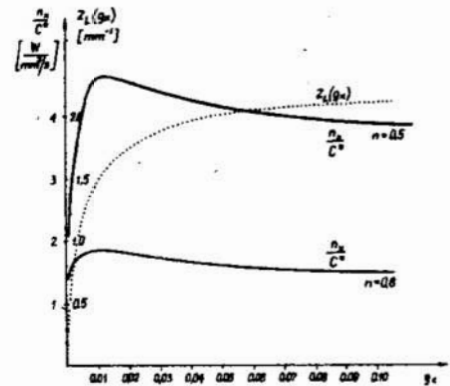
Rys.5 Rozkład głębokości szlifowania  $g_x$

Fig.5 Distribution of grinding depth  $g_x$



Rys.6 Wykres zależności kąta nachylenia stycznej do zarysu ściernicy względem kierunku posuwu poprzecznego.

Fig.6 Relation between the angle of inclination of a tangential to the grinding wheel profile and the cross-feed direction



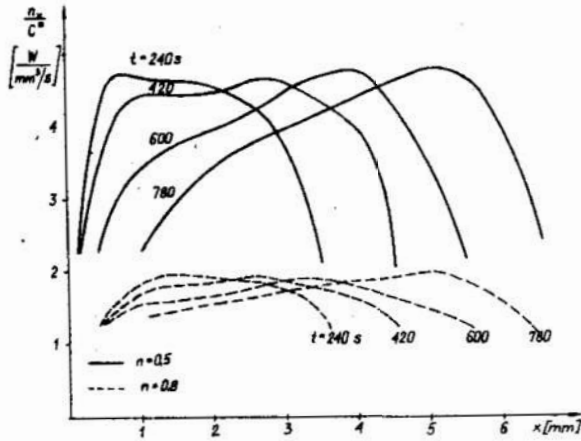
Rys.7 Wykresy zależności

$$z_L(g_x) \text{ i } \frac{n_x}{C^n} = f(g_x)$$

Fig.7 Relations  $Z_L/\alpha_x/$  and  $\frac{n_x}{C^n} = f / g_x/$

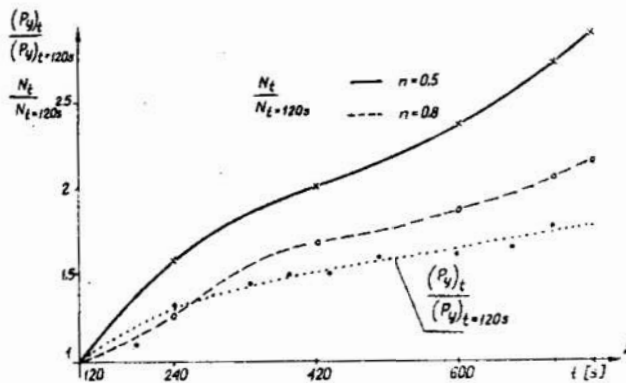
Rys.8 Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania

Fig.8 Distribution of relative power in the grinding zone.



Pys.9 Przyrost względny składowej odporowej i mocy szlifowania.

Fig.9 Relative increment of the thrust component and grinding power.



Doc.dr inż. Wojciech Kacalak  
Mgr inż. Stanisław Kapłonek  
Instytut Budowy Maszyn  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

ANALIZA WPŁYWU ZUŻYCIA ŚCIERNEGO I INTENSYWNOŚCI  
WYKRUSZEŃ ZIAREN AKTYWNYCH NA PRZEBIEG PROCESU  
SZLIFOWANIA

1. Wprowadzenie

Analiza procesu zużywania się ziaren ściernych i ściernic ma istotne znaczenie dla właściwego sterowania parametrami szlifowania oraz dla wyboru kryterium i oceny trwałości ściernicy. Analiza taka może ułatwić prognozowanie kierunków modyfikacji znanych i poszukiwania nowych materiałów ściernych i narzędzi ściernych.

Zmiany stanu roboczej powierzchni ściernicy wywołane jej zużyciem ściernym oraz zużyciem wytrzymałościowym powodują, że wielkości wyjściowe procesu szlifowania takie jak np. siły szlifowania, chropowatość powierzchni obrabianej, własności fizyczne warstwy wierzchniej, należy w długim okresie czasu /w okresie trwałości/, traktować jako realizację niestacjonarnego procesu stochastycznego. W wielu wypadkach proces taki można traktować jako sumę funkcji nie losowej i procesu stacjonarnego.

Zmiany wielkości wyjściowych procesu szlifowania spowodowane zmianą stanu roboczej powierzchni ściernicy powodują odpowiednie zmiany cieplnego i mechanicznego obciążenia ostrzy aktywnych. Stan roboczej powierzchni ściernicy powinien być zatem traktowany równocześnie jako wielkość wyjściowa i wejściowa procesu szlifowania i procesu zużycia ściernicy.

Trwałość ściernicy w określonych warunkach szlifowania zależy od warunków ograniczających nałożonych na niektóre wielkości wyjściowe procesu. Kryterium trwałości ściernicy będzie wtedy zmiana tej wielkości wyjściowej, która najwcześniej osiągnie wartość dopuszczalną. Równoczesne kontrolowanie poziomu wielu wielkości wyjściowych jest możliwe tylko w warunkach laboratoryjnych. Produkowane obecnie szlifierki są często wyposażone w amperomierz wskazujący natężenie prądu silnika napędu głównego. Ponieważ na ogół wahania napięcia zasilającego są niewielkie, to pomiar natężenia prądu może być traktowany jako równoważny pomiarowi wykorzystywanej mocy silnika. Znając straty mocy w układzie napędu głównego można wyznaczyć moc szlifowania. Jej poziom łatwo kontrolować. Jeżeli znane będą zależności między mocą szlifowania a poziomami tych wielkości wyjściowych, których nadmierne zmiany zagrażają jakości szlifowania, to wzrost mocy może stanowić kryterium trwałości ściernicy.

#### Analiza przyczyn i objawów zużycia ściernicy

Cieplne i mechaniczne obciążenie aktywnych ziaren ściernych jest zmienne zarówno w czasie styku ziarna z materiałem obrabianym wzdłuż drogi pracy jak również w kolejnych okresach skrawania tymi ostrzami. W czasie pracy ostrze może być zatem w pewnych chwilach obciążone nieznacznie, w innych zaś obciążenie mechaniczne może przewyższać jego wytrzymałość doraźną. Zużycie aktywnych ziaren ściernych polega na zmianie ich początkowego kształtu i wymiaru. Postaci zużycia aktywnego ziarna ściernego zależą od jego cieplnego i mechanicznego obciążenia, zarówno w aspekcie ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej jak również w aspekcie wytrzymałości doraźnej, oraz od jego własności fizycznych i chemicznych. Z analizy prac dotyczących przyczyn i postaci zużycia ziaren ściernych przedstawionych w rozprawie /9/ wynika,

że ich zużycie ściernie jest następstwem procesów ścierania, dyfuzji i adhezji oraz procesów chemicznych przy obciążeniach cieplnych i mechanicznych na tyle małych w stosunku do wytrzymałości doraźnej ziarna, że praktycznie można przyjąć występowanie trwałej wytrzymałości zmęczeniowej.

Zużycie wytrzymałościowe ziaren następuje przy dużych ich obciążeniach w wyniku przekroczenia wytrzymałości doraźnej lub też przekroczenia organicznej wytrzymałości zmęczeniowej po niewielkiej liczbie obciążeń cieplnych i mechanicznych. Polega ono na pękaniu i wykruszeniu części ziaren aktywnych. Podczas szlifowania ziarna aktywne ściernice zużywają się zarówno ściernie jak i wytrzymałościowo. Ziarno, które w przednim okresie pracy uległo zużyciu wytrzymałościowemu, może w następnym okresie pracy zużywać się ściernie lub też zostać po pewnym czasie wyrwane całkowicie ze ściernicy.

W określonych warunkach szlifowania, zależnie od zdolności ziaren ściernych do przeciwstawienia się ich zużyciu wytrzymałościowemu, jedna postać zużycia może dominować nad drugą. Odpowiednio można wyróżnić dwie formy zużywania się ściernic: zużycie ściernie i zużycie wytrzymałościowe. W zależności od charakterystyki ściernicy, a szczególnie od jej twardości /3/ rodzaju materiału obrabianego, parametrów i pozostałych warunków szlifowania oraz stanu roboczej powierzchni ściernicy, jedna z form zużycia może występować z większą intensywnością od drugiej. Ocena intensywności zużycia ściernego i wytrzymałościowego może być dokonana w oparciu o wartości parametrów stanu roboczej powierzchni ściernicy /4/.

### 3. Obciążenie i zużycie pojedynczych ziaren ściernych

Rozważania analityczne zjawiska skrawania pojedynczymi ziarnami ściernymi wymagają przejęcia założeń modelowych.

W literaturze można znaleźć warunki odkształcenia i oddzielenia materiału przez ziarno ściernie modelowane w postaci stożka ściętego zakończonego powierzchnią sferyczną /7/ lub płaszczyzną /1/, /8/. W pracach Kragielskiego /7/, /8/ podano graniczne wartości stosunku zagłębienia się ostrza do jego promienia, które określają graniczne warunki przejścia ze stanu sprężystego jedynie odkształcenia materiału w stan odkształceń sprężystych i plastycznych, i z tego z kolei stanu w stan spiętrzenia materiału przed ostrzem i jego oddzielania.

W dalszych rozważaniach dotyczących procesu ścierania i wykuszania ziaren ściernych oraz zmian wartości składowych siły szlifowania, oparto się na modelu obciążenia pojedynczego ziarna, przedstawionego w pracy /1/ /rys.1/. Po obliczeniach i przekształceniach otrzymano następującą wartość składowej siły skrawania pojedynczym ziarnem.

$$P_{zz} = C \left( a_z^2 + 2a_z h_s \right) \left( \operatorname{tg} \varepsilon + \mu \frac{\operatorname{tg} \varepsilon}{\cos \varepsilon} \right) + C \pi h_s^2 \operatorname{tg}^2 \varepsilon \quad /1/$$

We wzorze tym oznaczono przez C wartość mikrotwardości materiału obrabianego w stopniach Vickers'a oraz przez  $\mu$  współczynnik tarcia ziarna o powierzchnię obrabianą.

Graficzną ilustracją wzoru /1/ są wykresy  $P_{zz} = f(h_s)$ ,  $P_{zz} = f(a_z^2)$  i  $\frac{P_{zz}}{a_z^2} = f(a_z^2)$  przedstawione na rys. 2, 3 i 4.

Matematyczny opis wytrzymałościowego i ściernego zużywania się ściernicy

Zużywanie się ściernicy w procesie szlifowania jest procesem złożonym. Można go charakteryzować przez określenie intensywności ściernego i wytrzymałościowego zużywania się ziaren. Z badań przeprowadzonych przez autora pracy /10/ wynika, że w najczęściej spotykanych warunkach szlifowania z ograniczonym samoostrzeniem - można przyjąć liczbę ostrzy aktywnych za stałą w czasie.



Populację ziaren wykruszonych w przedziale czasu  $\langle t_1, t_2 \rangle$  można podzielić na dwa zbiory:

- zbiór ziaren, które uległy wykruszeniu po krótkim okresie pracy w wyniku przekroczenia przez obciążenie ich wytrzymałości doraźnej,
- zbiór ziaren, które uległy wykruszeniu po dłuższym okresie pracy wskutek zmęczenia, wynikającego z akumulacji uszkodzeń spowodowanych obciążeniem cieplnym i mechanicznym, nie przekraczającym ich wytrzymałości doraźnej.

Populację ziaren znajdujących się na powierzchni ściernicy, które w przedziale czasu  $\langle t_1, t_2 \rangle$  nie uległy wykruszeniu, można także podzielić na dwa zbiory:

- zbiór ziaren, które uległy wykruszeniu w czasie  $T-t_2$ , jaki pozostał do zakończenia okresu trwałości ściernicy,
- zbiór ziaren, które nie uległy wykruszeniu do końca okresu trwałości ściernicy.

Matematyczny opis wytrzymałościowego i ściernego zużycia się ziaren ściernych jest szczególnie trudny. W przypadku obciążenia zmęczeniowego ziaren ściernych, trudno ustalić, co ilościowo należy rozumieć pod pojęciem obciążenia, od którego zależy rozkład prawdopodobieństwa przyrostu pęknięcia zmęczeniowego. Zależy on bowiem nie tylko od wartości maksymalnych naprężeń cieplnych i mechanicznych, ale także od szybkości ich zmian rozpatrywanych w krótkim i długim okresie czasu.

Duża kruchość materiału ziaren ściernych powoduje, że ich zużycie wytrzymałościowe występuje raczej wskutek przekroczenia wytrzymałości doraźnej niż wytrzymałości zmęczeniowej. Ponadto w elementach o ostrych narożach, wykonanych z materiałów kruchych, wykruszenie naroży występuje już przy obciążeniach nie powodujących jeszcze wykruszenia ziarna ze ściernicy.

Z uwagi na obecny stan wiedzy o procesach zużycia zmęczeniowego obciążonych stochastycznie materiałów kruchych, można uznać za wystarczające ograniczenie się do analizy wykruszeń ziaren w wyniku przekroczenia ich wytrzymałości do- rężnej lub siły zamocowania. Probabilistyczne modele zuży- cia ściernic zostały przedstawione w pracy monograficznej /6/.

W pracy tej matematyczny opis używania się ściernicy został oparty na rozkładzie wieku ziaren na powierzchni ściernicy. Przyjęto, że wiek ziarna będzie się wyrażać okresem czasu bieżącego od chwili, w której ziarno po raz pierwszy rozpoczęło pracę, stykając się okresowo z przedmiotem obra- bianym. Założono, że aktywne ziarna ściernic w chwilach wykru- szania są zastępowane niepracującymi dotąd ziarnami o tym samym rozkładzie czasu życia.

Jeżeli w chwili początkowej na powierzchni ściernicy znajduje się  $v_k$  ziaren w wieku  $k$ , to całkowita ilość ziaren aktywnych wynosi

$$N_a = \sum v_k$$

Wszystkie wykruszenia ziaren następujące w chwili  $t$  można podzielić /6/ na:

- wykruszenia ziaren, które rozpoczęły pracę w chwilach  $j$ ,  $j = 0, 1 \dots t - 1$ ; oczekiwana liczba wykruszeń w tej grupie wynosi  $a_t$ ,
- wykruszenia ziaren pracujących od chwili początkowej, czyli ziaren, które w chwili  $t$  osiągają wiek  $t+k$ ,  $k=1, 2, \dots$ , oczekiwana liczba wykruszeń w tej grupie wynosi  $b_t$ .

Oczekiwana liczba wykruszeń  $a_t$  w pierwszej grupie zależy od oczekiwanych liczb wykruszeń  $u_j$  w chwilach  $j$  oraz prawdopodobieństw  $p_{t-j}$  nie wykruszenia w czasie  $t-j$  ziaren rozpo- czynających pracę w chwilach  $j$

$$a_t = \sum_{j=0}^{t-j} u_j p_{t-j}$$

Jeżeli prawdopodobieństwo, że czas pracy ziarna przekroczy  $k$ , jest równe  $r_k$ , to prawdopodobieństwo warunkowe wykruszenia w chwili  $t$  ziarna, które w chwili początkowej było w wieku  $k$  jest równe  $\frac{P_{t+k}}{r_k}$ .  
Oczekiwana liczba wykruszeń  $b_t$  w chwili  $t$  grupie ziaren pracujących od chwili początkowej wynosi:

$$b_t = \sum_{k=1}^{\infty} v_k \frac{P_{t+k}}{r_k} \quad t=1,2,\dots$$

Całkowita zatem oczekiwana liczba wykruszeń w chwili  $t$  wynosi

$$u_t = \sum_{j=0}^{t-1} u_j P_{t-j} + \sum_{k=1}^{\infty} v_k \frac{P_{t+k}}{r_k}$$

Oznaczając przez  $u_{t-k}$  oczekiwaną liczbę wykruszeń w chwilach  $t-k$ ,  $k=0,1,\dots,t-1$ , przez  $v_{k-t}$  oczekiwaną liczbę ziaren o wieku  $k-t$  w chwili początkowej oraz przez  $\frac{r_k}{r_{k-t}}$  prawdopodobieństwo, że ziarno o wieku  $k-t$  jednostek czasu będzie pracować jeszcze  $k$  jednostek czasu, otrzymuje się oczekiwany rozkład wieku ziaren w chwili  $t$  /6/

$$v_k(t) = \begin{cases} u_{t-k} r_k, & k=0,1,\dots,t-1 \\ \frac{v_{k-t} r_k}{r_{k-t}}, & k=t, t+1 \end{cases}$$

Rozkład wieku ziaren aktywnych jest zmienny w czasie.

W przypadku, gdy prawdopodobieństwo wykruszenia ziarna praktycznie nie zależy od jego wieku, to rozkład wieku ziaren szybko się stabilizuje. Im mniejsza jest intensywność zużycia wytrzymałościowego ziaren, tym większe są zmiany rozkładu wieku ziaren /rys.5/.

Powierzchnia starcia  $F_k/t/$  aktywnego ziarna o wieku  $k$  w chwili  $t$  zależy od jego obciążenia  $P/t/$ , odporności na ścieranie  $S$  i czasu pracy  $t$

$$F_k(t) = f [P(t), S, k]$$

Wyniki badań przedstawione w pracach /9/ i /10/ wskazują, że możliwe jest przyjęcie liniowej zależności powierzchni  $F_k/t/$  na ziarnie od jego wieku  $k$

$$F_k(t) = C k$$

Znając rozkład wieku ziaren w chwili  $t$  można wyznaczyć sumaryczną powierzchnię starcia ściernicy /6/

$$F_s(t) = \sum F_k(t) v_k(t) = \sum C k v_k(t)$$

Zużycie ściernicy jest przyczyną pomijalnie małego zużycia objętościowego ściernicy. Ubytek objętości ściernicy spowodowany jej zużyciem wytrzymałościowym, jakie wystąpiło do chwili  $t$  zależy od sumarycznej liczby wykruszeń  $U_n/t/$

$$U_n(t) = \sum_t u_t,$$

zależy od średniej objętości wykruszonego ziarna  $(V_z')_{\text{sr}}$  oraz od ziarnistości ściernicy  $v_z^{(1)}$  i wynosi /6/

$$\Delta V(t) = \frac{(V_z')_{\text{sr}} U_n(t)}{v_z^{(1)}}$$

Wpływ zużycia ściernicy na siły szlifowania

Analiza dotycząca zużycia wytrzymałościowego na zmianę kształtu i wielkości pola styku ściernicy z przedmiotem obrabianym została przedstawiona w pracy /2/. Powiększenie pola styku ściernicy i przedmiotu obrabianego następuje w wyniku wytrzymałościowego zużycia ściernicy jest przyczyną wzrostu siły szlifowania /5/.

Poniżej zostanie przedstawiona analiza zależności siły szlifowania od rozkładu wieku ziaren i wyniki symulacji procesu zużycia oraz zmiany składowej stycznej w czasie szlifowania.

Znając ilość ostrzy skrawających równocześnie  $z_c$  i oczekiwany rozkład wieku ziaren aktywnych  $v_k$  można wyznaczyć rozkład wieku ziaren równocześnie skrawających

$$[v_k(t)]_{z_c} = v_k(t) \frac{z_c}{N_a}$$

Składowa styczna siły skrawania jednym ziarnem  $P_{zz}$  jest funkcją wysokości  $h_s$  a zatem powierzchnia starcia  $F_k/t/$  zgodnie ze wzorem /1/

$$P_{zz} = C \left[ a_z^2 + 2a_z \sqrt{\frac{F_k(t)}{\pi}} \operatorname{ctg} \varepsilon \right] \left( \operatorname{tg} \varepsilon + \mu \frac{\operatorname{tg} \varepsilon}{\operatorname{cos} \varepsilon} \right) + C F_k(t)$$

Całkowita zatem składowa styczna siły szlifowania  $P_z$  wyrażona będzie wzorem

$$P_z(t) = \sum P_{zz_k} \frac{v_k(t)}{N_a} = \sum P_{zz_k} [v_k(t)]_{z_c} ,$$

gdzie składowa styczna  $P_{zz_k}$  skrawania ziarnem o wieku  $k$

$$P_{zz_k} = f [F_k(t)]$$

W oparciu o przedstawione wzory przeprowadzono matematyczną symulację procesu zużycia ściernicy oraz symulację zmian składowej stycznej siły szlifowania. Do obliczeń przyjęto ilość ziaren równocześnie skrawających  $z_c = 500$ , średnią liczbę wykruszeń w jednostce czasu  $\lambda_1 = 6$  i  $\lambda_2 = 26$ . Założono ponadto, że rozkład wykruszeń w jednostce czasu jest normalny i że prawdopodobieństwo wykruszeń ziarna nie zależy od jego wieku. Wyniki symulacji przedstawiono na rys. 6 i 7. Na rys. 6 pokazano przebieg sumarycznej powierzchni starcia na ziarnach równocześnie pracujących  $[F_s(t)]_{z_c}$ , powierzchni starcia podczas skrawania pojedynczym ziarnem  $F_k/t/$  i średniej powierzchni starcia ściernicy odniesionej do jednego ziarna  $[F_s(t)]_{z_c} : z_c$ .

Na rys. 7 zamieszczono wykresy zmian w czasie szlifowania składowej stycznej siły skrawania pojedynczym ziarnem  $P_z$  oraz składowej stycznej szlifowania  $P_z = f/t/$ .

## 6. Podsumowanie

Rozkład wieku ziaren aktywnych może być podstawą wyznaczenia sumarycznej powierzchni starcia ściernicy. Postać modelu tego rozkładu zależy od założeń dotyczących procesu wykruszeń. Praktyczne wykorzystanie modelu wymaga dla wyboru odpowiedniej jego postaci, wstępnych badań stanu powierzchni roboczej ściernicy w celu identyfikacji formy zużycia i oceny intensywności zużycia ściernego oraz wytrzymałościowego. Przedstawione rozważania mogą być wykorzystywane dla oceny trwałości ściernic.

W tym celu niezbędne jest doświadczalne wyznaczenie współzależności różnych wielkości wyjściowych procesu szlifowania, których nadmierne zmiany zagrażają jakości obróbki /np. chropowatości powierzchni, temperatury szlifowania, amplitudy drgań od łatwo wyznaczalnej wielkości jaką jest siła szlifowania.

L i t e r a t u r a

1. Eiss S.Jr.: Fracture of abrasive grain in grinding. Trans. ASME, 1967, B89, N<sup>o</sup> 3, 463-469. Discuss.470
2. Kacalak W. Lewkowicz R.: Energetyczny model procesu szlifowania - w druku
3. Karpiński T. Kacalak W. Słowiński B.: Nowe podejście do problemu twardości narzędzi ściernych. Materiały z III Konferencji Naukowo - Technicznej nt Obróbka ścierna. Łódź, wrzesień 1976.
4. Karpiński T. Kacalak W. Plichta J. Stępień P.: Charakterystyka roboczej powierzchni ściernicy. / w druku/
5. Karpiński T. Kacalak W. Słowiński B.: Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania. / w druku/
6. Karpiński T. Kacalak W. Probabilistyczne modele zużycia ściernicy. Monografie . WSInż. Koszalin /w druku/
7. Kragielski I.W. Ob usłowijach dieformirowanija materiała na powierzchniach trienija. Suchoje trienije, Riga 1961, Izdat. ANKSSR.
8. Kragielski I.W. Über Verchleibberechnungen von sich reibenden Gliderverbindungen. Maschinenbautechnik 1965, nr 10, s. 549 -554 .
9. Oczóś K. Analiza procesu i metody pomiaru zużycia pojedynczych ziarn ściernych i ściernicy. Rozprawy nr 4. Wydawnictwo P.Rz. Rzeszów 1975.
10. Yoshikawa H. Theory of tool for the grinding wheel. Ann. CIRP 14, 1974, s. 348-362.

## S t r e s z c z e n i e

W pracy przedstawiono teoretyczne rozważania dotyczące wpływu zużycia ściernego aktywnych ziaren ściernych oraz intensywności ich wykruszeń na wartość składowych sił i moc szlifowania. W dalszej części zamieszczono wyniki matematycznej symulacji procesu ścierania i wykruszania aktywnych ziaren ściernych oraz ocenę wpływu intensywności wykruszeń ziaren na trwałość ściernicy.

Effect of abrasive wear and intensity of active grain release on the course of the grinding process

The paper presents theoretical considerations on the effect of abrasive wear of active abrasive grains and the intensity of their release on the magnitude of grinding forces and grinding power components. Further, the paper presents the results of mathematical simulation of the abrasion and releasing processes of active abrasive grains and the evaluation of how the intensity of grain release influences the life of the grinding wheel.

Анализ влияния абразивного износа и интенсивности выкрашивания активных зерен на ход процесса шлифования

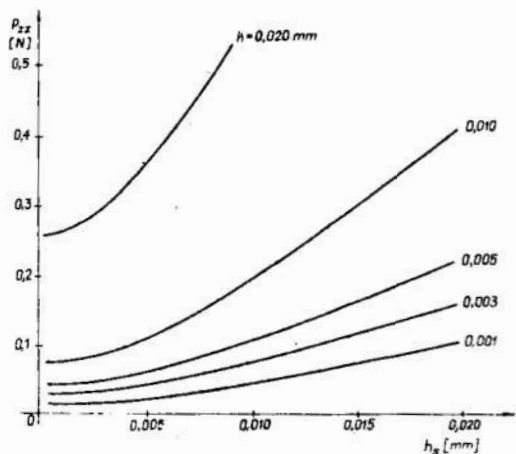
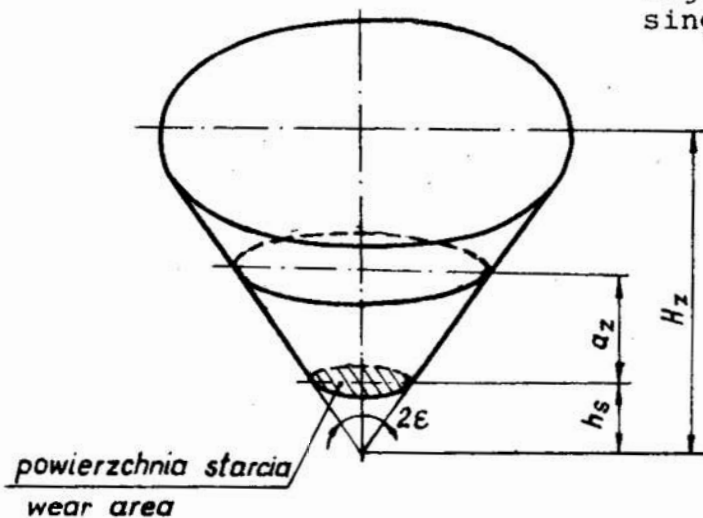
### Содержание

В работе теоретически рассмотрен вопрос о влиянии абразивного износа активных абразивных зерен и интенсивности их выкрашивания на величину составляющих сил и мощность шлифования. Представляются результаты математической симуляции абразивного процесса и выкрашивания активных абразивных зерен, а также дается оценка влияния интенсивности выкрашивания зерен на износостойкость абразивного круга.

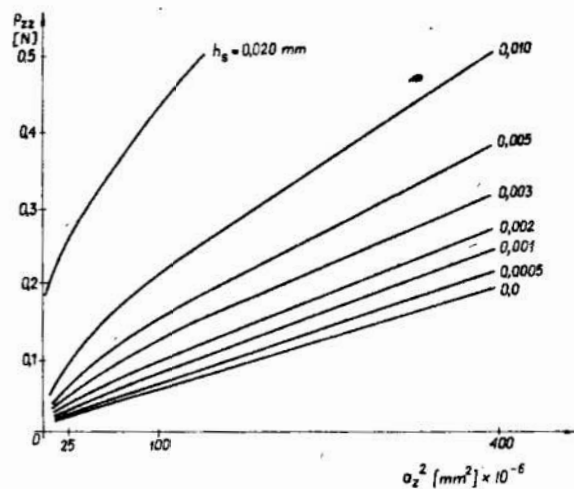


Rys.1 Model obciążenia pojedynczego ziarna

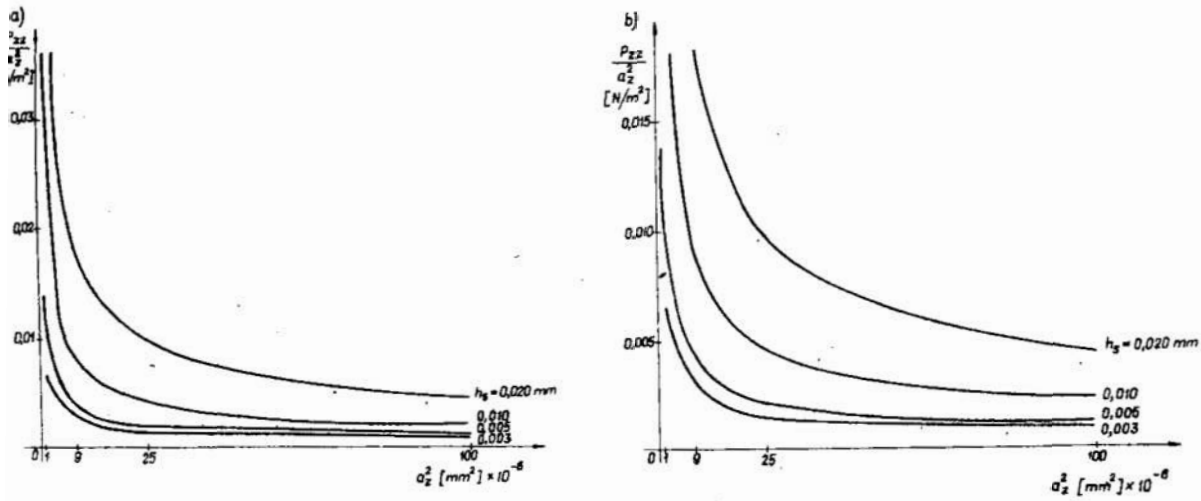
Fig.1 Loading model of a single grain



Rys.2 Zależność siły skrawania pojedynczym ziarnem  $P_{zz}$  od wartości starcia ziarna  $h_s$   
 Fig.2 Relation between single grain cutting force  $P_{zz}$  and grain abrasion value  $h_s$

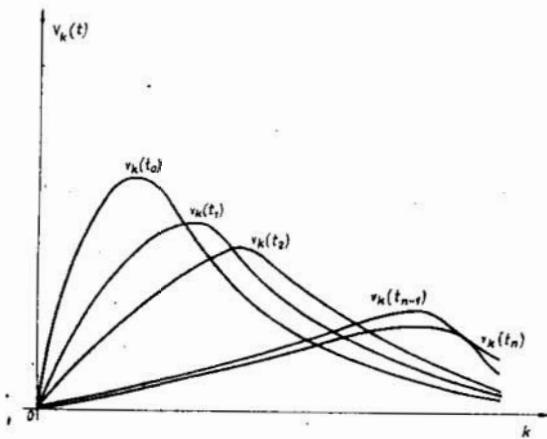


Rys.3 Zależność siły skrawania pojedynczym ziarnem  $P_{zz}$  od wartości kwadratu głębokości skrawania  $a_z^2$   
 Fig.3 Relation between single grain cutting force  $P_{zz}$  and the square of cutting depth  $a_z^2$



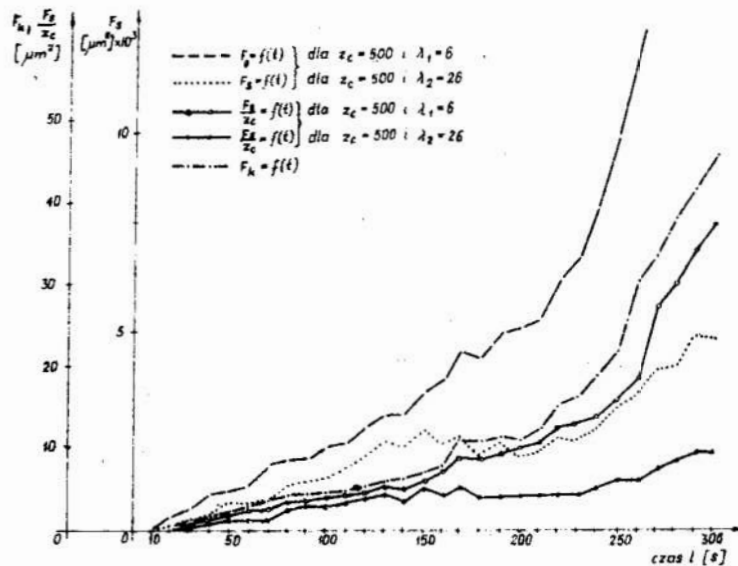
Rys.4 Zależność siły skrawania pojedynczym ziarnem odniesionej do kwadratu głębokości skrawania  $\frac{P_{zz}}{a_z^2}$  od wartości kwadratu głębokości skrawania  $a_z^2$

Fig.4 Relation between single grain cutting force related to the square of cutting depth  $\frac{P_{zz}}{a_z^2}$  to the square of cutting depth  $a_z^2$



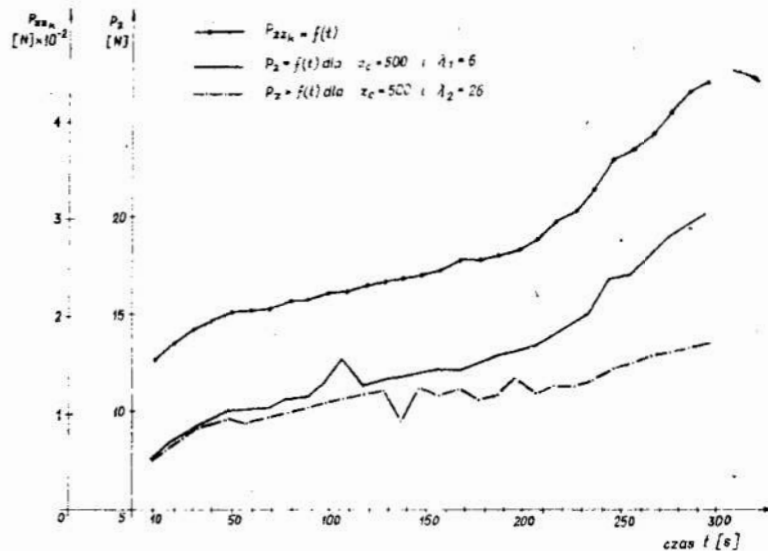
Rys.5 Zależność liczby ziarn aktywnych  $v_k/t/$  od wieku  $k$

Fig.5 Relation between the number of active grains  $v_k/t/$  and their age  $k$



Rys.6 Przebieg sumarycznej powierzchni starcia na ziarnach równocześnie pracujących  $F_s$ , powierzchni starcia podczas skrawania pojedynczym ziarnem  $F_k$  oraz średniej powierzchni starcia ściernicy odniesionej do jednego ziarna  $\frac{F_s}{z_c}$  w czasie  $t$ .

Fig.6 Pattern of total wear on simultaneously working grains  $F_s$ , of wear surface when cutting with a single grain  $F_k$  and of grinding wheel surface mean wear related to a single grain  $\frac{F_s}{z_c}$  in time  $t$



Rys.7 Zmiana w czasie szlifowania składowej stycznej siły skrawania pojedynczym ziarnem  $P_{zzk}$  oraz składowej stycznej szlifowania  $P_z$ .

Fig.7 Variation during grinding of the tangential component of single-grain cutting force  $P_{zzk}$  and of the tangential component of grinding  $P_z$ .

Zimierz Woźniak  
Instytut Badawczo-Rozwojowy Narzędzi  
Ciężkich

WYPIYUW GEOMETRII I WYTRZYMAŁOŚCI MECHANICZNEJ  
ZIARNA ŚCIERNEGO NA JEGO ZDOLNOŚĆ ŚCIERNĄ

EFFECT OF THE GEOMETRY AND MECHANICAL STRENGTH  
OF THE ABRASIVE GRAIN UPON THE ABRASIVE ACTION

Wprowadzenie

Zdolność ścierna /skrawalność/ jest jednym z najważniejszych parametrów ziarna ściernego decydującym o przydatności ścierniwa do obróbki ścierniej /szczególnie przy obróbce luźnym ziarnem/. Określana jest ona ilością zeszlifowanego materiału w ściśle określonych warunkach przy użyciu określonej ilości ścierniwa.

Znane są badania [1] dotyczące zależności zdolności ścierniej ziarna diamentowego od wytrzymałości mechanicznej ziarn. Z badań tych wynika, że ze wzrostem wytrzymałości mechanicznej poszczególnych gatunków ziarna diamentowego rośnie jego zdolność ścierna.

W dostępnych danych literaturowych brak jest natomiast danych doświadczalnych na temat wpływu geometrii ziarna ściernego na jego zdolność ścierną.

W pracy Waksera [2] podano, że promienie krzywizn ostrzy tnących ziarna wykazują duży wpływ na proces szlifowania. Wzrost tego promienia powoduje zwiększenie wytrzymałości dynamicznej ziarna, z drugiej strony wysokie wartości promieni krzywizn wpływają ujemnie na proces zdejmowania cienkich wiórów.

Podano tam jednocześnie; że własności skrawne różnych materiałów ściernych nie są jednakowe. Jako przykład podano węgiel krzemu, który pod <sup>ty</sup>względem przewyższa elektrokorund. Wakser podaje, że obok własności fizycznych można to wytłumaczyć bardziej ostrymi kątami wierzchołkowymi ziarna węgla krzemu.

W innej pracy [3] podano, że z punktu widzenia zdolności skrawanych jest ważne, jaki procent naroży ma kąty wierzchołkowe mniejsze od  $90^{\circ}$ . Wskazuje to bowiem na prawdopodobieństwo skrawania ziarnami z kątami natarcia ostrza większymi od zera. Podano również, że wzrost wielkości ziarna powoduje spadek udziału procentowego kątów wierzchołkowych ostrych, co wskazuje na pogorszenie zdolności skrawanych.

Geometria ziaren, a dokładniej ich wierzchołków ma zasadniczy wpływ na charakter kontaktu ziarna ściernych z obrabianym materiałem. Stwierdzono [4], że na rodzaj zjawisk zachodzących podczas kontaktu ziarn ściernych z obrabianym przedmiotem ma wpływ promień krzywizny wierzchołka ostrza. Podano, że mikroskrawanie ma miejsce tylko w przypadku, gdy:

$$\frac{h}{\xi} \geq \left(\frac{\pi}{5,6}\right)^2$$

gdzie:

$h$  - wielkość wgłębienia /mm/,

$\xi$  - promień krzywizny wierzchołka ziarna /mm/.

Przy mniejszych wartościach tego stosunku zachodzi plastyczna lub sprężysta deformacja obrabianego materiału.

Przedstawione dane wskazują, że geometria ziarn ściernych posiada duże znaczenie we własnościach użytkowych tych ziarn jako materiałów ściernych. Istnieje zgodność wśród cytowanych autorów odnośnie tego, że zmniejszenie się wartości kątów ostrzy tnących ziarn powoduje wzrost gładkości obrabianej powierzchni.

Brak jest natomiast zgodności w zakresie wpływu geometrii ziarn na ich zdolność skrawną. Wzrost wytrzymałości mechanicznej ziarna jest równoznaczny ze wzrostem izometrii ziarn, a tym samym wzrostem wartości promieni krzywizn i kątów ostrzy tnących [5]. Trudno więc pogodzić informacje w pracy Bogdanowicza i in. [1] z pracami [2 ÷ 4], gdzie podano, że ze wzrostem wytrzymałości mechanicznej rośnie zdolność ścierna ziarn.

Ze względu na wyjątkowo ubogie dane literaturowe i brak zgodności wśród nich, podjęcie badań dotyczących wpływu geometrii i wytrzymałości mechanicznej ziarna ściernego na jego zdolność ścierną uznano za celowe.

## 2. Część doświadczalna

Badania przeprowadzono dla trzech podstawowych materiałów ściernych: czarnego węgla krzemu, elektrokorundu szlachetnego i elektrokorundu zwykłego. Badaniom poddano frakcje podstawowe ziarn o zróżnicowanym kształcie. Ziarna o zróżnicowanym kształcie uzyskano na drodze klasyfikacji kształtowej. Stosując takie ziarna można było wyeliminować wpływ innych, poza kształtem czynników ziarna na jego zdolność ścierną. Kształt ziarna określono w oparciu o zależność [6]

$$K = \frac{l \cdot b \cdot h}{l^3}$$

gdzie:

K - współczynnik izometrii; l, b, h - to wymiary prostopadłościana opisanego na ziarnie, przy założeniu, że  $l \gg b \gg h$ .

Tak sformułowany współczynnik zmienia swoją wartość od 0 do 1. Ze wzrostem izometrii ziarna rośnie wartość współczynnika izometrii tego ziarna.

Ponadto zgodnie z danymi zawartymi w pracach [6 ÷ 7] dokonano pomiarów promieni krzywizn i kątów ostrzy tnących ziarn na trzech rzutach ziarna.

Pomiarami objęto najbardziej wystające wierzchołki ziarn /rys.1/, których prawdopodobieństwo udziału w procesie skrawania jest największe. Pomiar promieni dokonywano w ten sposób, że na te wierzchołki ziarn nakładano przezroczysty szablon z naniesionymi na nim okręgami.

Promień wierzchołka był równy promieniowi największego koła wpisanego w dany wierzchołek. Kąty wierzchołkowe mierzono również nakładając przezroczysty szablon z naniesionymi na nim kątami. Pomiar kątów dokonywano dla tych samych wierzchołków dla których mierzono wcześniej promienie.

W oparciu o pomierzone wartości kątów w stopniach i promieni w  $\mu\text{m}$  obliczano wartości średnie dla każdej z badanych próbek ziarna. Na jednej próbce ziarna dokonano 2500 do 3000 pomiarów.

Zdolność ścierną ziarna ściernego określano przy pomocy aparatu ASZ-4 /metodą Mindta/. Miarą zdolności ścierniej jest ubytek szklanego krążka / w mg/ podczas ścierania frakcją podstawową badanego ziarna. Im większy ubytek szklanego krążka, tym większa zdolność ścierna badanej próbki ziarna ściernego.

Wytrzymałość mechaniczną określano metodą średniej próby [8] na frakcji podstawowej ziarna, prasując próbkę w specjalnej formie cylindrycznej. Miarą wytrzymałości mechanicznej ziarna ściernego jest stosunek masy ziarn, które nie uległy rozdrobnieniu do masy ziarn poddanych ścisnaniu.

### 3. Wyniki badań i ich omówienie

Wyniki pomiarów wartości kątów wierzchołkowych ziarna elektrokorundu szlachetnego /99A/ nr 14 i nr 80 /frakcja podstawowa/ przedstawiono na rys. 2. Te same pomiary w odniesieniu do ziarna elektrokorundu zwykłego /95A/ i czarnego węgla krzemu /98C/ zamieszczono na rys. 3, natomiast wyniki pomiarów promieni wierzchołków /tych samych których mierzono kąty/ ziarna nr 80 trzech badanych rodzajów ścierniwa przedstawiono na rys.4.

Otrzymane wyniki pomiarów geometrii ziarn ściernych pozwoliły sformułować pewne zależności /rys.5/.

Fracje podstawowe ziarna nr 80 o geometrii zamieszczonej na rys. 2 ÷ 5 poddano badaniom na zdolność ścierną wyrażoną w mg ubytku krążka szklanego w metodzie Mindta.

Na rys. 6 ÷ 7 przedstawiono wyniki tych badań, a ponadto zamieszczono również procentową zawartość kątów wierzchołkowych o wartościach poniżej  $90^{\circ}$  w badanych próbkach ścierniwa, jako istotny wskaźnik ziarna ściernego.

Przeprowadzono ponadto badania ziarna nr 60 /frakcja podstawowa/ pod kątem wpływu wytrzymałości mechanicznej i izometrii ziarna ściernego na jego zdolność ścierną /rys.8/.

Pokazano więc jednocześnie wpływ izometrii ziarna ściernego na jego wytrzymałość mechaniczną, a tym samym pośrednio na zdolność ścierną ścierniwa.

Otrzymane wyniki badań pozwalają na ustalenie szeregu interesujących zależności dotyczących głównie wpływu geometrii ziarna ściernego na jego zdolność ścierną. Ponadto uzyskane wyniki wniosły pewne nowe informacje dotyczące geometrii ziarn trzech podstawowych rodzajów materiałów ściernych. Należy podkreślić, że warunkiem pełnej oceny geometrii ziarna ściernego i ustalenia poprawnych zależności ilościowych jest pomiar w oparciu o trzy rzuty ziarna. Geometrii ziarna ściernego nie można oceniać w oparciu o uzyskany rzut ziarna na jedną płaszczyznę, a nawet w oparciu o dwa rzuty ziarna. Dopiero uzyskanie trzech rzutów ziarna pozwala dokonać pomiaru wszystkich krawędzi tnących ziarna mających wpływ na własności robocze ścierniwa. Fakt ten wymaga podkreślenia, ponieważ często oceniana jest geometria ziarn w oparciu o jeden rzut. Brak, w tak ustalonych zależnościach, informacji o trzecim wymiarze ziarna powoduje, że ziarna na przykład izometryczne i blaszkowate zostają opisane tymi samymi wskaźnikami, a własności ziarn izometrycznych i blaszkowatych odbiegają od siebie znacznie.



Dane zawarte na rys. 2 ÷ 5 dotyczące geometrii ziarna ściernego wskazują, że nie ma zasadniczych różnic w wartościach kątów wierzchołkowych różnych wielkości ziarna, oraz że zasadnicza różnica w geometrii ziarna węglika krzemu i elektrokorundów polega na mniejszych wartościach promieni wierzchołkowych ziarn węglika krzemu. Widać to wyraźnie z danych zawartych na rys. 4 a dane zamieszczone na rys. 5 pokazują, że węgiel krzemu charakteryzuje się wyższymi wartościami kątów ostrzy tnących niż elektrokorundy.

W przypadku ziarn węglika krzemu przy tych samych wartościach kątów wierzchołkowych co przy elektrokorundach występują znacznie mniejsze wartości promieni wierzchołkowych ziarn, co świadczy o tym, że węgiel krzemu posiada bardziej ostre wierzchołki ziarn. Najbardziej zaokrąglone wierzchołki ziarn posiada elektrokorund szlachetny, a elektrokorund zwykły zajmuje pozycję środkową.

W zakresie wpływu geometrii ziarna na jego zdolność ścierną w każdym z trzech analizowanych przypadków występuje w pewnym zakresie średnich wartości kątów wierzchołkowych maksimum zdolności ściernej. W każdym przypadku ze wzrostem średniej wartości kątów wierzchołkowych danej próbki ścierniwa maleje procent kątów o wartościach poniżej  $90^{\circ}$ . Wzrost procentowej zawartości tych kątów w ziarnie ściernym nie jest więc jednoznaczny ze wzrostem zdolności ściernej ścierniwa, na co wskazywały dane zawarte w cytowanej literaturze. Z wcześniej przeprowadzonych badań [5] wiadomym jest, że ziarna o niskich wartościach kątów wierzchołkowych, to przeważnie ziarna nie izometryczne i o niskich wytrzymałościach mechanicznych. Wzrost zdolności ściernej ziarna do pewnych wartości kątów wierzchołkowych może wynikać z faktu, że ziarna stają się coraz mniej kruche i wykorzystują w coraz większym stopniu posiadane ostre krawędzie. Przy mniejszych wartościach kątów wysoka kruchość ziarna powoduje szybkie kruszenie ziarna i nie wykorzystanie posiadanych ostrych krawędzi tnących.

W punkcie maksymalnych wartości zdolności ścierniej ziarna są już wystarczająco ciągliwe i dalszy spadek zawartości ostrych krawędzi obniża zdolność ścierną ziarn.

Przedstawione rozumowanie potwierdzają dane zawarte na rys. 8. Widać, że zdolność ścierna ziarn rośnie tylko do pewnych wartości wytrzymałości mechanicznej ścierniwa i do pewnych wartości współczynników izometrii ziarna.

Dalszy wzrost zaokrąglenia ziarn i ich wytrzymałości mechanicznej powoduje spadek zdolności ścierniej.

Otrzymane dane doświadczalne wskazują ponadto, że zdolność ścierna węglika krzemu jest ponad 3-krotnie wyższa od zdolności ścierniej elektrokorundów. Fakt, ten, poza wyższą twardością węglika krzemu można chyba wytłumaczyć niższymi wartościami promieni wierzchołków tnących ziarn węglika krzemu od ziarn elektrokorundowych. Trudno więc zgodzić się z twierdzeniami Waksera [2], że przyczyną wyższej zdolności ścierniej węglika krzemu są niższe wartości kątów wierzchołkowych ziarn węglika krzemu.

Jak wykazały badania zamieszczone w tym opracowaniu węgiel krzemu posiada znacznie mniej kątów o wartościach poniżej  $90^\circ$  od elektrokorundów, ale znacznie mniejsze wartości promieni wierzchołkowych. Należy zaznaczyć, że w porównaniu zdolności skrawanych ziarn węglika krzemu z ziarnami elektrokorundowymi na podstawie szlifowania szkła jest pewne uproszczenie wynikające z faktu nie uwzględnienia zjawisk fizyko - chemicznych zachodzących przy szlifowaniu szkła. Wiadomym jest, że elektrokorund nie stosuje się do szlifowania szkła z powodu znacznego chemicznego zużycia tego ścierniwa. Występowanie tego zużycia nie tłumaczy jednak tak znacznie niższej zdolności ścierniej elektrokorundów w porównaniu z ziarnem węglika krzemu.

#### 4. Wnioski

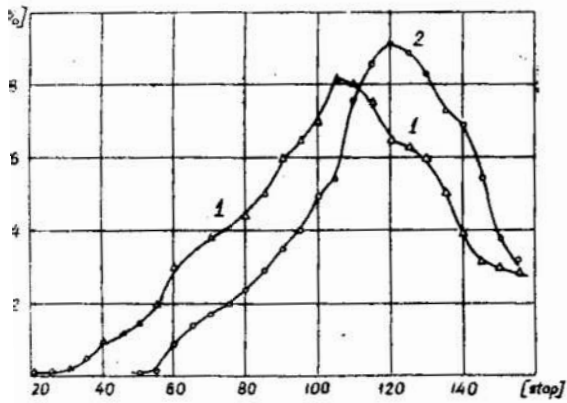
Otrzymane wyniki badań upoważniają do wyciągnięcia następujących wniosków końcowych:

1. Geometria ziarna ściernego posiada wpływ na jego zdolność ścierną.
2. Węglik krzemu charakteryzuje się znacznie mniejszymi wartościami promieni wierzchołkowych od elektrokorundów przy tych samych wartościach kątów ostrzy tnących ziarna.
3. Wzrost wielkości promieni krzywizn i wierzchołków ostrzy tnących do pewnych wartości powoduje wzrost, a po ich przekroczeniu spadek zdolności ściernej ścierniwa.
4. Węglik krzemu posiada znacznie wyższą zdolność ścierną od elektrokorundów. Można to wytłumaczyć między innymi znacznie niższymi wartościami promieni wierzchołkowych ziarna węglika krzemu od ziarna elektrokorundowego.

### L i t e r a t u r a

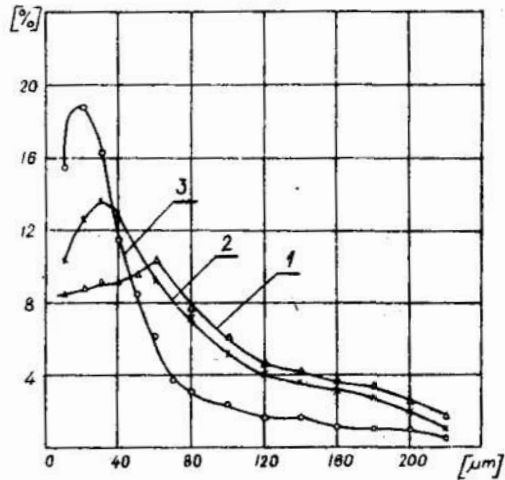
1. Bogdanowicz M.G. Ginzburg O.W. Wołoszin M.N., Kiszczynskaja Z.A.: Zawisimost abraziwnoj sposobnosti ałmaznych poroszkow ot procznosti zieren. Synteticzeskije ałmazы nr 2/1972, s. 12 - 14.
2. Wakser A.B.: Puti powyszenija proizoditielnosti abraziwnowo instrumenta pri szlifowani. Moskwa - Leningrad, Maszynostrojenije 1964.
3. Kaczmarek J.: Podstawy obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej. Warszawa WNT 1971.
4. Kragielski I.W.: Über Verschleissberechnungen von sich reibenden Glied<sup>r</sup>verbindungen. Maschinenbautechnik nr 10/1965..
5. Woźniak K.: Wpływ kształtu ziarna ściernego na jego własności mechaniczne. Mechanik nr 5/1976, s.242-243.
6. Woźniak K.: Określenie kształtu ziarn ściernych. Szkło i Ceramika nr 8-9/1975, s. 244-248.
7. Woźniak K.: Określenie kształtu ziarn materiałów ceramicznych. Szkło i Ceramika nr 6/1975, s. 174-179.
8. Jankowski E., Skupiński S.: Materiały i wyroby ściernie. Warszawa WNT 1971.





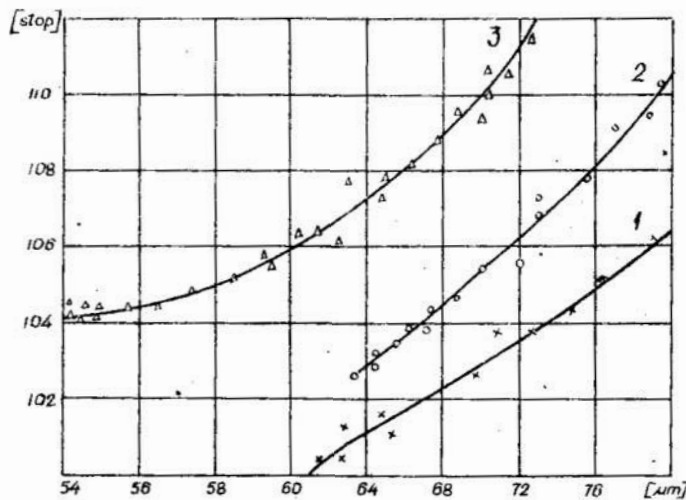
Rys.3 Procentowy udział kątów wierzchołkowych w ziarnie nr 80 lektrokorundu zwykłego /1/ czarnego węgla krzemu /2/

Fig.3 Percentage content of the cutting point's angles for the used alumina 95A /1/ and silicon carbide 98C /2/; grit size nr 80.



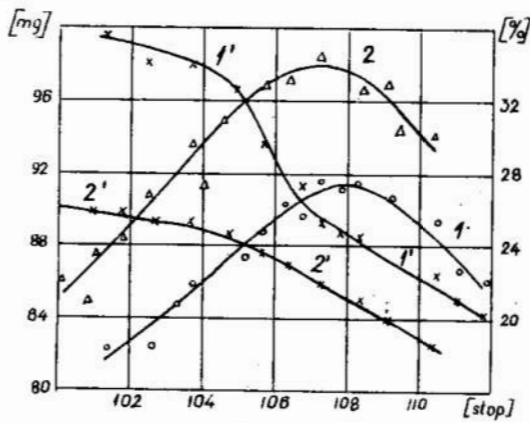
Rys.4 Wartości promieni wierzchołków ziarna nr 80 elektrokorundu szlachetnego /1/, elektrokorundu zwykłego /2/ i czarnego węgla krzemu /3/.

Fig.4 Percentage content of the grain curvature's radii for the fused alumina 99A /1/, fused alumina 95A /2/ and silicon carbide 98C /3/; grit size nr 80



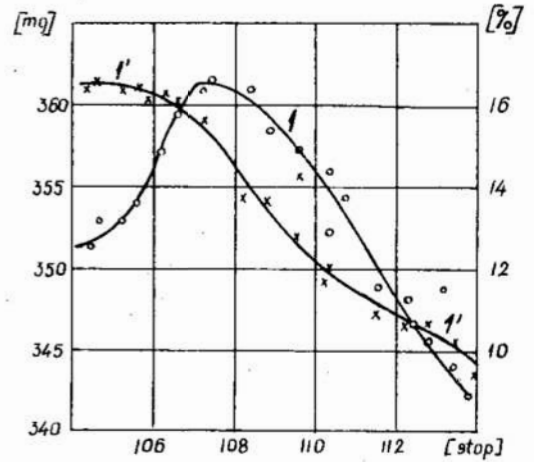
Rys.5 Zależność średnich wartości kątów wierzchołkowych od ich promieni dla ziarna nr 80 99A /1/, 95A /2/ i 98C /3/.

Fig.5 The relationship amonge the average values of cutting point's angles and radii of grain curvatures for the fused alumina 99A/1/, fused alumina 95A/2/, and silicon carbide 98C /3/; grit size nr 80.



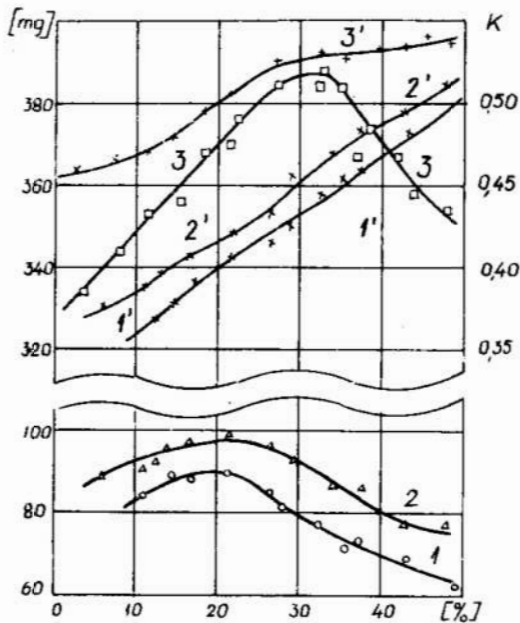
Rys.6 Wpływ średnich wartości kątów wierzchołkowych ziarna nr 80 99A /1/ i 95A /2/ na ich zdolność ścierną; 1,2-krzywe zdolności ściernej, 1,2' - procentowa zawartość kątów wierzchołkowych o wartościach poniżej 90°.

Fig.6 Effect of the average values of the cutting point angles upon the abrasive action for the fused alumina 99A /1/ abrasives and fused alumina 95A /2/, 1,2-abrasive action curves, 1,2'-percentage content of the cutting point angles smaller than 90°.



Rys.7 Wpływ średnich wartości kątów wierzchołkowych ziarna nr80 98C na jego zdolność ścierną. 1-zdolność ścierna w mg, 1' - procentowa zawartość kątów wierzchołkowych o wartościach poniżej 90°.

Fig.7 Effect of the average values of the cutting point angles upon the abrasive action for the silicon carbide nr 80; 1-abrasive action curve, 1'-percentage content of the cutting point angles smaller than 90°.



Rys.8 Wpływ wytrzymałości mechanicznej ziarna nr 60 99A /1/, 95A /2/ i 98C /3/, na jego zdolność ścierną, 1,2,3-zdolności ścierna, 1',2',3',-współczynnik izometrii ziarna.

Fig.8 Effect of the mechanical strength on the abrasive action for the fused alumina 99A /1/ nr 60, fused alumina 95A /2/ and silicon carbide /3/; 1,2,3-abrasive action curves, 1', 2', 3', shape factor.