

ZESZYTY NAUKOWE

**Wydziału
Mechanicznego**

nr 11

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA W KOSZALINIE

ZESZYTY NAUKOWE

WYDZIAŁU MECHANICZNEGO

NR 11

Koszalin 1989

Wydział Mechaniczny Wyższej Szkoły Inżynierskiej
w Koszalinie

Przewodniczący Uczelnianej Rady Wydawniczej
Leon Jamroz

Redaktor wydziałowy:
Bronisław Słowiński

Projekt okładki:
Piotr Żerdzicki

Wydano za zgodą Rektora Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie

ISSN 0860-0325

Printed in Poland

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

Koszalin 1989 wyd. 1 ark.wyd.15,32 nakład 150 format B-5

Drukowano: Spółdzielnia Pracy "Reklamodruk" Zakład Małej Feligrafii
61-773 Poznań Stary Rynek 92 tel. 52-37-05

Zlecenie 432/off/89

Grzegorz Jurkowski
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

IDENTYFIKACJA KSZTAŁTU I WYMIARÓW ZIAREN α -SiC POZYSKANYCH DROGĄ SEGREGACJI STANDARDOWEGO ŚCIERNIWA WĘGLIKA KRZEMU

1. Wstęp

Do teoretycznej analizy procesu orientacji, oraz ustalenia założeń budowy narzędzi ściernych, pomocna jest znajomość modeli geometrycznych odpowiadających kształtowi ziaren użytego ścierniwa. Ustalenie modeli geometrycznych ziaren monokrystalicznych reprezentujących prawidłowe formy morfologiczne nie nastrocza na ogół większych trudności [19]. Natomiast jest to znacznie utrudnione dla niepełnych lub nieprawidłowych form morfologicznych monokryształów [6] i ścierniw polikrystalicznych. Ma to miejsce w przypadku monokrystalicznych ziaren wysegregowanych ze standardowych ścierniw. Na skutek mechanicznej przeróbki w kruszarkach i młynach, ziarna ściernie zyskują zróżnicowane kształty i proporcje wymiarów. Ziarna ściernie uzyskane w ten sposób różnią się też na ogół kształtem i proporcjami wymiarów od ścierniw standardowych. Powoduje to trudności w porównywaniu ziaren standardowych /polikrystalicznych/ i monokrystalicznych wysegregowanych z tej samej nadawy. Takie trudności występują na przykład przy ocenie monokrystalicznych ziaren α -SiC, pozyskiwanych drogą segregacji standardowych ścierniw węgla krzemu.

Dla ziaren ścierniw standardowych /najczęściej elektrokorundu/ opisano wiele modeli. Najczęściej używano do tego celu proste bryły geometryczne [3], [4], [9], [12], [13], [14], [16], [17] konstruowane na podstawie zmierzonych wymiarów i zależności między nimi [1], [20], lub w oparciu o statystyczne [20] i matematyczne opisy [15].

Należy podkreślić, że wspomniane modele geometryczne do-

tyczą na ogół tylko wierzchołków ziaren [18], [1]. W wielu przypadkach istotna jest znajomość rozmieszczenia i liczby wierzchołków, oraz powiązanie tych wielkości z wymiarami ziarna ściernego. Jest to na przykład ważna informacja przy wykorzystywaniu elektrostatycznej techniki wykonywania nasypów ściernych. Polaryzacja ładunków elektrycznych i tzw. "efekt ostrzowy" decydujące o orientacji ziaren w wykonanym nasypie, są bowiem zależne od położenia wierzchołków ziarna i kątów ich rozwarcia [11]. Te aspekty rozpatrywania makrogeometrii ziarn ściernych, a monokryształów węglika krzemu szczególnie, są dosyć rzadko podnoszone w publikacjach.

Celem artykułu jest przedstawienie zależności uzyskanych w wyniku identyfikacji wymiarów ziaren monokryształów węglika krzemu. Mogą one być pomocne przy konstruowaniu procedur symulacji i optymalizacji procesów wytwarzania narzędzi ściernych z orientowanym ścierniwem.

2. Wartość i proporcje głównych wymiarów obserwowanych ziaren

W celu uzyskania statystycznego obrazu poddano pomiarom wymiarów liniowych 50 do 100 ziaren ściernych w losowo pobranej próbce ścierniwa. Ziarna do badań uzyskano drogą segregacji standardowych ścierniw węglika krzemu o numerach ziarnistości 8, 10, 20 i 30. Ścierniwo to wyprodukowano w Fabryce Materiałów i Wyrobów Ściernych "Korund" w Kole. Wymienione numery ziarnistości dobrano ze względu na pewność i dokładność optycznej identyfikacji i pomiaru geometrycznych wielkości ziaren. Segregację przeprowadzono za pomocą urządzenia walcowo-szczelinowego [2]. Metoda ta zapewnia oddzielenie ziaren o kształcie płasko-równoległej płytki od pozostałych ziaren o rozwiniętej powierzchni. Wysegregowane ziarna stanowią nieregularne fragmenty większych monokryształów α -SiC [8]. Na podstawie przeprowadzonych badań rentgenostrukturalnych [10] stwierdzono, że uzyskane płytkowe ziarna ścierne są monokryształami węglika krzemu α -SiC. Do charakteryzowania kształtu badanych ziaren zastosowano sposób określania za pomocą trzech wymiarów prostopadłościanu opisanego na ziarnie [5].

Metodykę opracowania wyników przyjęto na podstawie danych pracy [8] zawierającej wyniki szczegółowych badań wielkości wymiarowych ziaren α -SiC pozyskanych ze ścierniwa węglika krzemu nr 12. Zgodnie z wnioskami pracy [8] przyjęto, że badane wielkości wymiarów ziaren podlegają prawom rozkładu normalnego. Pomiarów dokonano na 100 krotnie powiększonym obrazie ziarna na projektorze typu Profil 2 "firmy Meopta" /CSRR/.

Średnie wartości głównych wymiarów ziaren badanych frakcji oraz wartości odchylenia standardowego zestawiono w tabeli 1. Przedstawione wartości mogą posłużyć do programowania generatora wymiarów ziaren w programach symulacyjnych na EMC. Jednakże wnioskowanie na ich podstawie o kształcie ziaren poszczególnych frakcji jest utrudnione. Dokonano niezbędnych przeliczeń proporcji średnich wymiarów ziaren poszczególnych frakcji, odnosząc dany wymiar do długości ziarna. Otrzymane proporcje wymiarów liniowych 1:b:h charakteryzujące kształt ziaren zestawiono w tabeli 2.

Tablica 1. Średnie wartości głównych wymiarów monokrystalicznych ziaren α -SiC pozyskanych drogą segregacji standardowych ścierniwa węglika krzemu o numerach ziarnistości 8, 10, 20, 30

Table 1. Mean values of the main dimensions of monocrystal α -SiC grains obtained by segregation of the standard abrasives of silicon carbide of graininess 8, 10, 20, 30

Nr ziarnisto- ści ścierni- wa	Średnia wartość wymiaru ziaren [mm]					
	dług. "l"	odch. stand.	szer. "b"	odch. stand.	grub. "h"	odch. stand.
8	4.36	± 0.62	2.87	± 0.34	4.10	± 0.29
10	3.05	± 0.53	2.235	± 0.26	0.57	± 0.14
20	1.49	± 0.34	0,92	± 0.37	0.38	± 0.13
30	0.98	± 0.28	0.75	± 0.26	0.28	± 0.07

Zestawione wartości wskazują na nieznaczne zróżnicowanie proporcji wymiarów dla rozpatrywanych frakcji. Świadczy to o niezależności stosunku wymiarów ziaren monokrystalicznych użytych w pomiarach, od parametrów zastosowanej metody segregacji. Te bowiem były modyfikowane dla każdej ziarnistości zgodnie z zaleceniami podanymi w pracy [8].

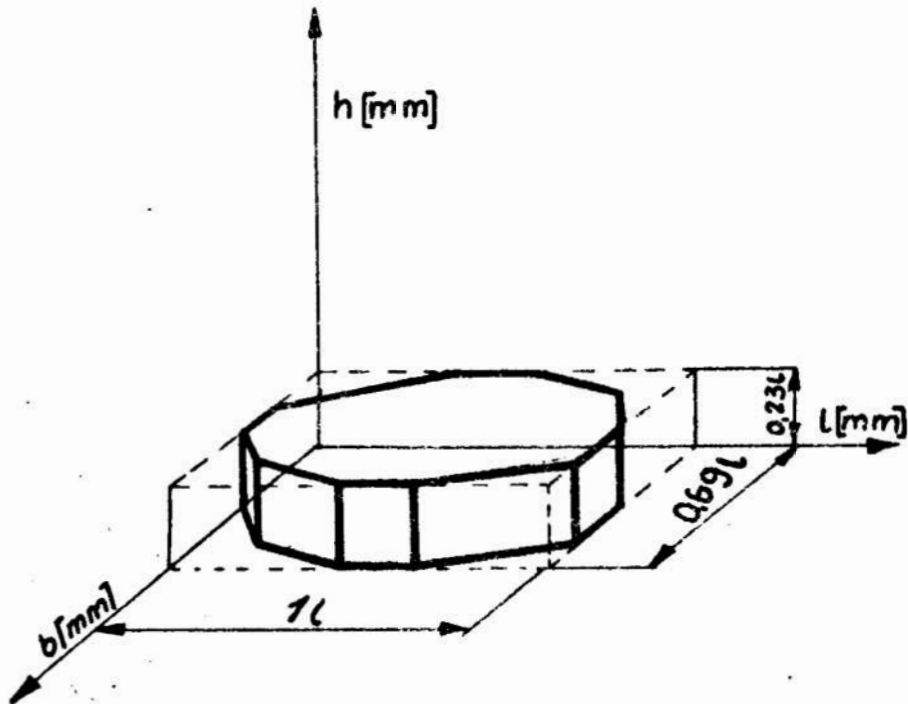
Tablica 2. Proporcje średnich wartości głównych wymiarów liniowych monokrystalicznych ziaren α -SiC uzyskanych ze ścierniw standardowych o numerach ziarnistości 8, 10, 20 i 30

Table 2. Proportions of mean values of the main linear dimensions of monocrystal α -SiC grains obtained from the standard abrasives of graininess 8, 10, 20, and 30

Numer ziarnistości ścierniwa	Proporcje średnich wymiarów liniowych		
	"l"	"b"	"h"
8	1	0.66	0.24
10	1	0.73	0.19
20	1	0.68	0.23
30	1	0.76	0.28

Należy zwrócić uwagę, że wymiary charakteryzujące kształt ziarna ściernego mogą ulec zmianom zależnie od metody przeróbki ścierniwa /kruszenia i mielenia/. Wskazują na to dane przedstawione w pracy [21]. Ze względu na fakt, że FM i WŚC "Korund" w Kole jest jedynym producentem materiałów ściernych w Polsce, można przyjąć przedstawione proporcje wymiarów ziaren za reprezentatywne dla krajowych ścierniw monokrystalicznych α -SiC o numerach ziarnistości 8, 10, 20 i 30. Stwierdzone proporcje wymiarów ziaren monokrystalicznych różnią się od ustalonych dla ziaren standardowych [5]. Najbardziej są podobne do ziaren standardowych o kształcie mieczykowatym. Różnią się od nich większą szerokością i mniejszą grubością. Średnie wartości stosunku wymiarów monokrystalicznych ziaren węgla krzemowego α -SiC

pozyskanych ze ścierniwa standardowego podano na rysunku 1.



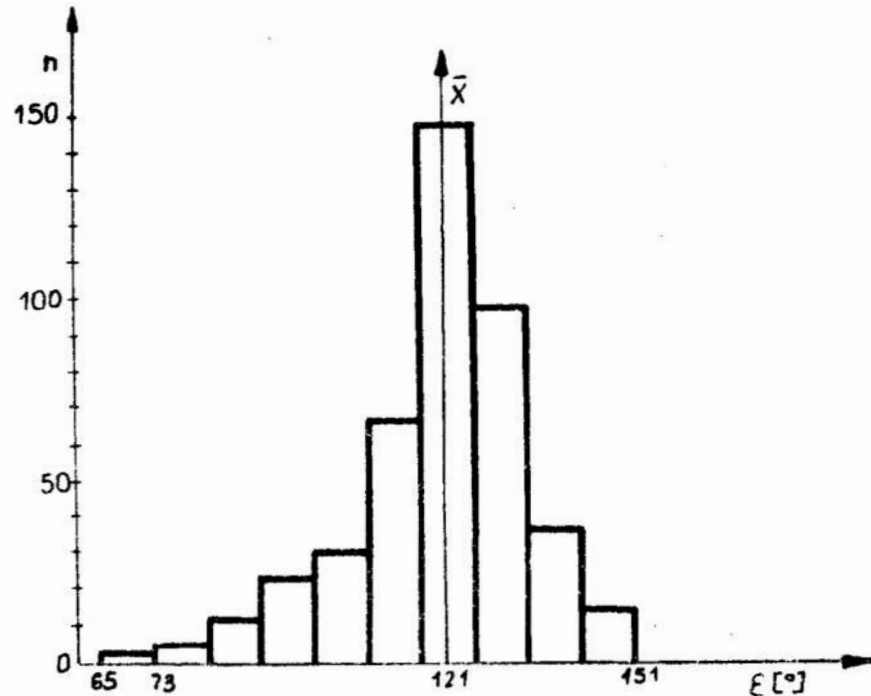
Rys. 1. Proporcje średnich wartości wymiarów liniowych monokrystalicznych ziaren α -SiC wysegregowanych ze standardowego ścierniwa węgla krzemu

Fig. 1. Proportions of the mean values of linear dimensions of the monocrystal α -SiC grains segregated of the standard silicon carbide abrasive

3. Kąty rozwarcia i liczba wierzchołków ziaren α -SiC

Podczas pomiarów wymiarów liniowych 100 krotnie powiększonego obrazu ziaren, dokonywano także pomiarów kątów rozwarcia wierzchołków w płaszczyźnie długości i szerokości ziarna, oraz rejestrowano liczbę tych wierzchołków. Wyniki pomiarów wartości kątów rozwarcia wierzchołków ziaren α -SiC wysegregowanych ze standardowego ścierniwa węgla krzemu nr 20 przedstawiono w formie histogramu na rys. 2. Obliczono, że średnia wartość zmierzonych kątów rozwarcia wierzchołków badanych ziaren wynosi 121. Zwraca uwagę wyraźna dominacja

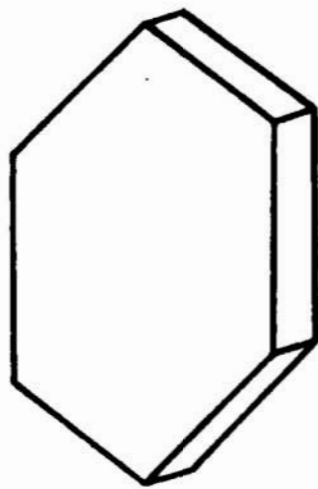
częstości występowania kątów rozwarcia 120° , widoczna na omawianym histogramie.



Rys. 2. Rozkład wartości kątów rozwarcia wierzchołków ziaren α -SiC nr 20

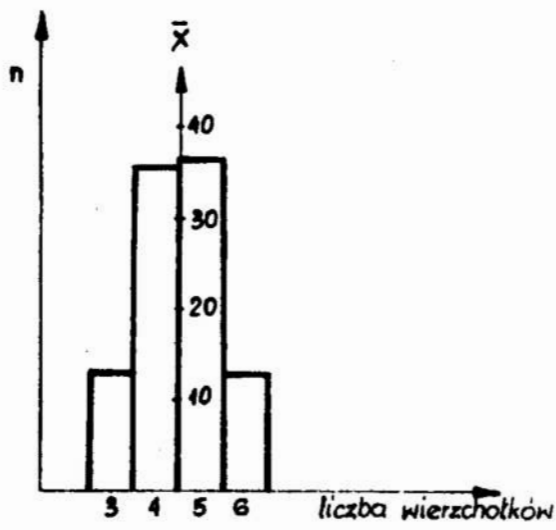
Fig. 2. Distribution of values of included angle of α -SiC grain of no. 20

Kąty wierzchołków - wynoszące 120° - są charakterystyczne dla monokrystalicznych ziaren o prawidłowej heksagonalnej budowie kryształu. Potwierdza to przypuszczenie, że pękanie ziaren w procesie mechanicznej przeróbki ścierniwa odbywa się w sposób zapewniający odtwarzanie tych charakterystycznych cech kształtu wynikających z ich krystalograficznej budowy. Można zatem uznać, że wierzchołek o kącie rozwarcia tworzących 120° , jest typowy dla rozpatrywanych ziaren i stanowi geometryczny model wierzchołka roboczego monokrystalicznego ziarna ściernego α -SiC uzyskanego drogą segregacji standardowych ścierniw węgla krzemu. Model ten ściśle odpowiada prawidłowej formie morfologicznej monokryształu α -SiC przedstawionej na szkicu /rys.3/. W celu dokładniejszego określenia kształtu badanych ziaren oceniano liczbę występujących wierzchołków. Rezultaty tych ocen przedstawiono w formie histogramu na rysunku 4.



Rys. 3. Model geometryczny monokryształu α -SiC o prawidłowej budowie heksagonalnej

Fig. 3. Geometric model of α -SiC monocrystal of a regular hexagonal structure

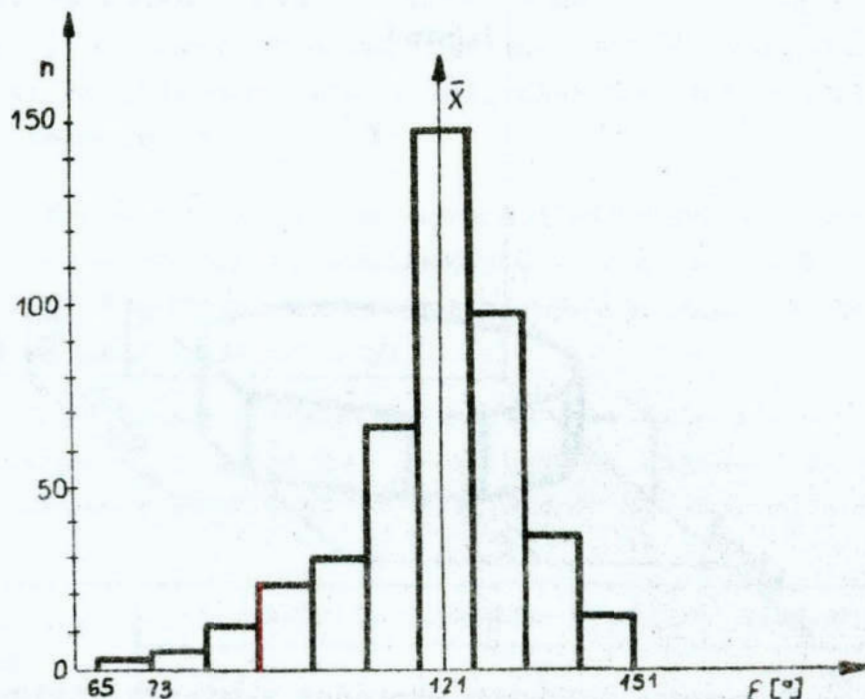


Rys. 4. Rozkład ilości wierzchołków ziaren α -SiC nr 20

Fig. 4. Points number distribution for α -SiC grains of no.20

W mierzonych próbkach ścierni wyraźnie dominowały ziarna o 4 lub 5 wierzchołkach. Na przedstawionym histogramie widać, że częstość występowania takich ziaren w ścierniwie jest w przybliżeniu jednakowa. Na rysunku 5 pokazano szkic najczęściej występującego kształtu ziarna α -SiC posiadającego pięć wierzchołków.

częstości występowania kątów rozwarcia 120° , widoczna na omawianym histogramie.



Rys. 2. Rozkład wartości kątów rozwarcia wierzchołków ziaren α -SiC nr 20

Fig. 2. Distribution of values of included angle of α -SiC grain of no. 20

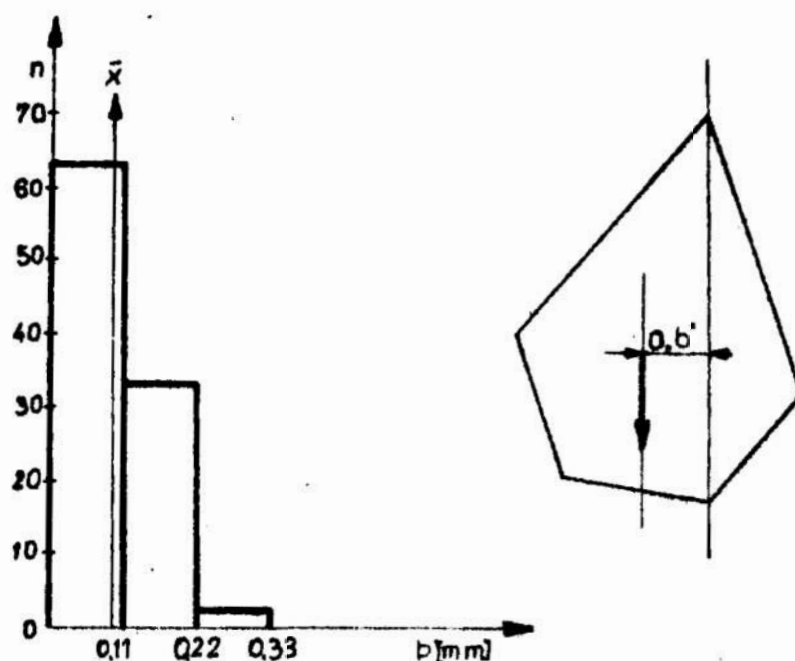
Kąty wierzchołków - wynoszące 120° - są charakterystyczne dla monokrystalicznych ziaren o prawidłowej heksagonalnej budowie kryształu. Potwierdza to przypuszczenie, że pękanie ziaren w procesie mechanicznej przeróbki ścierniwa odbywa się w sposób zapewniający odtwarzanie tych charakterystycznych cech kształtu wynikających z ich krystalograficznej budowy. Można zatem uznać, że wierzchołek o kącie rozwarcia tworzących 120° , jest typowy dla rozpatrywanych ziaren i stanowi geometryczny model wierzchołka roboczego monokrystalicznego ziarna ściernego α -SiC uzyskanego drogą segregacji standardowych ścierniw węgla krzemu. Model ten ściśle odpowiada prawidłowej formie morfologicznej monokryształu α -SiC przedstawionej na szkicu /rys.3/. W celu dokładniejszego określenia kształtu badanych ziaren oceniano liczbę występujących wierzchołków. Rezultaty tych ocen przedstawiono w formie histogramu na rysunku 4.

Przedstawione spostrzeżenia mają istotne znaczenie dla analizy procesów nanoszenia i orientacji ziaren techniką elektrostatyczną. Na skutek występowania "efektu ostrzowego" - to jest zagęszczenia linii sił pola elektrostatycznego - ziarno ściernie jest przyciągane do taśmy podłożowej wierzchołkiem o najmniejszym kącie rozwarcia /w tym przypadku mniejszym od 120° /. Naprzeciw wierzchołka o najmniejszym kącie rozwarcia utwierdzonego w spoiwie na podłożu warstwy ścierniej, jest usytuowany wierzchołek roboczy. Dla ziarna o kształcie wg szkicu /rys. 5/ kąt rozwarcia aktywnego wierzchołka będzie najczęściej wynosił 120° . Natomiast inaczej przedstawia się przebieg tego procesu dla ziaren α -SiC o ostrożeń wierzchołkach. Ziarno może zająć takie położenie, że wierzchołki o kątach rozwarcia 120° - będą ukryte w warstwie spoiwa. Tym samym wierzchołki o potencjalnie korzystnej geometrii nie będą aktywne jako ostrza skrawające na powierzchni nasypu ściernego. O ostatecznym położeniu i zorientowaniu ziaren w nasypie ściernym decyduje także trajektoria ruchu ziarna w trakcie wykonywania nasypu, zależna od położenia środka ciężkości ziarna względem jego najdłuższej osi łączącej wierzchołki [7]. W przeprowadzonych badaniach również uwzględniono pomiary tej cechy ziaren α -SiC.

4. Położenie środka ciężkości ziaren α -SiC

Dla określenia położenia środka ciężkości badanych ziaren względem ich najdłuższej osi łączącej wierzchołki, wykonywano kartonowe modele. Odpowiadały one 100 krotnie powiększonymu obrazowi konturu ziarna w płaszczyźnie jego długości i szerokości. Następnie wyznaczano położenie środka ciężkości zgodnie z zasadami metody "kolejnego zawieszania". Polega ona na kilkakrotnym zawieszeniu płaskiego kartonowego modelu na poziomej igle względem niepokrywających się biegunów. Po wyznaczeniu położenia środka ciężkości wykreślono na modelu najdłuższą oś i dokonywano pomiarów jej długości i odległości od środka ciężkości. Przykładowe wielkości zmierzone na modelach odpowiadających ziarnom α -SiC wysegregowanym ze ścierniwa o

numerze ziarnistości 20 przedstawiono na rysunku 7.



Rys. 7. Rozkład odległości środka ciężkości od najdłuższej osi ziaren α -SiC nr 20

Fig. 7. Distribution of the centre of gravity distances from the longest axis, of α -SiC grain of no. 20

W prawej części rysunku nr 7 zilustrowano istotę i lokalizację mierzonej wielkości. Obliczono, że ta odległość wynosi 8 do 10% wymiaru najdłuższej osi ziarna ściernego. Na uwagę zasługuje skupienie wartości zbliżonych do średniej widoczne na przedstawionym histogramie. Stwierdzona mimośrodowość położenia środka ciężkości względem najdłuższej osi jest przyczyną rotacji lub procesji ziarna w trakcie ruchu w kierunku podłoża podczas wykonywania nasypu ściernego techniką elektrostatyczną. Wpływa to w znaczący sposób na usytuowanie i efekty orientacji ziaren w tak wytworzonym nasypie.

5. Podsumowanie

Przeprowadzone badania geometrii ziaren monokryształów węgliku krzemu α -SiC pozyskanych drogą segregacji standardo-

wych ścierniw węgliku krzemu o numerach ziarnistości 8, 10, 20 i 30 pozwoliły stwierdzić:

1. proporcje liniowych wymiarów ziaren mierzonych w trzech wzajemnie prostopadłych kierunkach wynoszą średnio $l:b:h/1:0.69:0.23$ i różnią się od wartości typowych dla standardowych ziaren ściernych. W stosunku do najbardziej zbliżonego kształtu mieczykowatych ziaren standardowych, ziarna monokryształów charakteryzują się większą szerokością i mniejszą grubością.
2. stosunek wymiarów ziaren monokrystalicznych α -SiC jest zbliżony, niezależnie od numeru ziarnistości frakcji analizowanej w badaniach.
3. kształt wierzchołków ziaren α -SiC może być opisywany modelem geometrycznym odpowiadającym prawidłowej heksagonalnej formie morfologicznej monokryształu węgliku krzemu. Kształt ziarna natomiast wykazuje odstępstwa od tego modelu. Charakterystyczne cechy geometrii badanych ziaren to cztery lub pięć wierzchołków z których tylko część posiada kąt rozwarcia 120° . Dla ziaren o pięciu wierzchołkach liczba wierzchołków o kącie rozwarcia 120° wynosi od 2 do 4. W ziarnach o czterech wierzchołkach występują tylko 1 lub 2 wierzchołki o kącie rozwarcia krawędzi 120° .
4. W badanych ziarnach α -SiC stwierdzono mimośrodowe położenie środka ciężkości względem najdłuższej osi ziarna. Najczęściej to przesunięcie wynosi 8 do 10% wymiaru najdłuższej osi ziarna.

Zaprezentowane wyniki pomiarów pozwalają na określenie modelu geometrycznego wierzchołków i kształtu ziaren α -SiC pozyskanych ze standardowych ścierniw węgliku krzemu. Zależności geometryczne przedstawione w tabelach 1 i 2 mogą być przydatne do konstruowania programów symulacyjnych lub optymalizacyjnych budowy narzędzi ściernych z monokrystalicznym ścierniwem α -SiC.

Wobec niedostępności ścierniw α -SiC o prawidłowej heksagonalnej budowie można wykorzystać dostępne ścierniwo uzyskane drogą segregacji ścierniw standardowych - gdyż charakteryzuje się ono zbliżonymi cechami geometrycznymi.

Literatura

1. Borkowski J.: Analiza oporów skrawania ziarnami ściernymi. Prace Naukowe IBM WSInż Koszalin, nr 2, 1978
2. Borkowski J., Kozłowski M.: Urządzenie do segregacji ziaren. Zgłoszenie patentowe nr P. 239 440
3. Buttery T.C., Hamed M.S.: Some factors affecting the efficiency of individual grits in simulated experiments. Wear nr 2 1978, s. 231-245
4. Eiss N.S.: Fracture of abrasive grain in grinding. Transactions of ASME, nr 3, 1967, s.463-469
5. Jankowski E., Skupiński S.: Materiały i wyroby ścierne. WNT Warszawa, 1971
6. Jaworski A.: Polikrystaliczne diamenty szkieletowe jako produkt sterowanej syntezy statycznej. Prace ITME Diament syntetyczny cz.I, Wybrane zagadnienia syntezy diamentu, s.39-59, Wydawnictwa Przemysłu Maszynowego WEMA, Warszawa, 1986
7. Jurkowski G.: Orientacja ziaren ściernych w nasypach wykonywanych metodą elektrostatyczną. Praca doktorska. Politechnika Poznańska, Poznań, 1983
8. Kozłowski M.: Zagadnienia walcowo-szczelinowej segregacji ścierniwa węgliku krzemu. Praca doktorska. Politechnika Śląska, Gliwice, 1983
9. Kragielski J.W.: Über Verschleissberechnungen von sich reibenden Gliederverbindungen. Maschinenbautechnik nr 10, s. 549-554, 1965
10. Kubiak R.: Orzeczenie Zakładu Krystalografii Instytutu Niskich Temperatur i Badań Strukturalnych PAN odnośnie monokrystaliczności założonych próbek ziaren i kryształów -SiC z dnia 26.06.1977, 29.11.1977 i 16.02.1978, Wrocław, 1977/78
11. Kurdziel R.: Podstawy elektrotechniki. WNT Warszawa, 1973
12. Li Čan Če: Ob opieriedielienii geometrii abrazivnyh ziaren, Abrazivy, nr 31, 1961
13. Lortz W.: A model of the cutting mechanism in grinding, Wear, vol. 53, 1979
14. Maslov E.N.: Teoria šlifovanija materialov, Mašinostroje-

- nije, Moskva, 1977
15. Mo Adams T.H.: A statistical polyhedron model of abrasive grain. Transaction of ASME, November 1963
 16. Popov S.A., Malevskij N.P., Tereščenko L.M.: Almazno-abrazivnaja obrabotka metallov i tvierdych splavov. Masino-strojenje, Moskva, 1977
 17. Prins J.F.: A study of single diamond particle interaction on alumina. Industrial Diamond Review, 1971 December, s.497-503
 18. Pluta Z.: Stereometria wierzchołków skrawających pojedynczych ziarn ściernych. Zeszyt 4/81/BM, Seria A, s.29-45 Zeszyt Naukowy WSInż Koszalin
 19. Substyk M.: Optyczne metody ilościowej oceny czystości i cech morfologicznych ziarn diamentu syntetycznego. Prace ITME. Diament syntetyczny cz. II, Metody badania własności i zastosowania, s.9-17, Wydawnictwa Przemysłu Maszynowego WEMA, Warszawa 1986
 20. Vakser D.B.: Vlijanije geometrii abrazivnovo zierna na svoistva slifovalnovo kruga. Sbornik "Osnovnyje voprosy vysokoprizivieditel'no slifovanija" pod redakcją E.N.Maslova, Mašgiz, Moskva, 1960
 21. Woźniak K.: Materiały ściernie. Wytwarzanie i własności, WNT, Warszawa, 1982

Streszczenie

W artykule zaprezentowano wyniki pomiarów wielkości geometrycznych charakteryzujących monokrystaliczne ziarna ściernie α -SiC pozyskane drogą segregacji standardowych ścierniw węgla krzemu o numerach ziarnistości 8, 10, 20 i 30. Stwierdzono, że takie ziarna charakteryzują się specyficznymi proporcjami wymiarów i kształtem zbliżonym do płytki o pokroju heksagonalnym.

Podano średnie wymiary i ich proporcje dla badanych ziaren. Ponadto zaprezentowano przykładowe modele geometryczne i określono położenie środka ciężkości względem najdłuższej osi ziarna.

Przedstawione dane liczbowe oraz zależności i modele geometryczne mogą być przydatne do teoretycznych analiz procesów wytwarzania narzędzi ściernych zawierających monokrystaliczne ziarna ściernie z węgla krzemu α -SiC, lub skrawania takimi narzędziami. Mogą być także przydatne przy rozpatrywaniu zagadnień orientacji ziaren ściernych o kształcie płytkowym, szczególnie przy wykorzystaniu elektrostatycznej techniki realizacji tego procesu.

IDENTIFICATION OF SHAPE AND GRAINS SIZES OF α -SiC GAINED BY SEGREGATION OF THE STANDARD SILICON CARBIDE ABRASIVE

Summary

In the paper, the results of measurements of the geometric magnitudes characterizing monocrystal abrasive α -SiC gained by segregation of the standard abrasives of silicon carbide of the graininess numbers 8, 10, 20 and 30, have been presented. It was stated that such grains were characteristic with specific proportions of dimensions and the shape close to the plate of hexagonal habit.

Mean dimensions and the proportions have been given for the grains studied. Moreover some exemplary geometric models

have been presented and the situation of the centre of gravity against the longest axis of grain has been determined.

The numerical data as well as the dependences and geometric models presented may be useful for theoretical analyses of the process of manufacturing of the abrasive tools with abrasive monocrystal grains of α -SiC silicon carbide or for cutting the tools. They may be also of avail when the problems of orientation of abrasive grains of a lamellar shape are considered especially with the use of electrostatic technique of the process accomplishment.

Grzegorz Jurkowski
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

WPLYW ORIENTACJI PŁYTKOWEGO ZIARNA ŚCIERNEGO NA WARTOŚĆ ENERGETYCZNYCH WSKAŹNIKÓW PROCESU SKRAWANIA

1. Wstęp

Jednym z czynników determinujących przebieg procesu skrawania jest geometria ostrza skrawającego rozpatrywana w roboczym układzie odniesienia. W przypadku standardowych ziaren ściernych ściśle określenie wymiarów i kształtu ostrza jest bardzo trudne [6], [12]. Gdy zachodzi potrzeba rozpatrywania geometrycznych cech ostrza autorzy posiłkują się modelami ziarn lub statystycznie uzasadnionymi danymi odnośnie wymiarów i kształtu. Jednym z niewielu przypadków gdy można precyzyjnie określić geometrię części roboczej ziarna ściernego, są monokrystaliczne ziarna o prawidłowych cechach morfologicznych [1], [27], [29]. W licznych opracowaniach przedstawiono takie modele dla różnych typów budowy krystalicznej diamentu naturalnego i syntetycznego [4], [3], [17], [5], [18], [30]. Podobne modele są przedstawiane dla monokorundu $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$, [22] i monokryształów $\alpha\text{-SiC}$ [5], [28], [25], [26]. Monokrystaliczne ścierniwo z węgla krzemu budzi szczególne zainteresowanie ze względu na dostępność w kraju [6], [13]. W procesie wytwarzania węgla metodą Achesona w przestrzeniach poelektrodowych [16] tworzą się ziarna monokryształów posiadające dobrze wykształcone cechy morfologiczne. Bez trudu można je zidentyfikować po płytkowym kształcie o charakterystycznym heksagonalnym typie budowy krystalograficznej [15], [21]. Takie ziarno ściernie posiada potencjalnie korzystne cechy jako ostrze skrawające, zależne jednak od zorientowania go w roboczym układzie odniesienia [12], [20]. Ze względu na ściśle określony, regularny kształt takich ziaren [1], [12], [27] możliwe jest opisanie wielu zależności przestrzennego położenia poszczególnych po-

wierzchni i krawędzi istotnych dla przebiegu procesu skrawania. Daje to sposobność zbadania znacznie większego obszaru wpływu usytuowania ziarna na potencjalne efekty jego zastosowania jako ostrza skrawającego, niż przeprowadzenie stosownych eksperymentów. Do określania przestrzennego położenia ziarna przyjęto za pracę [19] wielkości kątowe nazwane parametrami orientacji $\bar{\gamma}_p$ i α_p . Lokalizację tych kątów zaznaczono na rysunku 3.

Na podstawie wzorów zamieszczonych w pracy [19], skonstruowano program komputerowy obliczający wartość składowych siły skrawania i wybranych wskaźników energetyczno-wydajnościowych procesu, zależnie od wartości parametrów orientacji ziarna. We wspomnianym programie wykorzystano zestawy wzorów z pracy [19], odnoszące się do następującego zakresu wartości parametrów orientacji: $\alpha_p = \bar{\gamma} 90^\circ$ i $\bar{\gamma}_p = \bar{\gamma} 30^\circ$. Przykładowy zestaw wzorów dla jednego z analizowanych przypadków przedstawiono na stronie 18. Zaprezentowane wzory dotyczą takiego ustawienia ziarna, gdy parametr orientacji $\bar{\gamma}_p$ ma ujemną wartość w przyjętym układzie odniesienia, a wartość parametru α_p jest różna od zero stopni.

Zależności opisane wzorami ujmują wpływ ziarn parametrów orientacji $\bar{\gamma}_p$ i α_p , na geometryczną wydajność skrawania i wielkości składowych sił występujących w procesie, w trzech kierunkach przyjętego układu odniesienia.

Przy ich wyprowadzaniu posłużono się następującymi założeniami upraszczającymi zalecanymi w pracy [7]:

- w czasie skrawania materiał obrabiany szczelnie opływa część roboczą ziarna, zaś wpłytki wyciskane ponad powierzchnię materiału nie kontaktują się z powierzchnią modelu ziarna,
- na granicy styku powierzchni ziarna z materiałem obrabianym panuje jednorodne naprężenie σ normalne do tej powierzchni, zaś jednostkowa siła styczna wynosi $\sigma\mu$.
- dla konwencjonalnych prędkości szlifowania żeliwa przyjęto wartość współczynnika tarcia wewnętrznego $\mu = 0.185$ i wartość naprężeń normalnych $\sigma = 3240 \text{ N/mm}^2$ [8]. Przy czym siła styczna działa w płaszczyznach równoległych do kierunku wektora założonej prędkości skrawania,
- nie występują procesy zużycia ziarna ściernego,

$$F_x = \frac{\delta \varepsilon^2}{\sin^2 \gamma_p \cos \phi} \left\{ \cos \frac{\xi_0}{2} \cos \alpha_p [\cos(\phi - \alpha_p) - \cos(\phi + \alpha_p)] + \right. \\ \left. (\cos \frac{\xi_0}{2} \sin \alpha_p + \sin \frac{\xi_0}{2} \sin \gamma_p) [\sin(\phi - \alpha_p) - \sin(\phi + \alpha_p)] \right\}$$

$$F_x = \delta \varepsilon^2 \left\{ \frac{\cos \frac{\xi_0}{2} \sin \alpha_p + \sin \frac{\xi_0}{2} \sin \gamma_p}{\sin^2 \gamma_p \cos \phi} [\sin(\phi - \alpha_p) + \right. \\ \left. \sin(\phi + \alpha_p)] + \frac{\mu \cos \frac{\xi_0}{2} \cos \alpha_p}{\sin^2 \gamma_p \cos \phi} [\cos(\phi - \alpha_p) + \cos(\phi + \alpha_p) + \right. \\ \left. \frac{\mu \sin \frac{\xi_0}{2} \cos \gamma_p \operatorname{tg} \phi}{\sin^2 \gamma_p} \right\}$$

$$F_y = \delta \varepsilon^2 \frac{\sin \frac{\xi_0}{2} \cos \gamma_p \operatorname{tg} \phi}{\sin^2 \gamma_p}$$

$$s = \frac{\varepsilon^2 \operatorname{tg} \frac{\xi_0}{2}}{\cos \gamma_p} + a \varepsilon \sin \alpha_p - \frac{a}{2} (\sin \gamma_p + \sin \alpha_p)$$

$$\gamma = \operatorname{arc} \sin \frac{R}{a}$$

$$\phi = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \left(\operatorname{tg} \frac{\xi_0}{2} \sin \gamma_p \right)$$

gdzie:

ε - grubość skrawanej warstwy

a - grubość ziarna ściernego

ξ_0 - kąt wierzchołkowy ziarna

μ - współczynnik tarcia wewnętrznego

δ - naprężenia normalne

s - pole poprzecznego przekroju śladu skrawania

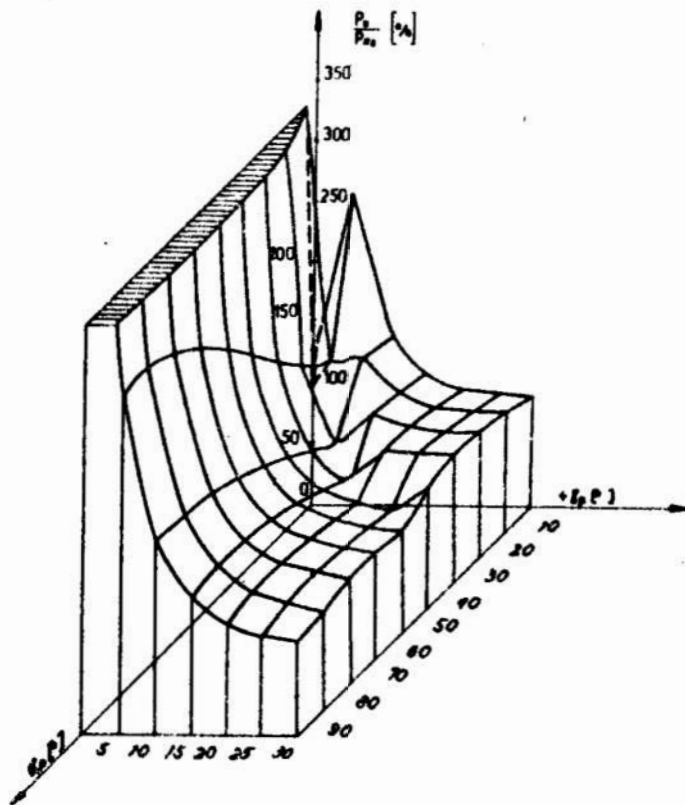
α_p, γ_p - parametry orientacji

- promienie zaokrągleń krawędzi są pomijalnie małe.

Jako kryteria oceny wpływu parametrów orientacji na efekty procesu skrawania przyjęto typowe wskaźniki energetyczne procesu szlifowania.

2. Opory skrawania orientowanym ziarnem ściernym

Duże znaczenie dla kształtowania się wielkości nakładów energetycznych szlifowania mają powierzchnie i krawędzie ziarna stykające się z materiałem obrabianym lecz nie uczestniczące w skrawaniu [14], [24]. Głównie zaś te, w sąsiedztwie których zachodzą procesy deformacji sprężystej i plastycznej materiału obrabianego, oraz działają znaczne siły tarcia. Dla określenia wpływu orientacji ziarna na kształtowanie się oporów jego ruchu w materiale obrabianym dokonano obliczeń wartości składowych sił skrawania. Dla większej czytelności obrazu zmian i ich charakteru wyniki przedstawiono w postaci wielkości względnych. Jako wskaźnik intensywności zmian oporów ruchu przyjęto iloraz wartości F_z i F_{z0} / F_{z0} obliczone dla parametrów orientacji $\gamma_p = 0^\circ$ i $\alpha_p = 0^\circ$. Na rysunku 1 i 2 przedstawiono procentowe wartości zmian stosunku F_z / F_{z0} . Rysunek 1 obrazuje kształtowanie się zmian tego wskaźnika dla dodatnich wartości γ_p zaś rysunek 2 dla wartości ujemnych. Obydwa z przedstawionych wykresów są podobnie ukształtowane. Można sądzić na ich podstawie, że największy wzrost wskaźnika ma miejsce przy zerowych lub niewielkich wartościach parametru γ_p , dla zmieniających się wartości α_p . Jest to skutkiem uaktywnienia się dolnej pomocniczej krawędzi skrawającej BB' /rys. 3/. Natomiast wraz ze wzrostem wartości parametru γ_p zmiany parametru α_p odgrywają coraz mniejszą rolę. Porównując te wykresy z wykresami zmian wydajności skrawania [20], można sądzić, że zmiany oporów ruchu ziarna w materiale obrabianym nie wynikają tylko w bezpośredni sposób ze zmian przekrojów śladu skrawania. Następuje jednocześnie pogorszenie warunków wyrażające się między innymi znacznym wzrostem sił tarcia. Zatem wpływ orientacji ziarna na kształtowanie się zaprezentowanego wskaźnika energetycznego jest istotny w

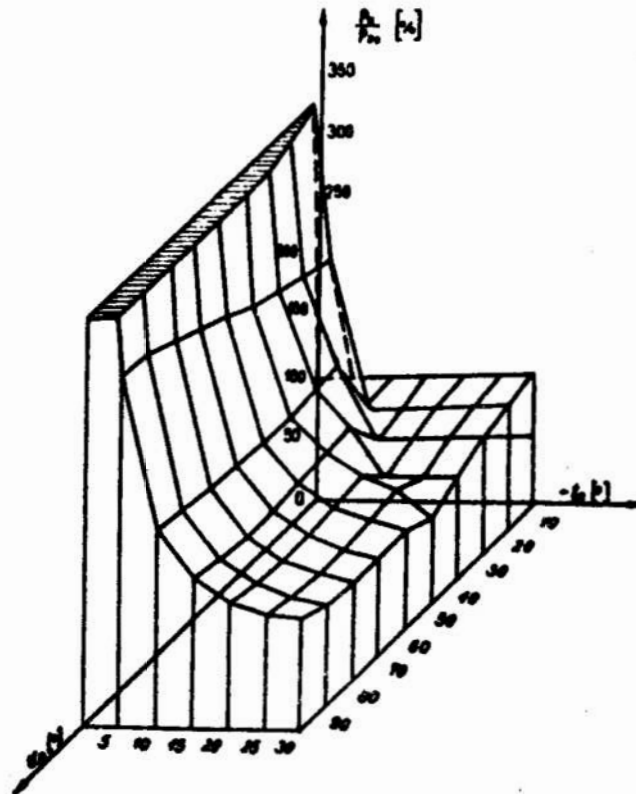


Rys. 1. Wpływ wartości parametrów orientacji γ_p i α_p na opory przemieszczenia ziarna ściernego w materiale obrabianym. Obszar dodatnich wartości parametru orientacji γ_p .

Fig. 1. The effect of the orientation parameters values γ_p and α_p on the results of displacement of abrasive grain in the machined material. The area of positive orientation parameter values of γ_p .

przedziale małych wartości parametru orientacji γ_p ($0^\circ - 10^\circ$). Natomiast dla wartości parametru orientacji γ_p większych od 15° zmiany parametrów orientacji nie mają większego znaczenia.

Uwzględnione oddziaływanie bocznych powierzchni ziarna na materiał obrabiany w strefie skrawania jest ważnym czynnikiem wpływającym na opory skrawania [2], [19], [11]. Szczególnie istotne jest to oddziaływanie dla ziaren o prostokreślnych kształtach, w których powierzchnie boczne są wielokrotnie większe od powierzchni czołowej tradycyjnie /niezupełnie słusznie/ uznawanej za jedną, lub główną powierzchnię natarcia.



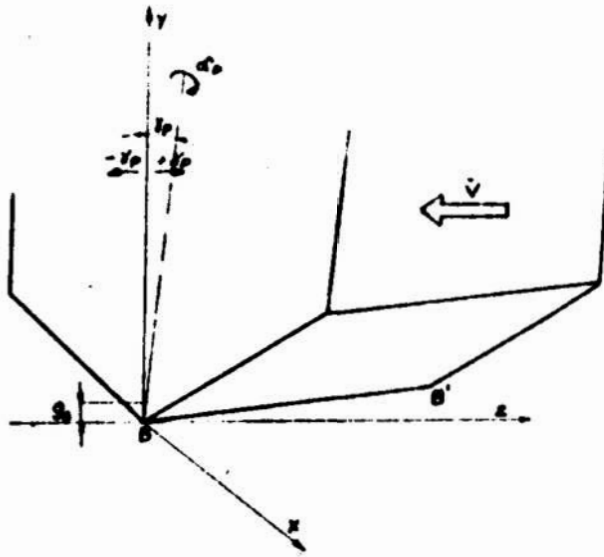
Rys. 2. Wpływ wartości parametrów orientacji β_p i α_p na opór przesuwania ziarna ściernego.

Fig. 2. The effect of the orientation parameters values β_p and α_p on the resistances of displacement of abrasive grain.

Rozpatrywane monokrystaliczne ziarna węgla krzemu α -SiC, są bardzo obrazowym tego przykładem. Wspomniane oddziaływanie bocznych powierzchni ziarna jest, jak się wydaje głównym powodem istotnych różnic prezentowanych wyników w stosunku do danych przedstawionych w pracy [9].

3. Praca właściwa skrawania ziarnem

Bardzo istotną wielkością do oceny potencjału skrawnego ziarna jest praca właściwa skrawania. Przy tej samej długości drogi skrawania można ją określić stosunkiem stycznej składowej,



rys. 3. Kształt modelu ziarna ściernego α -SiC

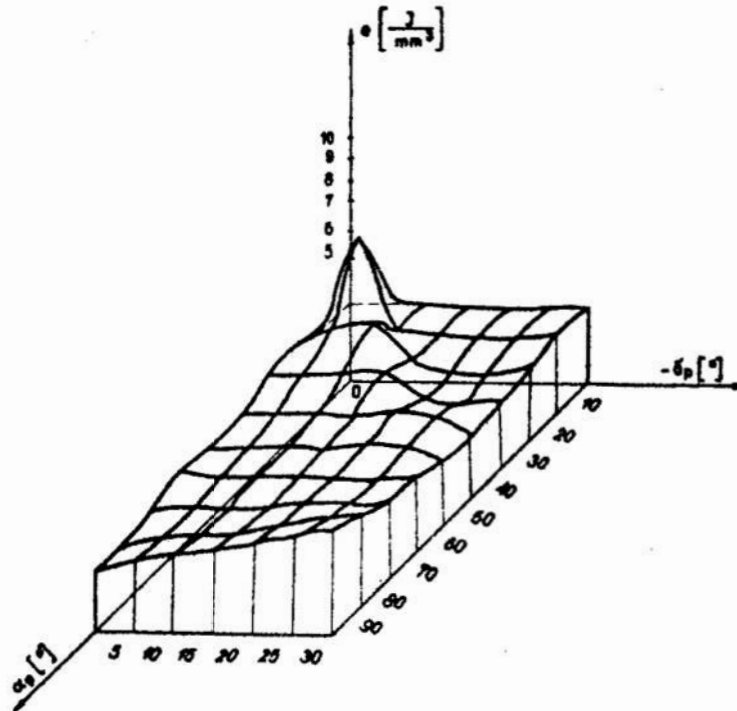
Fig. 3. Model shape of α -SiC abrasive grain

siły skrawania F_z do pola powierzchni poprzecznego przekroju śladu skrawania $/s/$ tak jak wyraża to wzór:

$$e = \frac{F_z}{s}$$

Przykładowe wyniki obliczeń tej wielkości przedstawiono na rysunkach 4 i 5. Obydwa wykresy wykazują znaczne podobieństwo. Zauważalne różnice to nieco wyższe nakłady pracy właściwej dla dodatnich wartości parametru γ_p /rys. 4/, niż dla ujemnych /rys. 5/. Poza strefą maksimum dla $\alpha_p = 0^\circ$ i $\gamma_p = 10^\circ$ zmiany wartości parametrów orientacji nie powodują znaczniejszych różnic pracy właściwej skrawania. Można też zauważyć, że bardziej istotne są zmiany parametru orientacji γ_p niż α_p . Odnosząc rezultaty dokonanych obliczeń oporów ruchu ziarna w materiale obrabianym do wielkości uzyskanych z pomiarów [11] nie sposób pominąć następującej sprawy: Na mocy założeń poczynionych przy wprowadzaniu wzorów analitycznych nie uwzględniono faktu powstawania wypływek bocznych wzdłuż śladu skrawania. Zjawisko to, występujące w rzeczywistym procesie skrawania ściernego [23], [14], [10] obniża wydajność skrawania, oraz powoduje wzrost pracy właściwej skrawania. Szczególnie można spodziewać się nasilenia takich efektów dla dodatnich

wartości parametru orientacji γ_p . Należy sądzić, że to jest przyczyną różnic wartości przedstawionych na wykresie /rys.4/, w stosunku do wartości zmierzonych [11].



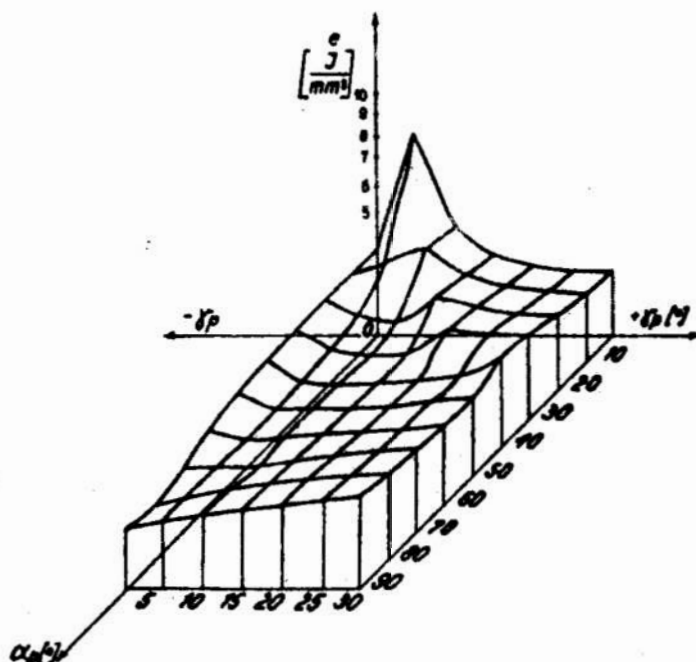
Rys. 4. Zależność nakładów pracy właściwej skrawania od wartości parametrów orientacji α_p i γ_p . Obszar dodatnich wartości parametru orientacji γ_p

Fig. 4. Dependence of the specific cutting ability input on the orientation parameters values α_p and γ_p . The area of positive orientation parameters values of γ_p

4. Zdolność skrawna ziarn

W celu prześledzenia potencjalnego wpływu orientacji na kształtowanie się wydajnościowo-energetycznych cech skrawania ściernego, rozpatrzono wartości wskaźnika zdolności skrawnej ziarn. Wskaźnik ten ujmuje relację wydajności skrawania i składowej normalnej oporu skrawania F_y , według wzoru:

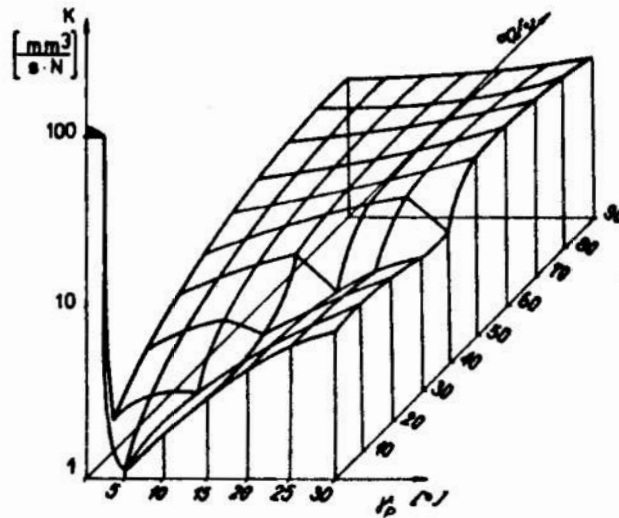
$$K = \frac{s \cdot v}{F_y}$$



Rys. 5. Zależność nakładów pracy właściwej skrawania od wartości parametrów orientacji α_p i γ_p . Obszar ujemnych wartości parametru orientacji γ_p

Fig. 5. Dependence of the specific cutting ability input on the orientation parameters values α_p and γ_p . The area of negative orientation parameters values of γ_p

Wpływ parametrów orientacji α_p i γ_p na kształtowanie się wartości tego wskaźnika ilustrują wykresy przedstawione na rysunkach 6 i 7. Na rysunku 6 przedstawiono wyniki obliczeń przeprowadzonych dla zmieniających się wartości parametru orientacji γ_p . Wskaźnik zdolności skrawnej K ma najwyższą wartość w pobliżu obszaru parametrów orientacji α_p i $\gamma_p = 0^\circ$. Jest to zbieżne z danymi doświadczalnymi przedstawionymi w pracy [9]. Poza tym obszarem wskaźnik ten przybiera zdecydowanie niekorzystne wartości. Wzrost zdolności skrawnej następuje zaś wraz ze wzrostem wartości parametrów orientacji α_p i γ_p . Natomiast dla ujemnych wartości parametru orientacji γ_p /rys. 7/. zwraca uwagę wyraźnie skokowa zmiana wartości wskaźnika zdolności skrawnej ziarna. Różnice występujące w tym przypadku są kilkakrotnie większe niż dla dodatniego zakresu

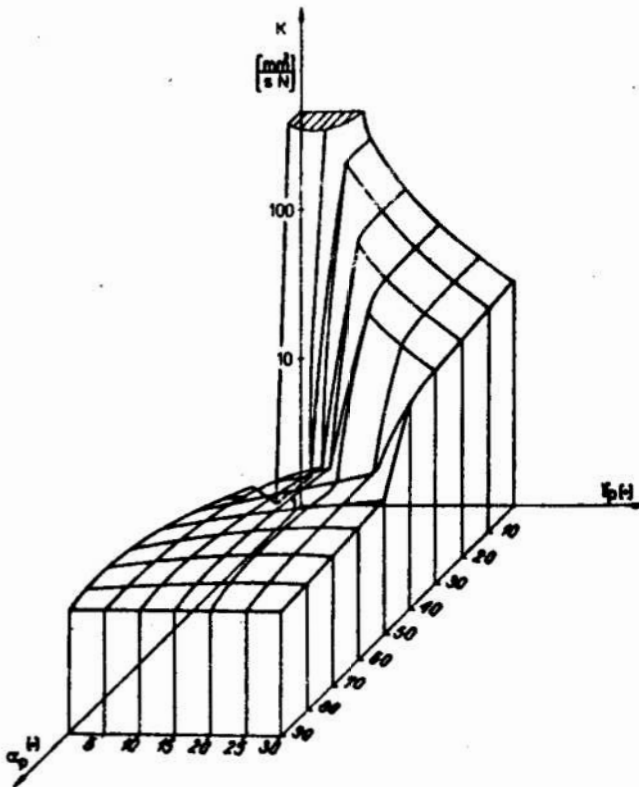


Rys. 6. Wpływ parametrów orientacji α_p i $\tilde{\gamma}_p$ na wartość wskaźnika zdolności skrawnej ziarna ściernego. Obszar dodatnich wartości parametru orientacji $\tilde{\gamma}_p$.

Fig. 6. The effect of the orientation parameters α_p and $\tilde{\gamma}_p$ on the value of the cutting ability factor of abrasive grain. The area of positive orientation parameters values of $\tilde{\gamma}_p$.

parametru $\tilde{\gamma}_p$. Te różnice można wiązać z kształtem ostrza, rozpatrywanym w boczny układ odniesienia. Dla dodatniej wartości $\tilde{\gamma}_p$ kształt ostrza jest klinowy, na którego dolnych rozchylonych powierzchniach działa siła F_y o znacznej wartości, przy relatywnie małej geometrycznej wydajności skrawania. Wzrost wartości parametru $\tilde{\gamma}_p$ powoduje zmniejszenie się powierzchni styku ziarna i materiału obrabianego, oraz zwiększenie wydajności skrawania a w konsekwencji wzrost wartości analizowanego wskaźnika zdolności skrawnej. Dla ujemnych wartości $\tilde{\gamma}_p$ mechanizm tych zmian jest podobny, jednakże ich intensywność jest nieporównywalnie mniejsza. Przyczyną mniejszej intensywności zmian jest znacznie mniejsza powierzchnia styku ziarna i materiału obrabianego.

Inaczej wpływa na wartość omawianego wskaźnika zmiana parametru orientacji α_p . Z jego zwiększeniem przyrost wartości siły F_y jest szybszy niż przyrost geometrycznej wydajności skrawania. Natomiast dla ujemnych wartości $\tilde{\gamma}_p$, przy zmianach war-



Rys. 7. Wpływ parametrów orientacji α_p i β_p na wartość wskaźnika zdolności skrawnej ziarna ściernego. Obszar ujemnych wartości parametru orientacji β_p .

Fig. 7. The effect of the orientation parameters α_p and β_p on the value of the cutting ability factor of abrasive grain. The area of negative orientation parameters values of β_p .

tości parametru α_p , przyrost siły F_y jest wolniejszy niż dla analogicznych wartości dodatnich β_p . Z przedstawionych wykresów /rys. 4 i 5/ wynika, że orientacja płytkowego ziarna ściernego jest istotnym czynnikiem warunkującym efektywne wykorzystanie takich ziaren jako ostrzy skrawających.

5. Podsumowanie

Zaprezentowane wyniki obliczeń i rozważania przeprowadzone na ich podstawie nasuwają następujące wnioski:

- orientacja ziarn płytkowych jest istotnym czynnikiem ich efektywnego wykorzystania jako ostrzy skrawających,

- orientacja ziarn ściernych w różnym stopniu wpływa na kształtowanie się wydajnościowych i energetycznych wskaźników charakteryzujących proces skrawania przez pojedyncze ziarno ściernie. Jednak w każdym z przedstawionych przypadków można wyróżnić obszary korzystnych wartości parametrów orientacji
- różnice między wartościami wskaźników charakteryzujących proces skrawania w obszarach "korzystnych" i "niekorzystnych" wynoszą nawet ponad 100%
- najkorzystniejsze wartości wskaźników energetycznych uzyskuje się przy ujemnych wartościach parametru orientacji γ_p i zerowej wartości parametru orientacji α_p .

Literatura

1. Azaroff L.: Struktura i własności ciał stałych. WNT Warszawa, 1960
2. Bajkalov A.K.: Vviedienije v teoriju šlifowanija materiallov. Izdatielstvo "Naukova Dumka" Kiev, 1978
3. Balykov A.V.: O niekotorych zakonomiernostiach almanzovo šlifowanija chrupkich niemietalližeskich materiallov. Sbornik "Sintetižeskiye almanzy - kluč k technižeskom progressu" Część II, s. 171-180, Izdatielstvo "Naukova Dumka" Kiev 1977
4. Bakoń A.: Fizykochemiczna analiza własności syntetycznych diamentów w aspekcie możliwości rozszerzenia zakresu zastosowań. Praca doktorska. Instytut Chemii Nieorganicznej i Metalurgii Pierwiastków Rzadkich. Politechnika Wrocławska, Wrocław, 1980
5. Bielova S.A., Prokofieva N.K., Rejtman M.B., Żukova L.A., Fomin V.G., Šbegolkova L.A.: Poluženije monokristallov karbida kriemnija kubiceskoj modyfikacii -SiC i issledovanije ich struktury. Sbornik "Processy rosta i sintieza poluprovodnikovych kristallov i plienok" Część II, s. 111-116, Izdatielstvo "Nauka" Sibirskoje otdielenije. Novosybirsk 1975
6. Borkowski J.: Analiza oporów skrawania ziarnami ściernymi. Prace naukowe ITW - WSInż. Koszalin, 1978, nr 2
7. Borkowski J.: Elementarne zjawiska zużycia ziarn i narzędzi ściernych, Monografia Wydziału Mechanicznego WSInż. Koszalin, 1983
8. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej. Monografia nr 6. Wydawnictwo WSInż Koszalin, 1979
9. Borkowski J.: Testing of the Usability of Monocrystal Grains in Abrasive Processes. 3-rd International Conference in Grinding Technique "Intergrind" Stockholm, 1976
10. Borkowski J., Budniak Z., Jurkowski G., Markul J., Husejko Z.: Analiza fizykalnych podstaw procesu skrawania ściernego. Sprawozdanie Naukowe Nr 501.02.277 CPBP nr 02.04 Koszalin, listopad 1986

11. Borkowski J., Jurkowski G.; Zagadnienia orientacji ziarn w nasypach ściernych z monokrystalicznego SiC, *Mechanik* Nr 4/1985 s. 273-277
12. Borkowski J., Jurkowski G., Markul J.: Wybrane własności monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu. "Postępy w technice wytwarzania" Cz. I, Kołobrzeg 1978, s. 21
13. Borkowski J., Woźniak K.: Techniczne aspekty zastosowania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu w obróbce ściernej. Monografia nr 14, Wydawnictwo WSInż. Koszalin, 1982
14. Brecker J.N., Shaw M.C.: Specific Energy in Single Point Grinding. *Annals of CIRP* vol. 23 nr 1 s. 39-94
15. Francevič J.J., Kraviec V.A.: Opleriedielienije stepieni soviershenstva monokristallov SiC rentgienovskimi metodami. Sbornik "Karbid Kremnija", s. 12-17, Izdatielstvo "Naukova Dumka", Kiev 1976
16. Francevič J.V., Mašnickij A.A., Trofimov V.I., Smuškievič W. Bocek S.A.: Tiehnologija polučenija monokristallov karbida kriemnija w kontienierach na bazie promyšlennyoh piečej. Sbornik "Karbid Kremnija" s. 169-180 Izdatielstvo "Naukova Dumka", Kiev 1976
17. Hille H., Merz A., Muller K., Pompe W.: Povysšenije iznosostojkosti riezuščich materiallov s pomoščiu vklučenija krupnyoh kristallov. Sbornik "Sintetičeskije almazы kluč k techničeskomu progressu" Część II, s. 54-55 Izdatielstvo "Naukova Dumka" Kiev, 1977
18. Jaworski A.: Polikrystaliczne diamenty szkieletowe jako produkt sterowanej syntezy statycznej. Prace ITME "Diament syntetyczny" Część I, "Wybrane zagadnienia syntezy diamentu" s. 39-59, Wydawnictwa Przemysłu Maszynowego WEMA, Warszawa 1986
19. Jurkowski G.: Orientacja ziarn ściernych w nasypach wykonanych metodą elektrostatyczną. Praca doktorska. Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn. Poznań, 1984
20. Jurkowski G.: Znaozenie orientacji jako czynnika wpływającego na zdolność skrawną ziarn ściernych o płytkowym kształcie. Zeszyt Naukowy Wydziału Mechanicznego WSInż. Koszalin 1987

21. Kubiak R.: Orzeczenie Zakładu Krystalografii Instytutu Niskich Temperatur i Badań Strukturalnych PAN odnośnie monokrystaliczności załączonych próbek ziaren i kryształów -SiC z dnia 1977.06.26, 1977.11.29 i 1978.02.16 Wrocław, 1977/78
22. Lukacs J., Gamp K.: Ts-micro-A new aluminiumoxide based abrasive. Plenary papers of 4-th International Conference on the Abrasives, Abrasive Tools, and Abrasive Processes. "Intergrind 79" Budapest 1979, vol. I p.69-77
23. Maslov E.N., Postnikova N.W.: Osnovnyje napravlenija v razvitiu teorii rezanija abrazivnym, almaznym i elbornym instrumentom. Masinostrojenije. Moskva, 1975
24. Oczós K., Porzycki J.: Szlifowanie. WST Warszawa, 1986
25. Pampuch R., Stobierski L.: Polymorphism and mechanism of growth of SiC. Proceedings of the International Colloquium on materials science and engineering held in Cracow 26 - 29 November 1973. PWN Warszawa - Kraków 1974, s.59-66
26. Pampuch R., Stobierski L.: Morphology of SiC crystals obtained by chemical deposition process. Proceedings of the International Colloquium on materials science and engineering held in Cracow 26 - 29 November 1973. PWN Warszawa - Kraków 1974, s. 69-76
27. Penkala T.: Zarys krystalografii, Wydanie II, PWN Warszawa, 1977
28. Sandulova A.V., Burkoj N.S., Gorin S.N.: Vlijanije uslovij rosta na strukturu i morfologiju nitievidnych kristallov karbida Kriemnijsa. Sbornik "Processy rosta i sintieza poluprovodnikovych kristallov i plienok" Część II, s. 346-350 Izdatielstvo "Nauka" Sibirskoje otdielenije. Novosybirsk, 1975
29. Substyk M.: Optyczne metody ilościowej oceny czystości i cech morfologicznych ziarn diamentu syntetycznego. Prace ITME "Diament syntetyczny" Część II, "Metody badania własności i zastosowania" s. 9-17. Wydawnictwa Przemysłu Maszynowego WEMA, Warszawa 1986
30. Tomlinson P.N.: Langform Diamantkorn, das neue konzept z'm erfolgreichen Schleifen von Hartmetall. Diamant Information 1978, Nr M-34, s.2-9

Streszczenie

W artykule przedstawiono wyniki teoretycznych obliczeń wartości wskaźników energetycznych procesu skrawania ściernego. Zamieszczone wykresy obrazują wpływ zmian wartości parametrów orientacji $\tilde{\delta}_p$ i α_p na opory przemieszczania się ziarna w obrabianym materiale, nakłady pracy właściwej "e" i wartości współczynnika zdolności skrawnej ziarna "K".

EFFECT OF ORIENTATION OF THE LAMELLAR ABRASIVE GRAIN ON THE VALUE OF ENERGETIC INDICATORS OF CUTTING PROCESS

Summary

The paper presents the results of theoretical calculations of the value of energetic indicators of the abrasive cutting process. The graphs enclosed show the effect of changes of the orientation parameters values $\tilde{\delta}_p$ and α_p on the resistance of grain displacement.

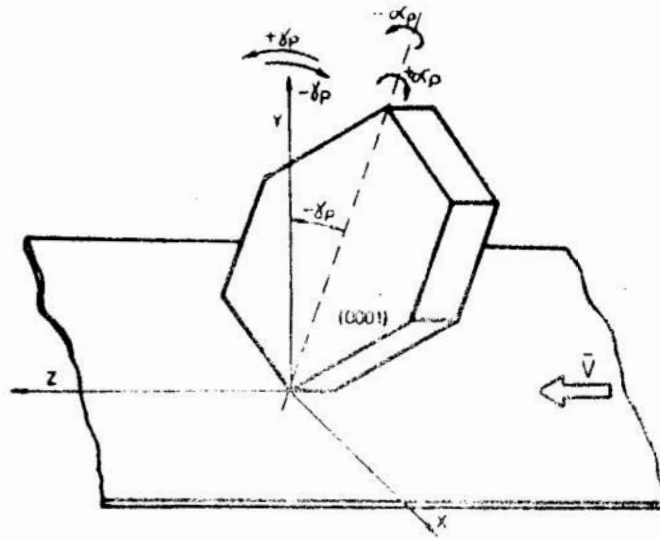
Grzegorz Jurkowski
 Wyższa Szkoła Inżynierska
 w Koszalinie

ZNACZENIE ORIENTACJI JAKO CZYNNIKA WPLYWAJĄCEGO NA ZDOLNOŚĆ SKRAWNĄ ZIARN ŚCIERNYCH O PŁYTKOWYM KSZTAŁCIE

1. Wstęp

Zdolność skrawna narzędzia ściernego jest związana w głównej mierze z topografią jego roboczej powierzchni [8]. Istotny jest jej zarys rozpatrywany w skali wielkości równej głębokości zamierzonego skrawania lub wielkości ziarn ścierniwa. Topografia ta może być ukształtowana w procesie produkcji narzędzia /wyroby ściernie nasypowe/ lub drogą obciążania. Niezależnie od sposobu tworzenia tej topografii do jej opisu używa się podobnego zespołu parametrów. Niektóre z nich są bezpośrednio mierzone jak na przykład odległości i liczba wierzchołków ziarn [11], [5], wysokość wierzchołków itp. [6]. Inne zaś są oceniane na podstawie modeli teoretycznych lub statystycznych zależności [10]. Rzadko uwzględnia się kształt roboczej części ziarn w zbiorze parametrów jako czynnik determinujący potencjalną zdolność skrawną narzędzia. Ziarna ściernie tego samego ścierniwa, identycznej wielkości, lecz o różnym kształcie mogą posiadać diametralnie różne własności jako ostrza skrawające. Także ziarna ściernie o kształtach nieobrotowych na przykład płytkowe, mają różne własności zależne od usytuowania w roboczym układzie odniesienia. Na rysunku 1 przedstawiono schematycznie kształt takiego ziarna odpowiadający monokrystalicznym ziarnom α -SiC [4] i α -Al₂O₃ [9].

Kształt części roboczej rozpatrywanego ziarna ściernego jest zależny od jego usytuowania względem obrabianej powierzchni i kierunku wektora prędkości zamierzonego skrawania. Usytuowanie ziarna ściernego w prostokątnym układzie odniesienia, którego osie są związane z powierzchnią obrabianą i wektorem



Rys. 1. Usytuowanie płytkowego modelu ziarna ściernego w układzie odniesienia do opisu orientacji

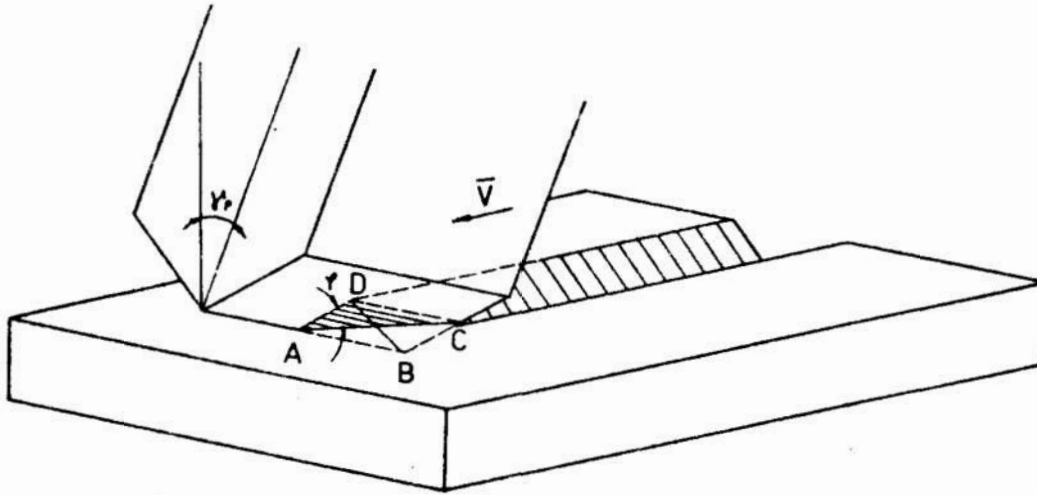
Fig. 1. Positioning of the lamellar model of abrasive grain in the reference system for the orientation description

prędkości skrawania, przyjęto nazwać orientacją [7]. Zespół wartości kątów określających położenie ziarna względem osi lub płaszczyzn układu odniesienia nazwano parametrami orientacji ziarna ściernego. Lokalizację poszczególnych parametrów orientacji i ich oznaczenia zaznaczono na rys. 1.

2. Usytuowanie ziarna ściernego w procesie skrawania

Na rysunkach 2, 3 i 4 przedstawiono szkice modelu tego samego ziarna ściernego różnie zorientowane w roboczym układzie odniesienia. Porównując te rysunki można domyślać się, że prezentowane modele przedstawiają ostrza o diametralnie różnych możliwościach obróbczych. To samo ziarno może więc mieć zasadniczo odmienne cechy jako ostrze skrawające, zależnie od orientacji. Na rysunku 2 przedstawiono usytuowanie ziarna dla dodatniej wartości parametru orientacji γ_p i wartości parametru orientacji α_p równej zero stopni. Ostrze skrawające ma w prezentowanym przypadku kształt klina wpychanego w obrabiany materiał. Można także zauważyć, że brak tu kątów przyło-

żenia oraz występują duże ujemne wartości kątów natarcia wynikające z rozwarcia krawędzi DB i BC /rys. 2/.

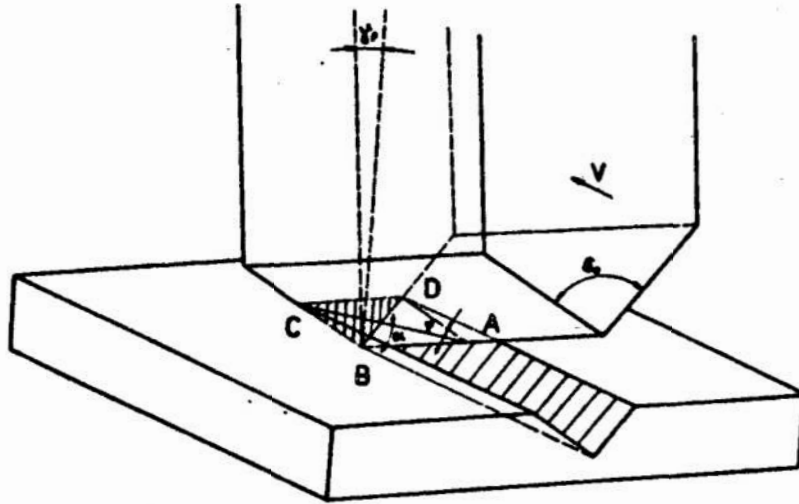


Rys. 2. Kształt części roboczej ziarna ściernego przy dodatniej wartości parametru orientacji γ_p ($\alpha_p = 0^\circ$) [3]

Fig. 2. Shape of the working part of abrasive grain at a positive value of the orientation parameter γ_p ($\alpha_p = 0^\circ$) [3]

Dla tak ukształtowanego ostrza zaistnienie procesu skrawania wiórowego jest mało prawdopodobne. Bardziej prawdopodobne jest kształtowanie zarysu śladu obróbki poprzez plastyczną deformację materiału. W związku z takim sposobem pracy, należy spodziewać się znacznych obciążeń mechanicznych ziarna, niskiej efektywności skrawania, oraz znacznych nakładów energetycznych procesu obróbki [1]. Zupełnie odmiennie przedstawia się usytuowanie ziarna jak na rysunku 3. Orientacja przedstawiona na rysunku ma miejsce, gdy jej parametr γ_p ma ujemną wartość. Można zauważyć, że w takim położeniu część ziarna będąca w kontakcie z materiałem obrabianym ma kształt typowego ostrza skrawającego o prostoliniowych krawędziach skrawających i płaskiej powierzchni natarcia. Mimo, że wartość kąta natarcia jest ujemna jest ona korzystniejsza niż w przypadku omówionym poprzednio. Jest to zatem orientacja pożądana. Dodatkową zaletą takiego usytuowania jest zmniejszenie powierzchni styku ziarna i materiału obrabianego. Na skutek

pocjylenia ziarna zgodnie z kierunkiem wektora prędkości skrawania na jego bocznych powierzchniach zostały utworzone kąty przyłożenia α oznaczone na rysunku 3.



Rys. 3. Kształt części roboczej ziarna ściernego przy ujemnej wartości orientacji $\gamma_p (\alpha_p = 0^\circ)$ [3]

Fig. 3. Shape of the working part of abrasive grain at a negative value of the orientation parameter $\gamma_p (\alpha_p = 0^\circ)$ [3]

Przedstawiony kształt ostrza pozwala oczekiwać zaistnienia skrawania wiórowego, oraz niższych niż poprzednio nakładów energetycznych tego skrawania w związku z redukcją tarcia na powierzchniach przyłożenia. W takim położeniu ziarna można wiązać parametr orientacji γ_p z kątami ostrza skrawającego. Kąty pochylenia krawędzi skrawających λ posiadają wartość liczbowa i znak parametru orientacji. Natomiast kąty natarcia i przyłożenia, oraz kąt wierzchołkowy ϵ_i są funkcyjnie związane z parametrami orientacji według poniższych zależności.

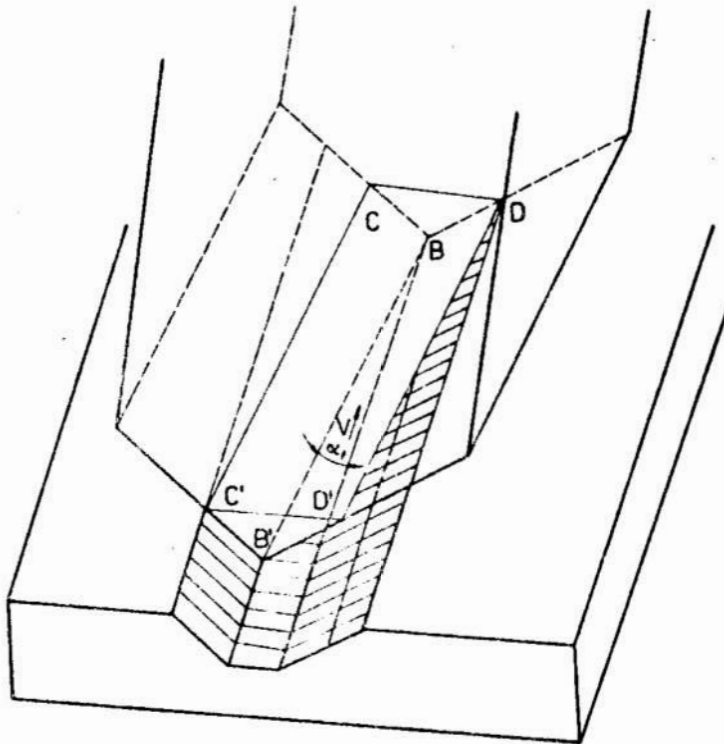
$$\gamma = \text{arc tg} \left(\frac{\text{tg } \gamma_p}{\sin \frac{\epsilon_0}{2}} \right)$$

$$\alpha = 90^\circ - \frac{1}{2} \text{arc tg} \left(\text{tg } \frac{\epsilon_0}{2} \sin \gamma_p \right)$$

$$\lambda = \gamma_p$$

$$\varepsilon_i = \arctg \left(\frac{\operatorname{tg} \frac{\varepsilon_0}{2}}{\cos \gamma_p} \right)$$

Inne z charakterystycznych położeń rozpatrywanego modelu ziarna ściernego przedstawiono na rysunku 4. Odpowiada ono orientacji gdy wartość parametru γ_p równa się zero stopni, zaś parametr orientacji α_p jest różny od tej wartości.



Rys. 4. Kształt części roboczej ziarna ściernego przy niezerowej wartości parametru orientacji α_p ($\gamma_p = 0^\circ$) [3]

Fig. 4. Shape of the working part of abrasive grain at a non-zero of the orientation parameter α_p ($\gamma_p = 0^\circ$) [3]

Warunki przebiegu potencjalnego procesu usuwania materiału przez tak zorientowane ziarna są odmienne z ich lewej i prawej strony. Lewa czynna część ziarna oznaczona na rysunku jako pole $BB'CC'$ tworzy zarys śladu obróbki poprzez plastyczną deformację materiału obrabianego. Z prawej strony zarys śladu powstaje na skutek nakrawania materiału przez krawędź BD .

Boczna powierzchnia ziarna oznaczona na rysunku 4 jako $BB'DD'$ tworzy z powierzchnią śladu obróbki kąt przyłożenia α . Można też zauważyć, że krawędź BC dzieli obrabiany materiał na część usuwaną jako wiór /na prawo od krawędzi/ oraz na część wgniętą w materiał obrabiany przez powierzchnię $BB'CC'$. Funkcję krawędzi tnącej spełnia krawędź $B'C'$, zaś krawędź BB' spełnia rolę pomocniczej krawędzi tnącej. Kąty natarcia dla krawędzi $B'C'$ i BB' mają duże ujemne wartości. Kąt natarcia mierzony w płaszczyźnie prostopadłej do krawędzi BD zwiększa swą ujemną wartość od zero stopni proporcjonalnie do α_p . Z przeprowadzonych rozważań wynika, że związki parametru orientacji

α_p z kątami ostrza skrawającego rozpatrywanego w układzie roboczym są uwikłane. Jednak można ogólnie stwierdzić, że wzrost wartości α_p objawia się niekorzystnie wpływem na geometrię skrawającej części ziarna. Wniosek taki jest związany z faktem uaktywnienia krawędzi BB' jako krawędzi skrawającej. W rzeczywistych ziarnach ściernych, przy głębokościach skrawania rzędu mikrometrów, długość tej krawędzi jest od kilkunastu do kilkuset razy większa od odległości punktów C i D /rys. 4/. Na tej podstawie można spodziewać się, że na skutek wzrostu wartości parametru α_p wzrośnie wydatnie objętościowa wydajność skrawania. Jednocześnie niewspółmiernie wzrosną także energetyczne nakłady tego procesu powodowane niekorzystnym kształtem ostrza. Przedstawione usytuowania ziarna ściernego są charakterystyczne dla ziarn o przedstawionym kształcie. Stanowią jednak tylko znikomy procent możliwych stanów orientacji wynikających z interakcji parametrów $\tilde{\gamma}_p$ i α_p . Na podstawie przedstawionych przykładów i ich omówienia można przekonać się o istotnym znaczeniu orientacji dla potencjalnego kształtowania wydajności i nakładów energetycznych procesu skrawania ściernego. Szczególnie ziarnami o kształtach figur nieobrotowych: płytkowych, piramid lub innych wielościanów.

Oszacowania znaczenia orientacji można dokonać w wymierny sposób badając zależność wydajności i nakładów energetycznych skrawania ziarnem zależnie od jego orientacji. Wykonanie takich badań jest bardzo trudne technicznie i kosztowne. Dla-

tego w celu szacunkowej oceny znaczenia orientacji posłużono się zależnościami matematycznymi opisanymi dla geometrycznego modelu ziarna ściernego. W tym celu wykonano obliczenia komputerowe geometrycznej wydajności skrawania, zależnie od wartości parametrów orientacji. Korzystano z następującej formuły obliczeniowej pola przekroju poprzecznego śladu skrawania S przy żądanej głębokości skrawania g_s i grubości a :

$$S = \frac{g_s^2 \operatorname{tg} \frac{\epsilon_0}{2}}{\cos \gamma_p} + a g_s \sin \alpha_p - \frac{a}{2} (\sin \gamma_p + \sin \alpha_p)$$

Przyjęty sposób badania zależności analitycznych jest korzystny ze względu na szeroki zakres wartości parametrów możliwych do przeanalizowania. Natomiast opisane [2] pomiary wydajności skrawania z powodu trudności technicznych oraz bardzo dużej czaso- i pracochłonności musiały być zawężone do kilku lub kilkunastu wartości parametrów orientacji.

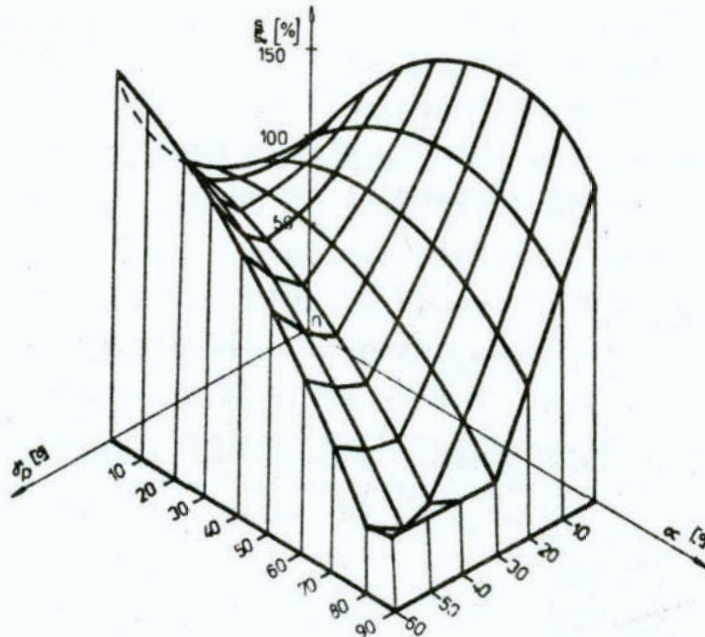
3. Geometryczna wydajność skrawania pojedynczym ostrzem

Geometryczną wydajność skrawania daje się z dostatecznym przybliżeniem wyrazić poprzecznym przekrojem warstwy skrawanej. Przykładowe rezultaty obliczeń w postaci wykresu względnych wielkości przekrojów śladu skrawania przedstawiono na rysunkach 5 i 6. Jako poziom odniesienia przyjęto pole przekroju śladu skrawania przy zerowych wartościach parametrów orientacji γ_p i α_p . Na wykresie przedstawionym na rysunku 5 widać wyraźny wzrost wielkości pola przekroju śladu skrawania w całym zakresie zmian parametru orientacji

α_p . Maksimum wzrostu /200 %/ występuje gdy α_p przybiera wartość 60 stopni. W miarę dalszego zwiększenia wartości α_p wielkość pola przekroju warstwy skrawanej maleje, by przy

$\alpha_p = 90^\circ$ przewyższył wartość początkową jedynie o 73 %. Na wykresie zamieszczonym na rysunku 6 widać natomiast wyraźne zmniejszenie się pola przekroju w miarę wzrostu war-

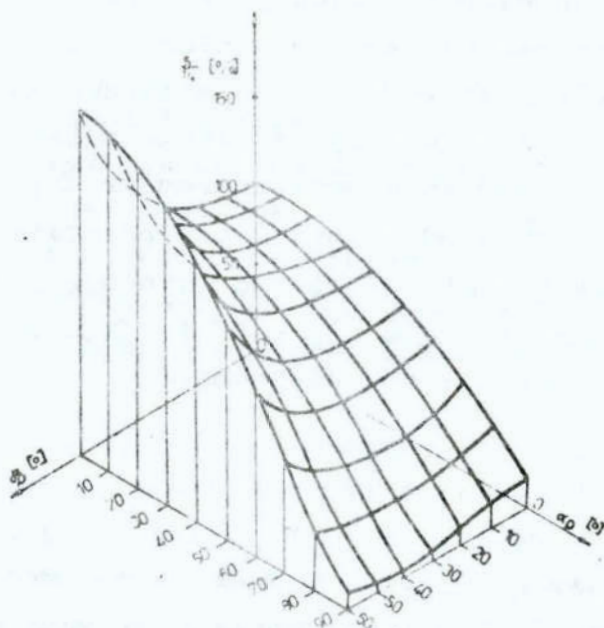
tości parametru orientacji α_p .



Rys. 5. Wykres względnych zmian przekroju śladu skrawania S - w zależności od wartości parametrów orientacji γ_p i α_p /głębokość skrawania $g = 0,1$ mm, grubość ziarna ściernego $a = 0,3$ mm/ [3]

Fig. 5. Diagram of relative changes of the cutting track section dependent on the values of the orientation parameters γ_p and α_p /cutting depth $g = 0,1$ mm, abrasive grain thickness $a = 0,3$ mm/ [3]

Przy $\alpha_p = 90^\circ$ pole przekroju warstwy skrawanej stanowi za-
ledwie 17% początkowej wartości /dla $\alpha_p = 0^\circ$ /. W miarę jed-
noczesnego wzrostu wartości γ_p i α_p pole przekroju warstwy
skrawanej zmniejsza się, co jest widoczne na obydwu wykresach.
Intensywność zmniejszania się pola przekroju warstwy skrawanej
jest większa wraz ze wzrostem wartości α_p . Szczególnie in-
tensywny spadek ma miejsce, gdy wartość parametru orientacji
 α_p wynosi około 50° a parametru $\alpha_p = 80^\circ$. Przedstawiono
to na wykresie /rysunek 5/. Dla wykresu z rysunku 6 wartości
te wynoszą odpowiednio $\gamma_p = 40^\circ$ i $\alpha_p = 90^\circ$. Dane wyjściowe
przyjęte do obliczeń różniły się jedynie inną wartością głę-
bokości skrawania przy pozostałych wartościach niezmiennych.



Rys. 6. Wykres względnych zmian przekroju śladu skrawania S w zależności od parametrów orientacji $\tilde{\gamma}_p$ i α_p /głębokość skrawania $g = 0,3$ mm, grubość ziarna $a = 0,3$ mm/ [3]

Fig. 6. Diagram of relative changes of the cutting track section S dependent on the values of the orientation parameters $\tilde{\gamma}_p$ and α_p /cutting depth $g=0,3$ mm, abrasive grain thickness $a = 0,3$ mm/ [3]

Istotnym czynnikiem kształtującym wolumen geometrycznej wydajności skrawania jest relacja głębokości do długości pomocniczej krawędzi skrawającej /krawędź BB' na rys. 4./ Na podstawie wyników obliczeń stwierdzono, że przy zmniejszeniu głębokości skrawania przy niezmiennych wymiarach ziarna ściernego znaczenie stosunku wspomnianych wymiarów wzrasta. Na obydwu przedstawionych wykresach widać, że wzrost wartości $\tilde{\gamma}_p$ powoduje zwiększenie geometrycznej wydajności skrawania, gdy parametr orientacji α_p ma wartość zero stopni. Największa wydajność w tym zakresie wynosi 100% wydajności początkowej i ma miejsce dla $\tilde{\gamma}_p = 60^\circ$. Z przedstawionych wykresów wynika, że zwiększenie wartości każdego z parametrów orientacji osobno powoduje wzrost geometrycznej wydajności skrawania. Różna natomiast jest intensywność wzrostu wydajności

na skutek zmian wartości tych parametrów. Jest ona ściśle uzależniona od relacji wymiarów ziarna, a szczególnie długości jego dolnej krawędzi BB' w stosunku do głębokości skrawania. Bardzo silnie od tego stosunku zależą zmiany wydajności skrawania powodowane przez parametr α_p . Charakter zmian wydajności zależnie od wartości obu parametrów jest przeciwnych. Zmiany orientacji ziarna powodują przyrost wydajności ponad 100 % wartości dla $\gamma_p = 0^\circ$ i $\alpha_p = 0^\circ$ lub też spadek do kilkunastu procent tej wartości.

4. Wnioski

Rozważania poczynione w oparciu o przedstawione przykłady orientacji ziarna płytkowego nasuwają następujące spostrzeżenia:

- orientacja jest istotnym czynnikiem warunkującym efektywne wykorzystanie potencjału skrawanego ziarna płytkowych,
- wpływ poszczególnych parametrów orientacji objawia się zarówno w zakresie kształtowania geometrycznej wydajności skrawania jak też zależności energetycznych tego procesu,
- oddziaływania w wyniku interakcji parametrów orientacji są uwikłane. Wzrost wartości każdego z analizowanych parametrów orientacji z osobna powoduje przyrost geometrycznej wydajności skrawania,
- jednoczesny wzrost obydwu parametrów orientacji γ_p i α_p powoduje przeciwstawne skutki, przy czym intensywność tych przeciwnych oddziaływań obu parametrów zależy od relacji grubości ziarna do zamierzonej głębokości skrawania,
- stosunek wymiarów ziarna ściernego i głębokości skrawania nie wpływa na intensywność oddziaływań zmian parametru orientacji γ_p . Natomiast dla parametru orientacji α_p zależność ta objawia się wyraźnie.

Literatura

1. Borkowski J.: Analiza skrawania ziarnami ściernymi. Prace naukowe ITW - WSInż Koszalin 1987 nr 2
2. Borkowski J.: Testing of the Usability of Monocrystal Grains in Abrasive Processes. 3-rd International Conference in Grinding Technique "Intergrind" Stockholm, 1976
3. Borkowski J., Jurkowski G.: Zagadnienia orientacji ziarn w nasypach ściernych z monokrystalicznego SiC, Mechanik nr 4/1985
4. Borkowski J., Jurkowski G., Markul J.: Wybrane własności monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu. "Postępy w technice wytwarzania" Część I, Kołobrzeg 1978 s. 21
5. Borkowski K., Woźniak K.: Techniczne aspekty zastosowania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu w obróbce ścierniej. Monografia Instytutu Budowy Maszyn WSInż Koszalin, 1982
6. Harrison K., Bhattacharyya S., Kbyron J.P.: Measurement of coated abrasive surfaces. Wear, 39 1976, s.335
7. Jurkowski G.: Orientacja ziarn ściernych w nasypach wykonywanych metodą elektrostatyczną. Praca doktorska. Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn, Poznań 1984
8. Kacalak W.: Własności eksploatacyjne narzędzi ściernych i problemy ich oceny. Materiały VIII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Koszalin 1985, s. 113
9. Lukaces J., Gamp K.: Ts-macro-A new aluminiumoxide based abraasive. Plenary papers of 4-th Intrnational Conference of the Abrasives, Abrasive Tools, and Abrasive Processes "Intergrind 79" Budapest 1979, vol. I, p. 69-77
10. Mo Adams T.H.: A statistioal polyhedron model of abrasive grain. Construction and Machine Technology. 1973 no. 4 p. 83-90
11. Plichta J.: Podstawy praktycznej oceny topografii roboczej powierzchni ściernicy na drodze statycznej analizy jej zarysu. Materiały VII Naukowej Szkoły Obróbki Ściernej Koszalin, 1985 s. 215

Streszczenie

W artykule zaprezentowano rozważania o orientacji ziarn ściernych o płytkowym kształcie - jako czynnika wpływającym na geometryczną wydajność i energetyczne zależności skrawania ściernego. Oddziaływanie parametrów orientacji na kształtowania się potencjalnej wydajności skrawania przedstawiono na przykładowych wykresach. Wykresy te sporządzono na podstawie wyników obliczeń według podanych wzorów.

Prócz omówienia wyników w końcowej części artykułu zawarto wnioski o znaczeniu i roli poszczególnych parametrów orientacji.

THE MEANING OF ORIENTATION AS A FACTOR AFFECTING THE CUTTING ABILITY OF ABRASIVE GRAINS OF A LAMELLAR SHAPE

Summary

The paper presents the considerations of the lamellar shape abrasive grains orientation as a factor affecting the geometric output and energetic dependences of abrasive cutting. The influence of the orientation parameters on the formation of a potential cutting ability has been presented on the exemplary diagrams. The graphs are made based on the calculation results according to the given formulae.

Apart from discussion of the results derived, some conclusions on the meaning and the role of each orientation parameter are given in the final part of the paper.

Tedeusz Karpiński
Czesław Lukianowicz
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

MOŻLIWOŚCI OPTYCZNYCH METOD OCENY NIERÓWNOŚCI POWIERZCHNI OBRABIANYCH ŚCIERNIE

1. Ogólna charakterystyka optycznych metod oceny nierówności powierzchni

Współczesne maszyny i urządzenia, a także przedmioty powszechnego użytku coraz częściej zawierają znaczną ilość części wymagających precyzyjnej obróbki ich powierzchni. W celu właściwego wykonania tych części powszechnie stosuje się operacje obróbki ścierniej. Kontrola nierówności powierzchni staje się niezbędna zwłaszcza tam, gdzie operacje obróbki ścierniej stwarzają trudności z uzyskiwaniem powtarzalności wartości parametrów nierówności powierzchni dla kolejno obrabianych części. Jeżeli ilość produkowanych części jest duża, to wymagana jest znaczna wydajność operacji kontrolnych. Znaczna wydajność operacji kontroli może być osiągnięta dzięki zastosowaniu optycznych metod oceny nierówności powierzchni. Metody te mogą być także przydatne przy realizacji kontroli czynnej nierówności powierzchni. Metody optyczne nie doczekały się jeszcze powszechnego zastosowania w operacjach kontroli nierówności powierzchni. Jednakże w ostatnim piętnastoleciu można zaobserwować znaczny wzrost zainteresowania tymi metodami ze strony laboratoriów badawczych, jak również ze strony firm produkujących urządzenia pomiarowe. Świadczy o tym znaczna ilość publikacji w czasopiśmie naukowo-technicznych oraz bogata literatura patentowa.

Spośród metod optycznych najczęstsze zastosowanie w pomiarach nierówności powierzchni obrabianych ściernie znajdują:

- metody reflektometryczne i goniofotometryczne,
- metody interferencyjne.

Metody reflektometryczne i goniofotometryczne opierają się na wykorzystaniu zjawiska przestrzennego /kątownego/ rozpraszania światła przez nierówności powierzchni. Idea tych metod polega na ustaleniu i spożytkowaniu związków między parametrami nierówności powierzchni i wybranymi elementami indykatrixy rozproszenia światła. Związki takie ustalane są w oparciu o różne teorie fizyczne, najczęściej w oparciu o teorię defrakcji Kirchhoffa, lub też wyznaczane są na podstawie wyników badań eksperymentalnych. Istnieje wiele odmian reflektometrycznych i goniofotometrycznych. Ich przegląd i szczegółowe omówienie można znaleźć w pracy [1].

Metody interferencyjne wykorzystują fakt, że odbiciu fali świetlnej od powierzchni chropowatej towarzyszy zmiana fazy fali odbitej proporcjonalna do wysokości nierówności. Metody te wykorzystują najczęściej światło spójne i charakteryzują się stosunkowo niewielkim zakresem pomiarowym. Ciekawą grupę metod interferencyjnych stanowią metody oparte na zjawisku interferencji w świetle rozproszonym. Metody te wykorzystują tzw. efekt plamkowania. Metody interferometrii i fotografii plamkowej opisane w pracy [2] pozwalają na ocenę wysokości nierówności na podstawie pomiaru kontrastu pasm interferencyjnych. Do grupy metod interferencyjnych należą także metody wykorzystujące zjawisko heterodynowania optycznego. Metody interferometrii heterodynowej próbuje się wykorzystać do optycznego odwzorowania profilu powierzchni za pomocą profilografów i profilometrów optycznych. Szczegółowego przeglądu metod interferencyjnych stosowanych do odwzorowania nierówności powierzchni dokonano w pracy [3]. Niezwykle interesującą grupę metod interferencyjnych stanowią metody mikrointerferometrii różniczkowej [4]. Znalazły one zastosowanie do jakościowej oceny powierzchni supergładkich obrabianych ściernie zwłaszcza powierzchni optycznych.

Oprócz metod reflektometrycznych, goniofotometrycznych i interferencyjnych w pomiarach nierówności powierzchni wykorzystywane są także inne metody optyczne, a zwłaszcza metody

elipsometryczne i polaryzacyjne oraz metody mikroskopowe.

2. Ograniczenia w szerokim zastosowaniu metod optycznych

Mimo wielu zalet metod optycznych stosowanych w pomiarach nierówności powierzchni ich praktyczne zastosowanie jest stosunkowo niewielkie. Wpływa na to wiele czynników zarówno technicznych, jak też ekonomicznych. W przypadku metod zaliczanych do grupy metod reflektometrycznych i goniofotometrycznych można wymienić następujące przyczyny takiego stanu rzeczy:

- niedostateczne teoretyczne zbadanie związków między nierównościami powierzchni i charakterystykami światła rozproszonego, oraz złożony charakter tych związków,
- konieczność stosowania przy pomiarach nierówności powierzchni odpowiednich wzorców,
- konieczność złożonego przetwarzania znacznych ilości informacji uzyskiwanych podczas pomiaru,
- konieczność dostosowywania wyników pomiarów uzyskanych metodami reflektometrycznymi do obowiązujących norm w zakresie parametrów nierówności powierzchni.

Dodatkową trudnością w szerokim zastosowaniu metod optycznych jest ich znaczna wrażliwość na czynniki towarzyszące procesom obróbki takim np. jak wibracje, dodatkowe oświetlenie, zapylenie itp. Ponadto niektóre operacje obróbki ściernej wywołują niejednorodność optyczną obrabianych powierzchni co również powoduje zakłócenia procesu pomiaru. Typowymi przykładami niejednorodności optycznej powierzchni obrabianych ściernie są mikroprzypalenia powierzchni oraz jej zbrojenie ziarnem ściernym.

Do podstawowych przyczyn ograniczonego zastosowania metod interferencyjnych pomiaru nierówności powierzchni należy zaliczyć:

- wysoką czułość metod interferencyjnych powodującą znaczną wrażliwość urządzeń pomiarowych na drgania mechaniczne,
- trudności związane z automatycznym przetwarzaniem obrazu interferencyjnego,

- stosunkowo znaczny koszt źródeł światła spójnego /laserów/;
- brak doświadczenia pracowników służb kontroli jakości w zakresie wykorzystywania do pomiarów nierówności powierzchni interferometrii plamkowej, interferometrii heterodynowej, mikrointerferometrii różniczkowej itp.

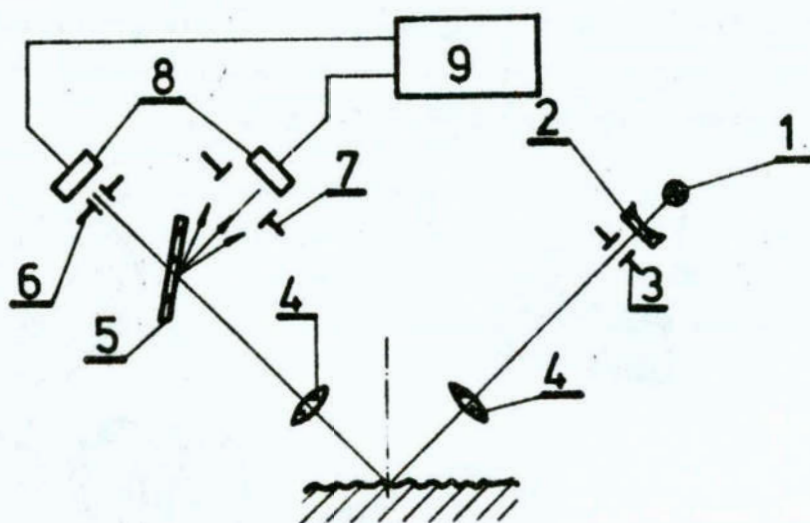
Szanse na szerokie praktyczne zastosowanie w pomiarach nierówności powierzchni mogą mieć jedynie te metody, które zapewniają przewyższenie istniejących ograniczeń, a ponadto będą zapewniały stosunkowo niski koszt pomiaru oraz względną prostotę jego realizacji.

3. Urządzenia pomiarowe

Seryjnie produkowane urządzenia do interferencyjnych pomiarów nierówności powierzchni to przede wszystkim mikroskopy interferencyjne, dwupromieniowe i wielopromieniowe mikrointerferometry oraz mikroprofilometry. Z uwagi na liczne ograniczenia są one stosowane przede wszystkim w laboratoriach badawczych i w izbach pomiarów, nie znajdują szerszego zastosowania bezpośrednio w produkcji. Oprócz uniwersalnych urządzeń produkowanych seryjnie, dla określonych potrzeb wytwarzane są pojedyncze egzemplarze specjalnych interferometrów do pomiaru nierówności powierzchni. Jednakże i te urządzenia takie np. jak interferometry heterodynowe, AC-interferometry, interferometry z prążkami jednakowego rzędu chromatycznego /FECO-interferometry/ nie znajdują najczęściej zastosowania bezpośrednio w produkcji.

Urządzenia pomiarowe pozwalające oceniać nierówności powierzchni metodami reflektometrycznymi i goniofotometrycznymi budowane są na ogół jako urządzenia prototypowe, stanowiska badawcze i nie są na ogół powielane w produkcji seryjnej. Wynika to z ograniczeń omówionych poprzednio. Spośród urządzeń produkowanych seryjnie na uwagę zasługuje polyskomierz GLANZ-MESSER 8510. opracowany w latach 70-tych i produkowany przez szwedzką firmę ABCE Johansson, oraz opracowany na początku lat 80-tych przez firmę RODENSTOCK /RFN/ optyczny system pomiarowy RM 400.

Połyskomierz GLANZMESSER 8510 przeznaczony jest do pomiaru nierówności powierzchni szlifowanych i polerowanych. Pozwala on mierzyć parametr R_a w zakresie od $0,03 \mu\text{m}$ do $0,3 \mu\text{m}$. Urządzenie to, zawierające zarówno źródło światła niewielkiej mocy, jest urządzeniem przenośnym i może być zasilane z baterii. Jego konstrukcja i działanie opisane zostały w pracy [5], zaś schemat pokazano na rys. 1.

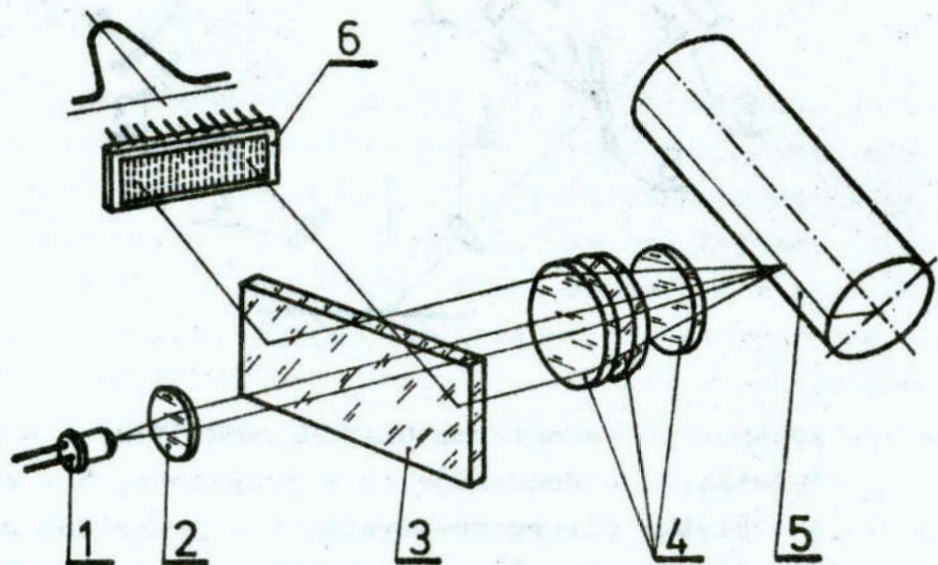


Rys. 1. Schemat połyskomierza GLANZMESSER 8510; 1 - źródło światła, 2 - kondensator, 3 - przysłona, 4 - obiektyw, 5 - płytka półprzezroczysta, 6 - przysłona mała, 7 - przysłona duża, 8 - fotodetektor, 9 - miernik stosunku sygnałów elektrycznych

Fig. 1. Glossmeter GLANZMESSER 8510 schematic; 1 - light source, 2 - condenser, 3 - diaphragm, 4 - objective, 5 - translucent plate, 6 - small diaphragm, 7 - big diaphragm, 8 - photodetector, 9 - electrical signal ratio meter

Optyczny system pomiarowy RM 400 jest przeznaczony do czynnej kontroli nierówności powierzchni w liniach technologicznych. Zapewnia on pomiar nierówności powierzchni, dla których wartości parametru R_a mieszczą się w zakresie od $0,05 \mu\text{m}$ do $2 \mu\text{m}$. Zasada działania systemu opiera się na pomiarze elementów indykatrixy światła rozproszonego. Źródłem

Światła jest dioda elektroluminescencyjna emitująca promieniowanie podczerwone o długości fali 810 nm. Rolę detektora fotoelektrycznego spełnia liniał fotodiodowy podłączony do mikrokomputera wyposażonego w drukarkę. Czas pomiaru nie przekracza 50 ms. System RM 400 znalazł zastosowanie np. do kontroli powierzchni szlifowanych części samochodowych w firmie Daimler-Benz oraz do wysokowydajnej /15000 szt/zmianę/ kontroli nierówności powierzchni głowic magnetycznych w firmie Philips. Szczegółowe informacje na temat problemów i efektów wdrożenia systemu RM 400 w w/w firmach zawarto w pracach [6] i [7]. Schemat systemu pokazuje rys. 2.



Rys. 2. Schemat systemu RM 400; 1 - dioda elektroluminescencyjna, 2 - kondensator, 3 - płytka półprzezroczysta, 4 - obiektyw, 5 - przedmiot mierzony, 6 - liniał fotodetektorów

Fig. 2. System RM 400 schematic; 1 - light emitting diode, 2 - condenser, 3 - translucent plate, 4 - objective, 5 - object/workpiece under measurement, 6 - photodetector's straight-edge

Autorzy niniejszego referatu opracowali w końcu lat 70-tych prototyp polyskomierza oznaczonego symbolem PLK-1, przeznaczonego zwłaszcza do pomiaru nierówności powierzchni

szlifowanych i polerowanych. Urządzenie wykonano w ramach współpracy z Instytutem Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk. Konstrukcję urządzenia i zasadę jego działania opisano w pracy [8]. Dotychczas niestety nie udało się wdrożyć do produkcji seryjnej opracowanego polyskomierza mimo zainteresowania jego wykorzystaniem ze strony zakładów przemysłowych. Zmodyfikowane wersje tego polyskomierza oznaczone symbolami ORM-2 wytwarza na indywidualne zamówienie Pracownia Aparatury WSIInż w Koszalinie.

Ostatnio pojawiła się szansa [9] opracowania w kraju w ramach CPBP 02.20 nowej generacji aparatury optyczno-elektronicznej przeznaczonej do kontroli nierówności powierzchni. Projekt wstępny tej aparatury przewiduje, że działanie jej oparte będzie na wykorzystaniu fotoelektrycznych przyrządów półprzewodnikowych ze sprzężeniem ładunkowym tzw. liniałów lub matryc CCD /charge couple devices/ oraz techniki mikroprocesorowej.

4. Podsumowanie

Mimo istniejącego zapotrzebowania na stosowanie metod optycznych do oceny nierówności powierzchni obrabianych ściernie oraz mimo znacznego rozwoju tych metod w ostatnim piętnastoleciu ich praktyczne wykorzystanie w przemyśle, zwłaszcza w operacjach kontroli czynnej jest jeszcze niedostateczne. Taki stan rzeczy wynika z szeregu ograniczeń, które mogą być pokonywane w miarę rozwoju i doskonalenia tych metod. Znaczna ilość prac naukowo-badawczych i wdrożeniowych prowadzonych w tej dziedzinie na świecie oraz osiągnięte w ramach tych badań pozytywne rezultaty powinny skłonić krajowe ośrodki badawcze do szerszego podjęcia prac w tym zakresie.

Literatura

1. Tyka A.: Zastosowanie fotometrycznej metody odbiciowej dla wyznaczania niektórych parametrów chropowatości płaskich powierzchni metalicznych. Praca doktorska. Wydział Maszyn Górniczych i Hutniczych AGH, Kraków, 1981
2. Françon M.: Optika speklov. Mir., Moskwa, 1980
3. Ratajczyk E., Dobosz M.: Optyczne metody pomiaru chropowatości - mikroskopia interferencyjna. Mechanik, nr 7, 1983
4. Pluta M.: Mikrointerferometria różniczkowa w badaniach gładkości powierzchni. Elektrotechnika, nr 5, 1982
5. Edenholm B., Westberg J.: Glansmathing - I, II. Verkstaden, nr 2, 3, 1972
6. Brodmann R., Hubner G., Rau N., Staiger W.: Surface Quality Inspection in Rocker Arm Manufacturing Using an Optical Roughness Measuring Device. Industrial and Production Engineering nr 3, 1983
7. Brodmann R.: Berührungslose, automatische Messung der Oberflächenrauheit von Tonkopfen. Feinwerkstechnik + Messtechnik, nr 8, 1983
8. Bil T., Karpiński T., Klim M., Łukianowicz Cz., Łukianowicz T.: Urządzenie do oceny struktury geometrycznej powierzchni płaskich metodą fotometryczną. Mechanik nr 12, 1980
9. Karpiński T., i inni: Metoda i aparatura optyczno-elektroniczna do automatycznej kontroli struktury geometrycznej powierzchni w procesach obróbki mechanicznej. Sprawozdanie z I etapu pracy CPBP 02.20/IV.10/2/86 - praca niepublikowana

Streszczenie

W referacie dokonano krótkiego przeglądu optycznych metod oceny nierówności powierzchni obrabianych ściernie, zwłaszcza w aspekcie ich zastosowania do kontroli czynnej i sterowania adaptacyjnego. Omówiono uwarunkowania związane z zastosowaniem tych metod w praktyce pomiarowej i wskazano na podstawowe bariery ograniczające wdrożenie omawianych metod do praktyki produkcyjnej. Przedstawiono także wyniki prac konstrukcyjno-badawczych zmierzających do opracowania urządzeń pozwalających oceniać metodami optycznymi nierówności powierzchni obrabianych ściernie.

PROSPECTS OF THE OPTICAL METHODS OF ROUGHNESS EVALUATION OF THE SURFACES AFTER ABRASIVE MACHINING

Summary

In the report, a brief review of the optical methods for roughness evaluation of the surfaces machined by abrasion, chiefly in view of the use of the methods for preventive inspection, monitoring and the follow-up control, has been performed. Conditions concerned with the use of the methods to the measuring practice have been discussed and some basic barriers limiting practical application of the methods have been pointed out. The results of constructional and research works, aiming at elaborating equipment to enable for the optical evaluation of the surface roughness machined by abrasion, have also been presented.

Lech Kukielka
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

PRÓBA MODELOWANIA DYNAMICZNYCH NAPRĘŻEŃ UPLASTYCZNIAJĄCYCH
W WARSTWIE WIERZCHNIEJ PRZEDMIOTÓW W WARUNKACH NAGNIATANIA
TOCZNEGO Z PRZEPLYWEM PRĄDU PRZEZ UKŁAD OPN

1. Wstęp

Jedną z podstawowych wielkości, której znajomość jest niezbędna do sterowania jakością technologiczną i użytkową wyrobu nagniatanego tocznie z prądem są dynamiczne naprężenia termoplastyczne materiału obrabianego w warunkach realizacji procesu /rys. 2 w [13]/.

Naprężenia te są między innymi niezbędne do określenia: składowych pól tensorowych naprężeń wewnętrznych, składowych pól wektorowych obciążenia poszczególnych nierówności, pracy odkształcenia plastycznego i wielkości odkształcenia granicznego. Pośrednio, naprężenia te, są wykorzystywane do obliczenia: sił i oporów nagniatania, maksymalnej głębokości nagniatania, pól temperatur pochodzących od odkształceń plastycznych oraz do określania stanu naprężeń wynikowych.

Opracowanie modelu naprężeń uplastyczniających, który będzie przydatny dla powyższych celów, wymaga:

- ustalenie zbioru czynników badanych i zakresu ich zmienności w procesie nagniatania tocznego z prądem,
- ustalenie ogólnego modelu konstytutywnego naprężeń uplastyczniających w funkcji czynników różnicujących,
- ustalenie wartości współczynników w modelu konstytutywnym, w zależności od składu chemicznego materiału i jego "historii",
- ustalenie zależności matematycznych, wiążących czynniki bezpośrednio wpływające na naprężenia uplastyczniające ze stanem wyjściowym przedmiotu i warunkami nagniatania tocz-

nego z prądem.

Naprężenia uplastyczniające materiałów są przedmiotem badań wielu naukowców prowadzonych od kilku dziesięciu lat. Na podstawie licznych publikacji stwierdzono, że głównymi czynnikami, które bezpośrednio wpływają na naprężenia uplastyczniające σ_p , materiałów metalicznych są: rodzaj materiału i jego "historia" y , ciśnienie hydrostatyczne P , odkształcenie logarytmiczne φ , prędkość odkształcenia logarytmicznego $\dot{\varphi} = d\varphi/dt$ i temperatura absolutna T .

W przypadku nagniatania tocznego z prądem, realizowanego przy ciśnieniach hydrostatycznych zbliżonych do ciśnienia atmosferycznego, jego wpływ na naprężenia σ_p można pominąć, ponieważ według np. T.W. Pełczyńskiego i T.A. Pełczyńskiego [17] ciśnienie to jest istotne dopiero powyżej 50 MPa.

Nagniatanie toczne z prądem stosowane jest do obróbki różnych materiałów, które znajdują się w różnych stanach. Dlatego też, model ogólny naprężeń uplastyczniających musi odpowiadać szerokiej klasie materiałów badanych.

Czynniki φ , $\dot{\varphi}$ i T podczas nagniatania tocznego z prądem, ulegają ciągłej zmianie. W wyniku analizy przeprowadzonej w pracy [12] ustalono, że czynniki te należą do następujących przedziałów: $\varphi \in [0; 0,74]$, $\dot{\varphi} \in [0; 1004] \text{ s}^{-1}$, $T \in [290; 1100] \text{ }^\circ\text{K}$.

Wobec powyższego, dla celów nagniatania tocznego z prądem, konieczna jest znajomość naprężeń σ_p jako funkcji następujących argumentów:

$$\sigma_p = \sigma_p(y, \varphi, \dot{\varphi}, T) \quad (1)$$

dla dowolnych materiałów metalicznych lub

$$\sigma_p = \sigma_p(\varphi, \dot{\varphi}, T) \Big|_{y = \text{const.}} \quad (2)$$

dla danego rodzaju materiału i jego "historii"

Równania /1/ i /2/ są równaniami hiperpowierzchni, które muszą być określone i ciągłe w całym przedziale zmienności argumentów φ_i , $\dot{\varphi}_i$ i T . Przedziały te, zdeterminowane są stanem wyjściowym przedmiotu i warunkami nagniatania tocz-

nego z prądem.

Aktualnie, w literaturze dotyczącej nagniatania, do obliczenia parametrów siłowych, przyjmuje się, że każdy materiał niezależnie od jego rodzaju i stanu, posiada własności idealnie sztywno-plastyczne /bez umocnienia/, a wymagane naciski jednostkowe wynoszą $q_n = \sqrt{1+4/R_e}$, gdzie R_e jest granicą sprężystości [22].

Przyjęcie tak dużego uproszczenia, jest dla celów sterowania procesem nagniatania tocznego z prądem, niedopuszczalne.

W literaturze dotyczącej mechaniki ośrodków ciągłych, naprężenia uplastyczniające opisuje się za pomocą funkcji jednoparametrycznych typu: σ_p / ε [1, 4, 6, 7, 8, 15, 16, 17, 18, 19, 23, 24], $\sigma_p / \dot{\varepsilon}$ [2, 3, 4, 7, 15, 17, 20, 24] i σ_p / T [2, 4, 21, 23] oraz rzadziej dwuparametrycznych typu $\sigma_p / \varepsilon, \dot{\varepsilon}$ [17, 18, 19, 20] i $\sigma_p / \dot{\varepsilon}, T$ [2, 4, 21, 24]. W nielicznych publikacjach próbowano do izotermicznych funkcji typu $\sigma_p / \varepsilon, \dot{\varepsilon}$ wprowadzić zmienność temperatury [18, 19], gdzie ε jest odkształceniem względnym /umownym/, a $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon/dt$ jest prędkością odkształcenia względnego. Funkcje te, są dla celów sterowania procesem nagniatania tocznego z prądem nieprzydatne, gdyż:

- nie uwzględniają wszystkich czynników istotnie wpływających na naprężenia uplastyczniające,
- przedziały zmienności argumentów ε i T są zbyt wąskie, Przedział zmienności ε wynosi [0; 0,45], zaś zmienność temperatury następuje w przedziałach od 0 do 500°C lub od 600 do 1200°C. Ponadto, powinno się operować nie odkształceniem umownym ε , lecz logarytmicznym /rzeczywistym/ φ , gdyż już przy $\varepsilon = 0,4$ różnice między nimi wynoszą $\sim 6,4\%$,
- brak jest uzależnienia argumentów $\varphi, \dot{\varphi}$ i T od stanu wyjściowego materiału i warunków jego nagniatania.

W świetle powyższego, sformułowano następujące cele niniejszej pracy:

- 1° Określenie, z dokładnością dostateczną dla praktyki inżynierskiej, ogólnych równań konstytutywnych dynamicznych naprężeń termoplastycznych, ujmujących wpływ wszystkich

istotnych czynników bezpośrednich, których przedziały zmienności wyznaczone są warunkami nagniatania tocznego z prądem i słusznych dla różnych, metalicznych materiałów obróbkowych, takich jak: miedź, stal, aluminium i jego stopy, mosiądz itp.

- 2^o Zdeterminowanie zależności matematycznych wiążących czynniki φ , $\dot{\varphi}$ i T ze stanem wyjściowym materiału, warunkami obróbki bezpośrednio poprzedzającej nagniatanie i warunkami nagniatania tocznego z prądem oraz współrzędnymi dowolnego punktu materialnego przedmiotu w przyjętym układzie odniesienia. Ze względów technologicznych i użytkowych, stan wyjściowy powierzchni warstwy wierzchniej /WW/ przedmiotu /zdeterminowany warunkami obróbki bezpośrednio poprzedzającej nagniatanie/ i warunki nagniatania tocznego z prądem zawężono do tych, które pozwalają uzyskać wysoką jakość wyrobu [12]. Ograniczenie się do nagniatania tocznego z prądem, wynika ze względów użytkowych. Trwałość elementów tocznych jest bowiem wielokrotnie /w optymalnych warunkach pracy ponad 1000 krotnie/ większa od trwałości ślizgowych elementów nagniatających.

2. Ogólne modele konstytutywne dynamicznych naprężeń uplastyczniających

Ogólne modele konstytutywne dynamicznych naprężeń uplastyczniających można otrzymać na drodze teoretycznej lub półempirycznej.

Modele teoretyczne /heurystyczne/ wyprowadzić można w oparciu o teorię termodynamiki procesów nieodwracalnych /modele makroskopowe/ oraz o teorię dyslokacji lub teorię procesów aktywowanych termicznie /modele mikroskopowe/.

2.1. Heurystyczne modele dynamicznych naprężeń uplastyczniających

2.1.1. Modele makroskopowe

Przy wprowadzaniu modelu naprężeń uplastyczniających, bazuje się na zasadach termodynamiki ośrodka ciągłego z pamięcią. Ogólne zasady termodynamiki ośrodka ciągłego zostały opracowane przez B.D.Colemana, W.Nolla i V.J.Mizela i przedstawione są w pracach P.Perzyny [18, 19]. Cała koncepcja teorii jest makroskopowa, oparta na podstawowych zasadach fizyki ośrodka ciągłego i na drugiej zasadzie termodynamiki.

Zgodnie z termodynamiczną teorią materiałów, proces termodynamiczny dowolnego ciała złożonego z punktów materialnych X jest opisany przez osiem funkcji cząsteczki X i czasu t . Funkcjami tymi są:

1. Funkcja określająca przestrzenne położenie tzw. funkcja deformacji $\lambda / X, t /$,
2. Symetryczny tensor naprężenia $\mathbb{T} / X, t /$,
3. Siły masowe określone wektorem $b = b / X, t /$,
4. Właściwa energia wewnętrzna $i / X, t /$,
5. Właściwa entropia $\eta = \eta / X, t /$,
6. Lokalna temperatura bezwzględna $T = T / X, t /$,
7. Wektor strumienia ciepła $q = q / X, t /$,
8. Prędkość zmian energii promieniowania $r = r / X, t /$.

Taki układ ośmiu funkcji $\{\lambda, \mathbb{T}, b, i, \eta, T, q, r\}$ jest nazywany procesem termodynamicznym, jeżeli jest zgodny z pierwszym prawem ruchu Cauchy'ego

$$\operatorname{div} \mathbb{T} - \rho \ddot{x} = -\rho b \quad (3)$$

gdzie ρ jest gęstością materiału a $\ddot{x} = d^2x/dt^2$ przyspieszeniem, oraz zasadą zachowania energii, wyrażoną wzorem

$$\operatorname{tr} \{ \mathbb{T} \dot{\psi} \} - \operatorname{div} q - \rho \dot{e} = -r \rho \quad (4)$$

gdzie $\dot{\psi}$ jest tensorem prędkości odkształcenia logarytmicznego.

Pod pojęciem materiał z pamięcią, rozumie się tutaj materiał, dla którego energia wewnętrzna $i/t/$, entropia $\eta / t/$, naprężenie $\mathbb{T} / t/$ i strumień ciepła $q/t/$ w chwili t w cząsteczce X są określone historią ruchu w dowolnie małym otoczeniu punktu X i historią temperatury w tym punkcie oraz

przestrzennym gradientem temperatury.

Przyjmuje się dalej, że materiał w punkcie X jest materiałem prostym tzn. że entropia $\eta /t/$, entalpia wewnętrzna $i/t/$, naprężenie $\mathbb{T}/t/$ i strumień ciepła $q/t/$ w X są określone, gdy przestrzeń Hilberta i aktualna wartość gradientu temperatury q są znane w X . Przestrzeń Hilberta jest przestrzenią historii i jest jednoznacznie określona historią gradientu deformacji $F^t/s/$ i historią temperatury $T^t/s/$. Ponieważ historie $F^t/s/$ i $T^t/s/$ są dziedzinami określoności dla wielkości $\eta /t/$, $i/t/$, $\mathbb{T}/t/$ i $q/t/$, dlatego też wartości tych funkcji w chwili t określone są przez odpowiednie funkcjonały [18, 19]:

$$\begin{cases} \eta(t) = \tilde{\eta} \int_{s=0}^{\infty} [F^t(s), T^t(s), \dots] \\ \vdots \\ \dot{\vdots} \\ q(t) = \tilde{q} \int_{s=0}^{\infty} [F^t(s), T^t(s), \dots] \end{cases} \quad (5)$$

Określenie przestrzeni Hilberta, a więc i funkcjonałów /5/, nawet dla najprostszych procesów technologicznych obróbki, jest obecnie praktycznie niemożliwe. Dlatego też, na tym etapie rozważań wygodnie jest założyć, że interesujące nas metaliczne materiały obróbkowe poddawane były dotychczas tylko wpływowi mechanicznemu /bez wpływów cieplnych/, przyjmując, że stan ciała określony jest jego historią kinematyczną. Oznacza to, że naprężenie $\mathbb{T}/t/$, w cząstce X , w czasie t , jest określone przez historię gradientu deformacji tej cząstki do chwili obecnej. Rozważać więc będziemy dalej izotermiczne procesy dynamiczne $\{\lambda, \mathbb{T}\}$, które są szczególnym przypadkiem teorii termodynamicznej. Izotermiczna teoria materiałów z pamięcią została opracowana przez A.E.Greena, R.S.Rivlina i W.Nolla i przedstawiona jest w pracach P.Perzyny [18, 19].

Po wprowadzeniu ogólnych równań konstytutywnych dla procesów izotermicznych, pokazany zostanie sposób ich modyfikacji, pozwalający stosować te równania również dla materiałów wrażliwych na zmiany temperatury.

Dla większości materiałów obróbkowych, można dalej założyć, że są materiałami typu prędkościowego, tzn. że aktualne wartości zmiennych λ , \mathbb{T} / zależą tylko od ich pochodnych, najczęściej rzędu pierwszego. Zatem, w dalszej części zajmować się będziemy materiałem, który określony jest równaniem różniczkowym rzędu pierwszego.

Przyjmując addytywność części sprężystej $\dot{\psi}^e$ / i plastycznej $\dot{\psi}^p$ / tensora prędkości deformacji $\dot{\psi}$, tzn.

$$\dot{\psi} = \dot{\psi}^e + \dot{\psi}^p \quad (6)$$

oraz zakładając, że tensor $\dot{\psi}^e \approx 0$, ponieważ podczas nagniatania tocznego z prądem, odkształcenia plastyczne są kilkaset razy większe od odkształceń sprężystych, otrzymamy:

$$\dot{\psi} \approx \dot{\psi}^p \quad (7)$$

Przyjęcie takiego założenia jest równoznaczne założeniu, że rozważany materiał jest materiałem plastycznym, który jest szczególnym przypadkiem materiału sprężysto-lepkoplastycznego.

W stosunku do metali założymy, że po uplastycznieniu są nieściśliwe, tzn. $\text{tr } \dot{\psi}^p = 0$.

W dalszej części rozważań posługiwać się będziemy ortogonalnymi współrzędnymi kartezjańskimi rys. 8. W tym układzie współrzędnych, składowe tensora naprężenia \mathbb{T} oznaczone będą przez σ_{ij} , składowe tensora odkształceń logarytmicznych przez φ_{ij} , a składowe tensora prędkości odkształceń logarytmicznych przez $\dot{\varphi}_{ij}$.

W celu wyprowadzenia ogólnego równania konstytutywnego, skorzystamy dalej z teorii płynięcia, w której zakłada się na ogół istnienie warunku plastyczności. Warunek ten w dziewięciowymiarowej przestrzeni naprężeń reprezentuje tzw. powierzchnię płynięcia. Ogół materiałów obróbkowych pod względem własności plastycznych podzielić można na materiały idealnie sztywno-plastyczne /bez umocnienia/ i materiały sztywno-plastyczne z umocnieniem. Ciało idealnie sztywno-plastycz-

ne charakteryzuje się tym, że po osiągnięciu stanu naprężenia odpowiadającego początkowej powierzchni, przy dalszym odkształceniu powierzchnia ta nie ulega zmianie. Inaczej jest natomiast w przypadku ciała umacniającego się, dla którego powierzchnia płynięcia w czasie odkształceń ulega zmianie. Wartość umocnienia określana jest w tym przypadku skalarnym parametrem wzmocnienia \mathcal{H} [7].

W przypadku nagniatania materiałów metalicznych można przyjąć, że początkowa powierzchnia plastycznego płynięcia, w trakcie procesu obciążania, ulega proporcjonalnemu rozszerzeniu, zachowując swój kształt i środek układu współrzędnych /wzmocnienie izotropowe/. Przy takim założeniu pomija się efekt Bauschingera. Uwzględnienie tego efektu może okazać się konieczne jedynie w tych przypadkach, gdy w trakcie realizacji procesu technologicznego następuje zmiana znaku obciążenia.

Za miarę umocnienia \mathcal{H} , przyjmuje się albo pracę odkształcenia jednostki objętości po odkształceniu ε_{ij}^P

$$\mathcal{H} = L_p = \int_0^{\varepsilon_{ij}^P} \delta_{ij} d\varepsilon_{ij}^P \quad (8)$$

albo tak zwany parametr Odqvista, równy intensywności plastycznych odkształceń postaciowych

$$\mathcal{H} = \varepsilon_i^P = \int_0^{\varepsilon_i^P} d\varepsilon_i^P \quad (9)$$

gdzie

$$d\varepsilon_i^P = \sqrt{\frac{2}{3} dD^P dD^P} \quad (10)$$

jest przyrostem intensywności odkształceń postaciowych, a dD^P jest przyrostem dewiatora tensora umownych odkształceń plastycznych.

Dla założonego stanu naprężeń, warunek plastyczności

materiałów umacniających się można zapisać w postaci:

$$f(\sigma_{ij}; \mathcal{K}) = 0 \quad \text{lub} \quad f(\sigma_{ij}) = k(\mathcal{K}) \quad (11)$$

Warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego /H.M.H./ wyrazi się zależnością:

$$0,5 \cdot \sigma' \cdot \sigma' - k^2(\mathcal{K}) = 0 \quad (12)$$

gdzie σ' jest dwiatorem tensora naprężeń, a k/\mathcal{K} jest wartością granicy plastyczności czystego ścinania, przy założeniu, że intensywność naprężenia wynosi $\sigma_1 = \sqrt{1,5 \cdot \sigma' \cdot \sigma'}$

Wartość k/\mathcal{K} może być wyznaczona za pomocą próby jednoosiowego rozciągania. Występuje wówczas tylko naprężenie główne σ_{11} wartościowo równe granicy plastyczności σ_p , a dwa pozostałe naprężenia σ_{22} i σ_{33} są równe zero. Uwzględniając te zależności w równaniu /12/ otrzyma się:

$$k(\mathcal{K}) = \frac{\sigma_p}{\sqrt{3}} \quad (13)$$

Warunek plastyczności Treski będzie miał postać:

$$\sigma_I - \sigma_{III} = 2k(\mathcal{K}) \quad (14)$$

gdzie σ_I i σ_{III} są odpowiednio maksymalnym i minimalnym naprężeniem głównym. Wyznaczając wartość k/\mathcal{K} z próby jednoosiowego rozciągania otrzymamy:

$$k(\mathcal{K}) = 0,5\sigma_p \quad (15)$$

Z porównania zależności /13/ i /15/ wynika, że wartość k/\mathcal{K} otrzymana z warunku plastyczności Treski jest o około 15% mniejsza od otrzymanej z warunku H.M.H.

Dla materiału nie umacniającego się warunek plastyczności /11/ upraszcza się do postaci:

$$f(\sigma_{ij}) = k \quad k = \text{const.} \quad (16)$$

Na podstawie związków /11/ można przyjąć funkcję uplastycznienia w następującej postaci:

$$F = \frac{f(\delta_{ij})}{k(\mathcal{M})} - 1 \quad (17)$$

gdzie funkcja f zależy tylko od stanu naprężenia. Dla materiałów izotropowych otrzymamy [15]:

$$f(\delta_{ij}) = f(J_1', J_2, J_3) \quad (18)$$

gdzie J_1' jest pierwszym niezmiennikiem tensora naprężenia σ , natomiast J_2 i J_3 są odpowiednio drugim i trzecim niezmiennikiem dwiatora naprężenia σ' . Niezmienniki J_1' , J_2 i J_3 wynoszą:

$$\begin{aligned} J_1' &= \sum \delta_{ii} = \delta_{11} + \delta_{22} + \delta_{33} \\ J_2 &= 1,5 \cdot \sigma' \sigma' \\ J_3 &= \det(\sigma') \end{aligned} \quad (19)$$

Zakładając, że powierzchnia płynięcia $F=0$, w dziewięciowymiarowej przestrzeni naprężeń jest regularna i wypukła /warunek ten wynika z postulatu Druckera o materiale statecznym [7, 15, 18, 19] / równania konstytutywne dla materiałów wrażliwych na prędkość odkształcenia będą miały postać [18, 19]:

$$\dot{\psi}_{ij} = \gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial f}{\partial \delta_{ij}} \quad (20)$$

gdzie:

γ - współczynnik lepkości materiału,
 $\phi(F)$ - pewna funkcja funkcji uplastycznienia F .

Przyjmując, że funkcja f / δ_{ij} jest różniczkowalna w sposób ciągły, pochodną $\partial f / \partial \delta_{ij}$, występującą w równaniu /20/, możemy zapisać jako

$$\frac{\partial f}{\partial \delta_{ij}} = \frac{\partial f}{\partial J_1'} \delta_{ij} + \frac{\partial f}{\partial J_2} s_{ij} + \frac{\partial f}{\partial J_3} t_{ij} \quad (21)$$

gdzie δ_{ij} jest deltą Kroneckera, s_{ij} są składowymi dwiatora \mathbb{T} , a t_{ij} określone jest wzorem [18, 19]:

$$t_{ij} = s_{ik} s_{kj} - \frac{2}{3} J_2 \sigma_{ij} \quad (22)$$

Uwzględniając wcześniejsze założenia nieściśliwości materiału w zakresie niesprężystym oraz warunek Hubera-Misesa-Menckya'ego funkcja /20/ przyjmuje postać:

$$\dot{\psi}_{ij} = \gamma \left\langle \phi \left[\frac{\sqrt{J_2}}{k(\mathcal{K})} - 1 \right] \right\rangle \frac{s_{ij}}{\sqrt{J_2}} \quad (23)$$

Zatem poszukiwane dynamiczne naprężenia uplastyczniające otrzymamy przekształcając powyższe równanie względem $\sqrt{J_2}$. Wyrażenie $\sqrt{J_2}$ jest bowiem intensywnością naprężeń dla stanu złożonego, a to z kolei równe jest chwilowym naprężeniom uplastyczniającym /według hipotezy H.M.H/ więc:

$$\delta_p(\dot{\psi}_i^p, \dot{\psi}_i^p) = \sqrt{J_2} = k(\mathcal{K}) \cdot \left[1 + \phi^{-1} \left(\frac{\dot{\psi}_i^p}{\gamma} \right) \right] \quad (24)$$

gdzie $\dot{\psi}_i^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\psi}_i^p \cdot \dot{\psi}_i^p$ jest intensywnością prędkości odkształceń plastycznych, natomiast $\dot{\psi}_i^p$ jest dwiaterem tensora $\dot{\psi}^p$.

Izometryczne równanie konstytutywne /2 / jest słuszne zarówno dla stanów złożonych, jak i stanów jednoosiowych.

Dla stanów jednoosiowych równanie to upraszcza się do postaci:

$$\delta_p(\dot{\psi}^p, \dot{\psi}^p) = \delta_p(\dot{\psi}^p) \cdot \left[1 + \phi^{-1} \left(\frac{\dot{\psi}^p}{\gamma^*} \right) \right] \quad (25)$$

gdzie $\delta_p / \dot{\psi}^p = \sqrt{3} k / \mathcal{K}$ jest statyczną charakterystyką materiału przy prostym rozciąganiu, a $\gamma^* = 2 \gamma / \sqrt{3}$.

Izometryczne równania konstytutywne /24/ i /25/ mogą być stosowane do opisu naprężeń uplastyczniających materiałów, których własności zależą od temperatury. Wpływ temperatury

można uwzględnić poprzez następującą modyfikację funkcji k/\mathcal{K} , σ_p/φ^P i ϕ [18, 19]:

$$\sigma_p(\varphi_i^P, \dot{\varphi}_i^P, T) = k(\mathcal{K}, T) \cdot \left\langle 1 + \phi^{-1} \left[\frac{\dot{\varphi}_i^P}{\gamma(T)} \right] \right\rangle \quad (26)$$

oraz

$$\sigma_p(\varphi^P, \dot{\varphi}^P, T) = \sigma_p(\varphi^P, T) \cdot \left\langle 1 + \phi^{-1} \left[\frac{\dot{\varphi}^P}{\gamma^*(T)} \right] \right\rangle \quad (27)$$

Dla materiałów idealnie sztywno-plastycznych równania /26/ i /27/ przyjmują postacie, odpowiednio:

$$\sigma_p(\dot{\varphi}_i^P, T) = k(\mathcal{K}) \cdot \left\langle 1 + \phi^{-1} \left[\frac{\dot{\varphi}_i^P}{\gamma(T)} \right] \right\rangle \quad (28)$$

oraz

$$\sigma_p(\varphi^P, T) = \sigma_0(T) \cdot \left\langle 1 + \phi^{-1} \left[\frac{\dot{\varphi}^P}{\gamma^*(T)} \right] \right\rangle \quad (29)$$

gdzie $\sigma_0/T = \sqrt{3} k/T$ oznacza granicę plastyczności przy prostym rozciąganiu.

Równania /26/ i /27/ są szczególnymi równaniami konstytutywnymi naprężeń uplastyczniających materiałów metalicznych, umacniających się i wrażliwych na prędkość odkształcenia w zmiennych temperaturach, natomiast równania /28/ i /29/ - materiałów nie umacniających się.

Określenie szczególnych postaci równań /26/ i /27/ lub /28/ i /29/, dla danego materiału obróbkowego i jego stanu, możliwe jest obecnie jedynie na drodze eksperymentalnej. W tym celu, konieczne jest przyjęcie /założenie/ postaci funkcji σ_p/φ^P , T , σ_0/T , γ^*/T i ϕ/F w równaniach od /26/ do /29/, a następnie określenie występujących w nich współczynników na drodze empirycznych badań identyfikacyjnych.

Szczegółową dyskusję różnych postaci funkcji σ_0/T ,

γ^*/T i ϕ/F dla różnych materiałów, w zakresie temperatur od -150 do $+470^\circ\text{K}$, przeprowadzono w pracach [18, 19].

Ostatnie badania własne autora [12] wykazały, że dla celów nagniatania tocznego z prądem korzystnie jest uwzględnić wpływ temperatury poprzez pomnożenie izotermicznych funkcji naprężeń uplastyczniających przez jednoparametryczną funkcję σ_p/T , której postać ustala się eksperymentalnie przy zachowaniu warunku, że dla $T = T_0 = 290^\circ\text{K}$ $\sigma_p/T_0 = 1$.

2.1.2. Modele mikroskopowe

Podane w punkcie 2.1.1. makroskopowe równania konstytutywne pozwalają na zadawalający opis naprężeń uplastyczniających metali, lecz nie wyjaśniają przebiegu zjawisk fizycznych towarzyszących odkształceniom plastycznym. Z fizyki ciała stałego wiadomo jest, że deformacje plastyczne w metalach powstają głównie na skutek ruchu defektów w kryształach. Defekty te nazywane są dyslokacjami. Każda przemieszczająca się dyslokacja musi pokonać pewną liczbę przeszkód napotykaną na drodze swego ruchu. Ponadto, ruch dyslokacji może być również hamowany. Aby wywołać plastyczne płynięcie materiału, potrzebna jest skończona, ściśle określona wartość naprężenia. Naprężenie to potrzebne jest do pokonania przez dyslokację przeszkód znajdujących się w kryształach. Przeszkody te, w zależności od zasięgu oddziaływania ich pól naprężenia, dzieli się na przeszkody o większych rozmiarach i przeszkody lokalne. Przeszkody o większych rozmiarach /spiętrzenie dyslokacji, duże wtrącenia lub cząstki innej fazy/ wywołują pole naprężenia dalekiego zasięgu, które powoli zmienia się wraz ze zmianą położenia dyslokacji w jej płaszczyźnie poślizgu. Naprężenie ścinające^{1/} niezbędne do pokonania tej przeszkody, jest oznaczone zwykle przez

τ_d , ponieważ w przybliżeniu izotropowym jest ono proporcjonalne do modułu ścinania μ i zależy od temperatury tylko pośrednio. Energia jaka jest potrzebna do przewyciężenia

1/ Naprężenie ścinające jest składową tensora naprężenia \mathbb{T} , działającą w płaszczyźnie poślizgu

przeszkód o większych rozmiarach jest tak duża, że termiczne fluktuacje nie mogą pomóc wywołanemu przez siły zewnętrzne przyłożonemu naprężeniu w przemieszczeniu dyslokacji przez te przeszkody. Dlatego też, przeszkody o większych rozmiarach nazywa się również przeszkodami atermicznymi.

Przeszkody lokalne wywołują pola naprężenia bliskiego zasięgu, które działają w zakresie kilku odległości atomowych. Przeszkodami lokalnymi są: las dyslokacji, poślizg poprzeczny dyslokacji śrubowej, wspinanie się dyslokacji krawędziowej, naprężenia Peierelsa-Nabary, atomy zanieczyszczenia, progi w ślizgającej się dyslokacji itp. Ponieważ przeszkody te można pokonać przez działanie towarzyszącego termicznej fluktuacji naprężenia efektywnego

$$\tau^* = \tau - \tau_{\mu} \quad (30)$$

nazywa się je również przeszkodami termicznymi.

Powyższe rozważania prowadzą do dwóch modeli deformacji plastycznej: modelu J.J.Filmana i modelu bazującego na procesach termicznej aktywacji ruchu dyslokacji. Modele te, będące funkcjami prędkości odkształceń plastycznych, wprowadza się w celu zwiększenia dokładności modelu makroskopowego L.E.Malverna.

L.E.Malvern [1, 2, 3, 18, 19] analizując zjawisko rozprzestrzeniania się fal naprężenia, uwzględnił wpływ prędkości odkształcenia za pomocą następującej zależności

$$\dot{\psi} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \dot{\psi}^p \quad (31)$$

gdzie E oznacza moduł Younga. L.E.Malvern założył, że wzrost prędkości odkształcenia plastycznego jest proporcjonalny do różnicy między aktualnym naprężeniem σ a naprężeniem statycznym $f(\psi)$ / odpowiadającym temu samemu odkształceniu, czyli:

$$\dot{\psi}^p = \phi [\sigma - f(\psi)] \quad (32)$$

przy czym

$$\phi [\sigma - f(\psi)] = \begin{cases} \phi, & \text{jeżeli } \sigma > f(\psi) \\ 0, & \text{jeżeli } \sigma \leq f(\psi) \end{cases} \quad (33)$$

L.E. Malvern zaproponował dwie postacie funkcji ϕ , mianowicie: jako funkcję liniową

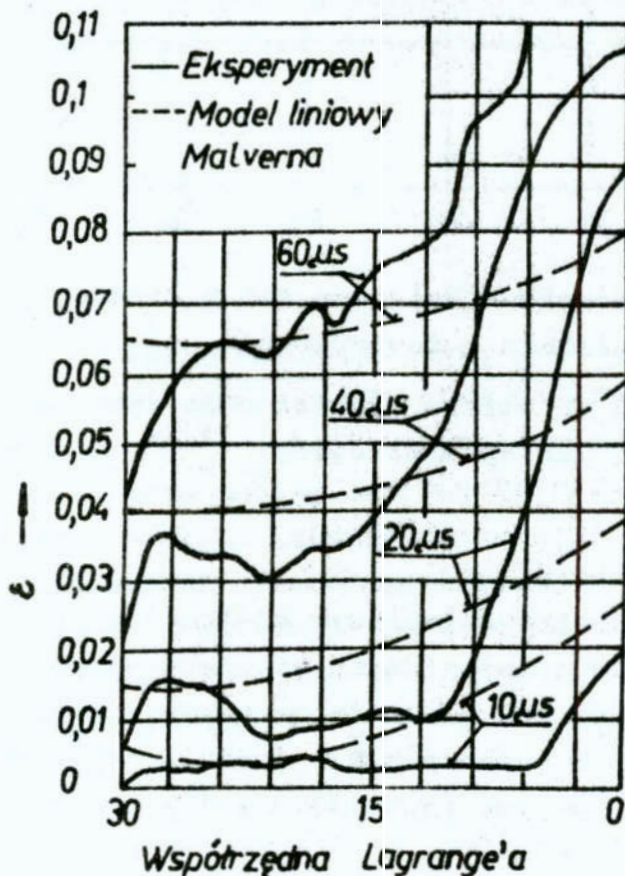
$$\phi = c[\delta - f(\varphi)] \quad (34)$$

i funkcję wykładniczą

$$\phi = a \langle \exp a_1 [\delta - f(\varphi)] - 1 \rangle \quad (35)$$

gdzie a , a_1 i c są stałymi zależnymi od rodzaju materiału i jego "historii".

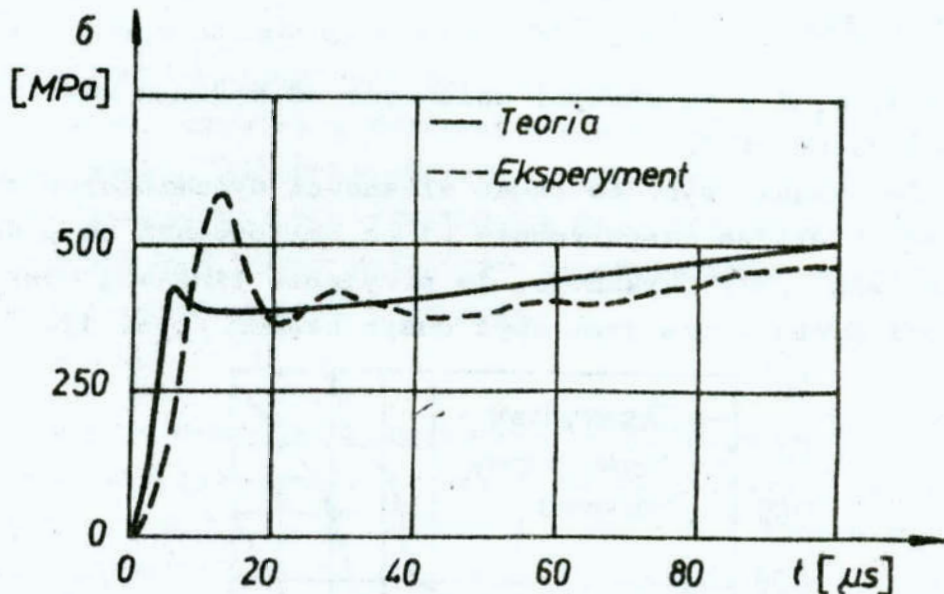
Porównanie wyników badań własności dynamicznych otrzymanych na drodze eksperymentu [1], z obliczonymi na podstawie modelu [34] wykazuje, że przyjęcie liniowej postaci funkcji ϕ obarczone jest zbyt dużym błędem /rys. 1/.



Rys. 1. Porównanie zależności odkształcenia względnego od współrzędnej Lagrange'a, uzyskanych eksperymentalnie i teoretycznie [1]

Fig. 1. Comparison of dependences of relative strain on the Lagrange coordinate, obtained by experiment and theoretically [1]

Przyjęcie potęgowej postaci funkcji ϕ , według zależności /35/, oddaje charakter przebiegu krzywej odkształcenia, lecz nie może być zastosowany do opisu tzw. piku naprężeń powstających w początkowym etapie badań własności dynamicznych /rys. 2/ [1]



Rys. 2. Porównanie zmienności naprężeń w czasie, uzyskanych eksperymentalnie i teoretycznie [1]

Fig. 2. Comparison of stress variation in time, obtained by experiment and theoretically [1]

Model J.J.Gilmana

Równaniem wyjściowym łączącym wielkość makroskopową, którą jest prędkość odkształcenia niesprężystego $\dot{\varphi}^P$ z wielkościami mikroskopowymi: modułem wektora Burgersa b , gęstością dyslokacji ruchomych N i średnią prędkością dyslokacji \bar{v} jest wzór Orowana [1, 2, 3, 5, 18, 19, 25] postaci:

$$\dot{\varphi}^P = bN\bar{v} \quad (36)$$

Równanie /36/ jest słuszne jedynie dla monokryształu, natomiast w przypadku polikryształu niezbędne jest wprowadzenie współczynnika orientacji statystycznej α .

W celu ustalenia postaci funkcji /36/ konieczne jest

uzależnienie wielkości N i \bar{v} od naprężeń i odkształcenia.

J.J.Gilman [5] wprowadził funkcję gęstości dyslokacji ruchomych o postaci:

$$N = f(\varphi^p) \cdot N_t \quad (37)$$

gdzie N_t jest całkowitą gęstością dyslokacji, f/φ^p jest funkcją opisującą udział dyslokacji ruchomych zależną od wartości odkształcenia plastycznego.

Prędkość dyslokacji \bar{v} zależy od: naprężeń i temperatury. Wpływ naprężeń opisuje zależność

$$\bar{v} = v_\infty \exp\left(-\frac{D_1}{\sigma_s}\right) \quad (38)$$

gdzie v_∞ jest graniczną prędkością dyslokacji, D_1 jest naprężeniem hamowania. Natomiast wpływ temperatury wyraża równanie

$$\bar{v} = a_2 v_\infty \exp\left(-\frac{\Delta H}{kT}\right) \quad (39)$$

gdzie ΔH jest przyrostem energii aktywacji^{2/}, a_2 - stała.

Uwzględniając umocnienie materiału, objawiające się wzrostem naprężeń wraz ze wzrostem deformacji plastycznej, można założyć, że umocnienie to wpływa na gęstość dyslokacji ruchomych oraz zmianę ich prędkości. W pierwszym przypadku rozważa się, że gęstość dyslokacji ulega zmniejszeniu po przekroczeniu pewnej granicznej wartości odkształcenia plastycznego zgodnie z zależnością:

$$N(\varphi^p) = (N_0 + M\varphi^p) \cdot \exp\left(-\frac{a_3 \varphi^p}{\sigma_s}\right) \quad (40)$$

gdzie a_3 jest współczynnikiem umocnienia, N_0 - jest początkową gęstością dyslokacji, M jest współczynnikiem wzrostu dyslokacji wraz ze wzrostem deformacji plastycznej, σ_s jest pewnym naprężeniem zastępczym obliczonym ze wzoru:

2/ Energia aktywacji jest to wartość energii elementu ciała, której przekroczenie prowadzi do przemieszczenia elementu i w efekcie do jego odkształcenia

$$\delta_s = 0,5 \sqrt{\sigma' \sigma''} = \frac{\sigma_p}{\sqrt{6}} \quad (41)$$

W drugim przypadku umocnienie materiału powoduje zmniejszenie prędkości dyslokacji zgodnie z funkcją eksponentyjną:

$$\bar{v} = v_{\infty} \exp\left(-\frac{D_1 + a_3 \varphi^p}{\delta_s}\right) \quad (42)$$

Ostatecznie otrzymamy następujący model J.J.Gilmana dla metali:

$$\dot{\varphi}^p = \alpha b v_{\infty} (N_0 + M \varphi^p) \exp\left[-\frac{\sqrt{6}(D_1 + a_3 \varphi^p)}{\sigma_p}\right] \quad (43)$$

Model bazujący na procesach termicznie aktywowanych ruchach dyslokacji

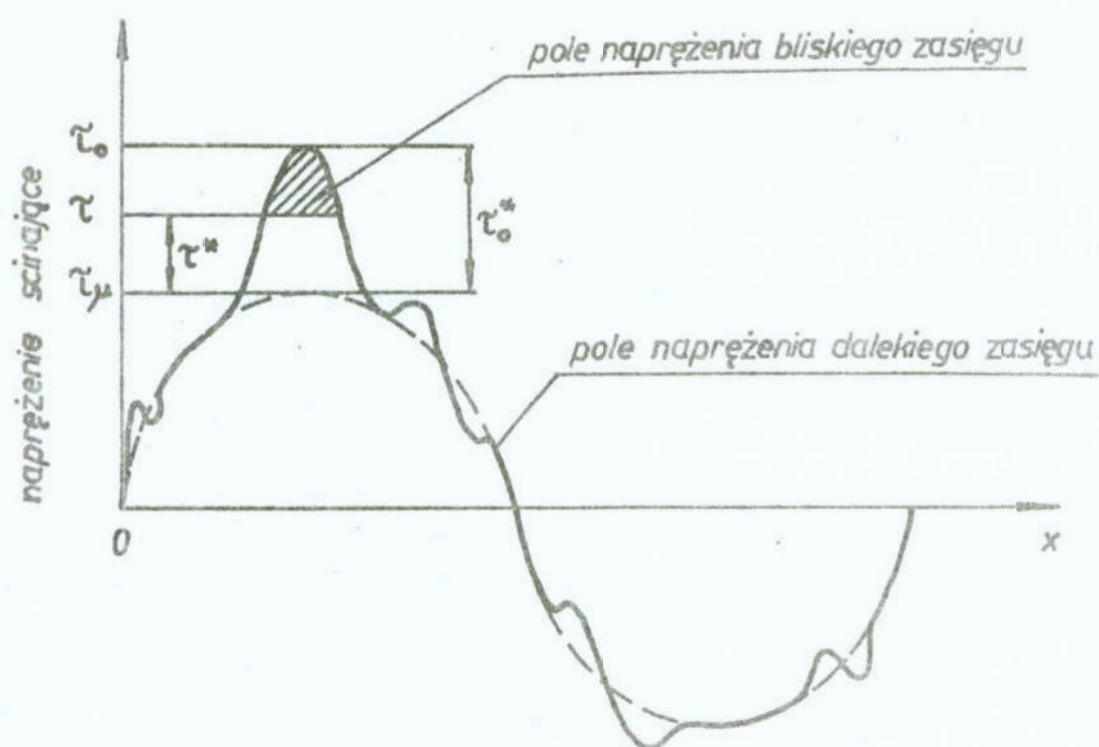
Naprężenie ścinające, jakiego doznaje w trakcie poślizgu odcinek dyslokacji, jest schematycznie przedstawione na rys. 3. Dodatkowo naprężenie ścinające przeciwstawia się naprężeniu przyłożonemu a ujemne naprężenie ścinające pomaga naprężeniu przyłożonemu w ruchu dyslokacji przez przeszkody lokalne. Aby odcinek dyslokacji pokonał najsilniejszą przeszkodę lokalną przy temperaturze 0°K , przyłożone naprężenie musiałoby być równe τ_0 . Jednakże, przy pewnej temperaturze powyżej 0°K przyłożonemu naprężeniu pomagają termiczne fluktuacje i poślizg dyslokacji może nastąpić przy naprężeniu $\tau < \tau_0$. W miarę wzrostu temperatury naprężenie τ może maleć dopóty, dopóki nie stanie się równe amplitudzie τ_{μ} pola naprężenia dalekiego zasięgu. Dalszy wzrost temperatury nie daje już tak znacznego zmniejszania przyłożonego naprężenia, ponieważ bariera energetyczna jest zbyt duża na to, aby termiczne fluktuacje były istotne. Odwrotnie, jeżeli naprężenie przyłożone rośnie poza τ_0 , to odcinek dyslokacji może pokonać przeszkodę lokalną bez żadnej pomocy. Przeszkody lokalne stają się wówczas przenikalne dla ruchu dyslokacji. Tak więc zakres naprężenia odpowiadający termicznie aktywowanemu poślizgowi jest określony przez jeden z rów-

noważnych warunków:

$$\tau_{\mu} < \tau < \tau_0 \quad \text{lub} \quad 0 < \tau^* < \tau_0^* \quad (44)$$

gdzie:

$$\tau_0^* = \tilde{\tau}_0 - \tilde{\tau}_{\mu}; \quad \tau^* = \tau - \tilde{\tau}_{\mu} \quad (45)$$



Rys. 3. Pole naprężenia ścinającego działające na ślizgającą się dyslokację [24]

Fig. 3. Field of shear stress acting on the sliding dislocation [24]

Prędkość odkształcenia plastycznego w procesach aktywowanych termicznie może być obliczana z zależności /36/ przy założeniu, że przeciętna prędkość odcinka dyslokacji wynosi [25]:

$$v = \frac{lF}{t_w + t_f} \quad (46)$$

gdzie t_w jest czasem oczekiwania, którego wymaga przejście lub ominięcie przeszkody, t_F jest czasem przeskoku, jaki potrzeby jest na ruch od przeszkody pokonanej do przeszkody następnej, l_F jest średnią odległością rozdzielczą pomiędzy dwiema kolejnymi przeszkodami.

Prędkość przeskoku jest ograniczona mechanizmem hamowania. W trakcie ruchu ustalonego siła dysponowana jest równa sile napędzającej, co dla jednostki długości dyslokacji prowadzi do związku:

$$Bv_F = b\tau^* \quad (47)$$

gdzie B jest współczynnikiem hamowania, skąd:

$$t_F = \frac{l_F}{v_F} = \frac{l_F B}{b\tau^*} \quad (48)$$

Czas oczekiwania odcinka dyslokacji przed przeszkodą, wyraża związek:

$$\frac{1}{t_w} = \nu_{ef}^+ - \nu_{ef}^- \quad (49)$$

gdzie ν_{ef}^+ i ν_{ef}^- są efektywnymi częstościami skoków, odpowiednio do przodu i do tyłu, przez przeszkodę. Częstości te można obliczyć z zależności [25]:

$$\nu_{ef}^+ = \nu_0^+ \exp\left(-\frac{\Delta G^+}{kT}\right); \quad \nu_{ef}^- = \nu_0^- \exp\left(-\frac{\Delta G^-}{kT}\right) \quad (50)$$

gdzie ν_0^+ i ν_0^- są częstościami prób przejścia, k jest stałą Boltzmana, natomiast ΔG^+ i ΔG^- są różnicami energii swobodnej pomiędzy konfiguracją odcinka dyslokacji w punkcie siodłowym i stanie podstawowym dla skoków odpowiednio do przodu i do tyłu. Różnice te zależą od rodzaju struktury, przyłożonego naprężenia i temperatury. Ogólnie zakłada się, że częstości prób przejścia są równe i proporcjonalne do częstości podstawowej odcinka dyslokacji:

$$\nu_0^+ = \nu_0^- = k_1 \nu_D \cdot b / (2l) \quad (51)$$

gdzie $\nu_D \cong 8 \cdot 10^{-12}$ jest częstością Debye'a, l jest średnią

odległością rozdzielczą wzdłuż linii dyslokacji pomiędzy dwiema sąsiednimi przeszkodami, k_1 jest pewnym mnożnikiem, który zależy w małym stopniu od struktury / $k_1 = 1,8+2$ /. Przyjmując $k_1 = 2$, z zależności /49/, /50/ i /51/ otrzymuje się:

$$\frac{1}{t_w} = \frac{v_D b \cdot \{ \exp [-\Delta G^+ / (kT)] - \exp [-\Delta G^- / (kT)] \}}{l} \quad (52)$$

Zakładając, że wszystkie przeszkody lokalne posiadają ten sam opór i są rozmieszczone w szyku kwadratowym, tj. $l \approx l_P$, otrzymamy:

$$\bar{v} = \frac{b v_D}{\{ \exp [-\Delta G^+ / (kT)] - \exp [-\Delta G^- / (kT)] \} + B v_D \tau^{*-1}} \quad (53)$$

Uwzględniając w powyższym wzorze następujące zależności

$$\Delta G^+ = \Delta g - \tau^* \Delta V^*; \quad \Delta G^- = \Delta g + \tau^* \Delta V^* \quad (54)$$

gdzie Δg jest pracą wykonaną przez dyslokację przy pokonywaniu przeszkody lokalnej, ΔV^* jest objętością aktywacji, a następnie podstawiając do wzoru Orowana /36/ otrzymamy ostatecznie następującą zależność na prędkość odkształcenia plastycznego [25]:

$$\dot{\psi}^p = \frac{\alpha b^2 N v_D}{\exp \frac{\Delta g}{kT} \left(2 \sinh \frac{\tau^* \Delta V^*}{kT} \right)^{-1} + B v_D \tau^{*-1}} \quad (55)$$

2.2. Modele półempiryczne

Jak już wcześniej wspomniano model naprężeń uplastyczniających /1/ lub /2/ jest nieznanym w postaci analitycznej.

Na podstawie rozważań teoretycznych przeprowadzonych w pkt. 2.1 można założyć, że istnieje ogólna postać matematyczna

modelu /1/ słuszną dla wszystkich metalicznych materiałów obróbkowych, która jest określona i ciągła w całym przedziale zmienności argumentów y , φ , $\dot{\varphi}$ i T .

Założmy ponadto, że krzywe umocnienia materiału otrzymane w różnych warunkach są podobne, tzn. że można je otrzymać mnożąc statyczne krzywe umocnienia przez dwa parametry, z których jeden jest funkcją prędkości odkształcenia, a drugi funkcją temperatury. Oznacza to, że poszukiwać będziemy modelu postaci:

$$\sigma_p = \sigma_{p1}(y) \left| \begin{array}{l} \varphi=0 \\ \dot{\varphi}=0 \\ T=290^\circ K \end{array} \right. \cdot \sigma_{p2}(\varphi) \left| \begin{array}{l} \dot{\varphi}=0 \\ T=290^\circ K \end{array} \right. \cdot \sigma_{p3}(\dot{\varphi}) \left| \begin{array}{l} \varphi=0 \\ T=290^\circ K \end{array} \right. \cdot \sigma_{p4}(T) \left| \begin{array}{l} \varphi=0 \\ \dot{\varphi}=0 \end{array} \right. \quad (56)$$

Przyjęcie modelu naprężeń uplastyczniających postaci /56/ wymaga, aby jednoparametryczne funkcje spełniały następujące warunki początkowe:

$$\sigma_{p1}(y) \sigma_{p2}(\varphi=0) = R_e; \quad \sigma_{p3}(\dot{\varphi}=0) = 1; \quad \sigma_{p4}(T=290^\circ K) = 1 \quad (57)$$

gdzie R_e jest granicą sprężystości materiału.

W celu otrzymania ogólnej postaci matematycznej modelu /56/, należy ustalić ogólne postacie występujących w nim funkcji jednoparametrycznych. Natomiast w celu otrzymania szczególnej postaci funkcji, obowiązującej tylko dla danego rodzaju materiału i jego "historii" należy, po podstawieniu wspomnianych wcześniej funkcji jednoparametrycznych do wzoru /56/, przeprowadzić empiryczne badania identyfikacyjne.

Zaletą proponowanego modelu jest to, że obowiązuje on zarówno dla prostych, jak dla złożonych stanów naprężenia i odkształcenia. Fakt ten sprawia, że ogólną postać modelu /56/ oraz jego postacie szczególne można wyznaczyć wykonując próby jednoosiowego rozciągania lub ściskania, które są najprostszymi metodami badania własności mechanicznych.

Podczas nagniatania tocznego z prądem określony stan odkształcenia materiału obrabianego zachodzi na skutek działania zewnętrznego obciążenia ściskającego. Dlatego też naj-

właściwszą próbą określania własności mechanicznych materiałów nagniatanych jest jednoosiowe ściskanie. Próba ta jest jednak bardziej złożona niż jednoosiowe rozciąganie, gdyż przy ścisaniu między powierzchniami czołowymi próbki a płytami prasy powstają siły tarcia, których wpływ eliminuje się przez stosowanie specjalnych próbek Lichariewa [15], o złożonym kształcie geometrycznym. Ta niedogodność i fakt, że dla większości plastycznych materiałów metalicznych różnice przebiegów krzywych ściskania i rozciągania są praktycznie nieistotne, powodują, że do oceny własności mechanicznych tych materiałów najczęściej stosuje się próbę jednoosiowego rozciągania. Natomiast w przypadku materiałów kruchych np. żeliwa, ich własności mechaniczne należy badać jedynie podczas próby jednoosiowego ściskania, gdyż różnice pomiędzy krzywymi rozciągania i ściskania są bardzo istotne.

W dalszej części przedstawiony zostanie wpływ argumentów φ , $\dot{\varphi}$ i T na naprężenia uplastyczniające oraz propozycje aproksymacji wyników pomiarów ogólnymi funkcjami jednoparametrycznymi, obowiązującymi dla różnych materiałów metalicznych.

Jakościowy wpływ odkształceń rzeczywistych φ na naprężenia $\bar{\sigma}$ ustalić można na podstawie rzeczywistych krzywych rozciągania. Wykresy takie można zbudować, mając dane wyniki badań jednoosiowego rozciągania próbki cylindrycznej, zważając przy tym, że od chwili utworzenia się szyjki w próbce panują przestrzenne stany odkształcania, wykres rzeczywisty przedstawia zależność pomiędzy intensywnością naprężeń, które zgodnie z hipotezą H.M.H. równe jest chwilowemu naprężeniu uplastyczniającemu, a intensywnością odkształceń rzeczywistych. Sposób analizy stanu naprężenia i odkształcenia i szyjce próbki został podany przez N.N. Dawidenkova, I.I. Spiridonowa i P.W. Brigmana, a przedstawiony jest między innymi w prac [15].

Liczne badania empiryczne wskazują, że dla materiałów metalicznych występują trzy jakościowe przebiegi krzywych $\bar{\sigma} - \varphi$ /rys. 4/.

Na rys. 4a pokazano wykres rozciągania metali nie posiadających przystanku plastyczności, charakterystycznych dla

większości stali stopowych, aluminium, cynku i miedzi. Początkowo, na odcinku OA wykres jest prostoliniowy /spełnione jest prawo Hooke'a/. Punkt A określa naprężenie zwane granicą proporcjonalności. Odkształcenia w tym zakresie są sprężyste i znikają po zdjęciu obciążenia. Odkształcenia sprężyste występują jeszcze na pewnym odcinku AB, przy czym położenie punktu B jest bardzo trudne do określenia. Punkt ten wyznacza naprężenie zwane granicą sprężystości, otrzymane przy założeniu, że naprężenie to odpowiada odkształceniu trwałemu równemu 0,002. Jest to więc umowna granica sprężystości. Część krzywej po przekroczeniu punktu B nazywa się krzywą umocnienia.

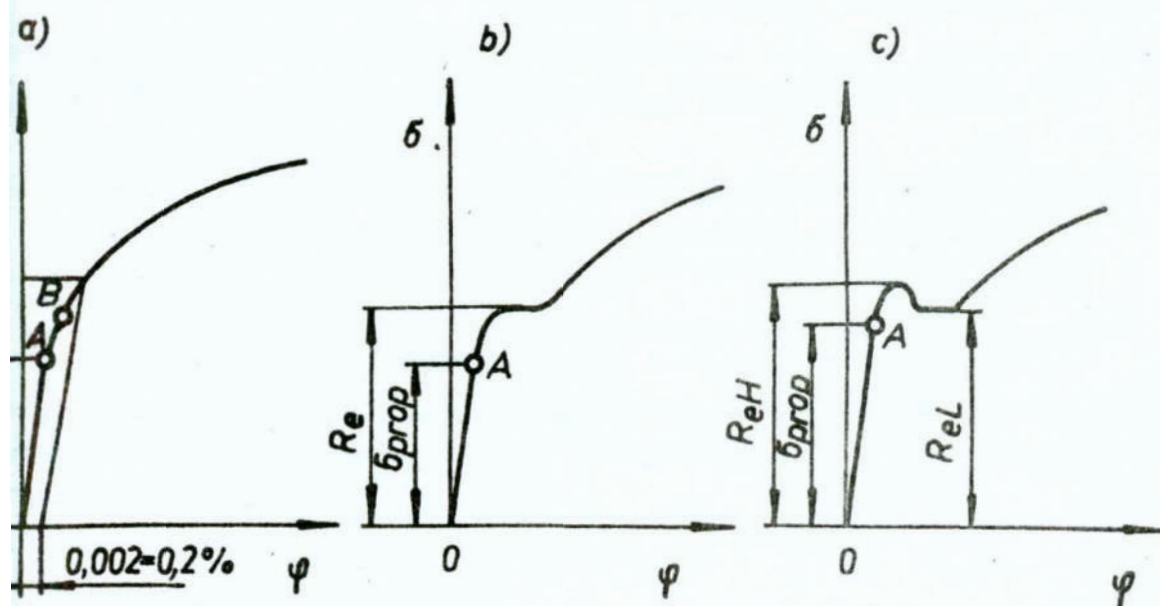
Rys. 4b przedstawia wykres rozciągania metali posiadających przystanek plastyczności charakterystyczny dla niektórych stali stopowych np. 30HGSA [15] oraz stali niskowęglowych np. stal 10 [24]. W tym przypadku, po przekroczeniu punktu A, prostoliniowość wykresu zostaje naruszona /prze staje obowiązywać prawo Hooke'a/, ulega on zakrzywieniu i stopniowo przechodzi w linię poziomą BC. Na odcinku tym, odkształcenie materiału następuje przy stałym naprężeniu równym granicy plastyczności materiału. Zjawisko to tłumaczy się powstawaniem siatki linii L.Ludersa i D.K.Czernowa na skutek przemieszczeń cząstek materiału względem siebie w płaszczyznach działania maksymalnych naprężeń stycznych. Po przekroczeniu punktu C materiał ponownie umacnia się.

Dla niektórych metali, jak miękka stal, pewne stopy aluminium, polikrystaliczny molibden i kadm, przejście od prostoliniowego odcinka wykresu do granicy plastyczności nie przebiega płynnie, lecz z tworzeniem się tzw. piku naprężeń /rys. 4c/. Naprężenia po osiągnięciu pewnej wartości gwałtownie zmniejszają się. W związku z tym, wprowadza się pojęcie górnej R_{eH} i dolnej R_{eL} granicy plastyczności [15].

Jeżeli pominiemy część sprężystą rzeczywistego odkształcenia całkowitego /patrz pkt. 2.1.1./, wówczas wszystkie krzywe umocnienia, przedstawione na rys. 4 można aproksymować funkcją potęgową postaci:

$$\sigma_p = \sigma_{p1}(y) \Big|_{\substack{\varphi=0 \\ \dot{\varphi} \approx 0 \\ T=290^\circ K}} \cdot \sigma_{p2}(\varphi) \Big|_{\substack{\dot{\varphi} \approx 0 \\ T=290^\circ K}} = \sigma_{p1}(y) \cdot (\varphi_0 + \varphi)^{n_1} \quad (58)$$

gdzie $\sigma_{p1}/y / \cdot \sigma_{p2} / \varphi = 0 / = R_e$ jest granicą sprężystości, φ_0 i n_1 są stałymi. Stała n_1 nazywa się potęgowym współczynnikiem umocnienia.



Rys. 4. Typowe wykresy rzeczywiste rozciągania materiałów metalicznych

Fig. 4. Typical diagrams of a real tension of metallic materials

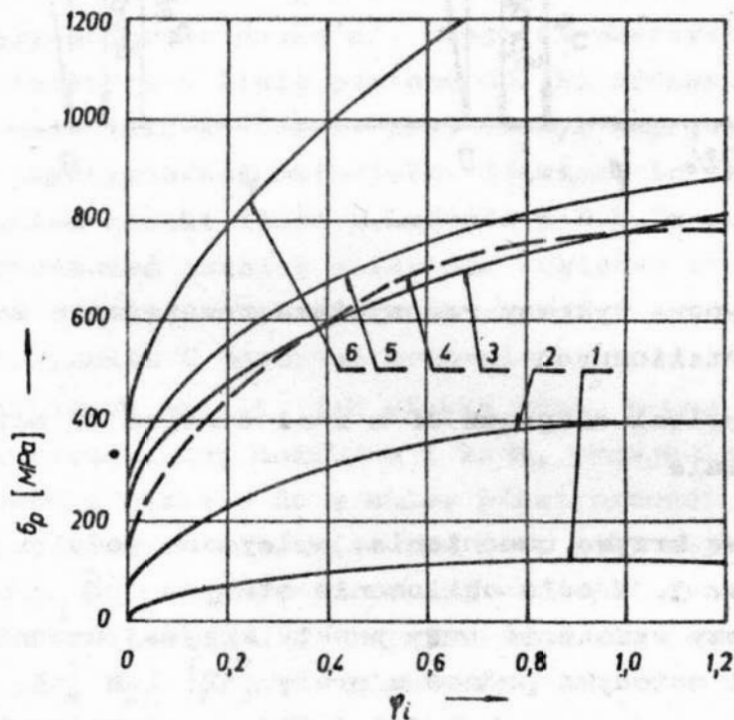
Przykładowe krzywe umocnienia, opisywane modelem /58/, przedstawia rys. 5. W celu obliczenia stałych σ_{p1}/y , φ_0 i n_1 wystarczy wyznaczyć trzy punkty krzywej umocnienia oraz zastosować metodyki podane w pracy [12] lub [15, 17].

Według najnowszych badań J.Gronostajskiego i L.Nakoniecznego [6] stałe w modelu /58/, dla różnych gatunków stali, opisane są następującymi równaniami regresji /w nawiasach podano współczynnik korelacji wielowymiarowej i wartość testu Fishera/:

$$\left\{ \begin{aligned} \hat{\sigma}_{p1}(y) &= 409 - 8,94 \cdot 10^{-2} \cdot A^2 + 17,5 \cdot A - 2,45 \cdot 10^{-2} \cdot G^2 - 2,67 \cdot G + \\ &\quad - 2,88 \cdot B - 2,67 \cdot 10^{-3} \cdot A \cdot G \quad (R=0,995; F=176,7) \\ \hat{\varphi}_0 &= -5,1 \cdot 10^{-2} - 1,56 \cdot 10^{-5} \cdot A^2 + 1,76 \cdot 10^{-3} \cdot A \quad (R=0,858; F=20,94) \\ \hat{r}_1 &= 0,408 + 5,19 \cdot 10^{-5} \cdot A^2 - 7,16 \cdot 10^{-3} \cdot A \quad (R=0,936; F=53,22) \end{aligned} \right. \quad (59)$$

gdzie:

- A - procentowa zawartość perlitu,
- B - średni rozmiar oddzielonych obszarów zajmowanych przez ferryt lub perlit opisywany średnią cięciwą tych obszarów,
- G - stopień sferoidyzacji cementytu określony stosunkiem objętości zajmowanej przez perlit do objętości całego perlitu,
- ^ - oznacza wartość aproksymowaną.



Rys. 5. Krzywe umocnienia dla różnych materiałów: 1 - aluminium, 2 - miedź, 3 - stal 0,08 %C, 4 - mosiądz 63 % Cu, 5 - stal 0,25 % C, 6 - stal nierdzewna [7]

Fig. 5. Consolidation curves for different materials: 1 - aluminium, 2 - copper, 3 - steel of 0.08 % C, 4 - brass of 63 %Cu, 5 - steel of 0.25 % C, 6 - stainless steel

Wpływ prędkości odkształcenia na granicę plastyczności materiału był przedmiotem badań wielu eksperymentatorów. W wyniku analizy literatury [1, 2, 3, 7, 15, 17, 18, 19, 21, 3], pod kątem wpływu prędkości odkształcenia na naprężenia plastyczniające, otrzymano następujące wnioski:

- / większość badań uzyskanych dla metali potwierdza tezę, że prędkość odkształcenia wyraźnie wpływa na naprężenia uplastyczniające. Zjawisko to nazwane zostało wrażliwością materiału na prędkość odkształcenia,
- / dynamiczna granica plastyczności wzrasta w stosunku do granicy statycznej,
- / efekt wpływu prędkości odkształcenia dla większości metali jest na tyle duży, że nie można opisywać własności dynamicznych za pomocą zależności otrzymanych podczas badań statycznych.

Z licznych badań empirycznych wynika, że zależność naprężeń uplastyczniających od prędkości odkształceń logarytmicznych ma postać potęgową. Po uwzględnieniu w niej warunku 57/ otrzymamy:

$$\sigma_p = C_2 \cdot (1 + \dot{\varphi})^{n_2} \quad (60)$$

dzie:

$$n_2 = \sigma_{p1} / \dot{\varphi} \cdot \sigma_{p2} / \dot{\varphi} \Big|_{T=290^\circ K}$$

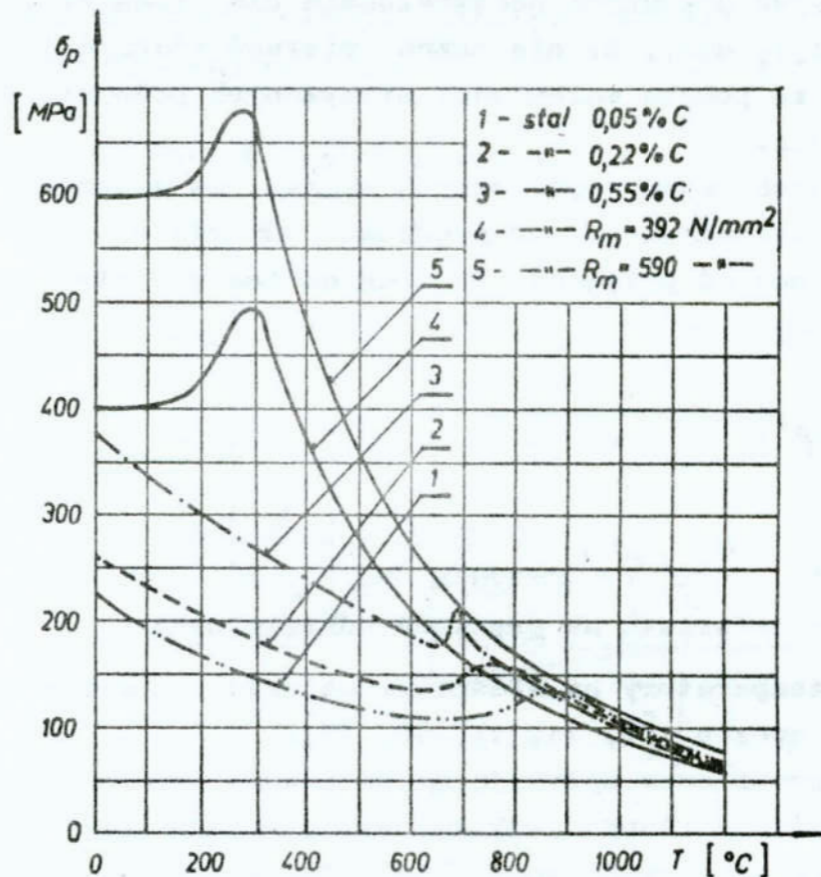
n_2 - czułość materiału na prędkość odkształcenia.

Wpływ temperatury na własności materiału ujawnia się w następujący sposób [7, 11, 17, 18, 19]:

- / temperatura i czas wpływają na zanikanie /anihilację/ dyslokacji różnoimiennych, wskutek zwiększonego ruchu atomów w sieci krystalograficznej. Ilość dyslokacji w kryształach wpływa na umocnienie metalu,
- / temperatura powoduje zmianę odkształceń sprężystych na odkształcenia trwałe. Zjawisko to nosi nazwę relaksacji,
- / temperatura powoduje obniżenie granicy plastyczności,
- / wzrost temperatury wpływa na zwiększenie objętości warstwy wierzchniej przedmiotu nagiętanego,
- / w pewnym zakresie temperatur następuje wydzielenie domie-

szek /pewnej fazy lub atomów oboych/ na płaszczyznach poślizgu. Domieszki te blokują poślizg powodując zmniejszenie zdolności materiału do odkształceń plastycznych. Zjawisko to nosi nazwę starzenia, które zależy od wielkości odkształcenia i temperatury,

f/ w przypadku stali węglowych, w pewnym zakresie podwyższonych temperatur, następuje wzrost naprężeń uplastyczniających. W zakresie temperatur 200 - 350 °C następuje wzrost granicy plastyczności wywołany blokowaniem dyslokacji przez oboe atomy. W zakresie temperatur 650 - 850 °C zachodzi drugi wzrost temperatury /rys. 6/.



Rys. 6. Wpływ temperatury na naprężenia uplastyczniające stali węglowej według H.Hennecke /krzywe 1, 2, 3/ [23] i według A.Galeji /krzywe 4,5/ [7]

Fig. 6. Effect of temperature on the plasticizing stresses for carbon steels, according to H.Hennecke /curves 1, 2, 3/ [23] and A.Galeja /curves 5, 6/ [7]

W wyniku przeprowadzonej analizy literatury ustalono, że najlepsze przybliżenie wyników eksperymentalnych otrzymuje się aproksymując je funkcją Blewitta postaci [4, 21]:

$$\delta_p = (C - D \cdot T^{n_4})^{n_3} \quad (61)$$

gdzie C, D, n_3 i n_4 są stałymi zależnymi od: rodzaju materiału i jego historii, odkształcenia i prędkości odkształcenia. Dla stali $n_4 = 0,5$, $n_3 = 1$ [12, 21].

Ostatecznie podstawiając zależności /58/, /60/ i /61/ do wzoru /56/ otrzymamy następującą ogólną matematyczną postać modelu dynamicznych naprężeń termoplastycznych:

$$\delta_p = \delta_{p1}(y) \cdot (\varphi_0 + \varphi)^{n_1} \cdot (1 + \dot{\varphi})^{n_2} \cdot (C - D \cdot T^{n_4})^{n_3} \quad (62)$$

Przykładowe wartości stałych w modelu /62/ dla różnych metali zestawiono w tabeli 1 /stałe w modelach /60/ i /61/ wyznaczają się analogicznie, jak w modelu /58//.

Tabela 1. Wartości niektórych stałych w modelu /62/ dla różnych materiałów

Table 1. Values of some constants in the model /62/ for different materials

Materiał	Wartości stałych	Uwagi
Miedź wyżarzona	$\delta_{p1}/y/=420$, $\varphi_0=0.016$, $n_1=0,3$	według [7]
Mosiądz 63%Cu wyżarzony	$\delta_{p1}/y/=710$, $\varphi_0=0$, $n_1=0,48$	
Mosiądz 63%Cu półtwardy	$\delta_{p1}/y/=710$, $\varphi_0=0,125$, $n_1=0,48$	
Stal 0,1%C wyżarzona	$\delta_{p1}/y/=680$, $\varphi_0=0$, $n_1=0,22$	
Aluminium	$\delta_{p1}/y/=140$, $\varphi_0=0$, $n_1=0,25$	
Stal 0,55%C wyżarzona	$\delta_{p1}/y/=924$, $\varphi_0=0,0066$, $n_1=0,18$ $n_2=0,15$, $n_3=1$, $n_4=0,5$	według [12]

3. Współzależność pomiędzy warunkami nagniatania tocznego z prądem a odkształceniem logarytmicznym, prędkością odkształcenia logarytmicznego i temperaturą

W procesie nagniatania tocznego z prądem argumenty φ , $\dot{\varphi}$ i T , w dowolnym punkcie X , przedmiotu, w strefie odkształceń plastycznych, założą od:

- a/ rodzaju materiału i jego "historii",
- b/ typu części i jej wymiarów,
- c/ stanu powierzchni warstwy wierzchniej po obróbce poprzedzającej,
- d/ rodzaju elementu nagniatającego i jego wymiarów,
- e/ początkowego ustawienia elementu nagniatającego względem skrajnej nierówności,
- f/ parametrów technologicznych nagniatania,
- g/ rodzaju czynnika chłodząco-smarującego, jego wydajności, sztywności układu OUPN, dokładności kinematyczno-geometrycznej stanowiska obróbczego itp,
- h/ współrzędnych x , y , z punktu X w układzie $Oxyz$. Przyjęte tutaj układy współrzędnych są identyczne, jak w pracy [12]

W dalszej części rozpatrywać będziemy tylko takie przypadki nagniatania tocznego z prądem, które zapewniają otrzymanie wyrobu o wysokiej jakości. Warunki, jakie w tym celu muszą być spełnione podano w pracy [12]. Ograniczymy się również do przedmiotów najczęściej obrabianych, a więc typu: wałek, tuleja i płaszczyzna oraz do walcowych elementów nagniatających. Założmy również, że wyjściowa struktura geometryczna powierzchni warstwy wierzchniej / WV / odpowiada tzw. pierwszemu przypadkowi stereometryczno-kinematycznego odwzorowania ostrza narzędzia w obróbce poprzedzającej, przy czym zgodnie z wymaganiami podanymi w pracy [12] kąty przystawienia: główny / \mathcal{K}_r / i pomocniczy / \mathcal{K}_r / są sobie równe. Zatem zarys nierówności ma kształt trójkąta równoramiennego o długości podstawy równej posuwowi narzędzia w obróbce poprzedzającej, a jego wysokość wynosi:

$$R_t = 0,5 p_r \lg \mathcal{K}_r \quad (63)$$

Odształcenie plastyczne dowolnej kątej nierówności przedmiotu, przygotowanego w powyższych warunkach, w czasie nagniatania z prądem rozpoczyna się w punkcie A_k a kończy w punkcie B_k /rys. 7/.

Stan odkształcenia dowolnego punktu X o współrzędnych x, y, z , w dowolnej chwili nagniatania t , określony jest tensorem odkształceń logarytmicznych Ψ , zaś intensywność odkształceń logarytmicznych φ_i w tym punkcie wynosi:

$$\varphi_i = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Psi' \cdot \Psi'} \quad (64)$$

gdzie

$$\Psi' = \Psi - \delta_{ij} \varphi_m \quad (65)$$

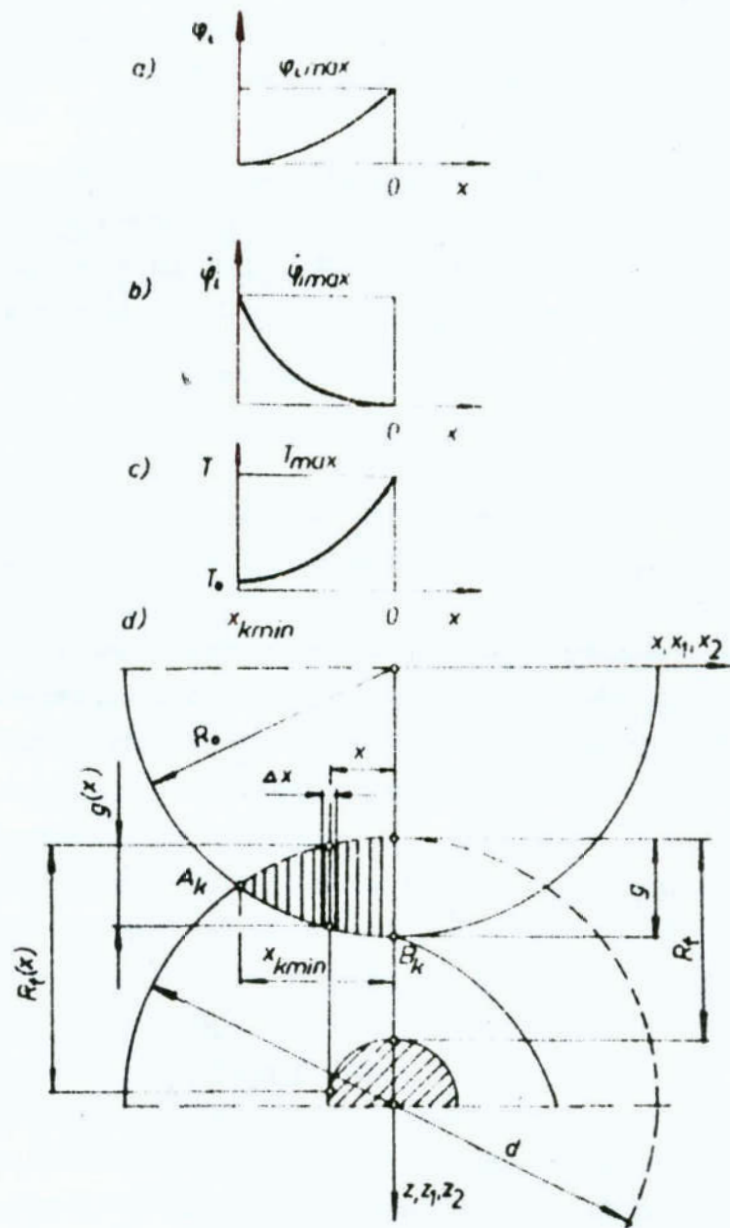
jest dwiatorem tensora Ψ , δ_{ij} jest symbolem /delta/ Kroneckera, a φ_m jest średnim liniowym odkształceniem logarytmicznym. Wobec płaskiego stanu odkształcenia materiału nierówności [12] dwiator Ψ ma postać:

$$\Psi' = \begin{bmatrix} \frac{-(\varphi_{22} + \varphi_{33})}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2\varphi_{22} - \varphi_{33}}{3} & \varphi_{23} \\ 0 & \varphi_{32} & \frac{2\varphi_{33} - \varphi_{22}}{3} \end{bmatrix} \quad (66)$$

gdzie:

$$\varphi_{ij} = \ln(1 + \varepsilon_{ij}) \quad (67)$$

Składowe ε_{ij} we wzorze /76/ określa się metodą badań modelowych realizowanych w warunkach przedstawionych w pracy [12]. Zgodnie z tą metodą, pole tensorów odkształcenia logarytmicznego $[\Psi]$ dowolnej elementarnej objętości o szerokości dx , wysokości R_t/x i długości podstawy p_t , wydzielonej z kątej nierówności /rys. 7/, przy maksymalnym zagłębieniu elementu nagniatającego wynoszącym ξ/x może być z dok-



Itys. 7. Schemat dyskretyzacji strefy odkształceń plastycznych dowolnej k -tej nierówności przedmiotu na elementarne objętości d oraz jakościowe przebiegi zmian intensywności odkształcenia logarytmicznego a , intensywności prędkości odkształcenia logarytmicznego b i temperatury absolutnej c w zależności od współrzędnej x

Fig. 7. Scheme of discretization of the plastic strain zone of and k -th workpiece unevenness into elementary volumes d and the qualitative courses of changes of the logarithmic strain intensities a , intensities of logarithmic strain velocities b and absolute temperature c upon the coordinate x

ładnością dostateczną dla praktyki określone za pomocą pola tensorów odkształcenia logarytmicznego elementarnego klina o szerokości Δx , wysokości sR_t/x i długości podstawy sp_t w modelu tej nierówności, odkształcanego płaskim stemplem, przy zagłębieniu sg/x , gdzie s jest skalą modelu.

Badania modelowe, których wyniki przedstawiono w pracy [12] wykazały, że w odkształcanym klinie występują cztery obszary /rys. 6 w pracy 12/. Składowe tensora odkształceń umownych, niezbędne do określania składowych ϵ_{ij} w tych obszarach wynoszą:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{22} &= \frac{1}{h_2} (v_{i,j+1} - v_{i,j}) \\ \epsilon_{33} &= \frac{1}{h_1} (w_{i+1,j} - w_{i,j}) \\ \epsilon_{32} = \epsilon_{23} &= \frac{1}{h_2} (w_{i,j+1} - w_{i,j}) + \frac{1}{h_1} (v_{i+1,j} - v_{i,j}) \end{aligned} \right\} \quad (68)$$

gdzie v i w są składowymi przemieszczeń węzłów na kierunku osi odpowiednio y i z , elementarnego trójkąta prostokątnego, o długości podstawy h_2 i wysokości h_1 wydzielonego z badanego klina.

Składowe te w poszczególnych obszarach wynoszą:

$$\begin{aligned} v_{ij}^I(x) &= w_{ij}^I(x) = 0 \\ v_{ij}^{II}(x) &= \frac{iR_t(x) [g(x)]^2 \operatorname{ctg} \mathcal{H}_r(x)}{N_0 [R_t(x) - g(x)]^2} \\ w_{ij}^{II}(x) &= 0 \\ v_{ij}^{III}(x) &= \frac{ijR_t(x) \operatorname{ctg} \mathcal{H}_r(x) [(2N_0 - j)g(x) - jR_t(x)]}{N_0 \langle (ij + N_0^2) [R_t(x) - g(x)] - iN_0g(x) \rangle} \\ w_{ij}^{III}(x) &= \frac{i^2R_t(x) [(N_0 + j - i)g(x) - jR_t(x)]}{N_0 \langle (ij + N_0^2) [R_t(x) - g(x)] - iN_0g(x) \rangle} \end{aligned} \quad (69)$$

$$v_{ij}(x) = \frac{jR_t(x)g(x)\text{ctg}\mu_r(x)}{N_0[R_t(x)-g(x)]} \quad \text{c.d. (69)}$$

$$w_{ij}(x) = \frac{(i+j)g(x) - jR_t(x)}{N_0}$$

gdzie i, j są wskaźnikami węzłów odpowiednio wzdłuż osi z i y , a N_0 jest pewną liczbą naturalną, przyjętą z góry.

Wskaźniki i, j oraz współrzędna x przekroju jednoznacznie określają współrzędne y i z węzłów z zależności:

$$\left. \begin{aligned} y &= kR_t + cjh_2 - \Delta y_H \\ z &= h_3(x) + (N_0 - i)h_1 \end{aligned} \right\} \quad (70)$$

gdzie:

$$c = \begin{cases} -1, & \text{dla prawej części nierówności} \\ +1, & \text{dla lewej} \end{cases}$$

$$\Delta y_H = \begin{cases} 0, & \text{dla płaszczyzn} \\ \frac{R_t}{360} \arcsin \frac{2x}{D_0}, & \text{dla części cylindrycznych} \end{cases}$$

$$h_2 = h_1 \text{ctg}\mu_r(x); \quad h_1 = \frac{R_t(x)}{N_0} \quad (71)$$

$$h_3(x) = \begin{cases} 0,5D_0 - g, & \text{dla płaszczyzn} \\ 0,5D_0 - g - e(0,5d - \sqrt{0,25d^2 - x^2}), & \text{dla części cylindrycznych} \end{cases}$$

$$e = \begin{cases} -1, & \text{dla wałka} \\ +1, & \text{dla tulei} \end{cases}$$

d jest średnicą zewnętrzną wałka lub wewnętrzną tulei.

Postacie zależności na składowe przemieszczeń v i w w obszarze III są dość złożone i mogą się pojawiać trudności w ich wykorzystaniu. Dlatego też, wygodnie jest zależności te dyskretyzować do zależności liniowej względem x , wówczas:

$$\left. \begin{aligned} v_{ij}^{\text{III}}(x) &= v_{ij}^{\text{III}}(0) \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| = - \frac{ij^2 h_2}{ij + N_0^2} \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| \\ w_{ij}^{\text{III}}(x) &= w_{ij}^{\text{III}}(0) \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| = - \frac{i^2 j h_1}{ij + N_0^2} \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| \end{aligned} \right\} (72)$$

gdzie:

$||$ - oznacza moduł,

$v_{ij}^{\text{III}}(0)$, $w_{ij}^{\text{III}}(0)$ - przemieszczenia v i w w obszarze III dla $x = 0$, obliczone ze wzorów /69.4/ i /69.5/ dla $\varepsilon(0) = 0,5 R_t$

x_{kmin} - współrzędna punktu A_k .

Po podstawieniu zależności /69.1/, /69.2/, /69.3/, /69.6/, /69.7/ i /72/ do wzorów /68/, po odpowiednich przekształceniach otrzymano:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{22}^{\text{I}}(x) &= \varepsilon_{33}^{\text{I}}(x) = \varepsilon_{23}^{\text{I}}(x) = \varepsilon_{32}^{\text{I}}(x) = 0 \\ \varepsilon_{22}^{\text{II}}(x) &= \varepsilon_{33}^{\text{II}}(x) = 0; \quad \varepsilon_{23}^{\text{II}}(x) = \varepsilon_{32}^{\text{II}}(x) = \frac{[g(x)]^2 \text{ctg } \mathcal{H}_r(x)}{[R_t(x) - g(x)]^2} \\ \varepsilon_{22}^{\text{III}}(x) &= -i \cdot \frac{ij(j+1) + N_0^2(2j+1)}{(ij + N_0^2) \cdot [i(j+1) + N_0^2]} \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| \\ \varepsilon_{33}^{\text{III}}(x) &= -j \cdot \frac{i(i+j) + N_0^2(2i+1)}{(ij + N_0^2) \cdot [j(i+1) + N_0^2]} \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| \\ \varepsilon_{23}^{\text{III}}(x) &= \varepsilon_{32}^{\text{III}}(x) = - \frac{N_0^2}{ij + N_0^2} \cdot \left[\frac{i^2 \text{tg } \mathcal{H}_r(x)}{i(j+1) + N_0^2} + \frac{j^2 \text{ctg } \mathcal{H}_r(x)}{(i+1)j + N_0^2} \right] \cdot \left| 1 - \frac{x}{x_{kmin}} \right| \\ \varepsilon_{22}^{\text{IV}}(x) &= g(x) / [R_t(x) - g(x)] \quad ; \quad \varepsilon_{33}^{\text{IV}}(x) = g(x) / R_t(x) \\ \varepsilon_{23}^{\text{IV}}(x) &= \varepsilon_{32}^{\text{IV}}(x) = \frac{g(x) - R_t(x)}{R_t(x)} \cdot \text{tg } \mathcal{H}_r(x) \end{aligned} \right\} (73)$$

Występujące w powyższych wzorach maksymalne zagłębienie g/x walcowego elementu nagniatającego w nierówności oraz wysokość nierówności R_t/x i tangens lub cotangens kąta \mathcal{H}_r/x w przekroju x zależą od: typu części nagniatanej, wysokości chropowatości po obróbce poprzedzającej, średnicy elementu nagniatającego, średnicy wewnętrznej tulei lub zewnętrznej wałka i głębokości nagniatania g . Wielkości te wynoszą:

$$\left. \begin{aligned} R_t(x) &= R_t(0) = R_t \\ g(x) &= g + \sqrt{0,25D_0^2 - x^2} - 0,5D_0 \\ \text{ctg } \mathcal{H}_r(x) &= \text{ctg } \mathcal{H}_r(0) = \text{ctg } \mathcal{H}_r \end{aligned} \right\} \quad (74)$$

dla części płaskiej

$$\left. \begin{aligned} R_t(x) &= \sqrt{0,25d^2 - x^2} - \sqrt{(0,5d - R_t)^2 - x^2} \\ g(x) &= g - R_0 + \sqrt{R_0^2 - x^2} + e(0,5d - \sqrt{0,25d^2 - x^2}) \\ \text{ctg } \mathcal{H}_r(x) &\approx \frac{R_t}{R_t(x)} \cdot \text{ctg } \mathcal{H}_r; \quad R_0 = 0,5D_0 \end{aligned} \right\} \quad (75)$$

dla części cylindrycznej /wałek lub tuleja/.

Uwzględniając powyższe zależności we wzorach /73/, oraz po obliczeniu składowych tensora odkształceń logarytmicznych ze wzoru /67/, można następnie obliczyć intensywność odkształceń logarytmicznych ze wzoru /64/.

Przykładowo intensywność odkształceń dla części płaskiej w punktach należących do obszaru II odkształcanej plastycznie nierówności wynosi:

$$\psi_{II} = \ln \left[1 + \frac{(g - R_0 + \sqrt{R_0^2 - x^2})^2 \cdot \text{ctg } \mathcal{H}_r}{(R_t - g + R_0 - \sqrt{R_0^2 - x^2})^2} \right]; \quad x \in [x_{kmin}; 0] \quad (76)$$

gdzie $x \in [x_{kmin}; 0]$

Stan prędkości odkształcenia dowolnego punktu X o współ-

zędnych x, y, z w dowolnej chwili nagniatania z określony est tensorem prędkości odkształceń logarytmicznych $\dot{\psi}$, zaś ntensywność prędkości odkształceń logarytmicznych wynosi:

$$\dot{\psi}_i = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \dot{\psi}' \cdot \dot{\psi}'} \quad (77)$$

gdzie:

$$\dot{\psi}' = \dot{\psi} - \sigma_{ij} \dot{\psi}_m \quad (78)$$

est dewiatorem tensora $\dot{\psi}$, a $\dot{\psi}_m$ jest średnia liniowa rędnością odkształcenia logarytmicznego - $\dot{\psi}_m = \frac{1}{3} \cdot (\dot{\psi}_{11} + \dot{\psi}_{22} + \dot{\psi}_{33})$

Dewiator $\dot{\psi}'$ ma postać:

$$\dot{\psi}' = \begin{bmatrix} \frac{-(\dot{\psi}_{22} + \dot{\psi}_{33})}{3}, & 0, & 0 \\ 0, & \frac{2\dot{\psi}_{22} - \dot{\psi}_{33}}{3}, & \dot{\psi}_{23} \\ 0, & \dot{\psi}_{32}, & \frac{2\dot{\psi}_{33} - \dot{\psi}_{22}}{3} \end{bmatrix} \quad (79)$$

gdzie:

$$\dot{\psi}_{ij} = \frac{\dot{\epsilon}_{ij}}{1 + \epsilon_{ij}} \quad (80)$$

Składowe $\dot{\psi}_{ij}$ tensora $\dot{\psi}$ określa się po uprzednim obliczeniu składowych prędkości odkształcenia umownego $\dot{\epsilon}_{ij}$ ze wzorów:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_{22} &= \frac{1}{h_2} \cdot (\dot{v}_{ij+1} - \dot{v}_{ij}) \\ \dot{\epsilon}_{33} &= \frac{1}{h_1} \cdot (\dot{w}_{i+1,j} - \dot{w}_{ij}) \\ \dot{\epsilon}_{32} = \dot{\epsilon}_{23} &= \frac{1}{h_2} \cdot (\dot{w}_{ij+1} - \dot{w}_{ij}) + \frac{1}{h_1} \cdot (\dot{v}_{i+1,j} - \dot{v}_{ij}) \end{aligned} \right\} \quad (81)$$

gdzie \dot{v} i \dot{w} są składowymi prędkościami przemieszczenia węzłów i równe są pochodnym v i w względem czasu. Różniczkując zależności /69.1/, /69.2/, /69.3/, /72/, /69.6/ i /69.7/ otrzymamy odpowiednio:

$$\begin{aligned}
 \dot{v}_{ij}^I(x) &= \dot{w}_{ij}^I(x) = 0 \\
 \dot{v}_{ij}^{II}(x) &= \frac{2h_2 i g(x) R_f(x)}{[R_f(x) - g(x)]^3} \cdot v_{kz}(x) \\
 \dot{w}_{ij}^{II}(x) &= 0 \\
 \dot{v}_{ij}^{III}(x) &= ij h_2 \frac{(3ij + 2N_0^2) N_0 R_f(x) - 2i N_0 (2N_0 + j) g(x)}{\{(ij + N_0^2) [R_f(x) - g(x)] - i N_0 g(x)\}^2} \cdot v_{kz}(x) \\
 \dot{w}_{ij}^{III}(x) &= i^2 h_1 \left\langle \frac{[R_f(x) - g(x)] N_0^3 + [(j-i) R_f(x) + (2i-j+1) g(x)] N_0^2}{\{(ij + N_0^2) [R_f(x) - g(x)] - i N_0 g(x)\}^2} + \right. \\
 &\quad \left. + \frac{[(i+1)(j-i) g(x) - j R_f(x)] N_0 - i^2 j R_f(x)}{\{(ij + N_0^2) [R_f(x) - g(x)] - i N_0 g(x)\}^2} \right\rangle v_{kz}(x) \\
 \dot{v}_{ij}^{IV}(x) &= \frac{j h_2 R_f(x)}{[R_f(x) - g(x)]^2} \cdot v_{kz}(x) ; \quad \dot{w}_{ij}^{IV}(x) = \frac{i+j}{N_0} \cdot v_{kz}(x)
 \end{aligned} \tag{82}$$

gdzie:

$$v_{kz}(x) = (1-s) \cdot \frac{v|x|}{R_0} \tag{83}$$

v jest prędkością nagniatania, a s poślizgiem.

Po podstawieniu zależności /83/, /74/ lub /75/ do /82/ otrzymuje się wzory na składowe prędkości przemieszczeń punktów węzłowych wydzielonego elementu w zależności od warunków obróbki poprzedzającej i warunków nagniatania. Z kolei, podstawiając zależności /82/ do /81/, a te zależności /73/ do

wzoru /78/, otrzymuje się zależności na składowe $\dot{\psi}_{ij}$ niezależne do określenia dewiatora $(\dot{\rho})'$. Znając dewiator $\dot{\psi}'$ można obliczyć intensywność prędkości odkształcenia ze wzoru /75/. Przykładowo intensywność ta, dla części płaskiej w punktach należących do obszaru II wynosi:

$$\frac{4ih_2v|x|R_f(1-s) \cdot (g-R_0 + \sqrt{R_0^2-x^2})}{(R_f-g+R_0 - \sqrt{R_0^2-x^2}) \cdot [(R_f-g+R_0 - \sqrt{R_0^2-x^2})^2 + (g-R_0 + \sqrt{R_0^2-x^2})^2 \cdot \text{ctg}^2 \mu_f]} \quad (84)$$

Dokładne ustalenie pola temperatur w przedmiocie nagniatym tocznie z prądem, wymaga rozwiązania równania Fouriera dla przypadku ogólnego tj. dla stanu nieustalonego z wewnętrznymi źródłami ciepła. Równanie to w układzie $O_2x_2y_2z_2$ ma następującą postać:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y_2^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z_2^2} + \frac{q_v}{\lambda^{P/T}} = \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (85)$$

gdzie:

$\lambda^{P/T}$ - przewodność cieplna,

q_v - moc wewnętrzna źródeł ciepła,

$a = \frac{\lambda^{P/T}}{c^{P/T} \rho^{P/T}}$ - współczynnik wyrównywania temperatury,

$\rho^{P/T}$ - masa właściwa,

$c^{P/T}$ - ciepło właściwe.

Pomiędzy współrzędnymi y_2 i y_1 zachodzi następujący związek:

$$y_2 = y_1 + v_{pn} \cdot t_1 \quad (86)$$

gdzie v_{pn} jest prędkością posuwową narzędzia.

Pochodne $\partial T / \partial t$ i $\partial^2 T / \partial y_2^2$ wynoszą więc:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial t_1} - v_{pn} \cdot \frac{\partial T}{\partial y_1}; \quad \frac{\partial^2 T}{\partial y_2^2} = \frac{\partial^2 T}{\partial y_1^2} \quad (87)$$

Analityczne rozwiązanie równania /85/ jest niemożliwe ze względu na złożoną postać wzorów na moc źródeł wewnętrznych /głównie mocy odkształceń plastycznych/ oraz złożoną postać funkcji struktury geometrycznej powierzchni WW po obróbce poprzedzającej i powierzchni czynnej elementu nagiatającego, a także zależność przewodności cieplnej, ciepła właściwego i rezystywności od temperatury. Zatem pole temperatury można określić jedynie w sposób przybliżony. Spośród metod przybliżonych najdokładniejszą metodą określania pola temperatury w WW przedmiotu nagiatanego tocznie z prądem jest metoda elementarnych bilansów bazująca na metodzie elementów skończonych. Stosując tę metodę uzyskuje się następujący układ równań [14]:

$$\left\{ \begin{array}{l} [A]^{(i_1)} \cdot [T]^{(i_1)} + A_8^{(i_1)} + A_9^{(i_1)} = 0; \quad i_1 = 1, \dots, n_1 \\ [A]^{(i_2)} \cdot [T]^{(i_2)} = 0; \quad i_2 = 1, \dots, n_2 \\ [A]^{(i_3)} \cdot [T]^{(i_3)} + A_8^{(i_3)} + A_{10}^{(i_3)} = 0; \quad i_3 = 1, \dots, n_3 \\ [A]^{(i_4)} \cdot [T]^{(i_4)} - A_{11}^{(i_4)} = 0; \quad i_4 = 1, \dots, n_4 \\ [A]^{(i_5)} \cdot [T]^{(i_5)} - A_{11}^{(i_5)} = 0; \quad i_5 = 1, \dots, n_5 \end{array} \right. \quad (88)$$

który rozwiązuje się stosując metodę wykreślną Schmidta lub metodę relaksacji, przy warunkach:

- początkowym: $T/x_2, y_2, z_2, 0/ = T_0$
- brzegowym: $\lambda^p/T/\text{grad } T = -\alpha/T-T_0/.$

gdzie:

$$[A] = [-1, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, A_6, A_7]$$

$$[A'] = [-1, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, 0, A_7]$$

$$[T] = \left[\begin{array}{c} T_{t+\Delta t}^{(k,l,m)} \\ T_{x-\Delta x}^{(k,l,m+1)} \\ T_{x+\Delta x}^{(k,l,m-1)} \\ T_{y-\Delta y}^{(k,l-1,m)} \\ T_{y+\Delta y}^{(k,l+1,m)} \\ T_{z-\Delta z}^{(k+1,l,m)} \\ T_{z+\Delta z}^{(k-1,l,m)} \end{array} \right] \quad (89)$$

Poszczególne stałe A_1, \dots, A_7 wynoszą:

$$\left. \begin{aligned} 1 &= 1 - \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T^{(k,l,m)}]}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} \cdot (2 + \text{tg}^2 \mu_r) \\ 2 &= \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{x-\Delta x}^{(k,l,m+1)}]}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} ; A_3 = \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{x+\Delta x}^{(k,l,m-1)}]}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} \\ 4 &= \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{y-\Delta y}^{(k,l-1,m)}] \text{tg}^2 \mu_r}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} ; A_5 = \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{y+\Delta y}^{(k,l+1,m)}] \text{tg}^2 \mu_r}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} \\ 6 &= \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{z-\Delta z}^{(k+1,l,m)}]}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} ; A_7 = \frac{\Delta t [a_p + 0,5b_p T_{z+\Delta z}^{(k-1,l,m)}]}{g^p(T) [c_p + d_p T^{(k,l,m)}] \Delta x^2} \end{aligned} \right\} (90)$$

$$A_8 = \frac{(1-\gamma) \int_0^{\psi_i} \rho_p d\psi_i}{g^{\rho(T)} [c_p + d_p T^{(k,l,m)}]}; \quad A_9 = \frac{g'^2 \Delta x^5 \operatorname{ctg}^2 \mu_r \Delta t}{c_p + d_p T^{(k,l,m)}}$$

$$A_{10} = a \left[g'^2 \Delta x \Delta t R(T) + \frac{\mu^{(k,l,m)} P_k \Delta l}{\Delta x \operatorname{tg} \mu_r} \right]$$

$$A_{11} = \frac{2\alpha c [T^{(k,l,m)} - T_0] \cdot [1 + \beta(T) \Delta t]}{\rho_{20} \Delta x [c_p + d_p T^{(k,l,m)}]}$$

c.d. (90)

gdzie:

n_1, \dots, n_5 - liczby elementów skończonych wydzielonych odpowiednio z: objętości Ω_k materiału przedmiotu odkształcanego plastycznie, objętości Ω rdzenia obszaru \sum_k materiału stykającego się z elementem nagniatającym, obszaru \sum_0 ochłodzonego przez ciecz i powietrze ρ_p /rys. 8/,

ρ - gęstość prądu elektrycznego przepływającego przez rozpatrywany element k, l, m ,

a_p, b_p, c_p, d_p - stałe materiałowe,

R/T - rezystancja kontaktowa elementu nagniatający- przedmiot,

$\mu^{(k,l,m)}$ - współczynnik tarcia rozpatrywanego elementu k, l, m o powierzchnię czynną elementu nagniatającego,

Δl - przemieszczenie elementu k, l, m względem powierzchni czynnej elementu nagniatającego w czasie Δt

P_k - naciski jednostkowe elementu nagniatającego na wydzielony element k, l, m ,

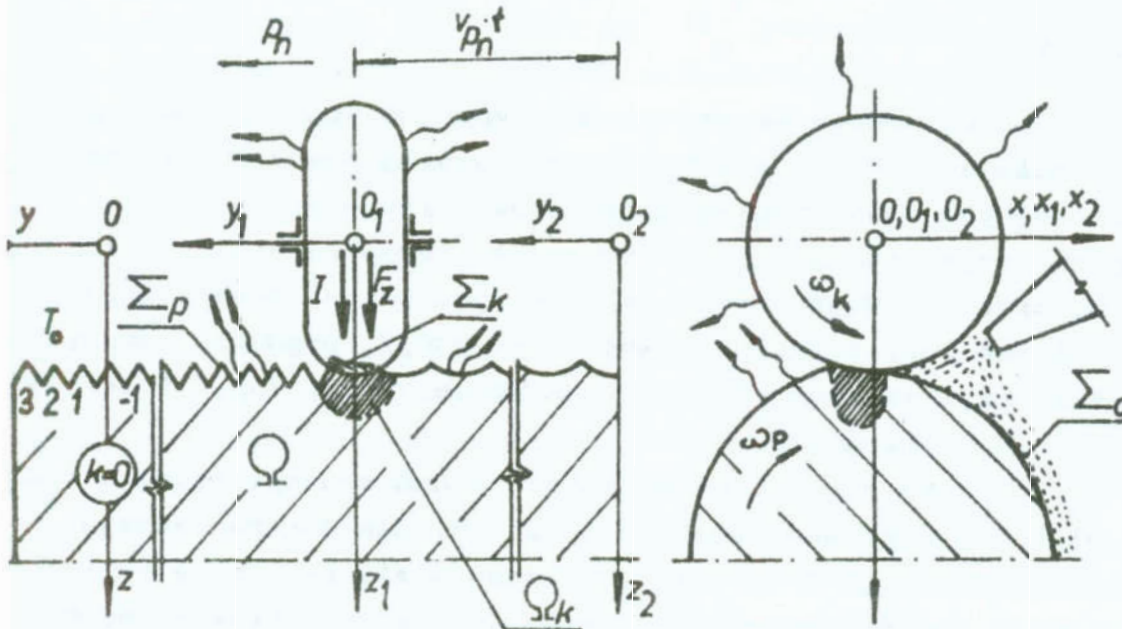
α - współczynnik przejmowania ciepła,

T_0 - temperatura otoczenia /cieczy chłodzącej lub powietrza/,

β/T - współczynnik rozszerzalności objętościowej,

ρ_{20} - masa właściwa w temperaturze 293°K ,

$\rho = 0,05 - 0,1$ - współczynnik pochłaniania energii przez defekty sieci.



rys. 8. Układy współrzędnych kartezjańskich oraz objętości i obszary wydzielone w przedmiocie nagniatanym

Fig. 8. Systems of Cartesian coordinates and volumes and separated regions in the burnished workpiece

Przedstawione zależności pozwoliły opracować jakościowy przebieg zmian argumentów φ_1 , $\dot{\varphi}_1$ i T w funkcji x dowolnej cząstki X odkształcanej plastycznie, dowolnej katej nierówności. Przykładowe wykresy otrzymane dla punktu A_k leżącego na linii grzbietowej katej nierówności przedstawia rys. 7. Na wykresach tych wynika historia odkształcenia logarytmicznego, prędkości odkształcenia logarytmicznego i temperatury cząstki X . Okres tej historii równy jest czasowi, w którym cząstka X przebywa drogę $-x_{\min}$. W okresie tym argumenty φ_1 , $\dot{\varphi}_1$ i T ulegają ciągłej zmianie. Temperatura cząstki X rośnie od temperatury T_0 dla x_{\min} do T_{\max} dla $x=0$. Również intensywność odkształcenia logarytmicznego wzrasta od $\varphi_1 = 0$ dla x_{\min} do $\varphi_{1\max}$ dla $x=0$. Natomiast jakościowy przebieg intensywności odkształceń logarytmicznych jest odwrotnie proporcjonalny. Maksymalna wartość $\varphi_{1\max}$ występuje na początku

odkształcania dla x_{\min} i maleje do zera dla $x=0$.

4. Wnioski

Ogólne modele konstytutywne dynamicznych naprężeń uplastyczniających przedstawione w niniejszej pracy są słuszne dla różnych metalicznych materiałów obróbkowych i ujmują wpływ wszystkich istotnych czynników bezpośrednich, takich jak struktura wyjściowa materiału $/y/$, odkształcenia logarytmiczne $/\varphi/$ lub ich intensywność $/\varphi_1/$, prędkość odkształceń logarytmicznych $/\dot{\varphi}/$ lub ich intensywność $/\dot{\varphi}_1/$ i temperatura absolutna $/T/$.

Postacie szczególne ogólnych równań konstytutywnych dynamicznych naprężeń termoplastycznych, dla danego rodzaju materiału i jego "historii", otrzymuje się na drodze empirycznych badań identyfikacyjnych. Ze względów praktycznych preferować należy modele półempiryczne, gdyż ich współczynniki określić można bardzo prosto w oparciu o przebiegi jedno-parametryczne otrzymane z próby jednoosiowego rozciągania. Określenie postaci szczególnych modeli heurystycznych bazujących na teorii termodynamiki procesów nieodwracalnych wymaga w pierwszej kolejności założenia postaci funkcji $\phi/F/$, a dopiero później przeprowadzenia badań identyfikacyjnych. Natomiast określenie szczególnej postaci modeli mikroskopowych wymaga przeprowadzenia bardzo skomplikowanych badań eksperymentalnych polegających między innymi na rozciąganiu cienkich folii przy ich mikroobciążeniu i obserwacji ruchu dyslokacji pod mikroskopem elektronowym.

Uzależnienie czynników bezpośrednich φ_1 , $\dot{\varphi}_1$ i T od stanu wyjściowego przedmiotu i warunków nagniatania tocznego z prądem, pozwala obliczyć wartość naprężeń σ_p w dowolnej chwili trwania tego procesu. Zależności te, dotyczą jednak jedynie walcowych elementów nagniatających i części typu wałek, tuleja i płaszczyzna. Dalszych badań wymaga określenie zależności dla elementów nagniatających o zarysie krzywoliniowym i innych typów części np. o powierzchniach krzywoliniowych. Wzory na φ_1 , $\dot{\varphi}_1$ i T są słuszne również dla innych sposobów

nagniatania /bez prądu/. Należy wówczas w odpowiednich wzorach podstawić $\dot{\varphi}' = 0$.

Specyfika zmienności argumentu $\dot{\varphi}'_1$ podczas nagniatania tocznego sprawia, że jego wpływ na σ_p jest istotny jedynie na początku procesu odkształcania materiału związanego z rozpatrywaną cząstką X tj. w przekroju $x = x_{\min}$. Fakt ten należy odpowiednio uwzględnić w zależnościach na σ_p w ten sposób, że przy obliczaniu tych naprężeń w dowolnym przekroju $x \in [x_{\min}; 0]$ nie można do wzorów na σ_p podstawić wartości $\dot{\varphi}'_1$ odpowiadającej temu przekrojowi, lecz wartość wynikającą z jej "historii". W przeciwnym razie otrzymuje się błędne wyniki obliczeń. Błąd ten rośnie wraz ze wzrostem współrzędnej x. Jaskrawym tego przykładem jest przekrój $x = 0$ dla którego $\dot{\varphi}'_1 = 0$.

Literatura

1. Botte R.: Contribution a l'analyse expérimentale et théorique des essais de traction a grande vitesse. Thèse, l'Université Claude Bernard. Lyon, 1969
2. Botte R., Gobin P.: Étude des influences combinées de la temperature et des hautes vitesses de sollicitation sur le comportement d'un fer Armco. Les Mémoires Scientifiques de la Revue de Métallurgie n°5, Paris, 1968, p. 361-374
3. Brevet P.: Contribution a l'étude des propriétés mécaniques dynamiques des quelques alliages ferreux par essais de traction a grande vitesse. Thèse, L'Université Claude Bernard, Lyon, 1973
4. Champlier G., Saada G.: Déformation plastique des métaux et alliages, Paris, 1968
5. Gilman J.J.: Microdynamical Theory of Plasticity. Ed. J.Charles, J.R. Mc Mahon: Microplasticity, New York. London. Sydney, 1968, p. 17-41
6. Gronostajski J., Nakonieczny L.: Zależność między naprężeniem uplastyczniającym oraz odkształceniem pęknięcia a parametrami mikrostruktury stali węglowych. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń z.2, 1981, s. 15-21
7. Grzymkowski M.: Metody analizy procesów obróbki plastycznej metali. Część II, IPPT PAN, 1982
8. Kármán T., Duwer P.: The propagation of plastic deformation in solids, 6 th International Congress for Applied Mechanics, 1946, J.Appl. Phys. n. 21, 1951, p. 987-994
9. Klepaczko J.: Wpływ prędkości odkształcenia na umacnianie się metali, Praca IPPT nr 45, 1971
10. Klepaczko J.: Sprężenia termo-mechaniczne w metalach, Prace IPPT, nr 11, 1978
11. Kukielka L.: Wpływ dodatkowego prądu płynącego w układzie OPN na charakterystykę warstwy wierzchniej przedmiotów nagniatanych tocznie. Praca doktorska /Promotor: K.Wieczorowski/, Politechnika Poznańska, Poznań, 1983
12. Kukielka L.: Analiza sił nagniatania tocznego z przepływem prądu przez układ OUPN. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego /w druku/

13. Kukielka L.: Obliczenie pola powierzchni kontaktu krążka walcowego z nierównościami powierzchni wałka toczonego w procesie nagniatania tocznego z prądem. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego WSInż Koszalin /w druku/
14. Kukielka L., Vincent L.: Próba określenia temperatury w warstwie wierzchniej przedmiotu w operacji nagniatania tocznego z prądem. Konferencja Naukowo-Techniczna pt. Tendencje rozwojowe w technologii maszyn, Zielona Góra, 1987, s. 5-17
15. Malinin N.N., Rzyśko J.: Mechanika materiałów, PWN, Warszawa, 1981
16. Pełczyński T.: O krzywych umocnienia. Obróbka plastyczna, t. XIV, z. 1, 1975
17. Pełczyński T.W., Pełczyński T.A.: Teoria procesów obróbki plastycznej część 2, Politechnika Warszawska, 1983
18. Perzyna P.: Teoria lepkoplastyczności, PWN, Warszawa, 1966
19. Perzyna P.: Termodynamika materiałów niesprężystych, PWN Warszawa, 1978
20. Piatti G., Matteazi S., Petrone G.: Equations constitutives concernant le comportement plastique en température d'un acier inoxydable austenitique à haute teneur en manganese. Revue de Métallurgie n°9, Paris, 1982, p.444
21. Poirier J.P.: Plasticité à haute temperature des solides cristallins, Paris, 1976
22. Przybylski W.: Obróbka nagniataniem. Technologia i oprzyrządowanie. WNT, Warszawa, 1979
23. Siebel E.: Le façonnage de métaux par déformation plastique, Paris, 1936
24. Szczepiński W.: Teoria obróbki plastycznej metali, PWN, Warszawa, 1964
25. Teodosiu C.: Opis sprężysto-lepkoplastycznych własności pojedynczych kryształów, W.Termoplastyczność, red. P.Perzyna, Ossolineum, Wrocław, 1975, s. 129-174
26. Zener D., Hollomon J.H.: Effet of strain - rate upon the plastic flow of steel. J.Appl. Phys. n 15, New York, 1944 p. 22-31.

Streszczenie

W pracy dokonano analizy modeli dynamicznych naprężeń uplastyczniających pod kątem ich przydatności do opisu własności plastycznych materiału w warunkach nagniatania tocznego z prądem. Zaproponowano model półempiryczny dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiałów metalicznych. Wyprowadzono zależności na składowe tensorów odkształcenia logarytmicznego i prędkości odkształcenia logarytmicznego w warunkach nagniatania. Podano metodykę obliczania pól temperatur materiału części w czasie nagniatania.

AN ATTEMPT OF MODELLING OF DYNAMIC PLASTICIZING STRESSES IN THE WORKPIECE SURFACE LAYER UNDER ROLLER BURNISHING WITH THE USE OF CURRENT FLOWING THROUGH THE MACHINE TOOL-WORKPIECE-TOOL SYSTEM

Summary

In the paper, an analysis of dynamic plasticizing stress models is performed from the point of view of their usefulness to describe the plastic properties of material under roller burnishing with the use of current. A semi-empirical model of the dynamic plasticizing stresses for metallic materials is proposed. Dependences covering the components of logarithmic strain tensors and velocities of the logarithmic strain under burnishing conditions have been derived. A method of calculation of the workpiece material temperature field during burnishing is given.

Leon Kukielka
 Wyższa Szkoła Inżynierska
 Koszalin

MOŻLIWOŚCI PODWYŻSZENIA WŁASNOŚCI EKSPLOATACYJNYCH WYROBU PRZEZ KSZTAŁTOWANIE ZARYSU PLATEAU NAGNIATANIEM TOCZNYM

1. Wstęp

Dynamiczny rozwój techniki sprawia, że wraz ze wzrostem zadań stawianych współczesnym maszynom i urządzeniom, rosną również wymagania stawiane trwałości i niezawodności części współpracujących, które w danych warunkach eksploatacyjnych wchodzi w skład systemów trybologicznych [10].

Ogólnoświatowa tendencja minimalizacji wymiarów poszczególnych części, przy jednoczesnym wzroście ich obciążenia, wymaga do poszukiwania i stosowania nowych materiałów konstrukcyjnych, optymalizowania kształtów części, zapewnienia optymalnych warunków ich pracy oraz wzrostu jakości wytwarzanych elementów.

Przez długi okres czasu uważano, że głównym kierunkiem poprawy trwałości i niezawodności elementów maszyn jest udokonalenie ich konstrukcji oraz stosowanie materiałów o coraz lepszych właściwościach fizykochemicznych. Wyniki najnowszych badań w dziedzinie fizyki uszkodzeń i tribologii wskazują, że znaczny wpływ na trwałość i niezawodność elementów maszyn ma proces technologiczny wytwarzania lub regeneracji, rodzaj stosowanych metod i sposobów obróbki, a nawet kolejność ich stosowania.

Okazuje się, że to właśnie warstwa wierzchnia^{1/}, o niewielkiej w stosunku do rdzenia objętości, decyduje o najważniejszych właściwościach użytkowych takich, jak: twardość, ścieralność, korozyjność, zmęczeniowość i nośność. Nieodpowiednie własności fizyczne i stereometryczne WW są przyczyną awarii około 85% elementów współczesnych maszyn [10] oraz powodują zmniejszenie trwałości i wzrost zużycia energii na pokonanie

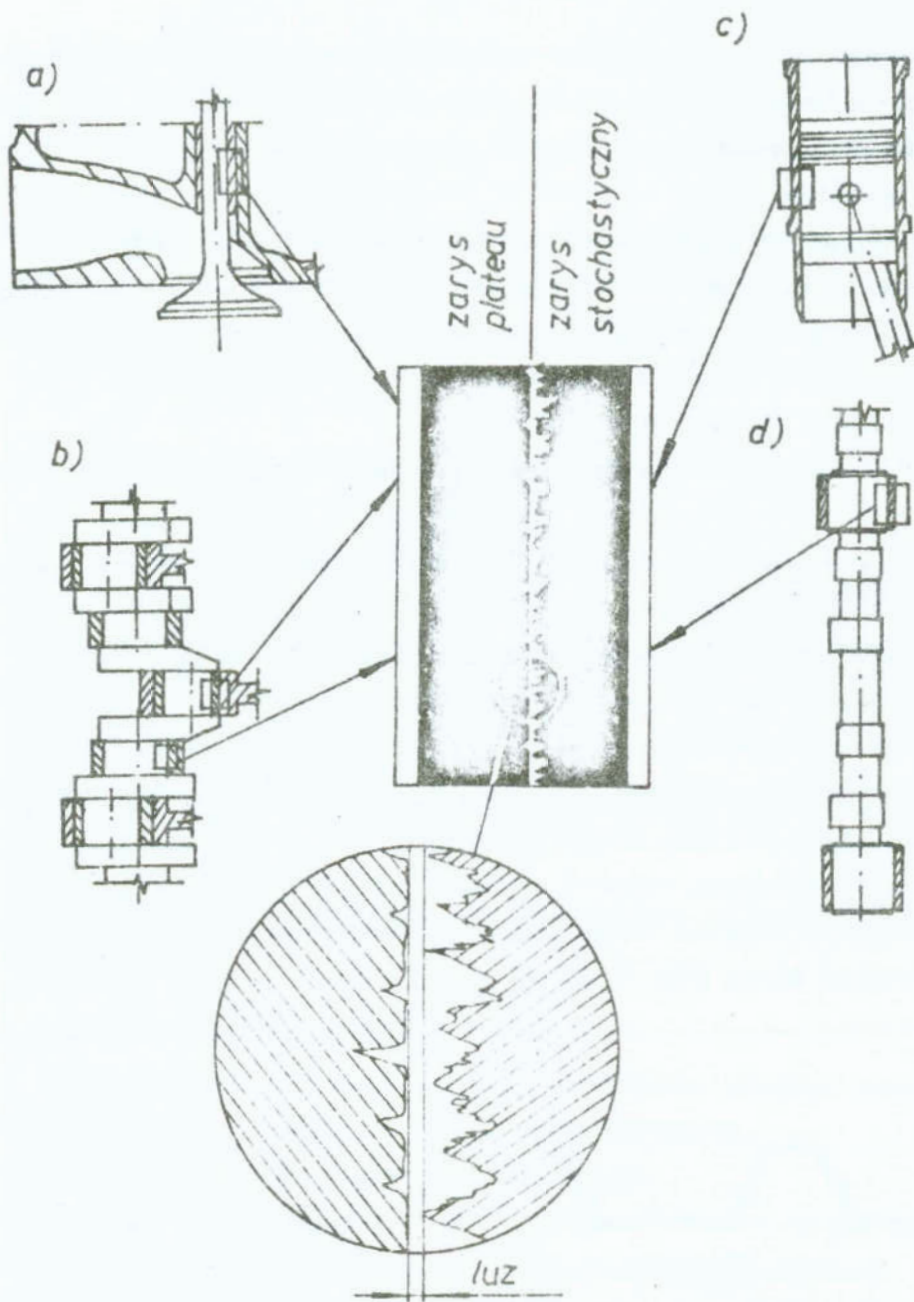
Prace Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 11 WSInż. w Koszalinie

operów tarcia. Obecnie około 50% energii tracona jest na tarcie elementów znajdujących się we względnym ruchu [2].

Zatem jednym z najważniejszych współczesnych problemów technologicznych wytwarzania i regeneracji części jest kształtowanie WW o zadanych z góry własnościach fizycznych i stereometrycznych oraz zapewnienie dużej dokładności wymiarowo-kształtowej, warunkujące uzyskanie zamierzonej trwałości i niezawodności obrabianych elementów. Szczególną uwagę powinno się zwracać na te elementy maszyn, które charakteryzują się dużymi kosztami wykonania, determinują niezawodność maszyny, decydują o zagrożeniu dla środowiska itd [3].

Problem sterowania trwałością i niezawodnością elementów maszyn można rozwiązać poprzez zintegrowanie teorii niezawodności z technologią maszyn. W pierwszej kolejności, konieczne jest określenie stanu WW i dokładności wymiarowo-kształtowej zapewniających wymaganą trwałość i niezawodność tego wyrobu, zaś z drugiej kolejności - opracowanie związków ilościowych wiążących warunki obróbki ze stanem WW i dokładnością wymiarowo-kształtową.

W wyniku wieloletnich badań renomowanych firm ustalono, że trwałość i niezawodność maszyny można zwiększyć, jeżeli powierzchnia robocza przynajmniej jednej z części wchodzących w skład par tarcych /przykłady takich par pokazano na rys. 1/ posiada tzw. zarys plateau [5, 12, 22]. Zarys ten tworzą nierówności o spłaszczonych wierzchołkach, które rozdzielone są szczelinami. Chropowatość powierzchni nośnej, ich udział nośny oraz geometria szczeliny zależą od przeznaczenia części i warunków jej eksploatacji [13, 18]. W przypadku części poddawanych obciążeniom zmęczeniowym, powodującym ich odkształcenie postaciowe, szczeliny powinny posiadać zaokrąglone dno zmniejszające współczynnik działania karbu. Dla pozostałych części wymagany jest trójkątny przekrój szczeliny [9, 13, 18]. Szczeliny są naturalnymi zbiorniczkami oleju oraz produktów zużycia. Ponadto, szczeliny te, pozwalają na swobodne, boczne przemieszczenie się materiału w wyniku odkształceń sprężystych i cieplnych, a także zwiększają pole powierzchni części omywanej przez olej, przez co zwiększa się ilość ciepła odprowadzanego od pary tarczej.

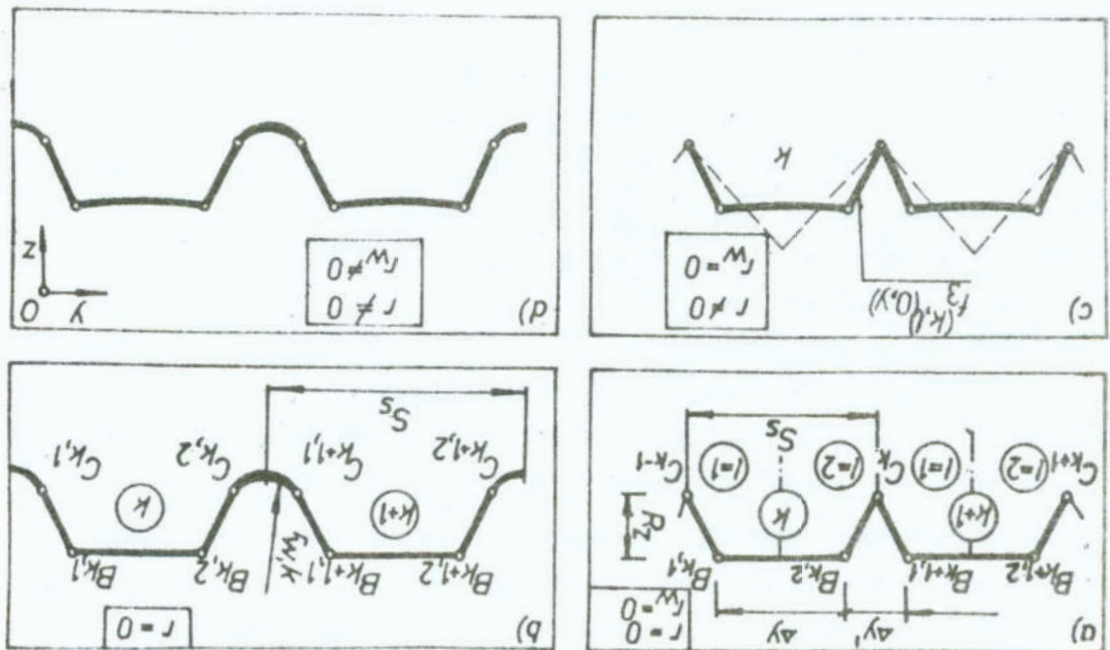


rys. 1. Przykłady par trących wymagających specjalnego przygotowania powierzchni: a/ zawór - prowadnica, b/ czopy główne i karbowe wału karbowego - panewki, c/ tłok - cylinder, d/ czopy wału rozrządu - panewki

Fig. 1. Examples of fractional couples requiring a special surface preparation: a/ valve - guide, b/ main pivots and crank-pins of crankshaft - bearing bushings, c/ piston - cylinder, d/ distribution shaft pins - bearing bushings

Ogólnie, uwzględniając wszystkie możliwe przeznaczenia części odpowiedzialnych i warunki ich użytkowania, wymaga się, aby struktura geometryczna powierzchni roboczej charakteryzowała się /rys. 2/:

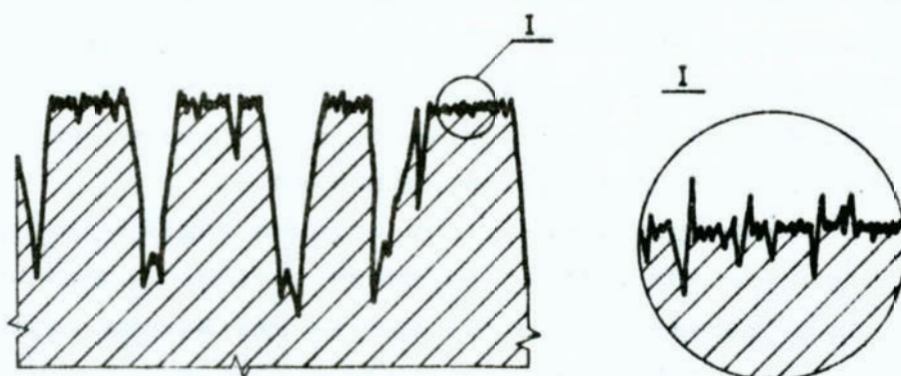
- 1° Regularnymi i symetrycznymi nierównościami o płaskich /rys. 2a i b/ lub lekko zakrzywionych /rys. 2c i d/ wierzchołkach, które rozdzielone są szczelinami o kształcie klina. Dno tych szczelin powinno być ostre /rys. 2a i c/ lub zaokrąglone /rys. 2b i d/.
- 2° Zdeterminowanymi parametrami zarysu nierówności, takimi jak:
 - odstęp szczelin $/S_s/$, który powinien wynosić od $135 \mu\text{m}$ do $660 \mu\text{m}$,
 - długość części nośnej nierówności $/\Delta y = |y_{B_{k,2}} - y_{B_{k,1}}|/$, wynosząca od $125 \mu\text{m}$ do $600 \mu\text{m}$,
 - głębokość szczeliny $/R_z/$ wynosząca od $1 \mu\text{m}$ do $10 \mu\text{m}$,
 - szerokość szczeliny $/\Delta y' = |y_{B_{k+1,1}} - y_{B_{k,2}}|/$, która powinna wynosić od $10 \mu\text{m}$ do $60 \mu\text{m}$.
- 3° Wysoką gładkością części nośnej nierówności wynoszącą $R_{an} = 0,2 - 0,5 \mu\text{m}$ oraz dokładnością wymiarowo-kształtową w zakresie klas IT5 - IT8.



Rys. 2. Rodzaje zarysów plateau

Fig. 2. Types of plateau profiles

W wielu ośrodkach prowadzone są badania nad opracowaniem technologii kształtowania zarysu plateau o podanych wyżej wymaganiach. W przypadku obróbki tulei cylindrowych zaleca się honowanie dwuetapowe. W etapie pierwszym przeprowadza się honowanie osełkami gruboziarnistymi, a w drugim - drobnoziarnistymi [5, 8, 13]. W efekcie otrzymuje się profil chropowatości, jak na rys. 3.



Rys. 3. Profil chropowatości powierzchni WW po honowaniu dwuetapowym

Fig. 3. Profile of surface layer roughness after two-stage honing

Profil ten posiada następujące wady:

- jest nieregularny i przypadkowy, albowiem ziarna osełek są rozmieszczone i zorientowane stochastycznie,
- parametry zarysu nie są zdeterminowane,
- powierzchnia nośna ma zbyt małą nośność. Konieczne jest zatem docieranie eksploatacyjne pary współpracującej.

W ostatnich latach coraz większe znaczenie ma bezubytkowy sposób obróbki wykańczającej, czyli nagniatanie. Sposób ten pozwala na jednoczesne uzyskanie dużej gładkości powierzchni $R_{an} < 0,08 \mu\text{m}$ oraz umocnienie i utwardzenie warstwy wierzchniej. Korzystne własności fizyczne i stereometryczne WW powodują również polepszenie własności eksploatacyjnych wyrobu [15, 16, 20, 22].

Należy jednak stwierdzić, że pomimo niezaprzeczalnych zalet nagniatania, głównie takich jak duża wydajność, prosta konstrukcja oprzyrządowania, ekonomiczność, możliwość reali-

zacji na typowych obrabiarkach oraz możliwość obróbki różnych typów części, wykonanych z różnych materiałów /nawet z żeliwa [21]/, jego dotychczasowe zastosowanie w przemyśle krajowym jest sporadyczne. Jedną z głównych przyczyn takiej sytuacji jest brak podstaw teoretycznych procesu, zweryfikowanych doświadczalnie, pozwalających z dużą dokładnością sterować jego przebiegiem, czyli uzyskiwać narzucone z góry własności WW, przy jednocześnie dużej dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu. W szczególności nieznana jest korelacja pomiędzy zarysem nierówności po obróbce poprzedzającej i warunkami nagniatania a zarysem nierówności po nagniataniu.

W niniejszej pracy określono warunki realizacji obróbki poprzedzającej i nagniatania tocznego, zapewniających otrzymanie zdeterminowanego okresowego zarysu plateau na częściach typu wałek, tuleja i płaszczyna. Rozważono tutaj takie stany przedmiotu po obróbce poprzedzającej i warunki nagniatania tocznego, które zapewniają otrzymywanie wyrobu o wysokiej jakości technologicznej^{2/}. Porównano własności eksploatacyjne wyrobu nagniatanego w warunkach zdeterminowanych z własnościami eksploatacyjnymi wyrobu nagniatanego w warunkach obecnie zalecanych oraz wyrobu po obróbce ścierniej.

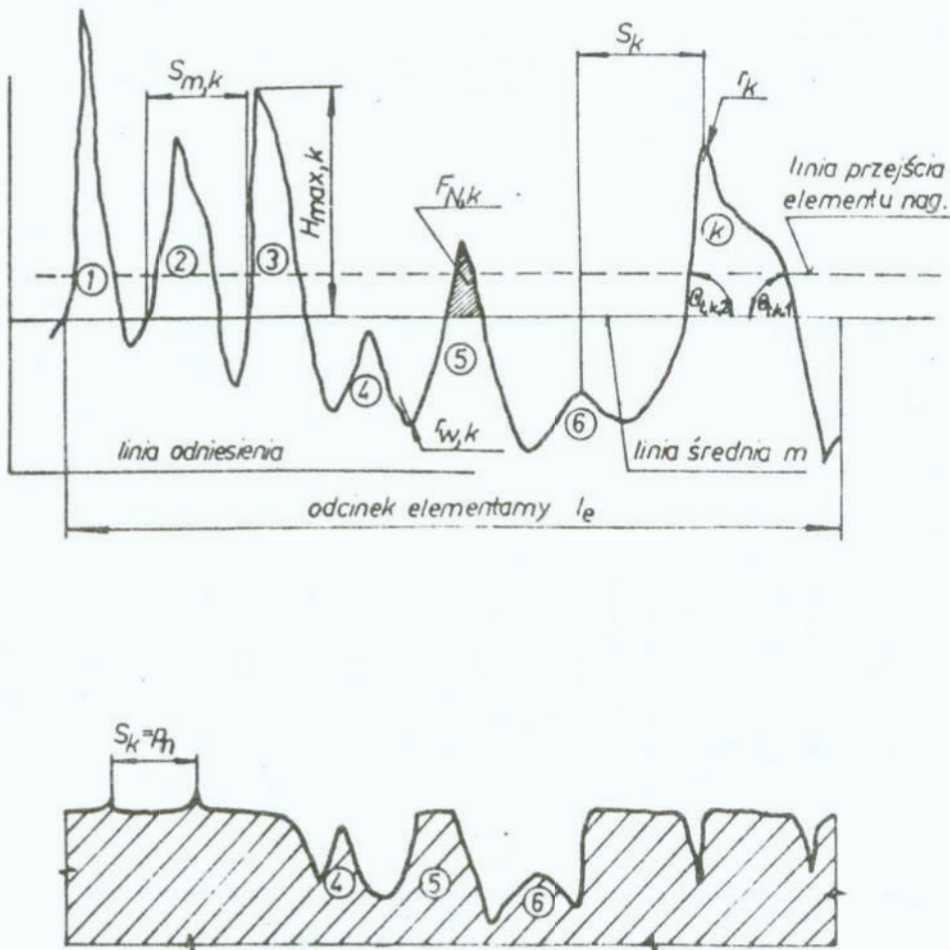
2. Warunki obróbki poprzedzającej i nagniatania tocznego a jakość technologiczna wyrobu

Z analizy dostępnej literatury naukowej np. [22, 23 i inni] wynika, że czynnikami istotnie wpływającymi na jakość technologiczną wyrobu po nagniataniu są:

- a/ rodzaj i własności materiału obrabianego,
- b/ wysokość chropowatości i dokładność wymiarowo-kształtowa części po obróbce poprzedzającej,
- c/ warunki nagniatania: rodzaj elementu nagniatającego /kulka, rolka lub krążek/, wartości parametrów technologicznych, rodzaj czynnika chłodząco-smarującego i natężenie jego przepływu.

Okazuje się, że dobierając wartości powyższych czynników

zgodnie z zaleceniami, warstwa wierzchnia konstytuowana nagniataniem jest przypadkowa i charakteryzuje się anizotropią^{3/} własności: umocnienia, utwardzenia, chropowatości, nośności i falistości, natomiast wyrób posiada trudne do przewidzenia błędy wymiarów i kształtów, które najczęściej przekraczają wartości dopuszczalne [14, 17, 22]. Przykładowo, nagniatając powierzchnię o stochastycznym profilu chropowatości /rys. 4 a//otrzymany np. po szlifowaniu/ uzyskuje się profil również stochastyczny /rys. 4 b/.



Rys. 4. Przykładowy, stochastyczny profil chropowatości powierzchni po obróbce poprzedzającej /a/ i po nagniataniu /b/

Fig. 4. Exemplary stochastic profile of the surface roughness after previous treatment /a/ and after burnishing /b/

Nierówności leżące poniżej linii przejścia elementu nagniatającego /nierówności nr 4 i 6/ nie są odkształcane plastycznie, natomiast stopień odkształcenia nierówności leżących powyżej linii przejścia zależy między innymi od wysokości wierzchołków tych nierówności. Dla $H_{\max, k} \neq \text{const}$, stopień odkształcenia poszczególnych nierówności jest różny, zatem ich stopień umocnienia i utwardzenia jest również zróżnicowany. Zarys nierówności takiego profilu nie jest powtarzalny, a długości części nośnych poszczególnych nierówności nie są sobie równe. Również przypadkowe są wymiary szczelin.

W celu określenia wymagań, których spełnienie pozwala uzyskać wyrób odpowiadający podanym wcześniej warunkom od 1^o do 3^o przeprowadzono własne badania teoretyczne i doświadczalne.

Do rozważań wprowadzono trzy układy współrzędnych ortogonalnych, a mianowicie /rys. 5/: $Oxyz$ - ruchomy, związany z nierównością przedmiotu, $O_1x_1y_1z_1$ - ruchomy, związany z elementem nagniatającym i $O_2x_2y_2z_2$ - stały układ odniesienia.

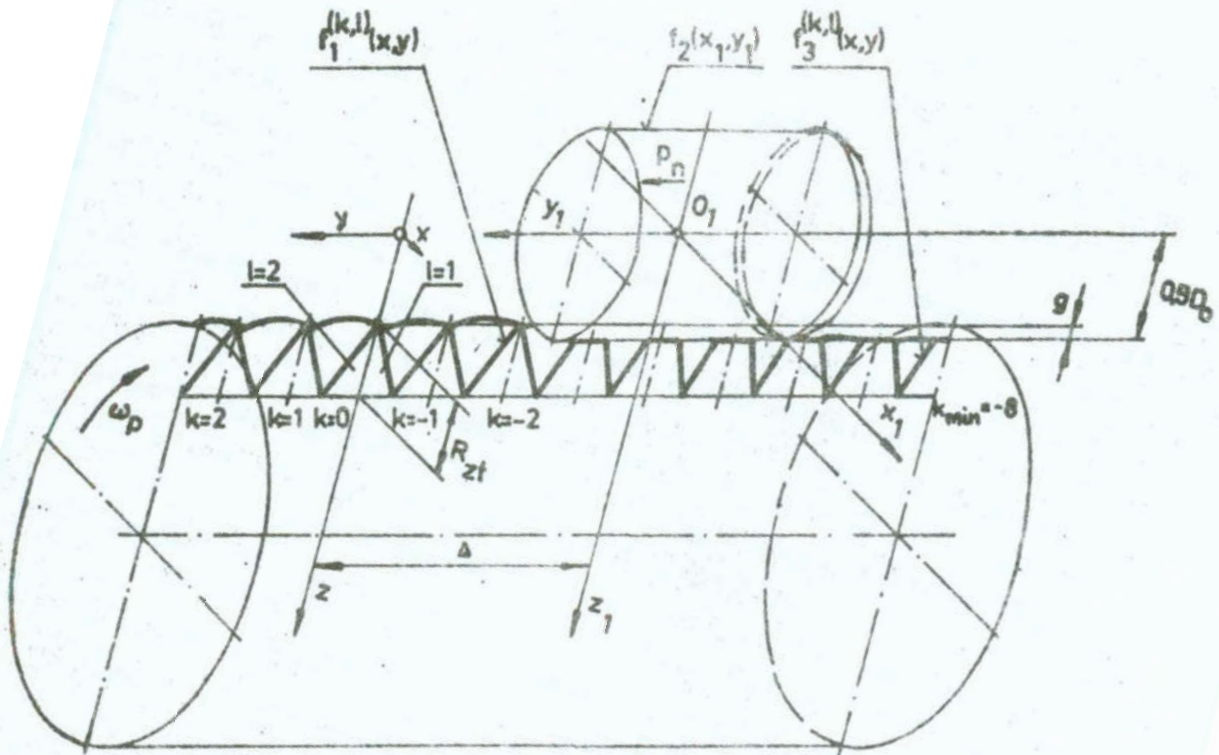
Teoretycznie, w celu otrzymania po nagniataniu wyrobu o wysokiej jakości należy zapewnić jednocześnie, aby maksymalne zagłębienie $\epsilon_{k, \max}^P$ 4/ elementu nagniatającego, dla $P = k$, w każdą odkształconą plastycznie nierówność było stałe i równe obliczonej głębokości nagniatania 5/, oraz aby suma pól obszarów kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami była niezmienna w czasie nagniatania [19].

Przy założeniu jednorodności materiału poszczególnych nierówności przedmiotu, powyższy warunek jest równoważny warunkowi stałości składowej normalnej siły nagniatania przy $\epsilon_{k, \max}^{P=k} = \epsilon_0$.

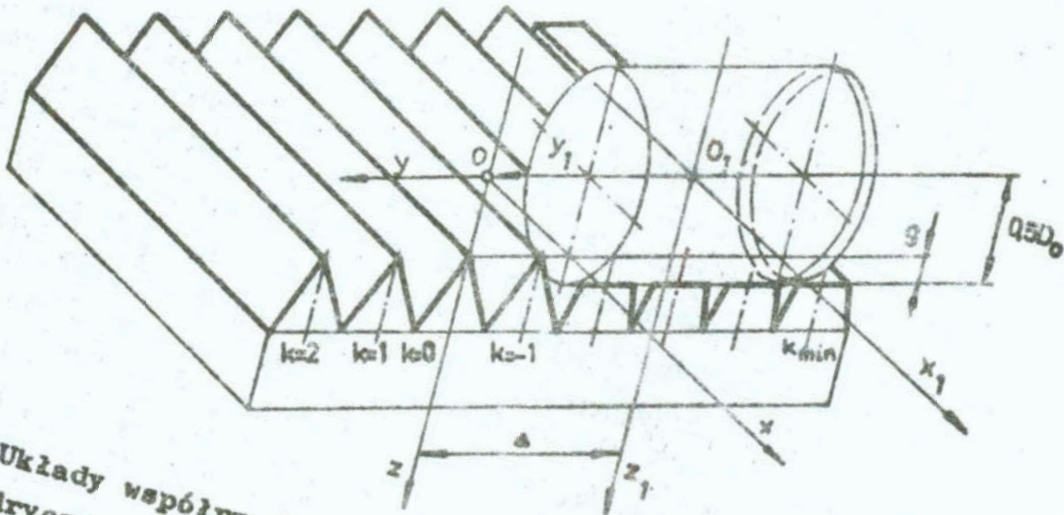
Spełnienie powyższego warunku wymaga, aby obok zapewnienia optymalnych wartości podanych wcześniej czynników, a , b i c , dodatkowo zapewnione były określone wymagania dotyczące: stanu powierzchni WW po obróbce poprzedzającej, charakterystyki elementu nagniatającego, jego chwilowego ustawienia względem odkształcanej nierówności przedmiotu, stanu poślizgu w obszarach kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami i głębokości nagniatania.

a)

113



b)



5. Układy współrzędnych kartezjańskich: a/ część cylindryczna, b/ część płaska
 Systems of Cartesian coordinates: a/ cylindrical part, b/ planar part

2.1. Stan przedmiotu po obróbce poprzedzającej

Przy założeniu, że materiał części jest jednorodny oraz że odchyłki kształtów i wymiarów po obróbce poprzedzającej są pomijalne lub mniejsze od dopuszczalnych, najwyższą jakość wyrobu po nagniataniu otrzymuje się wówczas, gdy wyjściowy profil chropowatości poprzecznej jest zdeterminowany okresowy [18]. Profile zdeterminowane odpowiadają zdeterminowanej funkcyjnej zależności rzędnych profilu od jego długości [6]. W praktyce profile takie kształtowane są pewnymi sposobami obróbki skrawaniem np. toczeniem /wałki/, wytaczaniem /tuleje/ i struganiem /płaszczyzny/. Profil zdeterminowany może być również konstytuowany nagniataniem np. gwintów lub rowków specjalnych oraz szlifowaniem ściernicami wykonanymi z monokryształów /np. SiC/ o ściśle określonym rozmieszczeniu i orientacji ziaren [1]. Obróbki te cechuje między innymi zdeterminowany kształt ostrzy narzędzi.

Rzeczywisty profil chropowatości otrzymany po tych sposobach obróbki powstaje w rezultacie połączonego oddziaływania zjawisk zdeterminowanych /np. ustalonej geometrii ostrza narzędzia, sposobu jego zamocowania, kinematyki układu OUPN itp/, jak i zjawisk losowych związanych między innymi z odkształceniem, tarcieniem i dekohezją w strefie obróbki. Według J. Kaczmarka [11] i E. Górskiego [7] ilościowy wpływ powyższych zjawisk, przy określonej geometrii ostrza podczas toczenia, na profil chropowatości zależy głównie od prędkości i posuwu, przy czym przy posuwach większych od posuwu granicznego różnice pomiędzy zarysem rzeczywistym a teoretycznym są praktycznie nieistotne. Według badań nad dokładnym toczeniem przeprowadzonych w Polskich Zakładach Optycznych w Warszawie [7], dokładność odwzorowania można zwiększyć jeśli zwiększy się gładkość krawędzi skrawającej głównej, przejściowej i pomocniczej. A. Zwoliński stwierdza [24], że przy dużych kątach przystawienia ostrza noża / $\mathcal{K}_r = \mathcal{K}'_r = 45^\circ$ / różnica między zarysem rzeczywistym, a teoretycznym jest duża i spowodowana jest wpływką materiału nakładającego się na wierzchołek nierówności.

Wobec powyższego przeprowadzono własne badania empiryczne

dokładności odwzorowania ostrza w operacji toczenia wałków. Do badań własnych wytypowano nóż tokarski NNCf 25x25 S20. Ostrze nożna szlifowano uzyskując następującą jego geometrię: $r_t = 0; 0,1; 0,2; 0,3$ mm i $\xi = 60^\circ$. Powierzchnie natarcia i przyłożenia ostrza noża doglądano uzyskując chropowatość $R_a \leq 0,32$ μ m. Do badań zakwalifikowano tylko te noże, których krawędzie: główna, przejściowa i pomocnicza nie posiadały szczyrbałości. Próbki toczone na tokarce TUM 25 B stosując następujące parametry: posuw $p_t = 0,04; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; i 0,5$ mm/obr, prędkość odpowiednio: $v_t = 330, 230, 255, 200, 195$ i 170 m/min i głębokość skrawania $s_t = 0,5$ mm. Dokładność odwzorowania stereometryczno-kinematycznego ostrza noża ustalono w oparciu o profilogramy powierzchni w przekroju osiowym wałka. Przykładowy profilogram powierzchni otrzymany za profilografometrze typ ME-10 prod. Carl Zeiss Jena dla posuwu $p_t = 0,5$ mm/obr przedstawiono na rys. 11 a. Profil chropowatości powierzchni scharakteryzowano przez podanie następujących parametrów stałych: wysokości chropowatości R_{xt} , średni odstęp wierzchołków profilu S , średni kąt pochylenia boku prawego $\theta_{t,1}$ i lewego $\theta_{t,2}$, średni promień zaokrąglenia wierzchołków profilu r , średni promień zaokrąglenia wgłębień profilu r_w oraz podanie parametru funkcyjnego profilu - udziału powierzchniowego F_N . Dla każdego posuwu toczenia i promienia zaokrąglenia ostrza noża stosowano trzyrotną powtarzalność i obliczono wartości średnie poszczególnych parametrów profilu. Przykładowe wyniki pomiarów dla $p_t = 0,5$ mm/obr zestawiono w tabelicy 1. Dla porównania w tabelicy tej podano również odpowiadające powyższym warunkom obróbki parametry profilu teoretycznego. Przyjmując, że parametry profilu rzeczywistego mają rozkład normalny, praktykowanie je jako zmienne losowe i przeprowadzono testy istotności różnic pomiędzy nimi a parametrami teoretycznymi. Ustalono, że dla każdego r_t istnieje taki posuw graniczny powyżej którego różnice te na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ można pomijać. Przykładowo dla $r_t = 0$ posuw graniczny wynosi $0,04$ mm/obr, zatem parametry profilu chropowatości z dostateczną dla praktyki dokładnością mogą być opisane za pomocą parametrów geometrycznych ostrza noża i posuwem toczenia. Zachodzą więc nastę-

pujące związki: $H_{\max,k} = H_{\max}$, $R_{zt,k} = R_{zt}$, $\Theta_{k,1} = \Theta_{k,2} = \mathcal{H}_r = \mathcal{H}'_r$ /gdyż wobec wymaganej symetryczności zarysu
 $\mathcal{H}_r = \mathcal{H}'_r / S_{m,k} = S_m = S_k = S = p_t$, $r_{w,k} = r_w = r_t$,
 $r_k = r = 0$, $F_{N,k} = F_N$.

Tablica 1. Wyniki badań dokładności odwzorowania stereometryczno - kinematycznego ostrza noża o geometrii:

$$r_t = 0 \text{ i } \epsilon = 80^\circ \text{ przy kątach przystawienia } \mathcal{H}_r = \mathcal{H}'_r = 50^\circ$$

Table 1. Investigation results of accuracies of stereometric and kinetic mapping of the cutting tool point of geometry: $r_t = 0$ and $\epsilon = 80^\circ$ with the tool cutting edge angles $\mathcal{H}_r = \mathcal{H}'_r = 50^\circ$

Numer próbki	p_t	S	R_{zt}	$\Theta_{t,1}$	$\Theta_{t,2}$	r	r_w	F_N
	[mm/obr]	[μm]	[μm]	[$^\circ$]	[$^\circ$]	[μm]	[μm]	[%]
5	0,494	494	298,2	50,02	50,04	9	3	52,2
6	0,481	479	298,7	51,24	51,24	8	5	50,0
7	0,500	495	301,3	50,32	50,35	10	4	52,8
8	0,485	474	300,6	51,12	51,16	8	5	51,0
Parametry zarysu teometrycznego		500	297,9	50	50	0	0	50

W zależności od wartości czynników \mathcal{H}_r , r_t i p_t zachodzą trzy przypadki stereometryczno-kinematycznego odwzorowania ostrza [4, 7, 11]. Profile chropowatości powierzchni w płaszczyźnie poprzecznej do śladów obróbki i warunki realizacji obróbki poprzedzającej oraz teoretyczną wysokość chropowatości dla poszczególnych przypadków przedstawiono na rys. 6. Strukturę geometryczną powierzchni dla poszczególnych przypadków odwzorowania opisuje układ dwóch równań: tworzącej i kierownicy. Równanie tworzącej będącej funkcją profilu chropowatości w płaszczyźnie normalnej, równoległej do toru ruchu o mniejszej prędkości, w układzie $Oxyz$, ma następującą

Przypadek odwzorowania	Symbol	Warunki	Teoretyczna wysokość nierówności
I		$r_f = 0$	$R_f = 0,5 p_f \operatorname{tg} \alpha_r$
II		$r_f > 0$ $p_f \leq 2r_f \sin \alpha_r$	$R_f = r_f - \sqrt{r_f^2 - 0,25 p_f^2}$
III		$r_f > 0$ $p_f > 2r_f \sin \alpha_r$	$R_f = (0,5 p_f - r_f) \operatorname{tg} \alpha_r + r_f$

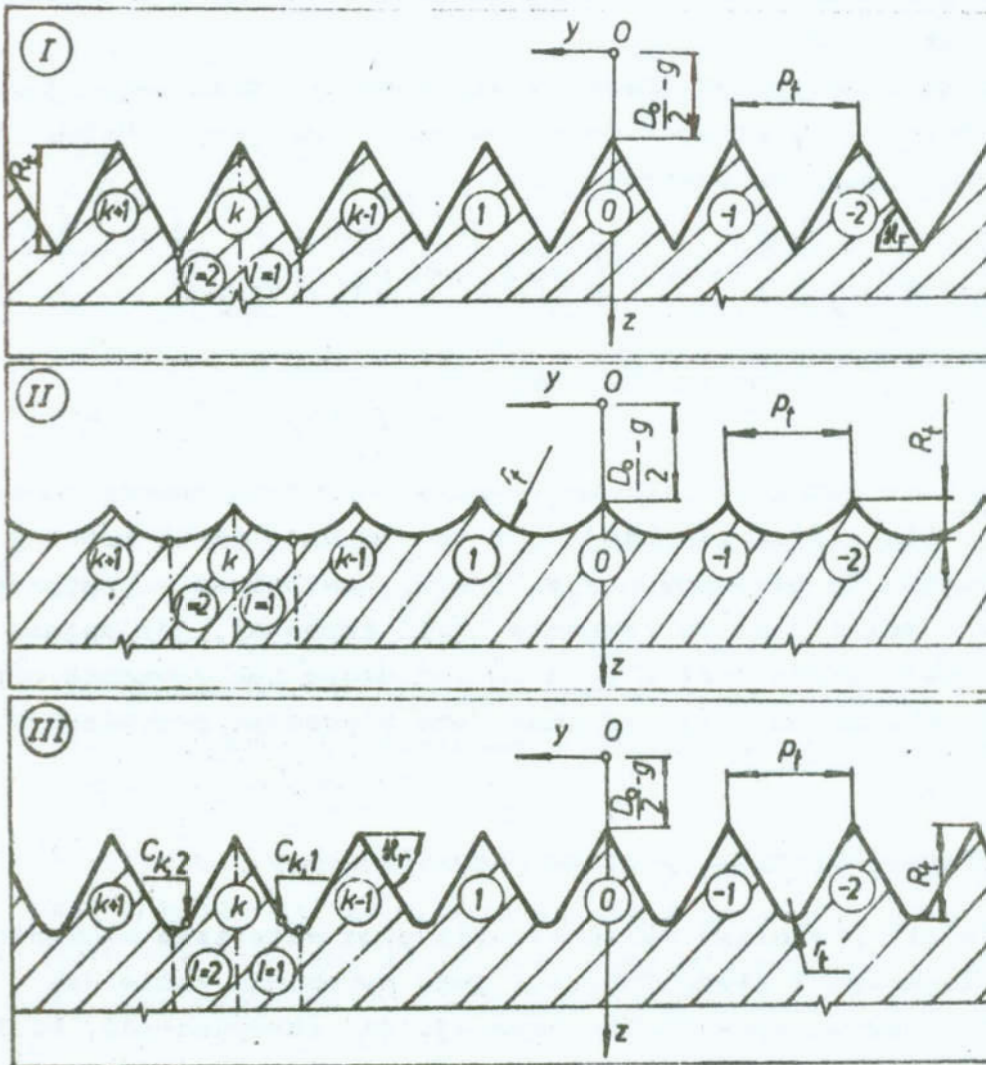


Fig. 6. Poprzeczne profile chropowatości dla I, II i III przypadku stereometryczno-kinematycznego odwzorowania ostrza narzędzia w obróbce poprzedzającej nagniatanie

Fig. 6. Lateral roughness profiles for the 1st, 2nd, and 3rd case of stereometric and kinematic mapping of the tool point in the treatment previous to burnishing

postać:

$$z = f_1^{(k,0)}(x=0,y) = c(y - kp_f) \operatorname{tg} \alpha_r + 0,5D_0 - g \quad (1)$$

dla I przypadku odwzorowania oraz

$$z = f_1^{(k,l)}(x=0,y) = \sqrt{r_f^2 - [y - (k+0,5c)p_f]^2} + 0,5D_0 + R_{zt} - g - g \quad (2)$$

dla II przypadku odwzorowania, gdzie $c = -1$ dla $l = 1$ oraz $c = 1$ dla $l = 2$.

Trzeci przypadek odwzorowania może być traktowany jako przypadek ogólny przypadków pierwszego i drugiego. Zatem równanie tworzącej ma postać:

$$z = f_1^{(k,l)}(x=0,y) = \begin{cases} r\text{-nie (1), jeśli } y \in [y_{C_{k,1}}; y_{C_{k,2}}] \\ r\text{-nie (2), jeśli } y \in [y_{C_{k-1,2}}; y_{C_{k,1}}] \end{cases} \quad (3)$$

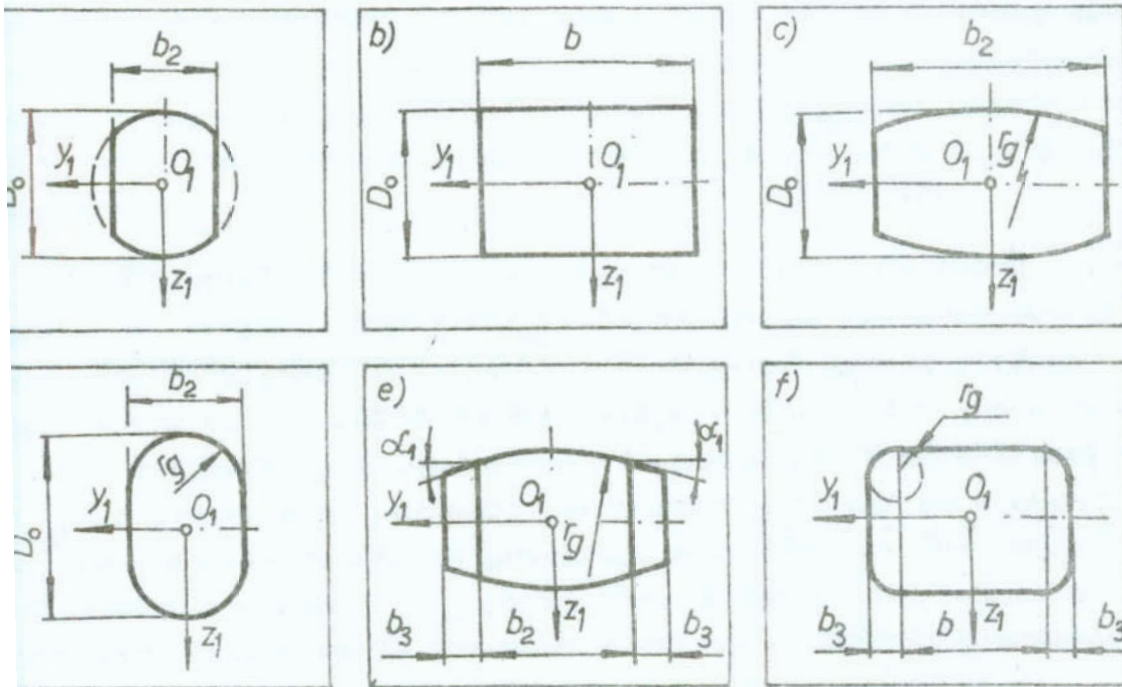
Postać równania kierownicy zależy od typu części obrabianej. Dla części płaskiej jest to równanie linii prostej równoległej do płaszczyzn x_2y_2 i x_2z_2 , natomiast w przypadku wałków i tulei jest to równanie linii śrubowej, gdy nagniatanie realizowane jest z posuwem wzdłużnym lub równanie okręgu, gdy nagniatanie realizowane jest z posuwem poprzecznym.

2.2. Charakterystyka elementu nagniatającego

Jeżeli pominiemy własności fizyczne materiału elementu nagniatającego i niedokładności jego wykonania takie jak: odchyłki zarysu powierzchni czynnej, jej chropowatość, bicie względem osi otworu itd., wówczas czynnikiem decydującym o jakości wyrobu związanym z elementem nagniatającym jest zarys jego powierzchni czynnej w przekroju osiowym /płaszczyzna y_1z_1 /.

W przypadku krzywoliniowych elementów nagniatających poświadczony zarys plateau po nagniataniu /rys. 2/ uzyskuje się wówczas, gdy powierzchnia czynna w przekroju osiowym jest syme-

pryczna względem osi z_1 /rys. 7/.



rys. 7. Rodzaje prostych i złożonych elementów nagniatających:
a/ kulisty, b/ walcowy, c/ beczkowy, d/ toroidalny,
e/ dwustożkowo-beczkowy f/, dwutoroidalno-walcowy

Fig. 7. Kinds of simple and complex burnishing elements:
a/ spherical, b/ cylindrical, c/ barrel-shaped,
d/ toroidal, e/ biconical - barrel-shaped, f/ bitoroidal-cylindrical

Przy walcowych elementach nagniatających ważna jest długość b to jest części walcowej. Przy nagniataniu poprzecznym długość b nie może być mniejsza od długości powierzchni nagniatanej. Natomiast przy nagniataniu wzdłużnym długość ta powinna wynosić [18]:

$$b = mp_f \quad (4)$$

w tym przypadku dodatkowo ważnym jest, aby ewentualny promień zaokrąglenia zarysu od strony wejścia elementu nagniatającego był taki, aby przy jego zagłębieniu na wymaganą głębokość, część torusowa nie stykała się z materiałem nierówności. Zatem,

wartość promienia r_g zależy od głębokości nagniatania i od zarysu nierówności po obróbce poprzedzającej. Przykładowo, jeżeli profil ten odpowiada I przypadkowi odwzorowania, wówczas:

$$0 \leq r_g \leq \frac{0,5\rho_t \operatorname{tg} \alpha_r - g}{\operatorname{tg} \alpha_r \sin \alpha_r + \cos \alpha_r - 1} \quad (5)$$

Rodzaje prostych i złożonych elementów nagniatających, spełniających powyższe wymagania przedstawia rys. 7.

Funkcja zarysu powierzchni czynnej prostych elementów nagniatających w układzie $O_1 x_1 y_1 z_1$ ma postać:

a/ element walcowy:

$$z_1 = f_2(x_1=0, y_1) = \mp 0,5D_0 \quad (6)$$

b/ element kulisty:

$$z_1 = f_2(x_1=0, y_1) = \mp \sqrt{0,25D_0^2 - y_1^2} \quad (7)$$

c/ element beczkowy i toroidalny:

$$z_1 = f_2(x_1=0, y_1) = \mp \sqrt{r_g^2 - (y_1 - a)^2} + n(0,5D_0 - r_g) \quad (8)$$

gdzie $n = 1$ dla torusa i $n = -1$ dla beczki, natomiast a jest odległością środka okręgu o promieniu r_g od osi z_1 .

Zarys złożonego elementu nagniatającego opisują powyższe funkcje zarysów prostych elementów nagniatających. Należy jednak uwzględnić odpowiednie przedziały ich określoności wynikające z rys. 7 e i f.

2.3. Ustawienie elementu nagniatającego względem odkształcającej nierówności

Ustawienie elementu nagniatającego względem odkształcającej nierówności wpływa na stan przemieszczenia jej materiału. W celu zapewnienia symetrycznego zarysu nierówności po nagnia-

aniu należy element nagniatający ustawić tak, aby w danym jego położeniu materiał nierówności uległ całkowitemu odkształceniu. Warunek ten, dla krzywoliniowych elementów nagniatających jest spełniony, gdy na początku obróbki oś z_1 przechodzi przez wierzchołek skrajnej /pierwszej/ nierówności przedmiotu $l_{00} = 0$, tzn. że odległość Δ między osiami z i z_1 /rys.5/ wynosi:

$$\Delta = |k_{min}| \cdot R_t \quad (9)$$

gdzie $|k|$ oznacza moduł, a k_{min} jest numerem pierwszej nierówności w układzie $Oxyz$, oraz gdy posuw nagniatania równy jest posuwowi w obróbce poprzedzającej.

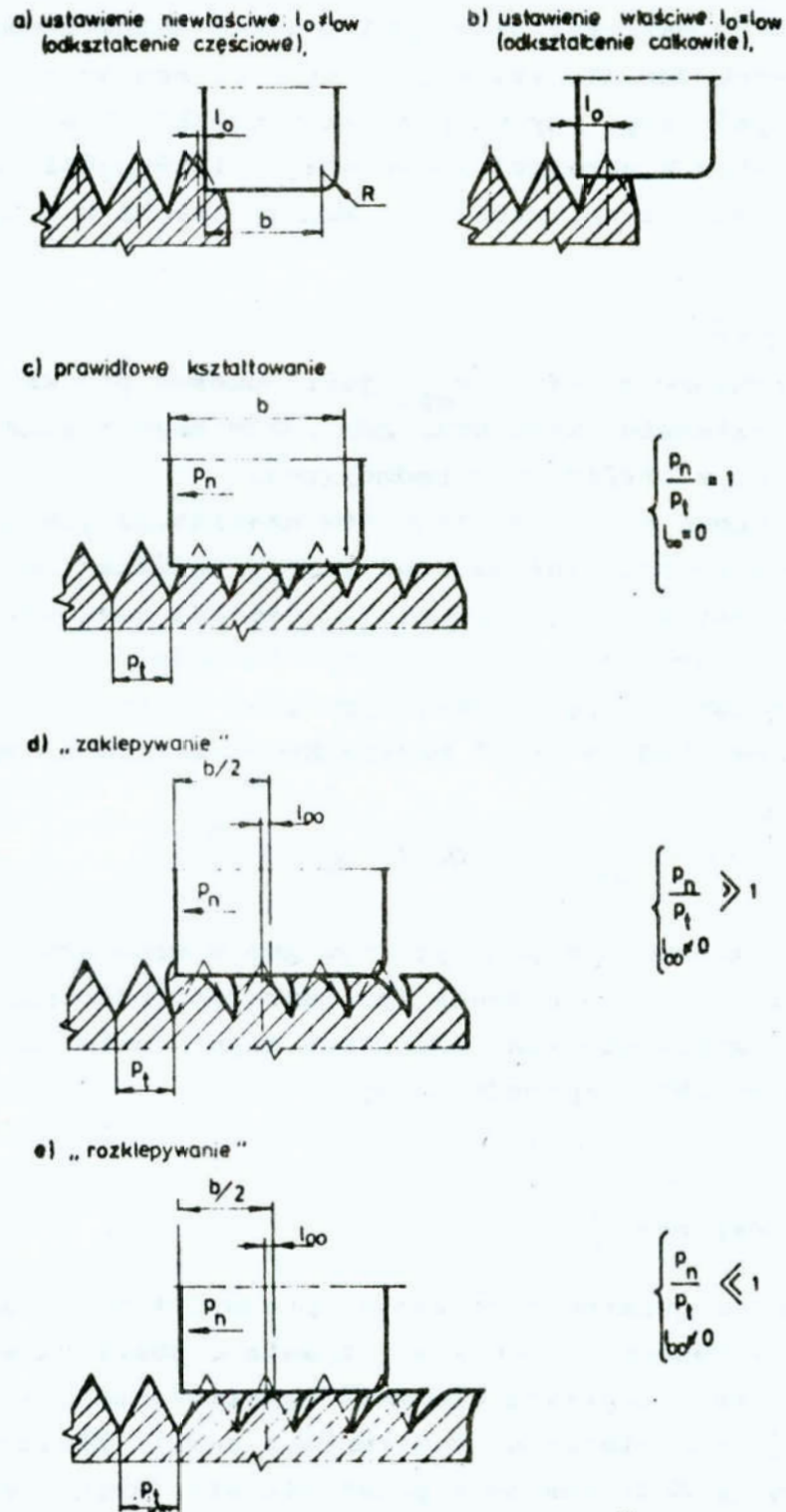
W przypadku walcowych elementów nagniatających odległość l_{00} jego powierzchni osłowej /od strony wejścia/ od wierzchołka skrajnej nierówności w przekroju osiowym musi być równa odległości wymaganej l_{ow} /rys. 8b/. Odległość ta, zależy od przypadku odwzorowania /rodzaju profilu/ w obróbce poprzedzającej. Przykładowo dla I przypadku odwzorowania mamy:

$$\frac{R_{zt} g \operatorname{ctg} \theta}{R_{zt} - g} + r_g < l_{ow} < R_t - g \operatorname{ctg} \theta + r_g \left(1 - \operatorname{tg} \frac{\theta}{2}\right) \quad (10)$$

W celu zachowania podanych wymagań w stosunku do kolejno odkształcanych nierówności wymagane jest podobnie, jak dla elementów krzywoliniowych, aby posuw nagniatania równy był posuwowi w obróbce poprzedzającej.

2.4. Stan poślizgu

Podczas nagniatania tocznego, procesowi odkształcania materiału nierówności towarzyszy zjawisko poślizgu występującego w obszarach kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami. Poślizg materiału, w warunkach tarcia półsuchego lub półpłynnego $[\mu \gg 0]$ powoduje powstanie sił tarcia, które są na tyle duże, że przemieszczają materiał nierówności w warstwach przypowierzchniowych względem warstw położonych głębiej, na kierunku stycznym /oś x_2 / i osiowym /oś y_2 /. W wyniku przeprowadzonej analizy poślizgu podczas nagniatania



Rys. 8. Wpływ początkowego ustawienia elementu nagniatającego i stosunku p_n/p_t na finalny zarys nierówności
Fig. 8. Effect of the initial burnishing element setting and the ratio p_n/p_t on the final roughness profile

oraz badań eksperymentalnych [18] ustalono, że poślizg ten niekorzystnie wpływa na zarys nierówności oraz dokładność wymiarowo - kształtową. Poślizgiem można sterować poprzez dobór: wartości posuwu $/p_n/$ i prędkości $/v_n/$ nagniatania oraz rodzaju czynnika chłodząco-smarującego i intensywności jego podawania.

W celu otrzymania symetrycznego zarysu plateau należy nagniatć z posuwem równym posuwowi w obróboe poprzedzającej $/p_n = p_t/$ /rys. 8 c/. Spełnienie tego warunku eliminuje składową siły tarcia na kierunku osiowym wynikającą z ruchu posuwowego, natomiast nie eliminuje składowej siły tarcia wynikającej z ruchu materiału nierówności odkształcanego plastycznie. W efekcie boki nierówności po nagniataniu są zakrzywione. Zakrzywienie to można zlikwidować poprzez zastąpienie tarcia półsuchego lub półpłynnego tarcie płynnym $/\mu \approx 0/$, stosując czynniki chłodząco - smarujące zawierające związki aktywne np. olej aktywowany ACP2 według BN-68/0535-22. W przypadku, gdy posuw p_n jest większy od posuwu p_t następuje tzw. zaklepywanie nierówności /rys. 8 d/, zaś w przypadku przeciwnym - rozklepywanie /rys. 8 e/ [24].

Podobne zjawiska wywołane poślizgiem zachodzą na kierunku stycznym i powodują niekorzystną zmianę zarysu nierówności oraz pogorszenie dokładności wymiarowej wyrobu. Te zjawiska można eliminować poprzez dobór parametrów kinematycznych obróbki tak, aby prędkość wypadkowa elementu nagniatającego i materiału nierówności w punkcie $x = 0$, $y = Pp_t$ były sobie równe lub poprzez stosowanie wspomnianych związków aktywnych powierzchniowo.

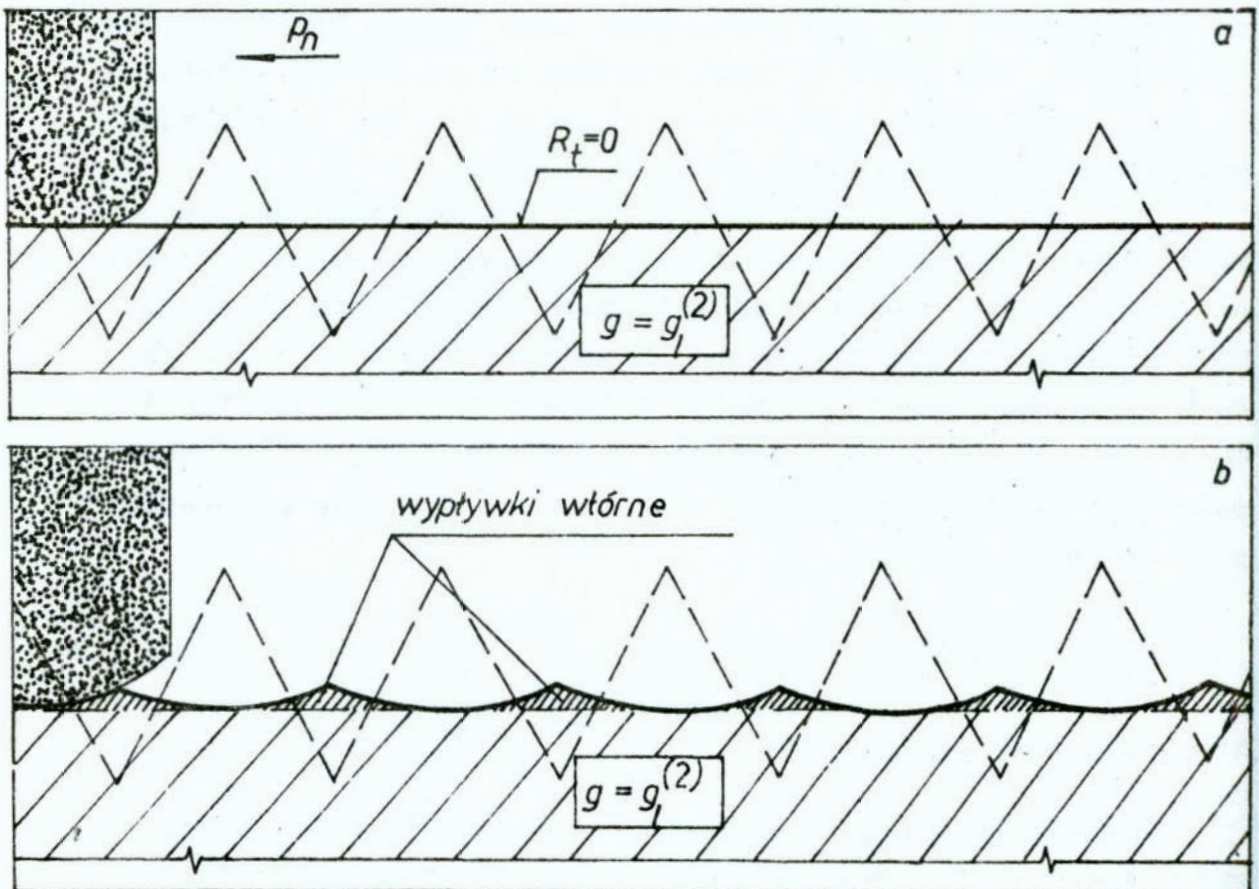
2.5. Głębokość nagniatania

Podczas nagniatania przedmiotu wykonanego z materiału umacniającego się wyróżnić można dwa przedziały zmienności głębokości nagniatania i jedną głębokość graniczną $/\varepsilon_1^{1/2}/$, które determinują trzy jakościowo różne zmiany zarysu nierów-

ności. Są to [18, 19]:

$$a) 0 < g < g_l^{(2)} \quad b) g = g_l^{(2)} \quad c) g > g_l^{(2)} \quad (11)$$

W przypadku a zachodzi częściowe odkształcenie nierówności, zaś na powierzchni przedmiotu pozostają szczeliny /tzw. wgłębienia wtórne/ w odstępach równych posuwowi p_t /rys. 8/. Przy $g = g_l^{(2)}$ następuje całkowite wypełnienie wgłębień po obróbce poprzedzającej, przy czym nagniatanie elementem walcowym umożliwia uzyskanie bardzo gładkiej powierzchni /rys. 9 a/, natomiast nagniatanie elementem krzywoliniowym wprowadza tzw. wypłytki wtórne /rys. 9 b/. Nagniatanie z głębokościami większymi od głębokości granicznej powoduje zwiększenie wysokości wypłytek wtórnych. Następuje zmniejszenie udziału nośnego powierzchni oraz pogorszenie dokładności wymiarowo - kształtowej.



Rys. 9. Profil chropowatości poprzecznej po nagniataniu elementem walcowym /a/ i krzywoliniowym /b/
 Fig. 9. Lateral roughness profile after burnishing with /a/ a cylindrical element, and /b/ a curvilinear element

W rozważanym przypadku kształtowania zarysu plateau zaleca się zatem następujące wartości głębokości nagniatania: $g \in (0; \varepsilon_1^{1/2})$.

Wymagana głębokość nagniatania, przy założeniach podanych w pkt. 2.1. ÷ 2.4. jest funkcją parametrów profilu powierzchni wyrobu i parametrów profilu po obróbce poprzedzającej.

Głębokość nagniatania wyznaczyć można wykorzystując niezmiennosc objętości materiału przedmiotu odkształcanego plastycznie. W analizowanym przypadku płaskiego stanu przemieszczenia materiału, niezmiennosc jego objętości prowadzi do prawa równości pól przekrojów poprzecznych nierówności przed i po nagniataniu. Prawo to w ogólnym przypadku nagniatania /rys. 2 d/ ma postać:

$$\int_0^{y_{B_{k,l}}} f_2(0, y_1=y) dy - \int_0^{y_{C_{k,l}}} f_1^{(k,l)}(0, y) dy + \int_{y_{B_{k,l}}}^{y_{C_{k,l}}} f_3^{(k,l)}(0, y) dy = 0 \quad (12)$$

gdzie $f_3^{(k,l)}(0, y)$ jest równaniem linii przekroju powierzchni zewnętrznej l-tej wypływkii materiału k-tej nierówności płaszczyzn yz . Równanie to określa równanie $f_3^{(k,l)}(x, y)$, gdy $x=0$. Zakładając, że odcinki $B_{k,l}$ $C_{k,l}$ są prostoliniowe, równanie to ma postać:

$$f_3^{(k,l)}(0, y) = c \frac{R_{zt} - z_{B_{k,l}}}{(k+0,5c)R_t - y_{B_{k,l}}} \cdot (y - y_{B_{k,l}}) + z_{B_{k,l}} \quad (13)$$

Wykorzystując ponadto zależności:

$$f_2(0, y_{B_{k,l}}) = z_{B_{k,l}} \quad (14)$$

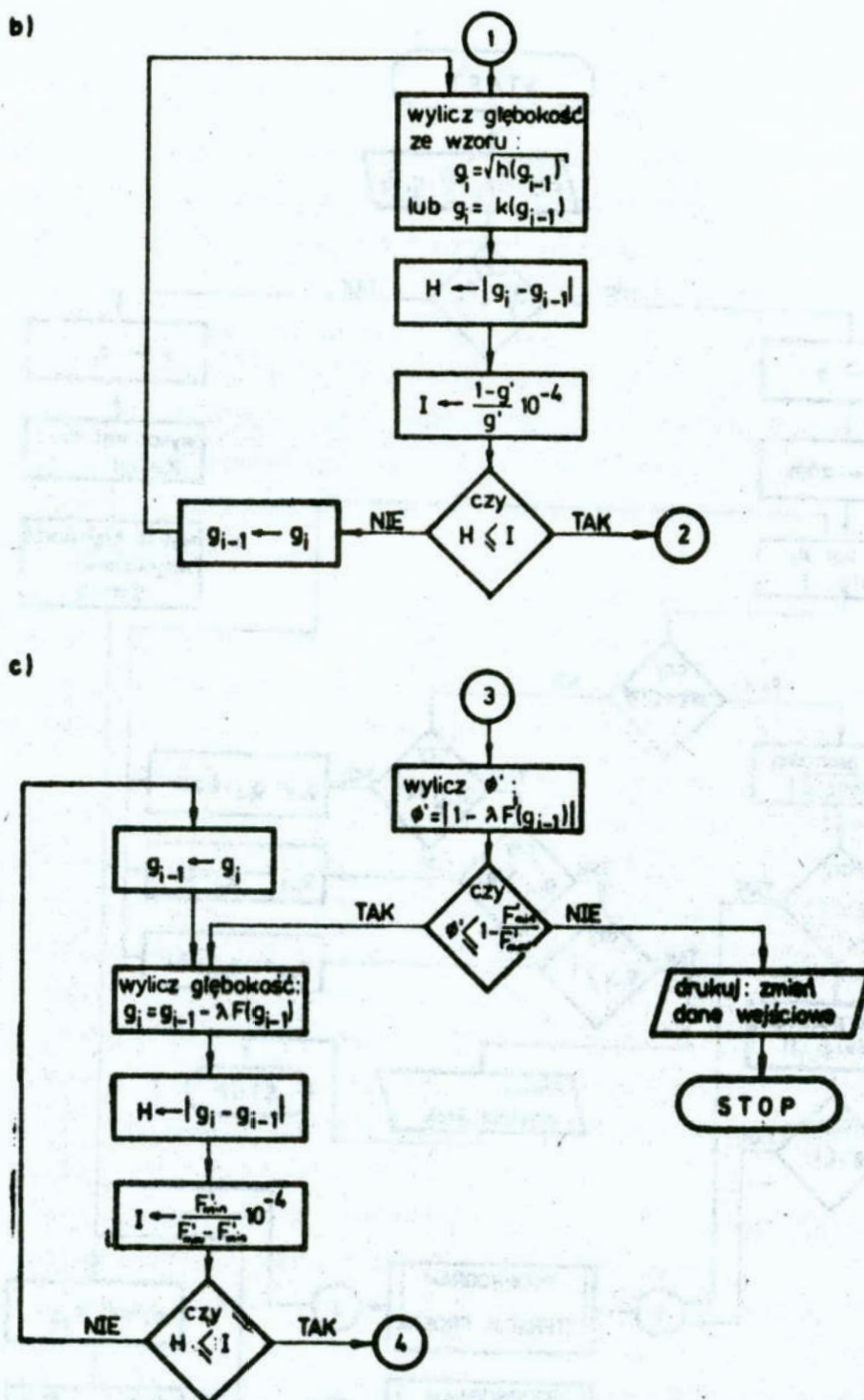
$$f_1^{(k,l)}(0, y_{C_{k,l}}) - f_3^{(k,l)}(0, y_{C_{k,l}}) = 0 \quad (15)$$

otrzymuje się wraz z równaniem (12) układ trzech równań zmiennych $y_{B_{k,l}}$, $y_{C_{k,l}}$ i g . Eliminując z nich zmienne $y_{B_{k,l}}$ i $y_{C_{k,l}}$

otrzymuje się równanie ogólne postaci $F(g) = 0$, w którym zmienna g występuje w postaci uwikłanej. Analityczne rozwiązanie tego równania ma złożoną postać, co może stwarzać trudności w jego praktycznym wykorzystaniu. W celu szybkiego i bezbłędnego obliczenia głębokości nagniatania oraz parametrów \mathcal{K}_r i R_{zt} profilu po obróbce poprzedzającej, dla wymaganych parametrów p_t , Δy i r_t profilu wyrobu, opracowano algorytm /rys. 10/ i program na mikrokomputer ZX SPECTRUM w języku BASIC. Zastosowanie metody iteracji prostej wymagało przekształcenia równania $F(g) = 0$ do jednej z dwóch postaci $k(g) = g$ lub $\sqrt{h(g)} = g$. Dokładność rozwiązań przyjęto 10^{-4} . Algorytm ten uwzględnia również przypadek całkowitego wypełnienia szczelin, zachodzący gdy $g = \varepsilon_1^{1/2}$.

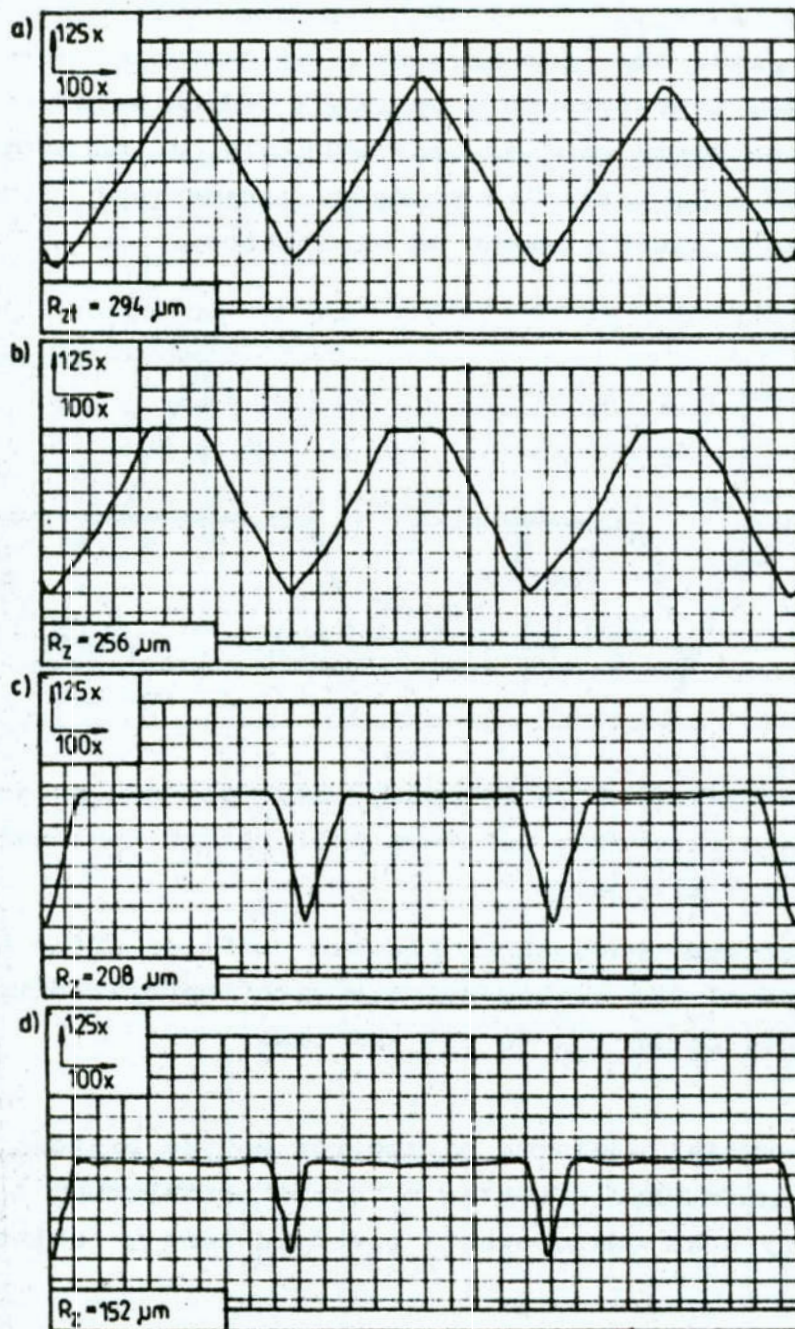
Praktyczne zapewnienie wymaganej głębokości nagniatania w czasie obróbki, zależy od sposobu wywierania nacisku elementu nagniatającego na przedmiot. Przy docisku sztywnym, głębokość ta jest parametrem technologicznym i wynika bezpośrednio z dosuwu poprzecznego elementu nagniatającego do przedmiotu, natomiast w przypadku docisku elastycznego głębokość nagniatania nie jest parametrem technologicznym, lecz wielkością wynikową, zależną od: głównej siły nagniatania, prędkości i posuwu nagniatania, a w przypadku nagniatania z prądem również od jego natężenia [14]. Wówczas, w celu zapewnienia wymaganej głębokości w procesie obróbki należy, dla określonych wartości posuwu, prędkości i ewentualnie natężenia prądu elektrycznego, stosować odpowiedni nacisk elementu nagniatającego na przedmiot [15, 17].

W celu sprawdzenia dokładności kształtowania zarysu plateau nagniataniem, przeprowadzono badania empiryczne na stanowisku przedstawionym w pracach [14, 16], stosując przyrząd nagniatający ze sztywnym dociskiem narzędzia. Powierzchnię otrzymaną po toczeniu nagniatano elementem walcowym z różnymi głębokościami zachowując podane wcześniej warunki. Otrzymaną powierzchnię profilografowano na urządzeniu ME-10. Przykładowe profile powierzchni toczonych i nagniatanej z różnymi głębokościami przedstawiono na rys. 11. Uzyskane z pomiarów parametry: kąt pochylenia boku lewego $\theta_{k,1}(rz)$ i prawego $\theta_{k,2}(rz)$, głębokość szczelin $R_{z,k}(rz)$, długość



Rys. 10. Algorytm obliczania głębokości nagniatania /a/ oraz podprogramy ITERACJA PROSTA /b/ i MODYFIKACJA METODY /c/: F'_{\min} , F'_{\max} - minimalna i maksymalna pochodna funkcji $F(g)$ względem g , $\lambda = 1/F'_{\max}$

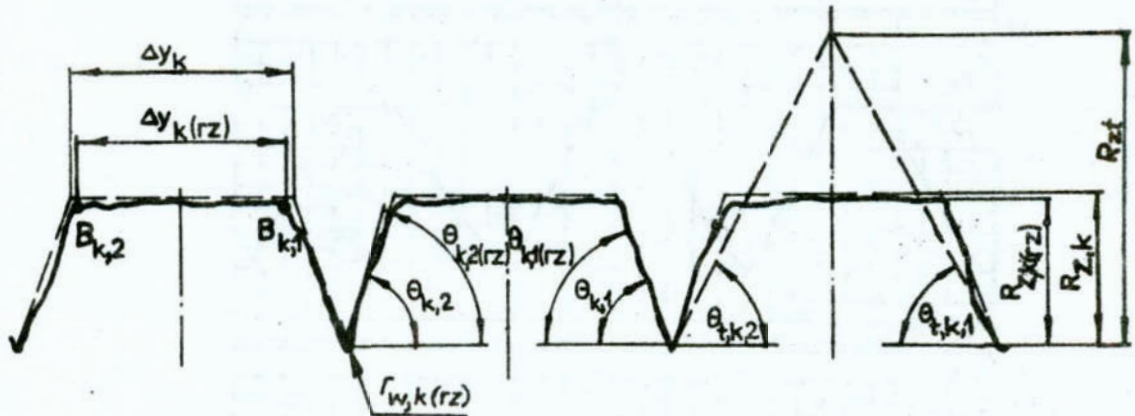
Fig. 10. Algorithm to calculate the burnishing depth /a/ and subroutines ITERACJA PROSTA /simple iteration/ /b/, and MODYFIKACJA METODY /method modification/ /c/: F'_{\min} , F'_{\max} - minimal and maximal derivatives of the function $F(g)$ against g , $\lambda = 1/F'_{\max}$



rys. 11. Przykładowe profile powierzchni toczonej /a/ i na-
gniatanej elementem walcowym z różnymi głębokościami /b, c i d/

Fig. 11. Exemplary profiles of the surfaces turned /a/ and
burnished with a cylindrical element using different
depths /b, c, and d/

części nośnej $\Delta y_{k(rz)}$ i promień zaokrąglenia wgłębień $r_{w,k(rz)}$ /rys. 12/ porównywano z odpowiednimi parametrami obliczonymi teoretycznie w opaciu o podane zależności. Przeprowadzone testy statystyczne wykazały, że na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ różnice pomiędzy parametrami zarysu rzeczywistego i teoretycznego są nieistotne.



Rys. 12. Rzeczywisty i teoretyczny zarys plateau po nagniataniu elementem walcowym powierzchni toczzonej według I przypadku

Fig. 12. Real and theoretical plateau profiles after burnishing of the turned surface with the cylindrical element, according to the 1st case

Przykładowe wyniki pomiarów parametrów zarysu plateau otrzymanego po nagniataniu krążkiem walcowym powierzchni toczzonej według I przypadku odwzorowano przedstawiono w tabelicy 2.

3. Porównawcze badania eksploatacyjne

Ze względu na to, że według zaproponowanej technologii możliwe jest umacnianie i utwardzanie WW oraz kształtowanie zarysu plateau o korzystniejszych parametrach w porównaniu z tymi parametrami uzyskiwanymi po innych sposobach obróbki

Tablica 2. Zestawienie parametrów rzeczywistego profilu plateau otrzymanego po nagniataniu z różnymi głębokościami krążkiem walcowym $p_n = 0,5$ mm/obr, $v_n = 82$ m/min/ powierzchni toczonej według I przypadku odwzorowania $p_t = 0,5$ mm/obr, $r_t = 0$, $\alpha_r = \alpha'_r = 50^\circ$ i $\xi = 80^\circ$

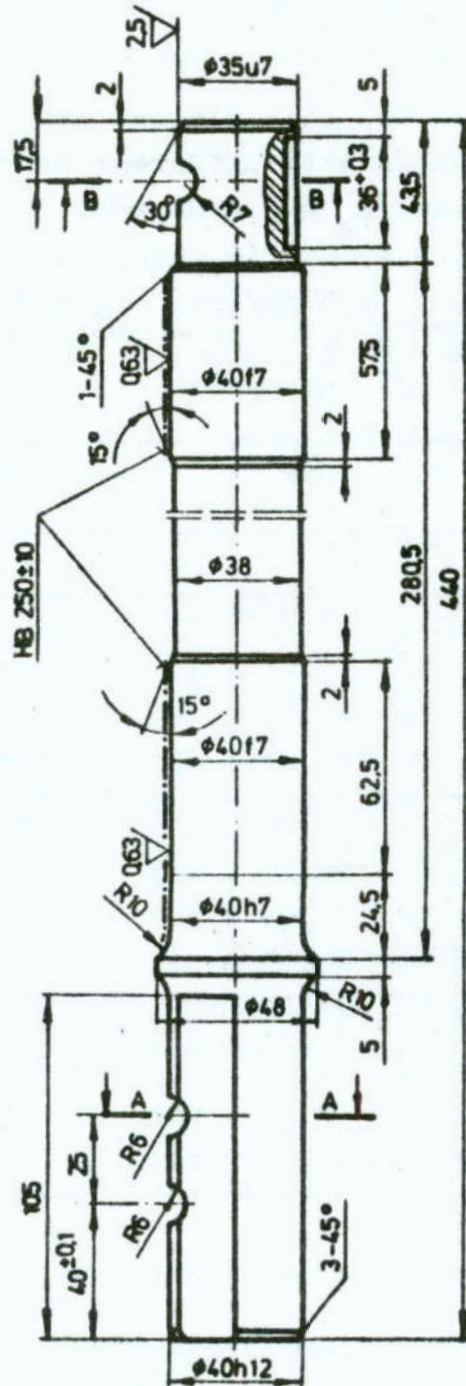
Table 2. Setting-up of parameters of the real plateau profile received after burnishing with different depths using the cylindrical roller $p_n = 0,5$ mm/rev, $v_n = 82$ m/min of the surface turned in accordance to the 1st case of mapping $p_t = 0,5$ mm/rev, $r_t = 0$, $\alpha_r = \alpha'_r = 50^\circ$ and $\xi = 80^\circ$

Numer próbki	Numer nierówności	ξ_n	R_z	θ_1	θ_2	Δy	$\Delta y'$
		[μm]	[μm]	[$^\circ$]	[$^\circ$]	[μm]	[μm]
6	1	64	231	52,16	52,23	136	362
	2	64	232	52,34	52,41	137	365
	3	68	230	52,70	52,75	149	352
	4	67	228	52,65	52,69	146	353
7	1	115	183	63,42	63,45	315	184
	2	114	185	63,31	63,36	313	176
	3	116	181	63,54	64,01	317	165
	4	118	178	64,12	64,18	321	162
8	1	142	158	82,10	81,65	456	25
	2	144	154	82,25	82,34	461	23
	3	146	151	84,19	84,36	480	8
	4	141	161	80,80	80,86	449	31

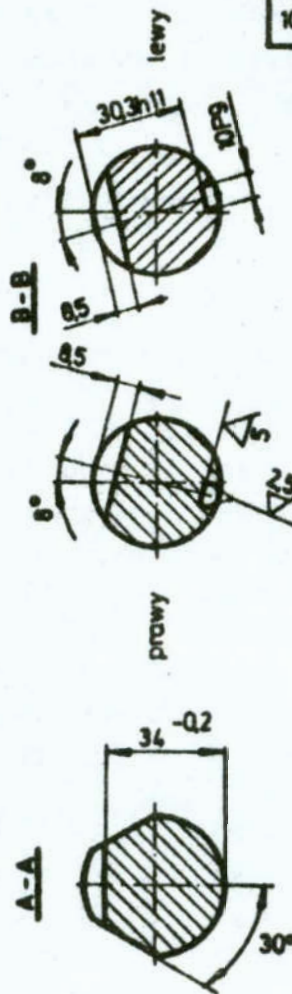
głównie po obróbce ścierniej/, należy się również spodziewać polepszenia własności eksploatacyjnych. W celu weryfikacji tej tezy przeprowadzono własne badania empiryczne. Do badań porównawczych wytypowano sworzeń zwrotnicy nr kat.

005/01-522/0, przedniej osi ciągnika typu URSUS-4011 /rys.13/.

10 / (0.063 / 2.5 / 5)



Wymiar	Odchyłka
$\phi 35u7$	+0.085 +0.060
$\phi 40f7$	-0.025 -0.050
$\phi 40h7$	0.000 -0.025
$\phi 40h12$	0.000 -0.250
30.3h11	0.000 -0.190
10P9	-0.015 -0.051



Rys. 13. Sworzeń zwrotnicy 005/01-522/0 - rys. konstrukcyjny

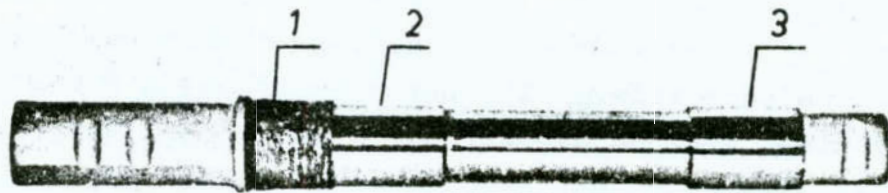
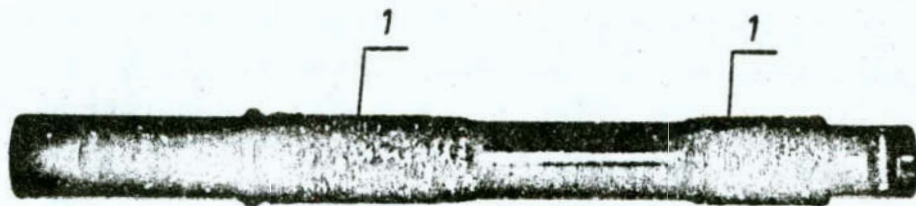
Fig. 13. King - pin 005/01-522/0 - constructional drawing

Powierzchnie $\phi 40f7$ tworzące wraz z panewkami z brązu łożyska ślizgowe, pracując w trudnych warunkach tarcia ulegają przed-, wczesnemu zużyciu ściernemu tj. w okresie krótszym niż 2000 mtg. Regeneracja powierzchni sworzni metodami tradycyjnymi (napawanie, toczenie i szlifowanie na wymiar/ nie zapewnia wymaganej trwałości, głównie ze względu na zbyt niską twardość napoiwy i niewłaściwy, stochastyczny profil chropowatości po szlifowaniu.

Do badań porównawczych wykorzystano sworzeń fabrycznie nowy /N/, regenerowany metodą tradycyjną /R1/ oraz regenerowany z wykorzystaniem zaproponowanej technologii kształtowania zarysu plateau /R2/ /rys. 14/, a także regenerowany z zastosowaniem nagniatania, którego warunki nie były zdeterminowane /R3/. Dla napawania stosowano drut Sp1GS. Twardość powierzchniową oraz chropowatość sworzni nowego i po różnych sposobach regeneracji podano w tabelicy 3. Tak przygotowane sworznie poddano badaniom eksploatacyjnym określając zużycie ściernie liniowe z_1 i współczynnik tarcia ślizgowego μ . Badania te przeprowadzono w warunkach laboratoryjnych na stanowiskach i według metodyk podanych w pracach [14, 20]. Wyniki tych badań przedstawiono w formie graficznej na rys. 15. Z postaci wykresów wynika, że najkorzystniejsze własności posiadają sworznie nagniatane, przy czym sworzeń regenerowany /R2/ według zaproponowanej metody posiada najkrótszy okres łocierania /zużycie ściernie i współczynnik tarcia stabilizuje się najszybciej/ oraz najdłuższy okres normalnego zużycia. Nie obserwuje się w tym przypadku również okresu przyspieszonego zużycia ze względu na to, że produkty zużycia gromadzą się w szczelinach nierówności. W pozostałych przypadkach, gdy nie występują szczeliny rozdzielające spłaszczone nierówności, powstałe produkty zużycia będą oddziaływać skrawająco na współpracujące powierzchnie. Po nagromadzeniu się pewnej granicznej ilości tych produktów następuje okres zwiększonego zużycia, którego początek oznaczono na wykresach punktem A. Mniejsze wartości współczynnika tarcia i intensywności zużycia dla próbek nagniatanych /R2/ są wynikiem korzystnej mikrogeometrii powierzchni /zarys plateau/ oraz ściskających wynikowych na-

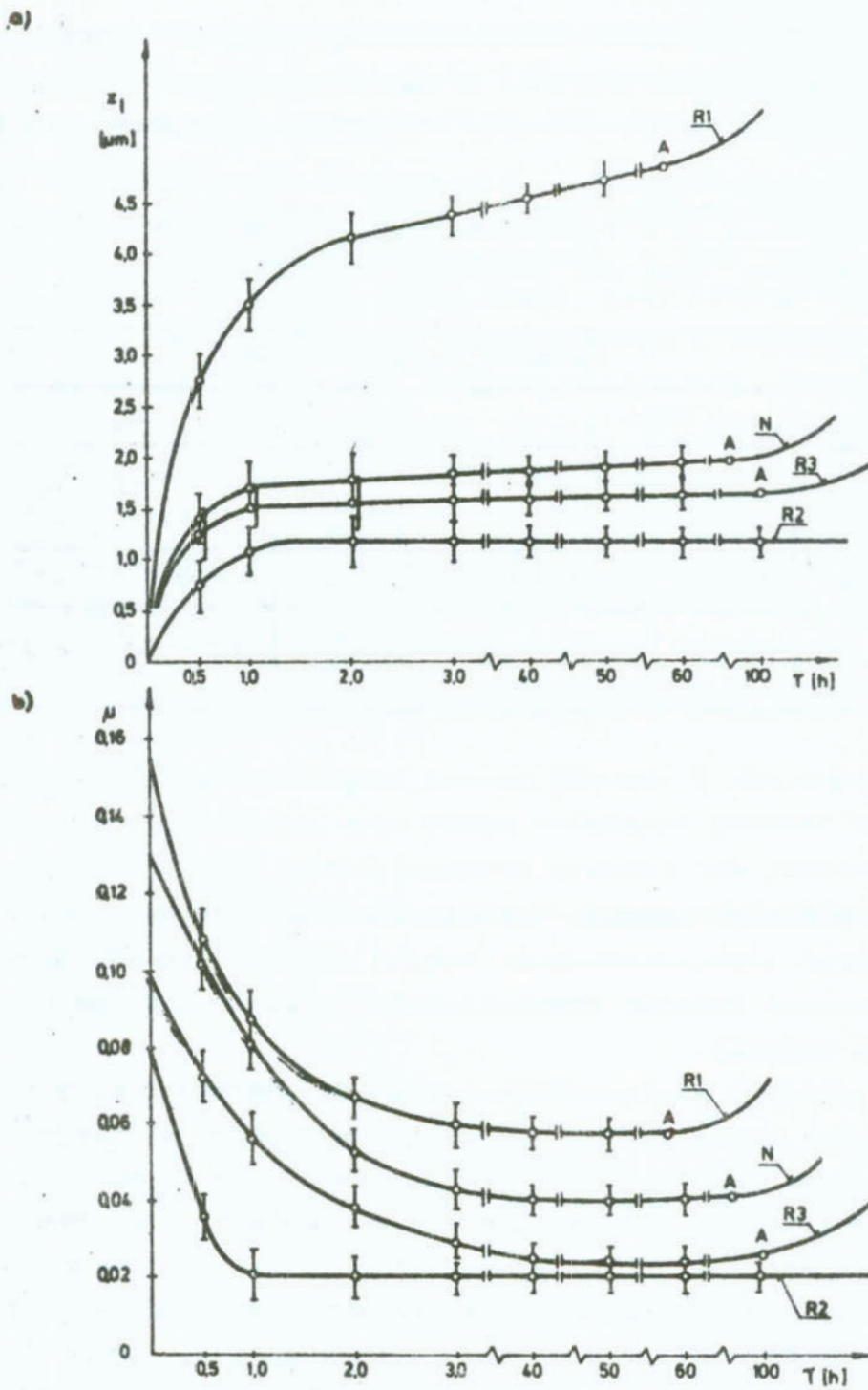
prężeń w WW.

Wyniki pomiarów twardości i chropowatości powierzchni czopów sworznia przedstawiono w tabelicy 3.



Rys. 14. Sworzeń zwrotnicy regenerowany z wykorzystaniem proponowanego sposobu konstruowania zarysu plateau:

1- czop napawany, 2 - czop toczny, 3 - czop nagiataany
 Fig. 14. King-pin regenerated with the use of the proposed procedure of the plateau profile formation: 1 - pin surfaced by welding, 2 - pin turned, 3 - pin burnished



ys. 15. Zależność zużycia ściernego liniowego /a/ i współczynnika tarcia /b/ ze smarowaniem od czasu tarcia, dla par trących sworzeń - tuleja brązowa

ig. 15. Dependence of linear abrasive wear /a/ and of the coefficient of friction /b/ with lubrication on friction time, for the frictional couples pin - bronze sleeve

Tablica 3. Wyniki pomiarów twardości i chropowatości powierzchni czopów sworzni nowego i regenerowanego, z wykorzystaniem różnych sposobów i warunków obróbki

Table 3. Measurement results of hardness and roughness of the surface of pivot pins, new and regenerated, using different ways and treatment conditions

Sworzeń nowy		Sworzeń regenerowany					
		R1		R2		R3	
HB	R _a	HB	R _a	HB	$\frac{R_a}{R_z}$	HB	R _A
kG/mm ²	μm	kG/mm ²	μm	kG/mm ²	μm	kG/mm ²	μm
255	0,61	215	0,62	342	$\frac{0,15}{6,5}$	317	0,25

4. Wnioski

Przeprowadzone badania teoretyczne i eksperymentalne nad kształtowaniem zdeterminowanego zarysu plateau nagniataniem oraz porównawcze badania eksploatacyjne pozwalają wyciągnąć następujące wnioski:

1. Wyroby, których powierzchnie posiadają zdeterminowany zarys plateau kształtowany nagniataniem tocznym, wykazują korzystniejsze własności eksploatacyjne w porównaniu z wyrobami nagniatanymi w warunkach niezdeterminowanych oraz obrabianymi metodami tradycyjnymi.
2. W celu uzyskania po nagniataniu tocznym zdeterminowanego zarysu plateau, należy w obróbce poprzedzającej, na powierzchni części wytworzyć profil o symetrycznym i powtarzalnym zarysie nierówności, a następnie nierówności te należy odkształcać plastycznie w operacji nagniatania tocznego. Posuw nagniatania musi być równy posuwowi w obróbce poprzedzającej, natomiast głębokość nagniatania musi być mniejsza od głębokości granicznej, przy której następuje całkowite wypełnienie wgłębień nierówności. Korzystnie jest za-

tem obróbkę poprzedzającą i nagniatanie wykonywać łącznie, w jednym przejściu narzędzi. W tym przypadku, odległość między narzędziami powinna być całkowitą wielokrotnością posuwu.

- Narzędzie w obróbce poprzedzającej powinno charakteryzować się zdeterminowaną geometrią ostrza, a jego posuw powinien być większy od posuwu granicznego, przy którym różnice pomiędzy parametrami zarysu rzeczywistego i teoretycznego na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ są nieistotne. Narzędzie to należy ustawić tak, aby kąty \mathcal{K}_r i \mathcal{K}'_r były sobie równe.
- Zarys elementu nagniatającego w przekroju osiowym powinien być symetryczny względem osi z_1 , zaś jego ustawienie względem odkształcanej nierówności powinno być takie, aby oś z_1 przechodziła przez wierzchołek tej nierówności.
- Dokładność wymiarowo-kształtowa wyrobu po obróbce poprzedzającej powinna być równa dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu.
- Dokładność kształtowania zarysu plateau i dokładność wymiarową wyrobu nagniatanego można zwiększyć poprzez odpowiedni dobór parametrów kinematycznych procesu lub poprzez zastosowanie czynników chłodząco-smarujących zawierających związki aktywne.

Przypisy

- 1/ Warstwa wierzchnia /skrót: WW/ to warstwa materiału ograniczona zewnętrzną /rzeczywistą/ powierzchnią przedmiotu /wyrobu/, zawierająca tę powierzchnię oraz część materiału w głąb od tej powierzchni, wykazująca zmienione cechy fizyczne, a niekiedy i chemiczne, w stosunku do pozostałego materiału w głąb przedmiotu /rdzenia/. [11]
- 2/ Jakość technologiczna jest zbiorem własności wytworzonej w trakcie realizacji procesu technologicznego. Do jakości technologicznej zalicza się: stan warstwy wierzchniej, jakość materiału części oraz dokładność wymiarów i kształtów. Stan WW jest zbiorem cech określających: stan nierówności powierzchni WW /chropowatość, falistość i udział nośny/ i stan stref WW /grubość, tekstura, utwardzenie, stan naprężeń własnych, wady/ [6].
- 3/ Anizotropia /nieregularność/ umocnienia i utwardzenia oznacza zmienność parametrów tych wielkości wraz ze zmianą współrzędnej położenia nierówności w przyjętej płaszczyźnie pomiarowej, natomiast anizotropia chropowatości, nośności i falistości oznacza zmienność parametrów tych wielkości wraz ze zmianą położenia odcinka elementarnego w przyjętej płaszczyźnie profilu. Anizotropia wzdłużna określana jest w płaszczyźnie równoległej, anizotropia poprzeczna - w płaszczyźnie prostopadłej do śladów obróbki.
- 4/ Maksymalne zagłębienie elementu nagniatającego w P-tym jego położeniu w dowolną k-tą nierówność, jest to maksymalna różnica pomiędzy współrzędnymi z_2 punktów przecięcia się zarysu elementu nagniatającego i zarysu rozpatrywanej nierówności z prostą leżącą w płaszczyźnie y_1z_1 , równoległą do osi z_1 i przechodzącą przez obszar kontaktu.
- 5/ Głębokość nagniatania / ϵ / jest to maksymalna różnica pomiędzy współrzędną z_2 zarysu elementu nagniatającego w przekroju y_1z_1 , a współrzędną z_2 profilu chropowatości w tym przekroju, określona dla wszystkich możliwych położzeń elementu nagniatającego w stosunku do powierzchni obrabianej. Rozróżnia się głębokość nagniatania obliczoną /założoną, wymaganą/ / ϵ_0 / i rzeczywistą / ϵ_r /, zaistniałą w trakcie realizacji procesu nagniatania [19].

Wykaz ważniejszych oznaczeń

- długość części walcowej elementu nagniatającego
- $(k,1)_1(x,y)$ - równanie struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej przedmiotu w układzie Oxyz po obróbce poprzedzającej
- $z_2(x_1, y_1)$ - równanie powierzchni czynnej elementu nagniatającego w układzie $O_1x_1y_1z_1$
- $(k,1)_3(x,y)$ - równanie powierzchni zewnętrznej wypływki materiału nierówności w układzie Oxyz
- $N_{,k}$ - udział nośny powierzchniowy k-tej nierówności
- N - udział nośny powierzchniowy profilu
- głębokość nagniatania
- t - głębokość toczenia
- $max_{,k}$ - wysokość wierzchołka k-tej nierówności
- max - średnia wysokość wierzchołków profilu
- o - średnica elementu nagniatającego
- numer nierówności w układzie Oxyz
- numer części nierówności /1 = 1 dla części prawej i 1 = 2 dla części lewej/
- o - odległość powierzchni osiowej walcowego elementu nagniatającego od strony wejściowej od wierzchołka skrajnej /pierwszej/ nierówności
- oo - odległość chwilowa osi y_1 od wierzchołka najbliższej nierówności
- ow - wymagana odległość l_o
- n - posuw nagniatania
- t - posuw w obróbce poprzedzającej
- liczba określająca położenie elementu nagniatającego w układzie Oxyz
- średni promień zaokrąglenia wierzchołków nierówności
- k - promień krzywizny wierzchołka k-tej nierówności

- r_g - promień zaokrąglenia zarysu elementu nagniatającego w płaszczyźnie $y_1 z_1$
 r_t - promień zaokrąglenia ostrza noża tokarskiego
 r_w - średni promień krzywizny wgłębienia profilu
 $r_{w,k}$ - promień krzywizny wgłębienia k-tej nierówności
 R_a - średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej
 R_{an} - średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej części nośnej nierówności
 R_t - teoretyczna wysokość chropowatości
 R_{zt} - wysokość chropowatości według dziesięciu punktów profilu po obróbce poprzedzającej
 $R_{zt,k}$ - wysokość k-tej chropowatości po obróbce poprzedzającej
 R_z - średnia głębokość szczelin profilu po nagniataniu
 $R_{z,k}$ - głębokość szczeliny k-tej nierówności
 S - średni odstęp wierzchołków profilu
 S_k - odstęp wierzchołka k-tej nierówności
 S_m - średni odstęp chropowatości
 $S_{m,k}$ - odstęp k-tej nierówności
 z_1 - zużycie ściernie liniowe
 Δy_k - długość części nośnej k-tej nierówności
 Δy - średnia długość części nośnej profilu
 $\Delta y'$ - średnia szerokość szczeliny
 α - poziom istotności
 ξ - kąt ostrza noża tokarskiego
 θ - średni kąt pochylenia boków nierówności po nagniataniu
 $\theta_{k,1}$ - kąt pochylenia 1 - tego boku k-tej nierówności po nagniataniu
 θ_t - średni kąt pochylenia boków nierówności po obróbce poprzedzającej

$\beta_{t,k,l}$ - kąt pochylenia l-tego boku k-tej nierówności po obróbce poprzedzającej

α_r - główny kąt przystawienia ostrza noża

α'_r - pomocniczy kąt przystawienia ostrza noża

- współczynnik tarcia

Literatura

1. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej. Monografia nr 6, WSInż Koszalin, 1979
2. Bowden F.P., Tabor D.: Wprowadzenie do trybologii. WNT Warszawa, 1980
3. Ducior J.: Wybrane zagadnienia kształtowania trwałości i niezawodności elementów maszyn w procesach obróbki wykańczającej. Zeszyty naukowe Politechniki Rzeszowskiej nr 7, 1985
4. Dmochowski J.: Podstawy obróbki skrawaniem. PWN. Warszawa 1978
5. Dolecki W.A., Buntow W.N., Legienkin J.A., Argusow A.K., Opoczyński B.A., Grigorjew M.A.: Zwiększenie trwałości maszyn metodami technologicznymi. WNT. Warszawa, 1983
6. Górecka R., Polański Z.: Metrologia warstwy wierzchniej WNT, Warszawa, 1983
7. Górski E.: Obróbka gładkościowa WNT, Warszawa, 1970
8. Gruszka J.: Ocena powierzchni honowanej w tulejach cylindrowych silników spalinowych. Materiały I Krajowej Narady Naukowo-Technicznej nt. "Honowanie elektrochemiczno-ściernie" SIMP, Bydgoszcz, 1978, s. 38 + 47
9. Gruszka J.: Wymagania stawiane powierzchniom honowanym tulei cylindrowych silników spalinowych. Materiały I Krajowej Narady Naukowo-Technicznej nt. Honowanie elektrochemiczno-ściernie, SIMP, Bydgoszcz, 1978, s. 48 + 57
10. Hebda M., Wachal A.: Trybologia WNT, Warszawa, 1980
11. Kaczmarek J.: Podstawy obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej. WNT, Warszawa, 1978
12. Katalog firmy Hegenscheidt, RFN
13. Kozaczewski W.: Konstrukcja założeń tłok - cylinder silników spalinowych. WKiŁ Warszawa, 1979
14. Kukielka L.: Wpływ dodatkowego prądu płynącego w układzie OPN na charakterystykę warstwy wierzchniej przedmiotów nagniatanych tocznie. Praca doktorska, Politechnika Poznańska, 1983
15. Kukielka L.: Nagniatanie toczne z prądem - nowoczesna me-

- toda regeneracji części maszyn. Materiały III Sympozjum im. Prof. Czesława Kanafojskiego pt.: Problemy budowy oraz eksploatacji maszyn i urządzeń rolniczych. Płock, 1985, s. 357 + 361
16. Kukielka L.: Własności warstwy wierzchniej po nagniataniu tocznym z nagrzewaniem prądem elektrycznym. Eksploatacja Maszyn nr 5-6, 1986, s. 28 + 29,
 17. Kukielka L.: Analiza sił nagniatania tocznego z przepływem prądu. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego WSInż Koszalin /w druku/
 18. Kukielka L.: Próba określenia wyjściowego profilu chropowatości pod nagniatanie i warunki nagniatania w aspekcie jakości powierzchni i dokładności wymiarowo - kształtowej wyrobu. Materiały V Ogólnopolskiej Konferencji Naukowo - Technicznej nt.: Tendencje rozwojowe w technologii maszyn, Sekcja III - Obróbka plastyczna, trybologia, WSInż Zielona Góra, 1987, s. 29 + 44
 19. Kukielka L.: Zmiany zarysu nierówności i wymiarów przedmiotu wywołane nagniataniem tocznym z prądem. Zeszyty Postępu Technologii Maszyn i Urządzeń /w druku/
 20. Kukielka L.: Propriétés tribologiques après brunissage avec courant électrique. Congrès International de Tribologie "Eurotrib 85", Lyon, ed. Elsevier Amsterdam, vol. 3, p. 1 + 5
 21. Laber S.: Analiza współzależności pomiędzy stanem warstwy wierzchniej a właściwościami użytkowymi żeliwnych elementów maszyn obrabianych nagniataniem. Monografia nr 32, Wyższa Szkoła Inżynierską, Zielona Góra, 1985
 22. Przybylski W.: Obróbka nagniataniem. Technologia i oprzyrządowanie WNT, Warszawa, 1979
 23. Wieczorowski K., Babiarz J.: Analiza wpływu wybranych parametrów nagniatania na zmiany wymiarowe i chropowatość powierzchni po nagniataniu statycznym z elektrokontaktowym nagrzewaniem strefy skrawania prądem przemiennym. Materiały II Konferencji Naukowo - Technicznej nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, s. 123 + 131, Bydgoszcz, 1980
 24. Zwoliński A.: Wpływ czynników geometrycznych i kinematycznych na proces kształtowania zarysu powierzchni przy jej

elektrostrykowym nagniataniu. Praca doktorska. Politechnika
Warszawska, 1980

Streszczenie

W pracy przedstawiono technologię kształtowania zarysu plateau nagniataniem. Określono warunki obróbki poprzedzającej i nagniatania, zapewniające otrzymanie wyrobu o wysokiej jakości. Porównano własności eksploatacyjne wyrobu o zarysie plateau konstytuowanym nagniataniem tocznym w warunkach zdeterminowanych z tymi własnościami wyrobów: nagniatanego w warunkach niezeterminowanych i szlifowanego.

ON THE POSSIBILITIES OF RISE OF THE PRODUCT EXPLOITATIONAL PROPERTIES BY THE PLATEAU PROFILE FORMATION IN ROLLER BURNISH- ING

Summary

The paper presents the technology of formation of the plateau profile by burnishing. Conditions for the previous treatment and burnishing have determined in view of receiving the product of a high quality. Exploitational properties of the product of the plateau profile formed by roller burnishing in the determined conditions have compared with those properties of products, consecutively: burnished under indetermined conditions, and ground.

tanisława Plichta
 wyższa Szkoła Inżynierska
 Koszalinie

ODEL POWSTAWANIA NAPRĘŻEŃ WŁASNYCH W WARSTWIE WIERZCHNIEJ ZLIFOWANYCH PRZEDMIOTÓW

. Wprowadzenie

Naprężenia własne w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów stanowią często ograniczenia lub kryteria optymalizacji operacji szlifowania przedmiotów o wysokiej jakości i dużej odpowiedzialności. W tych przypadkach pomocną jest znajomość konstytuowania się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów.

Naprężenia własne w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów były przedmiotem badań wielu autorów [1][3][7][9][5][16][18]. W zakresie teoretycznych analiz powstawania naprężeń stwierdzono, że główną przyczyną ich powstawania w szlifowanych przedmiotach, są odkształcenia wywołane działaniem sił szlifowania i działaniem ciepła wydzielającego się w strefie szlifowania oraz zmianami objętości właściwej, wynikających z zachodzących przemian strukturalno-fazowych. Konstytuowanie się naprężeń własnych w szlifowanych przedmiotach wyjaśnia się w oparciu o model mechaniczny /tzw. model ślizgowy/ i model cieplny [10][11][12][15]. Wielu autorów [2][3][4][5][6][13][17] naprężenia własne w szlifowanych przedmiotach określa w oparciu o model cieplny z racji dominującego wpływu wydzielającego się ciepła w strefie szlifowania na warstwę wierzchnią.

Analizowanie naprężeń własnych w szlifowanych przedmiotach, w oparciu tylko o model cieplny powstawania naprężeń, wydaje się znacznym uproszczeniem z uwagi na uwzględnianie tylko jednego czynnika je wywołującego, jak i na nie uwzględnianie skutków związanych z obciążeniem i odciążeniem siłami

szlifowania oraz z wymianą ciepła podczas ogrzewania i ochładzania warstwy wierzchniej w strefie szlifowania i poza tą strefą.

Proponowany poniżej model powstawania naprężeń jest próbą określenia wagi wyżej wymienionych skutków w konstytuowaniu się naprężeń własnych /I rodzaju/ w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów.

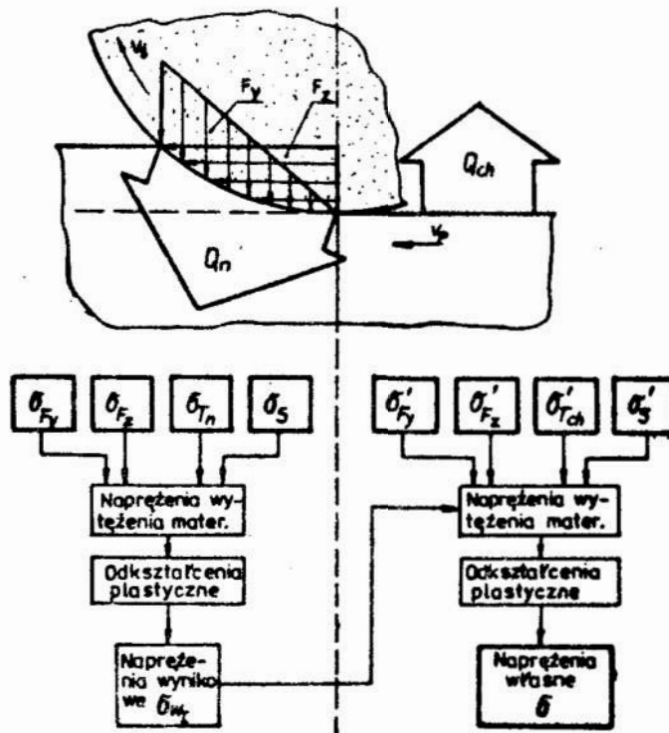
2. Model konstytuowania się naprężeń własnych w szlifowanych przedmiotach

Odmiennosc zjawisk zachodzących w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów w strefie kontaktu ze ściernicą i poza tą strefą, wymaga dwuetapowej analizy ich powstawania. Wynika to z tego, że powstające naprężenia w warstwie wierzchniej, zarówno pod strefą szlifowania, jak i poza tą strefą, mogą być przyczyną odkształceń plastycznych, decydujących o rozkładzie naprężeń własnych w szlifowanym przedmiocie.

Warstwa wierzchnia szlifowanego przedmiotu w strefie kontaktu ze ściernicą /w I etapie konstytuowania się naprężeń/ narażona jest na obciążenie składowymi siłami szlifowania oraz działaniem ciepła wydzielającego się w strefie szlifowania - rys. 1. W momencie, gdy te strefy warstwy wierzchniej znajdują się już poza strefą szlifowania, następuje wymiana ciepła z otoczeniem. Zachodzą wówczas zjawiska typowe, jak w przypadku ochładzania /skurcz i zmiany objętości właściwej/, uprzednio nagrzanej warstwy wierzchniej. Jest to II etap konstytuowania się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanego przedmiotu /rys. 1/.

Zatem na warstwę wierzchnią szlifowanego przedmiotu w strefie szlifowania działają składowe siły szlifowania F_y , F_z oraz jest ona jednocześnie nagrzewana w wyniku przewodzonego ciepła ze strefy szlifowania w głąb materiału, co prowadzi w konsekwencji do występowania określonego pola temperatur i zmian objętości właściwej struktury warstwy wierzchniej. Skutkiem powyższego jest powstanie w warstwie wierzchniej złożonego stanu naprężeń o składowych: σ_{F_y} , σ_{F_z} - będących

skutkiem działania składowej odporowej F_y i stycznej F_z siły szlifowania; σ_{Tn} - będących skutkiem występowania pola temperatur i σ_S - wynikających ze zmian objętości właściwej składników struktury materiału /rys. 1/.



Rys. 1. Schemat oddziaływania ściernicy na warstwę wierzchnią szlifowanego przedmiotu

Fig. 1. Scheme of grinding wheel reaction on the surface layer of the workpiece ground

Warstwa wierzchnia znajdująca się już poza strefą szlifowania, obciążona jest składowymi siłami szlifowania, zmiennym polem temperatur wskutek odprowadzania ciepła z powierzchni przedmiotu do otoczenia lub przez chłodziwo oraz zmianami objętości właściwej struktury w wyniku ochładzania. Czynniki te wywołują naprężenia: σ'_F , σ'_F - wynikające z działania składowych sił szlifowania, σ'_T - wywołane skurczem chłodzonych stref warstwy wierzchniej^{oh} i σ'_S - wynikające ze zmian objętości właściwej struktury /rys. 1/.

Składowe naprężeń σ_{F_y} , σ_{F_z} , σ_{T_n} , σ_S występują w warstwie wierzchniej przedmiotu w strefie szlifowa-

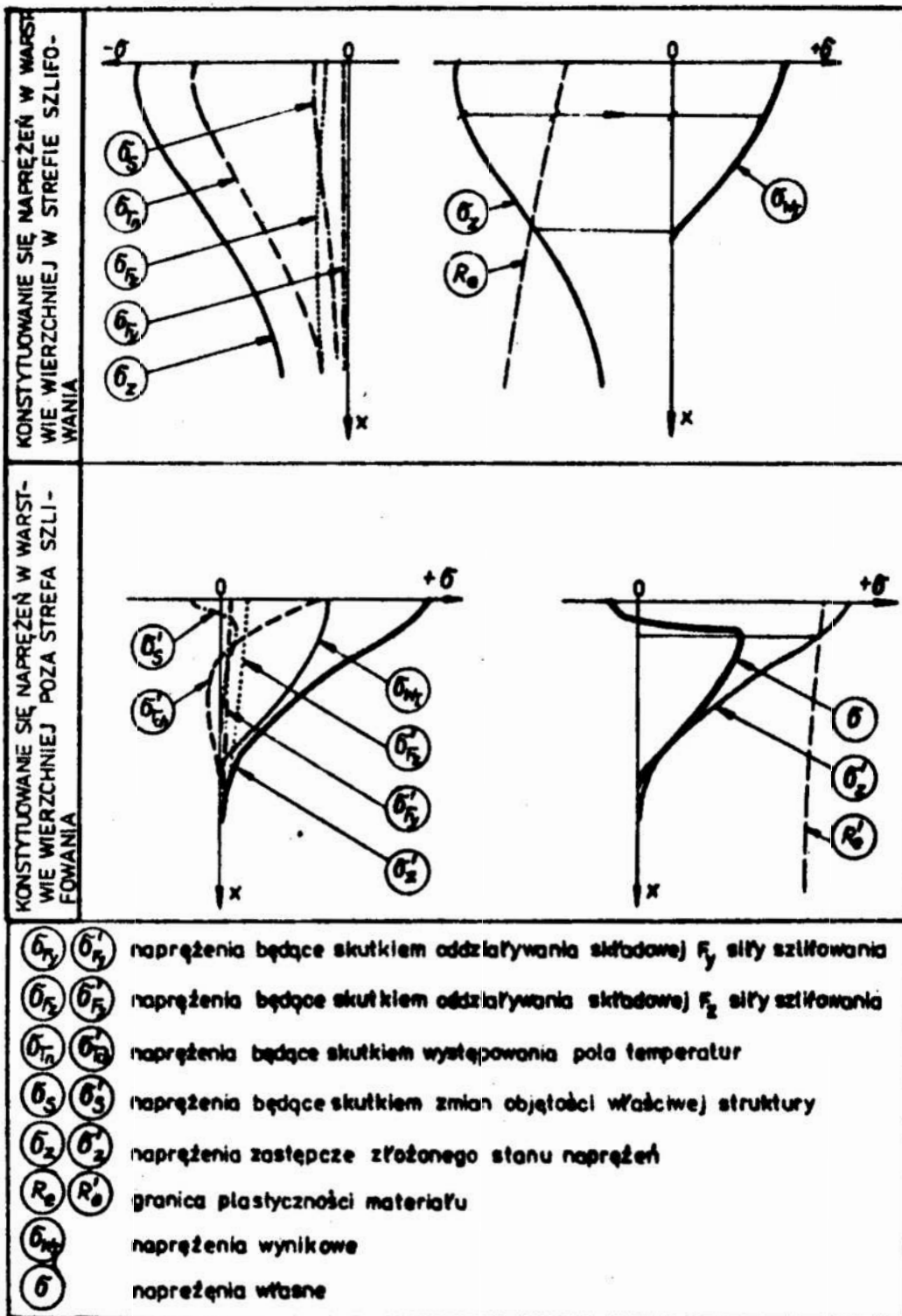
nia, stanowią o wytężeniu materiału zgodnie z zasadą superpozycji pól naprężeń. Powstałe odkształcenia plastyczne są miarą naprężeń wynikowych σ_{wI} - naprężeń I etapu konstytuowania się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. W tym etapie udział swój mają naprężenia powstające w poprzednich operacjach obróbki przedmiotu. Ponieważ jednak w większości przypadków, przedmioty poddawane są przed obróbką szlifowaniem obróbce cieplnej, mającej również na celu pozbycie ich naprężeń własnych, pominięto w rozważaniach naprężenia wstępne.

Naprężenia wynikowe σ_{wI} nie są jednak ostatecznym rozkładem naprężeń własnych, pozostających w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów. Wytężenie materiału może wystąpić również poza strefę szlifowania, gdy warstwa wierzchnia jest intensywnie chłodzona. Jest to II etap konstytuowania się naprężeń własnych. Zasadzie superpozycji podlega pole: naprężeń wynikowych σ_{wI} ; naprężeń wywołanych działaniem składowych siły szlifowania w strefie szlifowania σ'_F , σ'_F ; naprężeń wywołanych skurczem chłodzonych stref warstwy wierzchniej σ_T i naprężeń zmian objętości właściwej σ'_S . W tym przypadku odkształcenia plastyczne obejmują blisko położone szlifowanej powierzchni strefy warstwy wierzchniej z racji występowania w nich dużych gradientów temperatur, spowodowanych szybkim ochładzaniem. Naprężenia własne powstające w II etapie ich konstytuowania, zależą przede wszystkim od warunków chłodzenia.

Składowe siły szlifowania $/F_y, F_z/$ obciążające powierzchnię strefy szlifowania, wywołują w warstwie wierzchniej zróżnicowane pole naprężeń. Na przykład, jak wynika z analiz przeprowadzonych w pracy [14], składowe naprężenia w kierunku wektora prędkości wzdłużnej stołu szlifierki $/v_p/$, mają charakter naprężeń ściskających w warstwie wierzchniej pod strefą szlifowania $/"-" \sigma_F, "-" \sigma_{F_y}/$, a poza tą strefą, charakter naprężeń rozciągających $/"+" \sigma'_F, "+" \sigma'_{F_z}/$

- rys. 2.

Składowe naprężenia wywołane działaniem składowej stycznej siły szlifowania $/F_z/$ są o rząd wielkości większe od składowych naprężeń wywołanych działaniem składowej odporowej siły



Rys. 2. Model pola naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanego przedmiotu

Fig. 2. Model of field of internal stresses in the surface layer of the workpiece ground

szlifowania $/F_z/$, ponieważ rzut powierzchni strefy szlifowania na kierunek działania siły F_z jest wielokrotnie mniejszy od rzutu na kierunek działania siły F_y . Wielkość naprężeń zależna jest od obciążenia jednostkowego w strefie szlifowania.

Charakter naprężeń ściskających mają również naprężenia będące skutkiem występowania pola temperatur w warstwie wierzchniej $/"-"$ $\sigma_{Tn}/$ - rys. 2. Są to największe co do wartości składowe naprężeń występujące w warstwie wierzchniej w strefie szlifowania. Zależą one od wielkości pola temperatur i od własności materiału, tj. współczynnika rozszerzalności liniowej.

Odmienne co do znaku są naprężenia wywołane zmiennym polem temperatur w wyniku chłodzenia warstwy wierzchniej poza strefą szlifowania $/"+"$ $\sigma_{Tch}/$ - rys. 2. Największe wartości osiągają w strefach przypowierzchniowych w pierwszych chwilach wyjścia rozpatrywanego przekroju warstwy wierzchniej poza strefę szlifowania. Wtedy bowiem są największe gradienty temperatur przy największym skurczu materiału ochładzanych stref warstwy wierzchniej.

Naprężenia spowodowane zmianami objętości właściwej $/\sigma_S, \sigma'_S/$, zależą od struktury warstwy wierzchniej i występującego w niej pola temperatur. Objętość właściwa poszczególnych składników struktury jest funkcją temperatury [8]. Wraz ze wzrostem temperatury w warstwie wierzchniej następuje przebudowa sieci krystalograficznej, a powyżej temperatur krytycznych przemian nagrzewania i chłodzenia $/A_0, A_C, A_R, A_{rm}/$, zachodzą przemiany fazowe. Wzrost objętości właściwej struktury warstwy wierzchniej $/wraz ze wzrostem temperatury/$ wywołuje naprężenia ściskające $/"-"$ $\sigma'_S/$ rys. 2. W strefach warstwy wierzchniej, gdzie pole temperatur przekracza temperatury krytyczne przemian $/np. przemiany martenzyt \rightarrow austenit/$, naprężenia mogą zmienić znak na rozciągające. Zmiany objętości właściwej, zachodzące w warstwie wierzchniej w temperaturach poniżej temperatur krytycznych przemian w I etapie konstytuowania się naprężeń, są zmianami nieodwracalnymi w przypadku szlifowania. Natomiast zmiany objętości właściwej zachodzące w warstwie wierzchniej powyżej temperatur krytycznych przemian,

zmianami odwracalnymi, zależnymi od warunków chłodzenia i wywołujące przy nagrzaniu i chłodzeniu nowe pola naprężeń. Zmiany objętości właściwej, wynikające z przemian strukturalnych chłodzenia, np. austenit \rightarrow martenzyt tetragonalny o większej objętości właściwej niż martenzyt odpuszczony, powoduje powstawanie w tych strefach warstwy wierzchniej naprężeń skrajających /"- " σ'_s / - rys. 2.

Ostateczny rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów / σ / jest rezultatem odkształceń plastycznych, powstających w chwili jego kontaktu ze ściernicą /w I etapie konstytuowania się naprężeń/ oraz w momencie bladzania szlifowanej powierzchni poza tą strefą /w II etapie konstytuowania się naprężeń.

W obu etapach odkształcenia plastyczne powstają w odmiennym co do znaku stanie naprężeń. W pierwszym etapie odkształcenia plastyczne wywołuje stan ściskania przy obniżającej się granicy plastyczności materiału R_e wraz ze wzrostem temperatury. W drugim etapie, odkształcenia plastyczne powstają w stanie rozciągania przy znacznie wyższej granicy plastyczności, posiadającej temperaturze ochłodzonego przedmiotu /rys. 2/.

odkształcenia stanowią o rozkładzie naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, w strefach bardzo blisko położonych szlifowanej powierzchni /tj. na głębokościach, gdzie miały osobność powstać/. W dalej położonych strefach warstwy wierzchniej, rozkład naprężeń własnych / σ / odpowiada odkształceniom plastycznym powstałym w warstwie wierzchniej w strefie szlifowania, tj. odpowiada naprężeniom wynikowym / σ_{wI} /.

Podsumowanie

Proponowany model konstytuowania się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów, wskazuje na konieczność uwzględniania przy ich określaniu nie tylko oddziaływania cieplnego ściernicy, ale również i oddziaływania mechanicznego oraz zmian objętości właściwej struktury warstwy wierzchniej. Ponieważ mogą one decydować o wyężeniu

materiału, nawet przy niewielkich swoich wartościach zwłaszcza wtedy, gdy naprężenia cieplne są niewiele mniejsze od granicy plastyczności materiału,

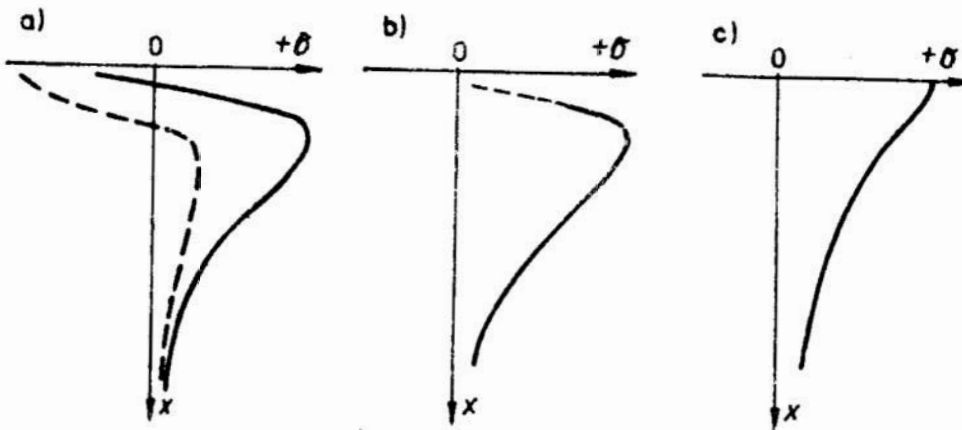
Model wskazuje na ile obciążenie warstwy wierzchniej w strefie szlifowania, a na ile warunki chłodzenia powierzchni przedmiotu, decydują o rozkładzie naprężeń własnych.

Ważnym podkreślenia jest fakt, że siły szlifowania obciążające strefę kontaktu ściernicy z szlifowanym przedmiotem, z racji wywoływania zróżnicowanego stanu naprężeń $"/-"$ w strefie szlifowania i $"/+ "$ poza strefą szlifowania/, mają podwójny udział w odkształceniach plastycznych, zachodzących w warstwie wierzchniej.

Duże siły szlifowania, ściśle mówiąc duże obciążenie jednostkowe strefy szlifowania to i duże rozciągające naprężenia poza strefą szlifowania $/\sigma'_F, \sigma'_F /$, powodują powstawanie w strefach przypowierzchniowych warstwy wierzchniej naprężeń ściskających, przechodzących w strefach dalej położonych od powierzchni w duże naprężenia rozciągające /wynikających z dużych wartości naprężeń wynikowych $\sigma_{WI} /$. Jest to często spotykany charakter rozkładu naprężeń własnych w szlifowanych przedmiotach - rys. 3a /linia ciągła/.

Z racji uwzględnienia w proponowanym modelu oddziaływania mechanicznego narzędzia na warstwę wierzchnią obrabianego przedmiotu jest on również adekwatny przy określaniu naprężeń po obróbce skrawaniem. W obróbkach tych dominujący wpływ na konstytuowanie się naprężeń własnych ma właśnie oddziaływanie mechaniczne narzędzia, przy mniejszym udziale ciepła przewodzonego do przedmiotu obrabianego. Stąd też duże naprężenia ściskające w warstwie wierzchniej i to na znacznie większych głębokościach niż po szlifowaniu - rys. 3 a /linia nieciągła/.

Opracowany model, wskazuje również na znaczenie chłodzenia w konstytuowaniu się naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. Im większa jest intensywność chłodzenia szlifowanej powierzchni przedmiotu tym większe są rozciągające naprężenia σ_{Tch} , powodujące odkształcenia plastyczne w warstwie wierzchniej poza strefą szlifowania. Wtedy w tych strefach warstwy wierzchniej rozciągające naprężenia własne zmniejszają się, przechodząc niekiedy w naprężenia ściskające /rys. 3 a i b/.



Rys. 3. Typowe rozkłady naprężeń własnych w warstwie wierzchniej; a/ przy dużym obciążeniu mechanicznym warstwy wierzchniej lub przy jej intensywnym ochładzaniu, b/ przy polu temperatur warstwy wierzchniej przewyższającym temperatury krytyczne przemian strukturalnych, c/ przy polu temperatur w warstwie wierzchniej poniżej temperatur krytycznych przemian strukturalnych.

Fig. 3. Typical distributions of internal stresses in the surface layer: a/ under a big mechanical load of the surface layer or under its intensive cooling down, b/ at the field of temperatures of the surface layer exceeding the critical temperatures of microstructural changes, c/ at the field of temperatures of the surface layer below the critical temperatures of microstructural changes

Analiza modelu konstytuowania się naprężeń własnych pozwala na ocenę warstwy wierzchniej. Ich udział w odkształceniach plastycznych warstwy wierzchniej, zależy od składu strukturalnego materiału przedmiotu, jak i od występującego pola temperatur. W strefach warstwy wierzchniej, gdzie pole temperatur przewyższa temperatury krytyczne przemian strukturalno-fazowych, naprężenia wywołane zmianami objętości właściwej σ_s, σ'_s są odmiennego znaku w stosunku do pozostałych składowych naprężeń, występujących w warstwie wierzchniej, co też

w rezultacie powoduje zmniejszenie rozciągających naprężeń własnych w strefach przypowierzchniowych - rys. 3 b.

W przypadkach, gdzie pole naprężeń w II etapie ich kon-
stytuowania się, nie powoduje odkształceń plastycznych w war-
stwie wierzchniej /przy powolnym ochładzaniu szlifowanej po-
wierzchni/, rozkład naprężeń własnych jest zgodny z rozkładem
naprężeń wynikowych / σ_{wI} /, to jest naprężeń będących miarą
odkształceń plastycznych powstałych w warstwie wierzchniej
w strefie szlifowania - rys. 3 c.

Literatura

1. Chandra S. i in.: Effects of grinding variables on the residual stresses. J.Inst. Eng. Mech. Eng. Div., 57, N 7, Part 4, 1971 s. 160 - 164
2. Honscheid W.: Berechnung von Eigenspannungen in geschliffenen Oberflächen. Ind. Anz. 1975. 1975, N 97, s. 895-898
3. Jakimov A.V., Basovalov V.A.: Formirovanie napriazennogo sostojanija pri šlifovanii stalej. Vestnik Mašinostroenija, Nr 8, 1978, s. 55 - 56
4. Jakimov A.V. i in.: Uslovija vznikovenija šlifovačnych treščin i puti ich ustraneniija. Vestnik Mašinostroenija, Nr 11, 1980, s. 43 - 46
5. Kishi K., Eda H.: Analysis of the structure and thermal residual stress in the machined surface layer by grinding. Trans. Jap. Inst. Metals, 1972, 13, N 6, s. 412 - 418
6. Kvasnička I.: Grindability of tool steels from the viewpoint of surface quality. Proc. 16 th Inter. Mach. Tool Des. Res. Conf. Manchester 1975, s. 395 - 399
7. Luty W.: Metaloznawstwo i obróbka cieplna stali łożyskowych. WNT, Warszawa, 1980 s. 448
8. Morris M., Swoeys R.: Heat affected zone grinding operations. Proc. 16 th Inter. Mach. Tool. Des. and Res. Conf. Manchester 1973 London Basingstoke 1971, s. 659 - 669
9. Markowski S., Skrzypiński A.: Wybrane zagadnienia warstwy wierzchniej w budowie maszyn. Skrypt uczelniany Nr 395, AGH Kraków 1974, s. 102
10. Neckář F.: Zbytková pnutí a jejich vliv na kontaktní únavu kalene oceli. Praca hab., Katedra Strojirenske Technologie FSCVUT, Praha 1967
11. Novák A.: Zbytková napětí po broušení. Strojirenství, N 22 1972, s. 165 - 172
12. Okushima K., Kakino Y.: A study on the residual stress produced by metal cutting. Mem. Fac. Eng. Kyoto Univ. 1972 34, Part 2, s. 234 - 248
13. Plichta S.: Zmiany topografii roboczej powierzchni ściernicy podczas szlifowania i ich wpływ na własności fizyczne warstwy wierzchniej przedmiotu. Politechnika Wroclawska, 1986 Praca doktorska

14. Podzej A.V.: Technologiĭeskie ostatoĭnye naprjaženija. Mašinostroenie, Moskva 1973, s. 217
15. Reznikov A.N.: Teplofizika processov mehaniĭeskoj obrabotki materialov. Mašinostroenie, Moskva, 1981
16. Salo G.D., Golub W.I.: Rasĉet naprjaženij w platinach pri šlifocanii. Mašinostroenie 1970, N 9, s. 168 - 174
17. Snoeys R. i in.: Thermally induced damage in grinding. Annals of the CIRP, vol. 27,2, 1978, s. 571 - 581

Streszczenie

W artykule przedstawiono model powstawania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów z uwzględnieniem oddziaływania mechanicznego i ciepłego ściernicy oraz zmian objętości właściwej struktury materiału. Wyodróżniono dwuetapowy charakter ich powstawania przy zróżnicowanych stanach naprężeń w warstwie wierzchniej w strefie szlifowania i poza tą strefą.

MODEL OF INTERNAL STRESS ARISING IN THE SURFACE LAYER OF THE GROUND WORKPIECE

Summary

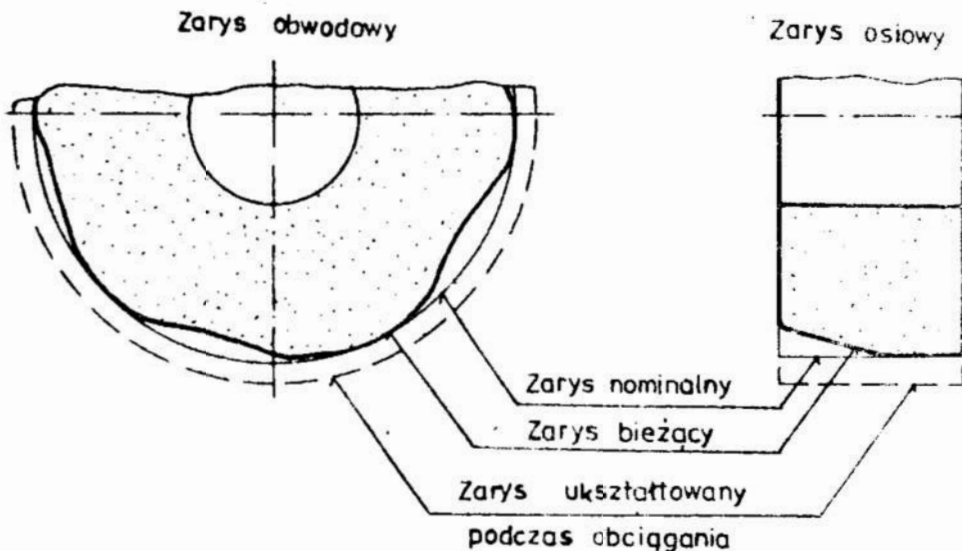
A model of arising of internal stresses in the surface layer of the ground workpieces with regard to mechanical and thermal reactions of the grinding wheel as well as the changes of specific volume of material structure, has been presented in the paper. Two-stage character of their originating at differentiated states of stress in the surface layer at the grinding zone and outside of it has been distinguished.

Jarosław Plichota
 Wyższa Szkoła Inżynierska
 w Koszalinie

BADANIE ZUŻYCIA OBWODOWEGO ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY

1. Wprowadzenie

Zmiany makrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy /RPS/ podczas szlifowania, są geometrycznym skutkiem procesów wytrzymałościowego zużycia ziaren ściernych i spoiwa, spowodowanych doraźnym, zmęczeniowym i termozmęczeniowym ich pękaniem i wykruszaniem. Objawami zużycia są jednocześnie zmiany kształtowe tworzącej osiowej i obwodowej zarysu ściernicy. Określa się je mianem zużycia obwodowego i krawędziowego. /rys. 1/.



Rys. 1. Geometryczne skutki zużycia makrogeometrii RPS

Fig. 1. Geometrical consequences of wear of the macrogeometry of the WWS /working wheel surface/

Jak wykazują wyniki badań, zużycie krawędziowe ma przede wszystkim istotny wpływ na dokładność wymiarowo-kształtową powierzchni przedmiotu obrabianego [1][5] oraz rozkład energii w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym [3][6]. Natomiast zużycie obwodowe ma wpływ na częstotliwość i amplitudę drgań w układzie obróbkowym oraz parametry falistości powierzchni przedmiotu obrabianego [5][2]. Ocenia się również, że błędy kołowości RPS stanowią jeden z podstawowych czynników determinujących dynamikę i stabilność procesu szlifowania [2][5][7].

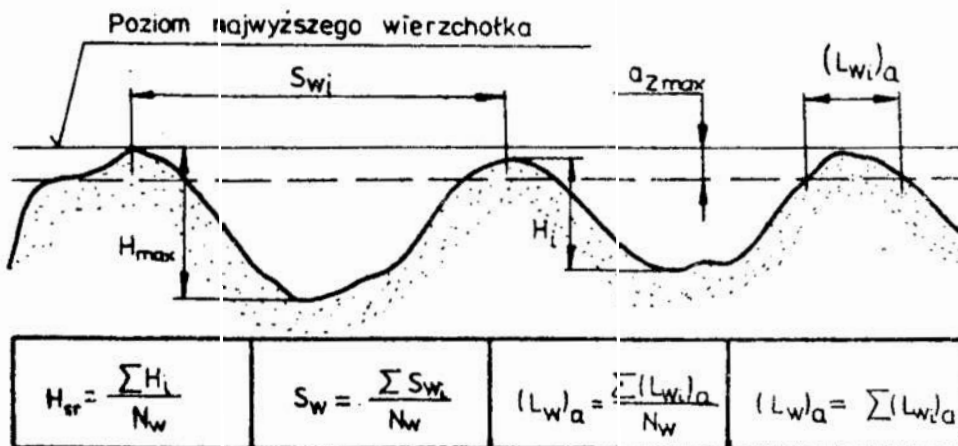
Wobec powyższego, analiza geometrycznych skutków zużycia obwodowego ściernicy ma nie tylko znaczenie poznawcze, ale i istotne znaczenie praktyczne. Wyniki tej analizy pozwalają bowiem na pełniejszą ocenę warunków pracy ziaren ściernych i procesu ich zużycia, a także przebiegu obróbki i jakości powierzchni obrabianej.

Zagadnienie oceny zużycia obwodowego jest jednak jeszcze stosunkowo mało doceniane i w większości przypadków jest pomijane, w globalnym bilansie geometrycznych skutków zużycia narzędzi ściernych. Stąd też w niniejszej pracy podjęto próbę opracowania wytycznych dla jego oceny oraz metodyki badań doświadczalnych. Opracowano i wykonano specjalne stanowisko pomiarowe, umożliwiające wyznaczenie współrzędnych zarysu obwodowego ściernicy bezpośrednio na obrabiarce, w dowolnym momencie czasu pracy ściernicy. W dalszej kolejności, zostaną podjęte badania mające na celu określenie wpływu kształtu zarysu obwodowego ściernicy na przebieg i wyniki szlifowania oraz na stan własności eksploatacyjnych ściernicy i okres jej trwałości.

Przedstawione w pracy rozważania oraz wyniki badań eksperymentalnych, odniesiono do ściernicy płaskiej pracującej w warunkach obwodowego szlifowania płaszczyzn. Są one również pomocne w przypadku analizy zużycia powierzchni roboczej innych typów ściernicy, pracujących w innych układach kinematycznych.

2. Ocena zużycia obwodowego

Ocena zużycia obwodowego polega na wyznaczeniu rzeczywistego zarysu obwodowego RPS, określeniu jego odchyłek w odniesieniu do tworzącej nominalnej oraz wyznaczeniu parametrów falistości. W ocenie tej najczęściej stosuje się następujące parametry liczbowe: maksymalną wysokość falistości H_{\max} [2], średnią wysokość falistości H_{sr} [5], średni odstęp wierzchołków falistości S_w [5][7] oraz ilość wierzchołków falistości na długości obwodu ściernicy N_w [5]. Jak wykazują rozważania teoretyczne oraz wyniki badań rozpoznawczych przeprowadzonych przez autora, celowym wydaje się wprowadzenie dwóch dodatkowych parametrów, określających długość czynnej części obwodu ściernicy. Parametrami tymi są: średnia długość wierzchołka falistości na określonym poziomie $(L_w)_a$ oraz sumaryczna względna długość wierzchołków falistości na obwodzie ściernicy $(L_w)_a$. Położenie poziomu pomiarowego, proponuje się przyjąć na głębokości równej maksymalnej grubości warstwy skrawanej jednym ziarnem $a_{z, \max}$, mierząc od najwyższej położonej wierzchołka falistości. Założenie to ma na celu wydzielenie tej części obwodu ściernicy, na której mogą znajdować się ziarna potencjalnie aktywne /rys. 2/.



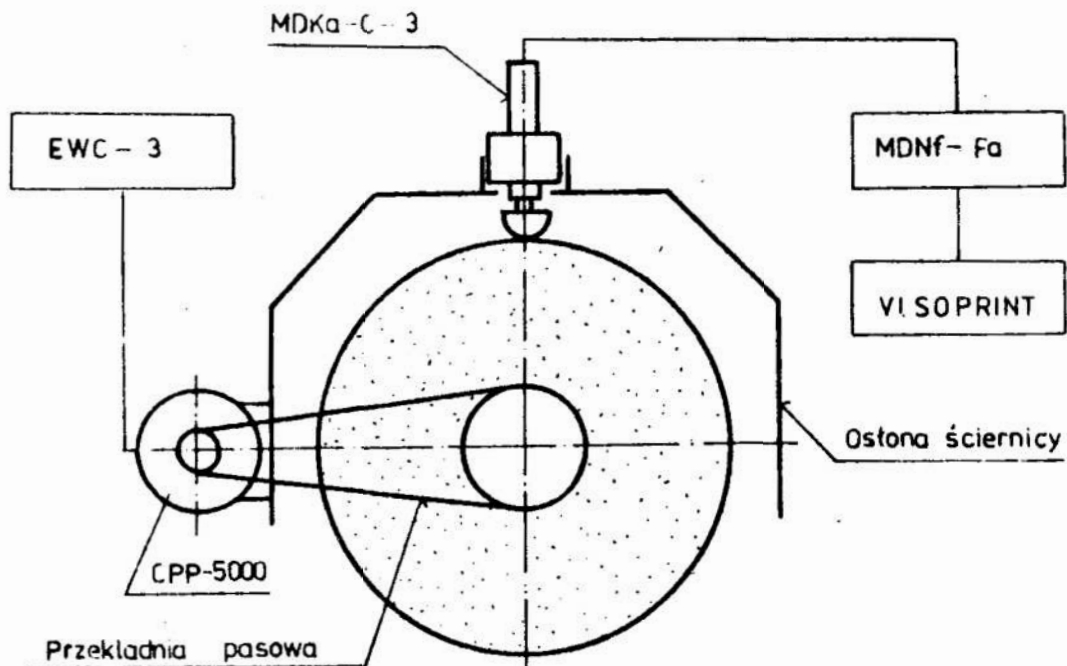
Rys. 2. Parametry oceny zarysu obwodowego RPS

Fig. 2. Evaluation parameters of circumferential profile of the WWS

Do wyznaczania tych parametrów stosuje się dwie grupy metod, tzw. metody bezpośrednie i pośrednie. Metody bezpośrednie polegają na pomiarze wartości parametrów bezpośrednio z powierzchni ściernicy. Do tego celu wykorzystuje się specjalnie konstruowane urządzenia wyposażone w penetrator połączony z przetwornikiem i rejestratorem [2], czujniki pneumatyczne [4] lub mechaniczne [4]. Natomiast metody pośrednie, polegają na pomiarze odchyłek wymiarowo-kształtowych powierzchni przedmiotu obrabianego [2] lub analizy widma amplitudy i częstotliwości drgań w układzie obróbkowym [7].

3. Stanowisko do badania i pomiarów zużycia obwodowego ściernicy

W badaniach postanowiono zastosować metodę bezpośrednią, opartą na pomiarze współrzędnych tworzącej obwodowej powierzchni ściernicy, na drodze jej obwodzenia za pomocą penetratora połączonego z urządzeniem rejestrującym. W tym celu skonstruowano specjalne stanowisko pomiarowe /rys. 3/.



Rys. 3. Schemat stanowiska do pomiaru zużycia obwodowego RPS

Fig. 3. Stand schematic to measure circumferential wear of the WWS

Pomiar współrzędnych zarysu obwodowego ściernicy realizowany jest za pomocą czujnika indukcyjnego typu MDKa-C-3, wyposażonego w specjalną końcówkę pomiarową o promieniu wierzchołka $R = 8$ mm. Przyjęta wielkość promienia R wynikała z konieczności odfiltrowania z zarysu składowych harmonicznych, mieszczących się w zakresie chropowatości RPS. Wyniki pomiarów odczytywane są na skali wskaźnika cyfrowego typ MDNF-Fa /zakres $\pm 200 \mu\text{m}$ /, a ich rejestracja odbywa się za pomocą uniwersalnej drukarki typu VISOPRINT. W celu równomiernego rozmieszczenia punktów pomiarowych na obwodzie ściernicy, zastosowano czujnik fotoelektryczny do pomiaru przemieszczeń kątowych typu CPP-5000, sprzężony z wrzecionem ściernicy za pomocą przekładni pasowej. Rozdzielność czujnika umożliwiała pomiar obwodu ściernicy na 5000 punktów pomiarowych, co w odniesieniu do współrzędnej bieżącej zarysu obwodowego wynosiło $0,175$ mm. Przemieszczanie obwodu ściernicy na kolejny punkt pomiarowy odbywało się za pomocą ręcznego obracania ściernicy.

Wszystkie zespoły pomiarowe, zastosowane w powyższym rozwiązaniu, umieszczono na osłonie ściernicy szlifierki do obwodowego szlifowania płaszczyzn typ 3711 prod. ZSRR. Połączenie stanowiska badawczego /szlifierki/ i pomiarowego, pozwoliło zapewnić dużą wygodę pomiaru oraz możliwość jego realizacji w dowolnym momencie czasu pracy ściernicy. Pozwoliło to również wyeliminować nieuniknione błędy spowodowane zmianą ustalenia i bazowania ściernicy, tak jak to ma miejsce, w przypadku wyznaczania jej zarysu na oddzielnych stanowiskach pomiarowych.

1. Badania doświadczalne

Celem badań była weryfikacja praktycznej przydatności przyjętej metody pomiarowej oraz określenie charakteru i intensywności zużycia obwodowego ściernic o różnych rodzajach zużycia.

W celu zapewnienia możliwości porównywania ściernic o różnej podatności na zużycie, do badań użyto dwie ściernice płaskie o takich samych charakterystykach, różniące się jedynie

stopniem twardości, tj. T1 200x32x76/99A-80-K-7-V i T1 200x32x76/99A-80-N-7-V.

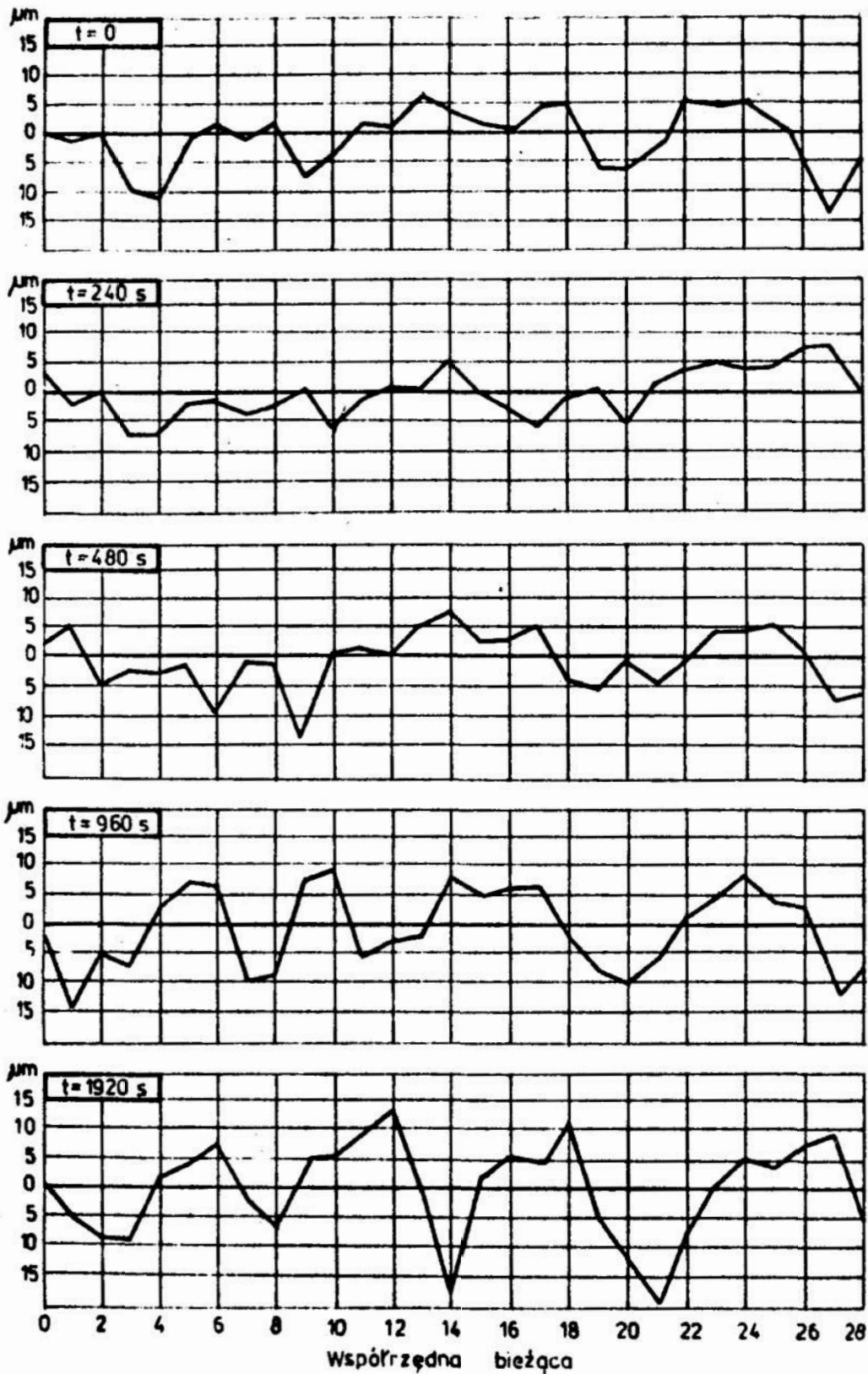
Przed rozpoczęciem szlifowania, ściernice obciążano obciążaczem diamentowym jednoziarnistym rodzaju M1010 o masie około 1 karata, stosując następujące parametry: głębokość $g_0 = 0,02$ mm, posuw $p_0 = 0,04$ mm/obr - 3 przejścia. W złożonych warunkach obróbki: $v_s = 28$ m/s, $v_p = 20$ m/min, $p_0 = 0,4$ mm/skok oraz $g = 0,05$ mm, szlifowano próbki płaskie o wymiarach 100x40x50 mm wykonane ze stali gat. 40H o twardości $HRC = 54 \pm 2$. Po obciążeniu oraz po określonych czasach szlifowania $t_1 = 240, 480, 960$ i 1920 s, zatrzymano ściernicę i po dokładnym oczyszczeniu jej powierzchni, mierzono wartości współrzędnych jej zarysu obwodowego w 180 punktach pomiarowych, oddalonych co $4,3$ mm. Pomiarów przeprowadzono w odległości 1 mm od czoła atakującego ściernicy. Ponadto wyznaczono odchyłkę bicia promieniowego wrzeciona ściernicy, która wynosiła $\Delta R_w = 2,5$ μ m.

Na podstawie otrzymanych wyników pomiarów, wyznaczono rzędne zarysów obwodowych ściernic w rozwinięciu. W celu wyeliminowania z ich składu częstotliwościowego składowej harmonicznej o amplitudzie i częstotliwości odpowiadającej bicia wrzeciona, od otrzymanych wartości rzędnych odjęto wartości wynikające z bicia wrzeciona.

Na bazie tak odfiltrowanych rzędnych, wykreślono zarysy obwodowe RPS po różnych okresach czasu pracy ściernicy. Przykładowe ich fragmenty zamieszczono na rys. 4.

Z zarysów tych wyznaczono wartości podstawowych parametrów oceny zarysu obwodowego oraz określono ich zmiany w czasie pracy ściernicy. I tak na rys. 5 przedstawiono przebiegi zmian wartości parametrów falistości, tj. maksymalną wysokość falistości H_{max} , średnią wysokość falistości H_{sr} , ilość wierzchołków na obwodzie ściernicy N_w i średni odstęp wierzchołków falistości S_w .

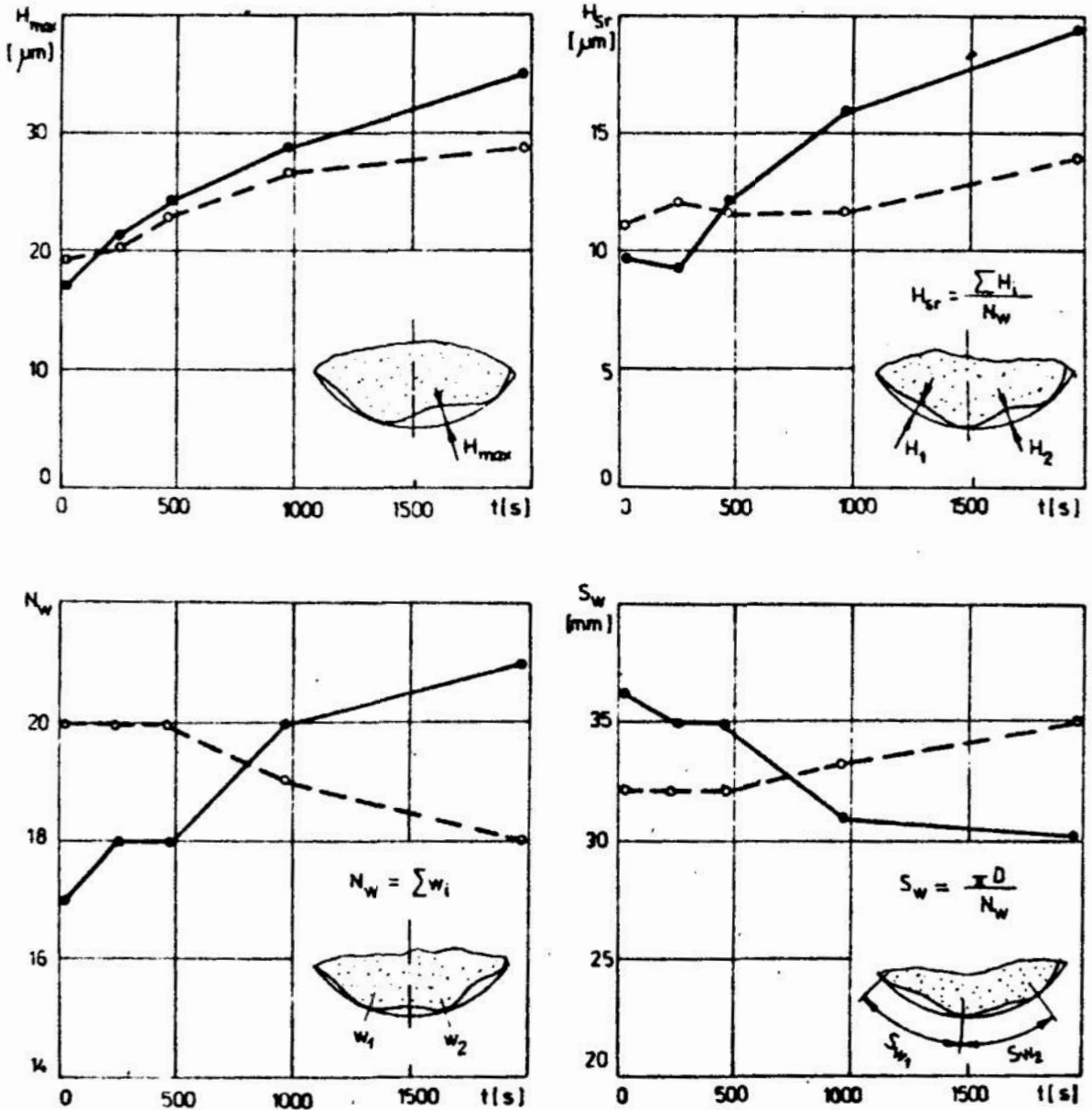
Jak wynika z analizy otrzymanych rezultatów, wielkość oraz intensywność zmian poszczególnych parametrów wyraźnie się różni dla ściernic o różnych rodzajach zużycia. Bezpośrednio po obciążeniu oraz w początkowym okresie pracy obserwuje



rys. 4. Zarysy obwodowe RPS 99A-80-N-7-V po różnych okresach czasu jej pracy

Fig. 4. Circumferential profiles of the WWS of 99A-80-N-7-V after different periods of its work

się większe wartości parametrów wysokościowych falistości $/H_{\max}, H_{\text{sr}}/$ oraz mniejsze parametrów horyzontalnych $/N_w, S_w/$ dla ściernicy o mniejszej twardości.



Rys. 5. Zależność wartości parametrów falistości zarysu obwodowego badanych ściernic od czasu ich pracy

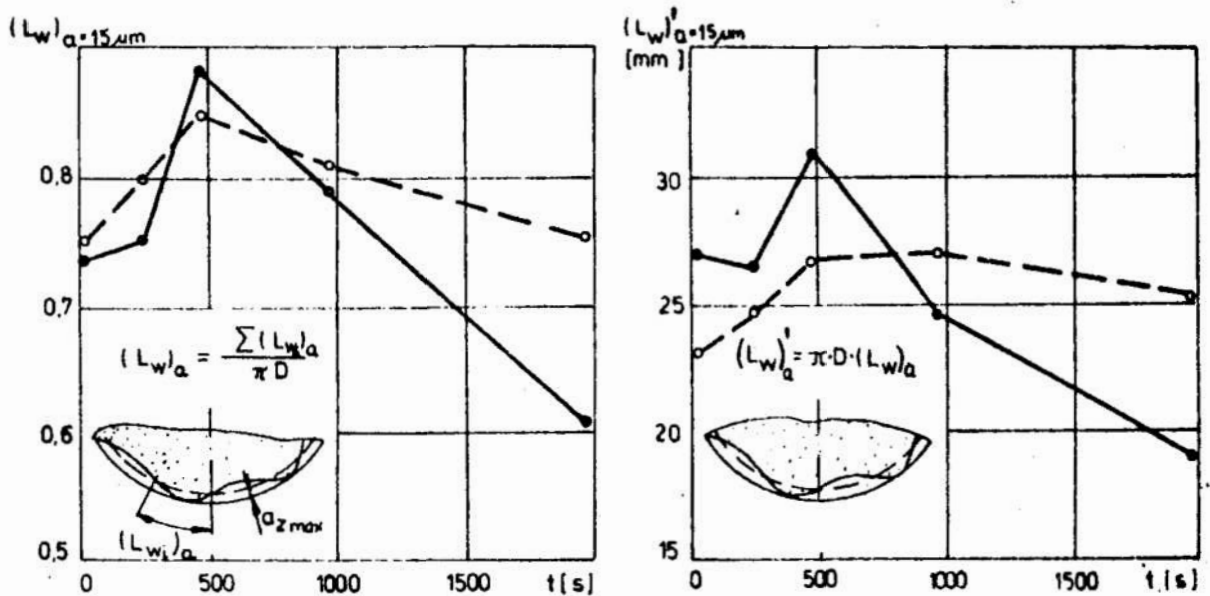
FIG. 5. Dependence of parameters values of circumferential profile waviness of the grinding wheels studied on their work time

Jest to wynikiem relatywnie większej podatności tej ściernicy na wykruszenie lokalne /mniejsza siła wiązania ziaren/, spowodowane nierównomiernością pracy obciążacza, na skutek drgań wymuszonych biciem wrzeciona ściernicy i drganiami układu technologicznego. Jednak w miarę upływu czasu szlifowania, większe wysokości falistości obserwuje się dla ściernicy o większej twardości, przy czym mają one wyraźną tendencję wzrostową. Należy zatem sądzić, że istnieją dodatkowe przyczyny /oprócz wymienionych powyżej/ generujące proces rozwoju falistości. Są nimi nierównomierny rozkład obciążeń obwodu ściernicy oporami skrawania, powstały w wyniku początkowej jej falistości, i także nierównomierne zużycie na skutek niejednorodności w budowie ściernicy. Oczywiście procesy te są niewątpliwie wspomagane drganiami, wywołanymi falistością ściernicy. Dla ściernicy o większej twardości obserwuje się również wzrost ilości wierzchołków falistości w czasie, a co za tym idzie zmniejszenie ich średniej odległości. Jest to potwierdzeniem przypuszczenia, że fale powstałe w zabiegu obciążania są, w miarę przebiegającego procesu zużycia, powiększane a ich ilość jest efektem kumulacyjnego działania dużej ilości czynników. Natomiast dla ściernicy o mniejszej twardości, przyrost wysokości falistości jest relatywnie mniejszy, a ilość i średnia odległość wierzchołków wskazuje niewielkie wahania.

Interesujące wyniki daje analiza przebiegu zmian średniej długości wierzchołka falistości L_w/a oraz sumaryczna ich względna długość L_o/a , na poziomie równym maksymalnej wysokości warstwy skrawanej pojedynczym ziarnem ściernym, umożliwiającą określenie potencjalnie czynnej części obwodu ściernicy /rys. 6/.

Na podstawie otrzymanych wyników można twierdzić, że ściernica o mniejszej twardości, posiadająca większą długość obwodu czynnego /powyżej 75%/ , a także mniejszą intensywność jego zmian podczas szlifowania, posiada lepsze własności skrawne. Objawia się to większą równomiernością rozłożenia nadmiaru obróbkowego wzdłuż obwodu ściernicy, a tym samym bardziej równomiernym obciążeniem wierzchołków ziaren ściernych. Przewidzi to do bardziej równomiernego zużycia powierzchni ściernicy.

nicy, a co za tym idzie mniejszej falistości i w konsekwencji mniejszej amplitudy drgań układu obróbkowego.



Rys. 6. Zależność średnich długości wierzchołków falistości oraz sumarycznej względnej ich długości na określonym poziomie od czasu pracy badanych ściernic

Fig. 6. Dependence of mean lengths of wavinesses and their total relative length at a given level of the work time of the grinding wheels studied

Czynniki te mają niewątpliwy wpływ na jakość powierzchni przedmiotu obrabianego. Dzięki bowiem wzrostowi długości czynnej części obwodu ściernicy, wzrasta ilość ziaren czynnych, kształtujących dany przekrój powierzchni przedmiotu obrabianego, co sprzyja zmniejszeniu jej chropowatości. Natomiast w wyniku mniejszej falistości RPS i mniejszej amplitudy drgań, zmniejsza się również wartość parametrów wysokościowych falistości powierzchni obrabianej.

W wyniku przeprowadzonych badań zaobserwowano również fakt, że w miarę wzrostu zużycia ściernicy, wraz z upływem

czasu szlifowania, pojawia się niesymetryczność wierzchołków falistości. Zniekształcenie wierzchołka, w postaci złagodzenia jego zbocza, znajduje się zawsze od strony atakującej. Jest ono spowodowane większą intensywnością procesów zużycia zachodzących w czasie wcinania się wierzchołków ziaren w materiał obrabiany.

Zjawisko niesymetryczności wierzchołków falistości, zaobserwowano w sposób wyraźny tylko dla ściernicy o większej twardości.

5. Podsumowanie

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych wynika, że geometryczne skutki zużycia w odniesieniu do zarysu obwodowego ściernicy, objawiają się głównie w postaci błędów kształtu, odpowiadających pojęciu falistości. Parametry profilu tej falistości, w dużej mierze zależą od rodzaju zużycia ściernicy i są silnie związane z intensywnością wykruszeń wywołanych, procesami zużycia wytrzymałościowego.

Zużycie obwodowe jest zjawiskiem niekorzystnym z punktu widzenia własności eksploatacyjnych ściernicy. Powoduje ono zmniejszenie czynnej długości obwodu ściernicy, co sprawia, że praca ściernicy jest przerywana, a proces obróbki przebiega w warunkach zbliżonych do szlifowania ściernicą o nieciągłej powierzchni, przy małym stopniu pokrycia. Prowadzi to do powstania drgań samowzbudnych w układzie technologicznym, które powodują wzrost błędów kształtu powierzchni przedmiotu obrabianego. Ponadto, zmniejsza się ilość ziaren kształtujących dany przekrój przedmiotu obrabianego, a to z kolei powoduje wzrost chropowatości jego powierzchni.

Wobec tak wielokierunkowego wpływu zużycia obwodowego na przebieg i wyniki szlifowania wydaje się, że może ono stanowić jedno z kryteriów oceny własności eksploatacyjnych ściernicy oraz w dużym stopniu decydować o okresie jej trwałości. Wymaga to jednak opracowania szybkich, wygodnych i precyzyjnych metod jego oceny oraz ilościowego powiązania geometrycznych skutków tego zużycia z jakością powierzchni przedmiotu

obrabianego.

Zagadnienia te są przedmiotem obecnie prowadzonych prac.

Literatura

1. Banerjee J.K.: Some aspects of flat surface grinding with intermittent cross-feed. Trans. ASME, vol. 101, 1979
2. Filimonov L.N.: Stoikost ślifovalnych krugov. Leningrad 1983
3. Kacalak W., Lewkowicz R.: Energetyczny model procesu szlifowania. Prace Instytutu Budowy Maszyn WSIInż. w Koszalinie, nr 2, 1978
4. Oczos K.: Analiza procesu i metody pomiaru zużycia pojedynczych ziaren ściernych i ściernio. Rozprawy Politechniki Rzeszowskiej, nr 4, Rzeszów 1975
5. Oczos K., Porzycki J.: Szlifowanie. WNT, Warszawa 1986
6. Plichta S.: Zmiany topografii roboczej powierzchni ściernicy podczas zszlifowania i ich wpływ na własności fizyczne warstwy wierzchniej przedmiotu. Praca doktorska. Politechnika
7. Weck M., Eckstein R.: Stan i tendencja w badaniach i ocenie dynamicznych własności obrabiarek. Mechanik, nr 6, 1985

Streszczenie

W artykule omówiono metodykę oceny i badania geometrycznych skutków zużycia obwodowego roboczej powierzchni ściernicy. Przedstawiono konstrukcję stanowiska pomiarowego oraz wyniki badań doświadczalnych dla ściernio charakteryzujących się różnymi formami zużycia.

INVESTIGATION OF PERIPHERAL WEAR OF THE WORKING WHEEL SURFACE

Summary

In the paper, the evaluation method and geometrical in-

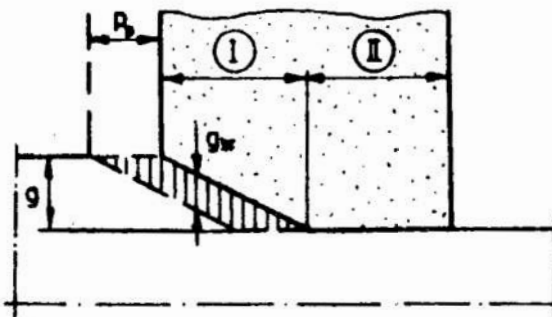
Investigation of the consequences of circumferential wear of the working wheel surface, have been discussed. Construction of the measuring stand and the results of experimental studies for the grinding wheels being characteristic with various forms of wear, have been presented.

Jarosław Plichta
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

BADANIE ZUŻYCIA KRAWĘDZIOWEGO ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY

1. Wprowadzenie

Zużycie krawędziowe stanowi drugą - obok zużycia obwodowego - formę zużycia makrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy /RPS/. Objawia się ono zmianą kształtu tworzącej osiowej ściernicy w stosunku do tworzącej nominalnej /rys. 1/.



Rys. 1. Zużycie krawędziowe ściernicy i jego wpływ na kształt i wielkość strefy szlifowania

Fig. 1. Grinding wheel edge wear and its effect on the shape and magnitude of the grinding zone

Zużycie krawędziowe jest geometrycznym skutkiem różnej intensywności procesów zużycia ziaren ściernych i mostków spoiwa w kierunku szerokości strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Jest ono wynikiem różnego stopnia czynnego zaangażowania ziaren ściernych leżących wzdłuż tworzącej ściernicy, a także wzdłuż drogi roboczej [1][2][4]. I tak, ziarna

leżące w strefie skrawania /strefa I/ podlegają największym obciążeniom ciepłno-mechanicznym, wynikającym z relatywnie dużych pól przekroji warstw skrawanych pojedynczymi wierzchołkami. Ziarna te wykonują praktycznie całą pracę związaną z usuwaniem nadmiaru obróbkowego. Istnieje tu zatem największe prawdopodobieństwo pęknięć i wykruszeń ziaren i mostków spoiwa, które prowadzi do relatywnie największych zmian geometrycznych RPS. Natomiast ziarna leżące w strefie wygładzania /strefa II/ nie biorą udziału w usuwaniu nadmiaru obróbkowego, a jedynie uczestniczą w wygładzaniu nierówności powierzchni przedmiotu ukształtowanego w strefie skrawania. Stąd występujące w tej strefie obciążenia ziaren i mostków spoiwa jest na tyle małe, że nie powoduje istotnych zmian w makrogeometrii RPS.

Zużycie krawędziowe, jako nieunikniony skutek zużycia RPS, w istotny sposób wpływa na stan własności eksploatacyjnych ściernicy oraz przebieg i wyniki obróbki [6] [14]. Stąd jakościowa i ilościowa ocena zużycia krawędziowego wydaje się mieć podstawowe znaczenie w globalnym bilansie geometrycznych skutków zużycia ściernicy. Jest to znaczenie istotne zarówno ze względów poznawczych, jak i praktycznych. Ze względów poznawczych - gdy pozwala określić charakter zmienności warunków pracy ziaren ściernych wzdłuż strefy skrawania oraz intensywność ich zużycia. A ze względów praktycznych - gdyż umożliwia określić rozkład i intensywność obciążenia ciepłno-mechanicznego powierzchni obrabianej, który determinuje stan własności fizycznych jej warstwy wierzchniej.

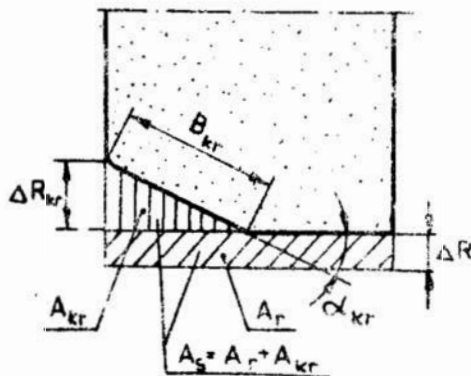
Uwzględniając powyższe, a niniejszej pracy podjęto próbę opracowania metodyki oceny i badania geometrycznych skutków zużycia krawędziowego ściernicy, na przykładzie ściernicy płaskiej pracującej w warunkach obwodowego szlifowania płaszczyzn. W dalszej kolejności zostaną podjęte badania z zakresu wpływu tej formy zużycia ściernicy na przebieg i wyniki szlifowania.

2. Ocena zużycia krawędziowego

Ocena zużycia krawędziowego polega na wyznaczeniu rzeczywistego zarysu przekroju osiowego ściernicy i określaniu od-

obrytek tego zarysu w odniesieniu do tworzącej nominalnej powierzchni ściernicy, wyznaczonej w rozpatrywanej chwili czasu pracy ściernicy lub tworzącej ukształtowanej w zabiegu obciążania.

W ocenie tej stosuje się dwie grupy parametrów liczbowych, z których pierwsza służy do określenia kształtu, szerokości i położenia czynnej krawędzi ściernicy, a druga charakteryzuje wielkość powierzchni zużycia ściernicy w przekroju osiowym. Najczęściej wykorzystywanymi parametrami w grupie pierwszej są: szerokość czynnej krawędzi B_{kr} [3][7][14], kąt jej pochylecia α_{kr} [3][7] oraz zużycie krawędziowe ΔR_{kr} [7][9][11][14][16]. Natomiast w grupie drugiej, parametrami oceny są: zużycie promieniowe ΔR [9][10][11], powierzchnia zużycia krawędziowego A_{kr} [7][9][11], całkowita powierzchnia zużycia A_s [11] /rys. 2./.



rys. 2. Parametry oceny zużycia krawędziowego

Fig. 2. Parameters of the edge wear evaluation

Do wyznaczenia wartości tych parametrów stosuje się dwie grupy metod, które umownie można określić jako bezpośrednie i pośrednie. Metody bezpośrednie polegają na pomiarze parametrów zarysu krawędziowego ściernicy bezpośrednio z jej powierzchni. Podstawową i najbardziej uniwersalną w tej grupie jest metoda profilografowania zarysu osiowego RPS, za pomocą penetratora połączonego z urządzeniem przetwarzającym - rejestr-

strującym [2][15]. Uzyskany w ten sposób zarys stanowi bazę do wyznaczenia wartości określonych parametrów oceny zużycia krawędziowego. Duże znaczenie mają też metody oparte na pomiarach wybranych odchyłek zarysu krawędziowego za pomocą odpowiednio usytuowanych czujników pneumatycznych [10] lub mechanicznych [10]. Natomiast metody pośrednie, odnoszą się głównie do pomiaru odchyłek wymiarowo - kształtowych przekroju powierzchni przedmiotu obrabianego [6] lub powierzchni specjalnych próbek pomiarowych [7][8][9].

3. Stanowisko do pomiaru zużycia krawędziowego

Po analizie zalet i wad poszczególnych metod oceny zużycia krawędziowego, w badaniach doświadczalnych postanowiono wykorzystać metodę pośrednią, polegającą na pomiarze odchyłek wymiarowo-kształtowych krawędzi cienkich próbek wcinanych w kierunku promieniowym ściernicy.

W tym celu skonstruowano specjalne stanowisko pomiarowe, umożliwiające nacinanie zarysu krawędziowego ściernicy bezpośrednio na obrabiarce, w dowolnym momencie czasu jej pracy /rys. 3/.

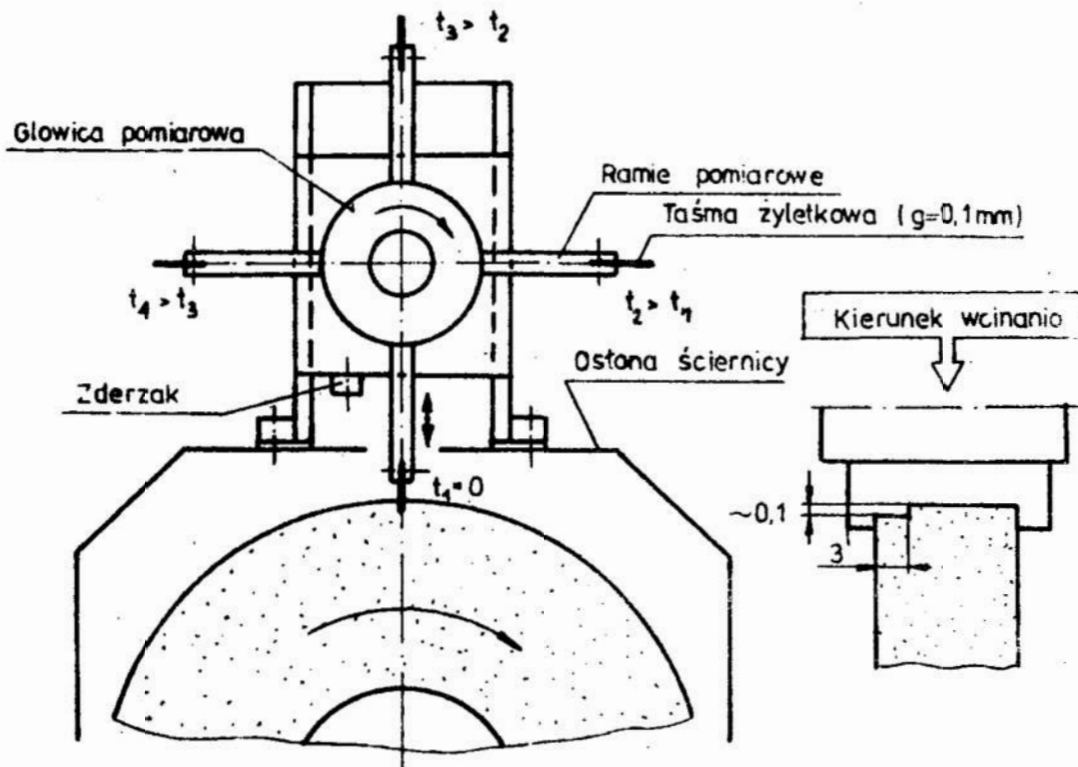
Stanowisko to składa się z głowicy pomiarowej, która umożliwia zamocowanie odcinków taśm żyłkowych na czterech ramionach, umieszczonych prostopadle względem siebie. Głowica osadzona jest obrotowo na dokładnym trzpieniu, wyposażonym w obrotowy mechanizm podziałowy, co pozwala na ustawienie kolejnych ramion w pozycji pomiarowej. Całość osadzona jest na prowadnicach pionowych, które umożliwiają ruch ustawny głowicy oraz ruch roboczy /wcinający/, który jest realizowany za pomocą śruby drobnozwojnej, obracanej pokrętkiem posuwu roboczego. Głębokość wcinania regulowana jest za pomocą nastawnego zderzaka. Wszystkie elementy urządzenia zamocowane są na osłonie ściernicy.

Po nacięciu zarysów krawędziowych ściernicy, po określonych czasach jej pracy, głowicę pomiarową zdejmuje się z trzpienia i przenosi na stanowisko pomiarowe, umieszczone na stole profilografometru. Jest ono wyposażone w identyczny trzpień

wocuający, tak aby do minimum zmniejszyć błędy ustalenia. Następnie profilografując nacięte zarysy taśmy żyletkowej, za pomocą penetratora o szerokości wierzchołka ok. 0,4 mm, wyznacza się poszczególne zarysy krawędziowe ściernicy. Z zarysów tych wyznacza się wartości określonych parametrów oceny zużycia krawędziowego.

Dokładność wyznaczenia estymatorów tych parametrów wynosi odpowiednio:

- dla kierunku horyzontalnego: $\pm 0,011$ mm,
- dla kierunku promieniowego: $\pm 0,0005$ mm.



Rys. 3. Schemat stanowiska do pomiaru zużycia krawędziowego

Fig. 3. Set-up schematic to measure the edge wear

4. Badania doświadczalne

Badania przeprowadzono w celu sprawdzenia praktycznej

przydatności przyjętej metody pomiarowej oraz określenia obszaru i intensywności zużycia krawędziowego ściernic, pracujących w różnych warunkach zużycia, tj. postępującego tępienia i samoostrzenia.

W celu stworzenia możliwości dla osiągnięcia różnych rodzajów zużycia ściernic, do badań użyto dwie ściernice o identycznych charakterystykach, różniące się jedynie stopniem twardości: T1 200x32x76/99A-80-K-7-V i T1 200x32x76/99A-80-N-7-V prod. CSRS.

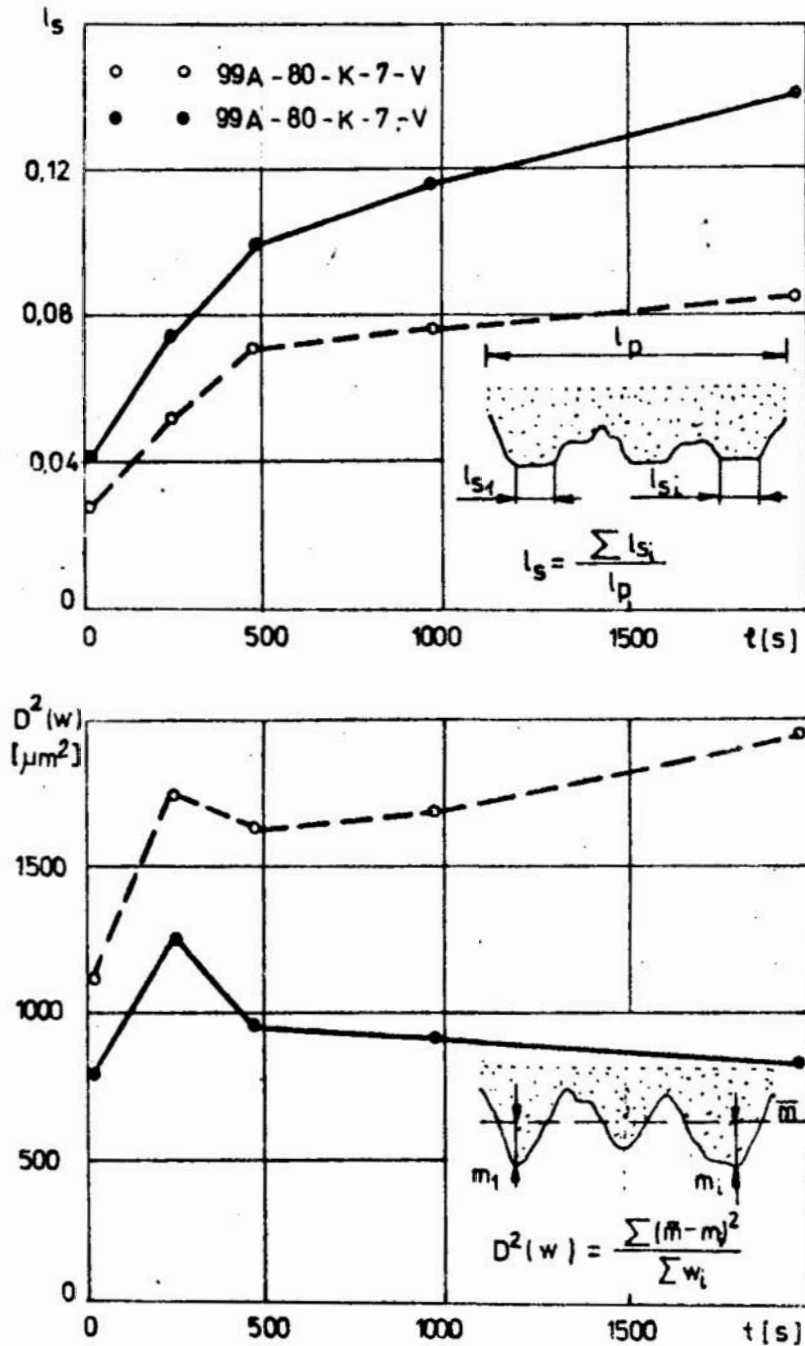
Przed rozpoczęciem badań ściernice obciążano obciążaczem jednoziarnistym rodzaju H1010 o wadze ok. 1 karata, przy następujących parametrach: głębokość $g_0 = 0,02$ mm, posuw $p_0 = 0,04$ mm/obr. - 3 przejścia. W celu stworzenia bazy do pomiaru zmian promienia ściernicy, na tylnej części jej obwodu dodatkowo nacinano obciążaczem kanałek bazowy o głębokości 0,1 mm /rys. 3/.

W założonych warunkach: $v_s = 28$ m/s, $v_p = 20$ m/m, $p_p = 0,4$ mm/skok i $g = 0,05$ mm, szlifowano próbki płaskie o wymiarach 100x40x50 mm, wykonane ze stali gat. 40H o twardości HRC = 54 ± 2 . Po określonych czasach szlifowania $t_1 = 240, 480, 960$ i 1920 s, oczyszczano powierzchnię ściernicy sprężonym powietrzem i odwzorowywano jej zarys krawędziowy na taśmie żyłkowej. Następnie zatrzymywano ściernicę i odwzorowywano mikrogeometrię jej powierzchni roboczej na replikach według metodyki przedstawionej w pracy [12]. Metodą profilografowania naciętych krawędzi taśmy żyłkowej, wyznaczono zarysy krawędziowe ściernicy, stosując powiększenie $H_V = 250$ i $H_H = 10$ razy. Natomiast profilografując repliki pozytywowe, wyznaczono zarysy mikrogeometrii RPS o długości 22 mm [13] i powiększeniach $H_V = 250$ i $H_H = 100$ razy. Profilografowanie przeprowadzono na profilografometrze typ ME-10 prod. NRD.

Z zarysów krawędziowych wyznaczono wartości podstawowych parametrów oceny zużycia krawędziowego ΔR_{kr} , l_{kr} , α_{kr} , ΔR , A_{kr} i A_s . Natomiast zarysy mikrogeometrii RPS posłużyły do wyznaczenia wartości parametrów identyfikacji rodzaju zużycia ściernicy, tj. sumarycznej względnej długości odcinków starcia wierzchołków ziaren l_g oraz wariancji rzędnych wierzchoł-

ów $D^2(w)$ [5]. Otrzymane wyniki przedstawiono na rys. 4, 5 i 6.

I tak na rys. 4 zamieszczono przebiegi zmian wartości parametrów l_s i $D^2(w)$ w funkcji czasu pracy ściernicy.



rys. 4. Zależność zmian wartości parametrów identyfikacji rodzaju zużycia od czasu pracy badanych ściernic

Fig. 4. Dependence of changes of the identification parameters values of wear type on the work time of grinding wheels studied

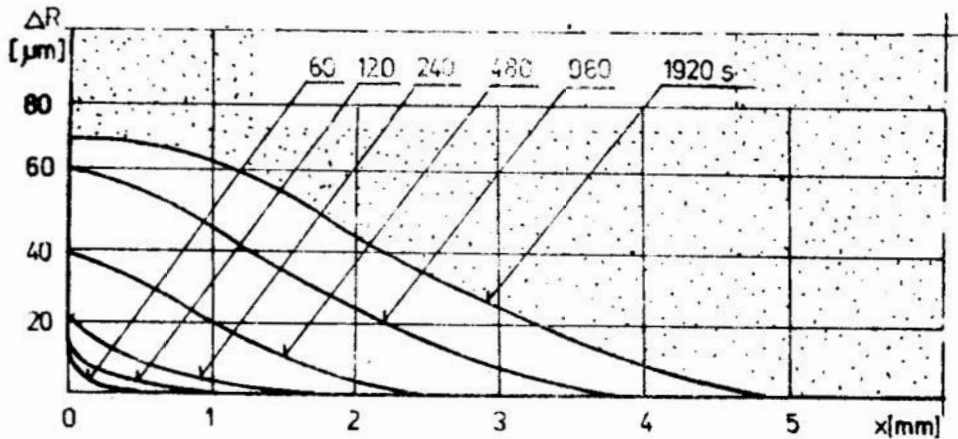
Jak wynika z analizy tych wykresów, ściernica o twardości N pracowała w warunkach postępującego tępienia, na co wskazuje wyraźny wzrost długości odcinków starcia wierzchołków oraz zmniejszenie ich rozproszenia promieniowego wraz z upływem czasu szlifowania. Natomiast przebiegi zmian wartości tych parametrów dla ściernicy o twardości K, świadczą o stosunkowo małym przyroście starcia wierzchołków i dużej ich wariacji, co wskazywało na pracę tej ściernicy w warunkach ograniczonego samoostrzenia. Przyczyną odmiennych form i intensywności zużycia badanych ściernic, jest różna ich skłonność do zużycia wytrzymałościowego w wyniku różnicy siły wiązania ziaren ściernych i mostków spoiwa. W przypadku ściernicy o większym stopniu twardości, a więc większej sile wiązania ziaren, są one dłużej utrzymywane na powierzchni roboczej do momentu ich wyrwania, co prowadzi do względnego wzrostu powierzchni starcia ich wierzchołków i zmniejszenia rozproszenia wysokościowego ich rzędnych.

Wyniki te potwierdzają założenie, że dla przyjętych charakterystyk badanych ściernic i parametrów szlifowania, ich zużycie zachodzi w odmiennych warunkach i z różną intensywnością.

Na rys. 5 przedstawiono przykładowe zarysy krawędziowe ściernicy 99A-80-K-7-V ilustrujące ich zmiany zachodzące po różnych okresach czasu szlifowania.

Na podstawie obserwacji kształtu tych zarysów można stwierdzić, że w początkowym okresie pracy następuje zaokrąglenie ozoła atakującego ściernicy, w wyniku intensywnego wykruszania ziaren najbardziej obciążonych oraz najslabiej utrzymywanych przez mostki spoiwa. Następnie, na skutek przejęcia obciążenia przez kolejne ziarna leżące wzdłuż tworzącej ściernicy, podobny proces zachodzi dla kolejnego zbioru ziaren, chociaż z mniejszą intensywnością. Powoduje to rozszerzenie strefy styku ściernicy z powierzchnią przedmiotu obrabianego i dalszy wzrost ilości ziaren czynnych. Proces ten zachodzi do momentu określonego ukształtowania strefy styku, a tym samym krawędzi czynnej ściernicy, zależnego od charakterystyki ściernicy i warunków obróbki. Tak ukształtowana krawędź czynna

czynna przesuwana się następnie wzdłuż tworzącej ściernicy, z prędkością zależną od intensywności zużycia wytrzymałościowego ściernicy.



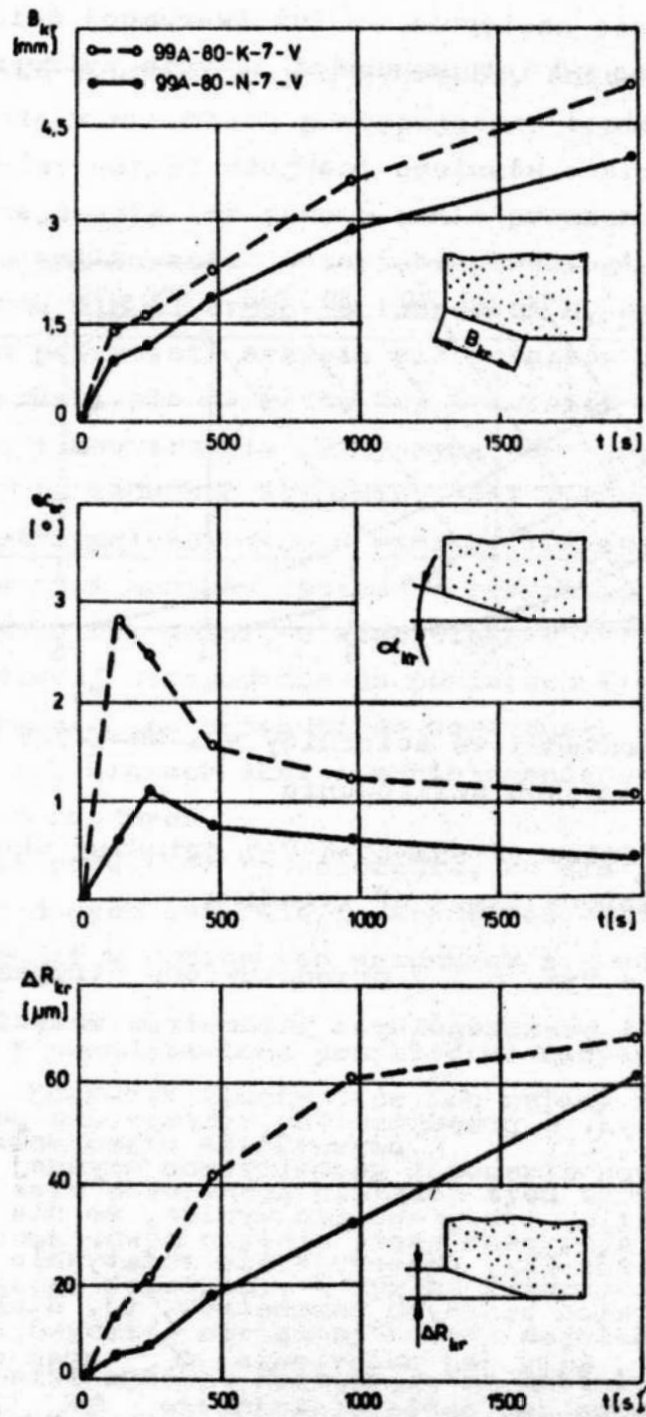
Rys. 5. Zarysy krawędziowe ściernicy 99A-80-K-7-V uzyskane po różnych czasach szlifowania

Fig. 5. Edge profiles of 99A-80-K-7-V grinding wheel obtained after various times of grinding

Natomiast na rys. 6 i 7 przedstawiono otrzymane przebiegi zmian wartości poszczególnych parametrów zużycia krawędziowego.

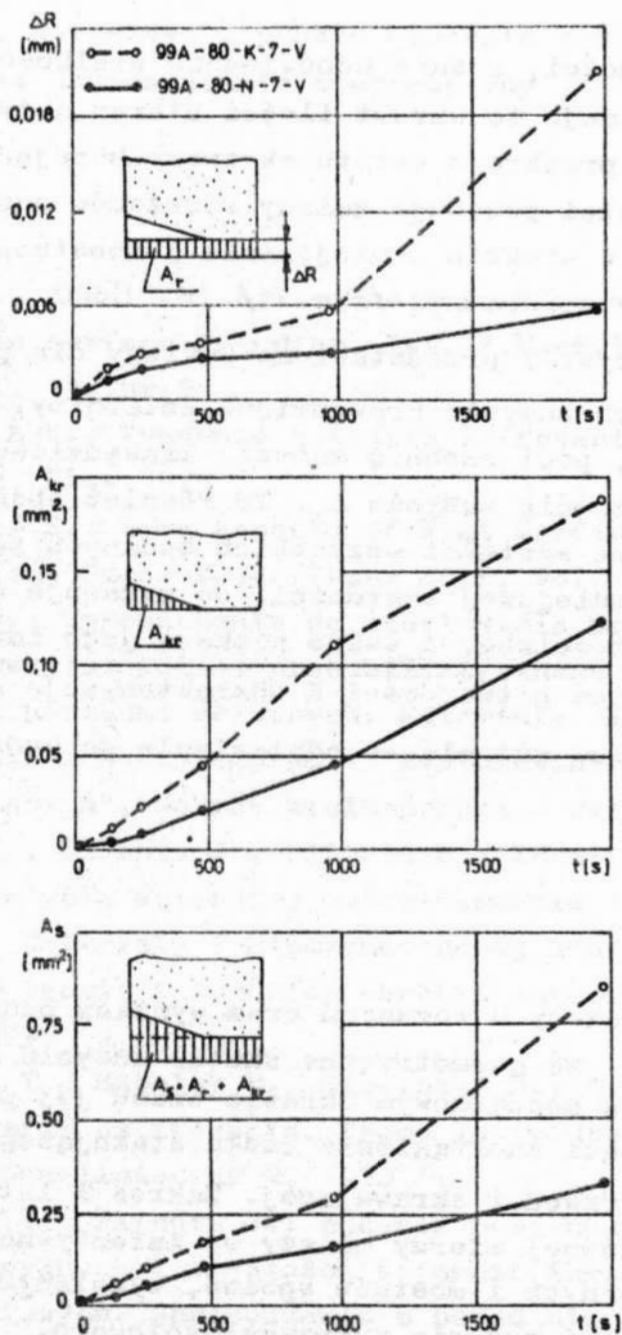
I tak, na rys. 6 przedstawiono wykresy dla parametrów charakteryzujących własności geometryczne czynnej krawędzi ściernicy. Z analizy ich przebiegu wynika, że dla ściernicy o mniejszej twardości /K/, obserwuje się relatywnie większe wartości dla wszystkich badanych parametrów, tj. długości czynnej krawędzi B_{kr} , kąta jej pochylecia α_{kr} oraz odchyłki zużycia krawędziowego jej czoła atakującego ΔR_{kr} . Dotyczy to całego okresu badań i jest niewątpliwie spowodowane większą intensywnością procesów zużycia wytrzymałościowego tej ściernicy, w porównaniu ze ściernicą o twardości N.

Wobec powyższego należy spodziewać się, że przebieg i wyniki szlifowania dla obu ściernic będą istotnie się różnić. W wyniku bowiem wzrostu długości czynnej krawędzi ściernicy



Rys. 6. Zależność zmian wartości parametrów charakteryzujących czynną krawędź ściernic w funkcji czasu ich pracy

Fig. 6. Dependence of changes of values of parameters characterizing active edge of wheels vs. time of their work



rys. 7. Zależność zmian wartości parametrów opisujących wielkość powierzchni zużycia krawędziowego ściernic w funkcji czasu ich pracy

Fig. 7. Dependence of changes of values of parameters describing the surface area magnitude of edge wear of wheels vs. time of their work

o mniejszej twardości, rośnie odpowiednio wielkość strefy szlifowania. Powoduje to wzrost ilości ziaren aktywnych, zmniejszenie średniego przekroju warstw skrawanych pojedynczymi ziarnami, co z kolei powoduje zmiany rozkładów energii cieplno-mechanicznej, a w efekcie zmniejszenie jednostkowego obciążenia powierzchni obrabianej /rys. 1/.

Z kolei na rys. 7 przedstawiono wykresy dla parametrów charakteryzujących zużycie krawędziowe ściernicy, tj. zużycie promieniowe ΔR , powierzchnię zużycia krawędziowego A_{kr} oraz całkowitą powierzchnię zużycia A_s . Tu również obserwuje się relatywnie większe wartości wszystkich badanych parametrów dla ściernicy o mniejszej twardości, co wskazuje na większe jej zużycie objętościowe, a także większą jego intensywność w czasie. Ściernica o twardości K charakteryzuje się zatem gorszym wskaźnikiem zużycia w odniesieniu do wydajności objętościowej.

5. Podsumowanie

Z przeprowadzonych rozważań oraz wyników badań doświadczalnych wynika, że geometryczne skutki zużycia krawędziowego ściernicy, w początkowym okresie czasu jej pracy, objawiają się w postaci zaokrąglenia czoła atakującego, a następnie pochylenia krawędzi skrawającej. Zakres i intensywność tych zmian, w głównej mierze zależy od intensywności wykruszeń ziaren ściernych i mostków spoiwa, wywołanych przede wszystkim procesami zużycia wytrzymałościowego.

Zużycie krawędziowe w istotny sposób przyczynia się do modyfikacji kształtu czynnej części obwodu ściernicy, powodując zwiększenie jej szerokości. W wyniku tego następuje wzrost szerokości strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym, co prowadzi do zmniejszenia jednostkowego obciążenia powierzchni obrabianej, a w konsekwencji poprawy własności fizycznych jej warstwy wierzchniej.

Z tego punktu widzenia geometryczne skutki zużycia krawędziowego mogą nawet mieć korzystny wpływ - oczywiście w pew

nym zakresie. Natomiast z punktu widzenia zużycia ściernicy wpływ ten jest jednoznacznie niekorzystny.

Literatura

1. Graham W., Abdullahi A.T.: The nature of wheel-workpiece contact in surface grinding. Int. J.Mach.Tool.Des and Res., 1975, vol. 15, nr 3
2. Bajkalov A.K.: Vvedenie v teoriu šlifovania metallov. Nauka Dumka, Kiev 1973
3. Banerjee J.K.: Some Aspects of Flat Surface Grinding with Intermittent Gross-Feed..Trans ASME, vo. 101, 1979
4. Kacalak W.: Wprowadzenie do modelowania procesów szlifowania z uwzględnieniem probabilistycznego charakteru zużycia się narzędzi ściernych. Materiały II Ogólnopolskiego Seminarium Naukowego nt.: "Zastosowanie matematyki w budowie maszyn", Gorzów Wielkopolski - Witnica 1983
5. Kacalak W., Plichta J., Plichta S.: Identyfikacja formy i ocena zużycia ściernicy metodą badania jej powierzchni roboczej. Materiały V Międzynarodowej Konferencji nt. Postępy w teorii i technice obróbki materiałów. Seria S. Kraków 1979
6. Karpiański T., Kacalak W., Słowiński B.: Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania. Prace Instytutu Budowy Maszyn WSiInż w Koszalinie, nr 2, 1978
7. Karpiański T., Plichta J.: Badania porównawcze własności eksploatacyjnych i trwałości ściernic tarzowych płaskich i trzpieniowych. Sprawozdanie z badań dla FTS Grodzisk Mazowiecki, 1986
8. Matsuo T., Sonoda S.: The reting of wheels in laboratory snag grinding. Annals of CIRP, 1980
9. Napierała J.: Zużycie i trwałość ściernic z regularnego azotku boru przy szlifowaniu wgłębnym otworów. Praca doktorska, Politechnika Poznańska, 1982
10. Oczko K.: Analiza procesu i metody pomiaru zużycia pojedynczych ziaren ściernych i ściernic. Rozprawy, nr 4 Wydaw. Politechniki Rzeszowskiej, 1975

11. Oczoś K., Poszycki J.: Szlifowanie. WNT, Warszawa, 1986
12. Plichta J.: Badanie roboczej powierzchni ściernicy metodą replik. Prace Wydziału Mechanicznego WSInż. w Koszalinie, nr 4, 1981
12. Plichta J.: Określenie długości odcinka pomiarowego roboczej powierzchni ściernicy w badaniach jej topografii. Prace Wydziału Mechanicznego WSInż. Koszalin, nr 6, 1984
14. Plichta S.: Zmiany topografii roboczej powierzchni ściernicy podczas szlifowania i ich wpływ na własności fizyczne warstwy wierzchniej przedmiotu. Praca doktorska. Politechnika Wroclawska, 1986
15. Tureckiej J.S.: Zużycie ściernic gruboziarnistych przy płaskim szlifowaniu stali austenitycznych. Stanki i Instrumenty, nr 7, 1972
16. Weinert K.: Die zeitliche Änderung des Schleifscheibenzustandes beim Aussenrund-Einstecheleifen. Diss Tu Braunschweig, 1976

Streszczenie

W artykule omówiono podstawy oceny zużycia krawędziowego ściernicy. Przedstawiono stanowisko pomiarowe oraz wyniki badań doświadczalnych dla ściernic charakteryzujących się różnymi rodzajami zużycia.

INVESTIGATION OF RIMMED WEAR OF THE WORKING WHEEL SURFACE

Summary

In the paper, foundations of evaluation of the grinding wheel edge wear, are discussed. A measuring stand and the experimental investigation results for grinding wheels distinguishing with different types of wear have been presented.

Bronisław Słowiński
Dariusz Rozwadowski
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

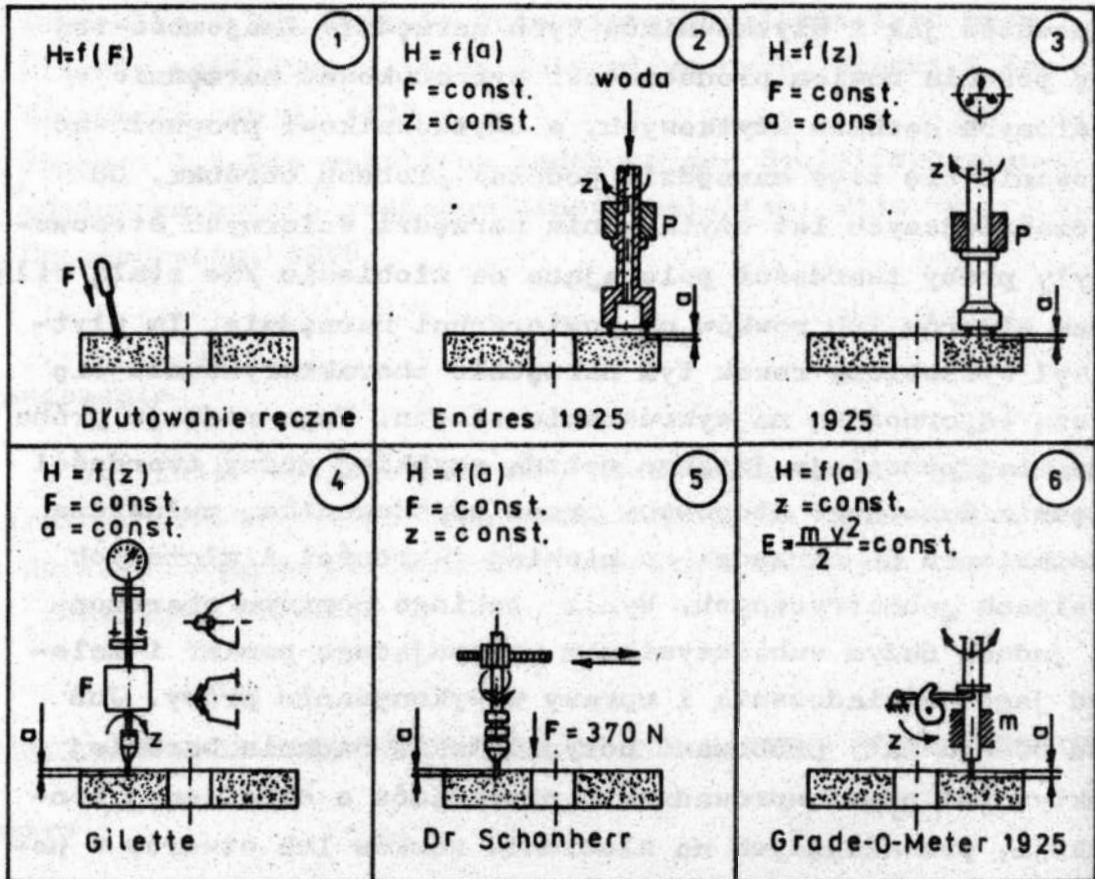
BADANIE TWARDOŚCI NARZĘDZI ŚCIERNYCH METODĄ WIERCENIA

1. Wprowadzenie

Odporność narzędzia ściernego na wykruszenie ziaren, czyli jego twardość, jest przedmiotem zainteresowania zarówno producentów jak i użytkowników tych narzędzi. Znajomość tej cechy pozwala bowiem producentowi wyprodukować narzędzie o określonych cechach użytkowych, a użytkownikowi prognozować zachowanie się tego narzędzia podczas procesu obróbki. Od najwcześniejszych lat użytkowania narzędzi ściernych stosowane były próby twardości polegające na złożeniu /ze stałą siłą cylindrem otworów lub rowków na powierzchni narzędzia. Im płyty był wyżłobiony rowek tym narzędzie charakteryzowało się większą odpornością na wykruszenie ziaren. Tego rodzaju próba do dzisiaj pozostaje jeszcze metodą szybkiej oceny twardości narzędzia ściernego stosowaną przez użytkownika, zwłaszcza w odniesieniu do narzędzi o niskiej twardości i złożonych kształtach geometrycznych. Wynik takiego pomiaru obarczony jest jednak dużym subiektywizmem wykonującego pomiar i zależy od jego doświadczenia i wprawy w wykonywaniu próby. Już przed 60-ciu laty próbowano uczynić takie badania bardziej obiektywnymi przez wprowadzenie przyrządów o określonej konstrukcji, pozwalających na złożenie rowków lub otworów w porównywalnych warunkach. Schematy takich przyrządów pomiarowych okazano na rys. 1 [1],[2],[5],[6]. Przyrządami tymi można dokonywać pomiaru statycznie lub dynamicznie.

Przedstawicielem metod dynamicznych może być metoda Trade-o-Meter. Idea tej metody polega na zasadzie wiercenia

prawotnącym ostrzem ze stali hartowanej o twardości 48 HRC i przekroju $3 \times 0,7 \text{ mm}^2$. Narzędzie wykorzystywane jest jedno-razowo. Wrzeciono o masie 600 g wykonuje podczas jednego obrotu 12 ruchów ospylacyjnych wywołanych mimośrodem. Miarą twardości jest wielkość zagłębienia się wiertła jakie otrzyma się po dwóch obrotach. Dokładność pomiaru tą metodą wynosi 4%. Wadą pomiaru tą metodą jest zapełnianie się otworu drobnym pyłem odłamkowym przez co tracąca jest część energii uderzeń wiertła i nie wykonuje ono zamierzonej pracy. Jest to powodem nieliniowości wielkości zagłębienia się wiertła od liczby uderzeń.



Rys. 1. Schematy metod badania twardości narzędzi ściernych poprzez nawiercanie ich powierzchni: [2]
1 - 5 statyczne, 6 - dynamiczna

Fig. 1. Abrasive tool hardness investigation methods schematic [2]:
1 to 5 - static, 6 - dynamic

Wyeliminowanie w czasie pomiaru tego pyłu np. poprzez wymywanie lub wydmuchiwanie, poprawia jakość wyników i zbliża je do wyników z metody piaskowej Mackensena [2].

Przykładem metod statycznych może być metoda wiercenia opracowana przez dr Schonherr'a. Jako narzędzia używa się w tej metodzie spłaszczonego noża stalowego o przekroju $5 \times 2,5$ mm, który przy docisku do badanego narzędzia ściernego siłą 370 N wykonuje ruchy obrotowe. Narzędzie wierzące ma tylko ruch obrotowy i nie ma dodatkowego ruchu oscylacyjnego, co odróżnia metody statyczne od metod dynamicznych. Miaraę twardości jest głębokość wywierconego otworu przy czterech podwójnych pełnych obrotach ostrza. Metoda ta ma analogiczną wadę jak i uprzednia metoda. Jest to jednak typowa wada występująca w metodach zlobienia rowków lub otworów na powierzchni narzędzia ściernego.

Inną miarę twardości przyjęto w próbach wiercenia przyrządem AOT-7 prod. ZSRR oraz Fuchs-Posch'a prod. NRD [1]. Licznik będący na wyposażeniu tych twardościomierzy pozwala na pomiar ilości obrotów wiertła niezbędnych do wywiercenia otworu na określoną głębokość pod stałym naciskiem. W przyrządzie AOT-4 przyjęto przykładowo głębokość otworu $g = 2,5$ mm - wywierconego wiertłem o średnicy 6 mm, o ostrzu w postaci dwóch płytek ze stali N11E, zabartowanych do twardości 50-52 HRC. Osiowa siła nacisku na wrzecionie zależna jest od wielkości ziarna oraz twardości narzędzia.

Mimo pozornej prostoty metod wiercenia, przy ich stosowaniu występują duże problemy związane z intensywnym zużywaniem się wiertła. Można oczekiwać, że zastosowanie wiertel z węglików spiekanych umożliwi wzrost efektywności i dokładności wyznaczenia twardości narzędzi ściernych metodami wiercenia. Celem niniejszego artykułu jest zbadanie intensywności zużywania się wiertel z węglików spiekanych podczas próby wiercenia w powierzchni narzędzia ściernego oraz określenie podstaw stosowania metod wiercenia do badania odporności narzędzia ściernego na wykruszanie ziaren z jego powierzchni.

2. Podstawy stosowania metod wiercenia do badania twardości narzędzi ściernych

Twardość narzędzia ściernego jest jego cechą, która określa odporność tego narzędzia na wykuszanie ziaren z jego powierzchni. Kryterium pomiarowym tej cechy może być intensywność wykruszeń ziaren ściernych, czyli ilość wykuszonych ziaren w jednostce czasu [3].

Wykuszanie ziaren ściernych zależy od ich obciążenia cieplnego i mechanicznego w procesie obróbki. Im ono jest większe, tym większa jest intensywność wykruszeń ziaren ściernych. Mówi się nawet o twardości dynamicznej, czyli o zmieniających się własnościach mechanicznych narzędzia pod wpływem warunków obróbki.

Podczas diagnostyki kontrolnej narzędzi ściernych, czyli jeszcze przed ich zastosowaniem w określonych warunkach obróbczych, rzeczywiste obciążenie ziaren ściernych /mechaniczne i termiczne/ nie jest znane. Można jedynie je modelować, stosując określone - umowne warunki badań. W związku z tym i wszystkie stosowane kryteria pomiarowe, określonej cechy narzędzia ściernego, też są kryteriami o pewnym stopniu umowności. Stopień umowności zależy od stopnia przybliżenia wyników danej próby do wyników uzyskiwanych podczas prób pracą. Próby pracą są i pozostaną bowiem badaniami weryfikującymi każdą inną metodę kontroli prawidłowości wykonania narzędzia ściernego, gdyż są najpełniejszym obrazem jego przydatności do zrealizowania określonych zamierzeń obróbczych.

Analizując wykuszanie się ziaren ściernych należy mieć na uwadze, że obciążenia cieplne i mechaniczne są wielkościami zmiennymi w czasie. Wytrzymałość doraźna i zmęczeniowa mostków wiążących oraz samych ziaren ściernych jest też zmienną losową. Z tego też względu nie można oceniać odporności narzędzia ściernego na wykuszanie ziaren na podstawie kilku czy kilkunastu ziaren usuniętych z narzędzia podczas próby twardości. W odniesieniu do metody wiercenia, czas trwania próby winien być więc dostatecznie długi, aby uzyskany wynik pomiaru był reprezentatywny dla danego narzędzia.

Z ilością wykuszonych ziaren ściernych /zużyciem wytrzy-

małościowym narzędzia/ związana jest bezpośrednio zmiana kształtu geometrycznego powierzchni roboczej tego narzędzia, która po przemnożeniu przez długość powierzchni roboczej daje zmianę objętości narzędzia ΔV [4]. Wpływ zużycia ściernego na zmianę objętości ΔV jest mały i może być pominięty w dalszych rozważaniach.

Podczas próby wiercenia narzędzie również pomniejsza swoją objętość o $\Delta V = V/t$. Jeśli dla uproszczenia analizy założymy, że wywiercony otwór jest walcem o średnicy odpowiadającej średnicy użytego wiertła d oraz wysokości H - będącej funkcją czasu trwania próby t , to objętość V/t wyraża się wzorem

$$V(t) = \frac{1}{4} \pi d^2 H(t) \quad (1)$$

Objętość ta zależna jest od wewnętrznej budowy narzędzia ściernego. Modelując budowę narzędzia ściernego w postaci pewnych mikromodułów, rozmieszczonych zgodnie z prawami krystalografii [5], można powiedzieć, że objętość $V(t)$ jest to pewna ilość $n(t)$ tych mikromodułów, w środku których znajduje się kuliste ziarno o średnicy równej wymiarowi charakterystycznemu ziarna a_z , otoczonego mostkami spoiwa, których ilość zależy od gęstości upakowania w

$$V(t) = n(t) \frac{V_m}{w} \quad (2)$$

W objętości mikromodułu V_m znajduje się ziarno o objętości V_{zj} i spoiwo o objętości V_{sj} - zależnej od udziału objętościowego spoiwa v_s

$$V_{sj} = \frac{v_s}{v_z} V_{zj} \quad (3)$$

przy czym v_z - udział objętościowy materiału ściernego. Stąd objętość materialnych składników narzędzia ściernego V_m

jest sumą objętości V_{zj} i objętości V_{sj}

$$V_m = V_{zj} \left(1 + \frac{V_s}{V_z} \right) \quad (4)$$

przy czym zgodnie z założeniem o kulistej postaci ziarna ściernego

$$V_{zj} = \frac{1}{6} \pi a_z^3 \quad (5)$$

gdzie a_z - średni wymiar charakterystyczny ziarna ściernego.

Po podstawieniu zależności /5/ i /4/ do /2/ i przekształceniu względem $n(t)$ oraz uwzględnieniu, że $V(t)$ opisywana jest wzorem /1/, otrzymano zależność na ilość wykuszonych ziaren ściernych w próbie wiercenia

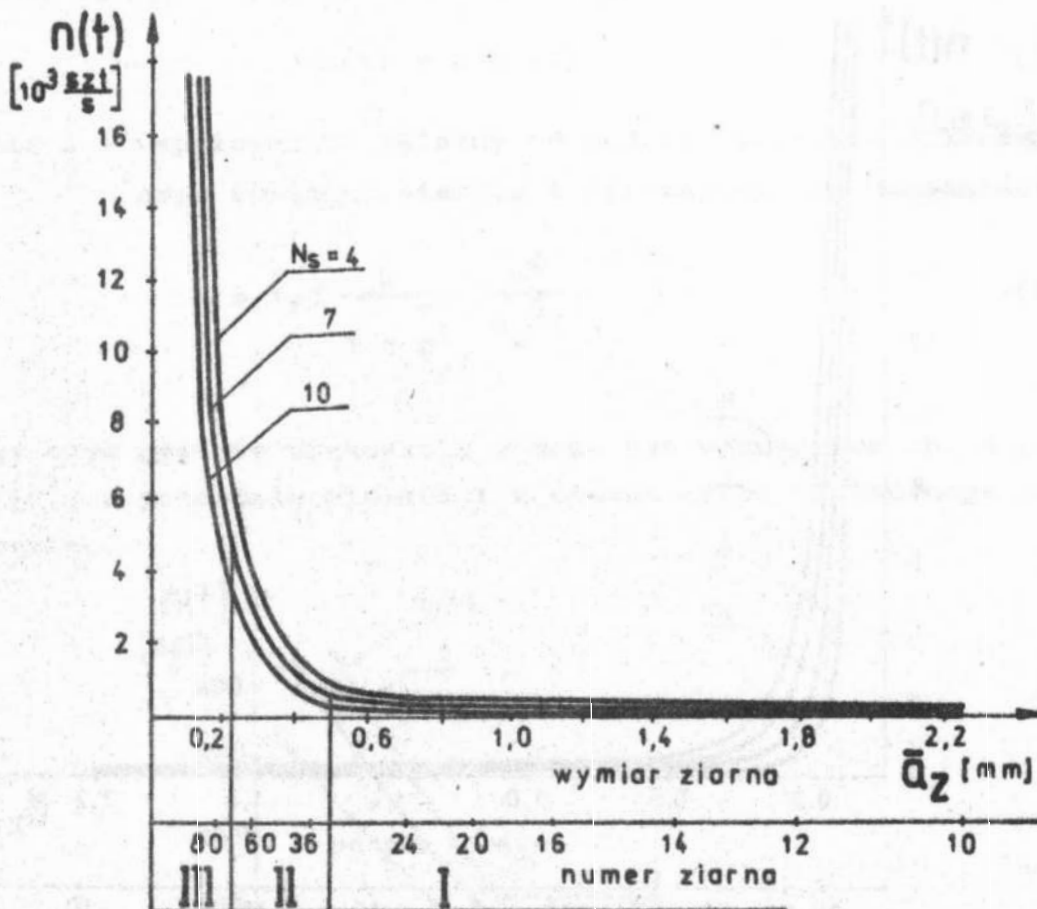
$$n(t) = 1,5 \frac{w}{1 + \frac{V_s}{V_z}} \frac{d^2}{a_z^3} H(t) \quad (6)$$

Oczekiwana liczba wykruszeń ziaren w próbie wiercenia silnie zależy od wielkości ziarna. Rys. 2 obrazuje intensywność wykruszeń ziaren $n(t)$ dla różnych struktur, natomiast rys. 3 dla różnych twardości. Obliczenia wykonano przy $d = 1$ i $H(t) = 1$. Z przedstawionych wykresów wynika, że intensywność wykruszeń ziaren podczas próby wiercenia bardzo silnie zależy od stosowanej ziarnistości narzędzia.

Można rozróżnić przy tym trzy obszary:

- małej ilości wykruszeń - przy ziarnistości mniejszej od 36,
- średniej ilości wykruszeń - przy ziarnistości 36 - 70,
- dużej ilości wykruszeń - przy ziarnistości większej od 70.

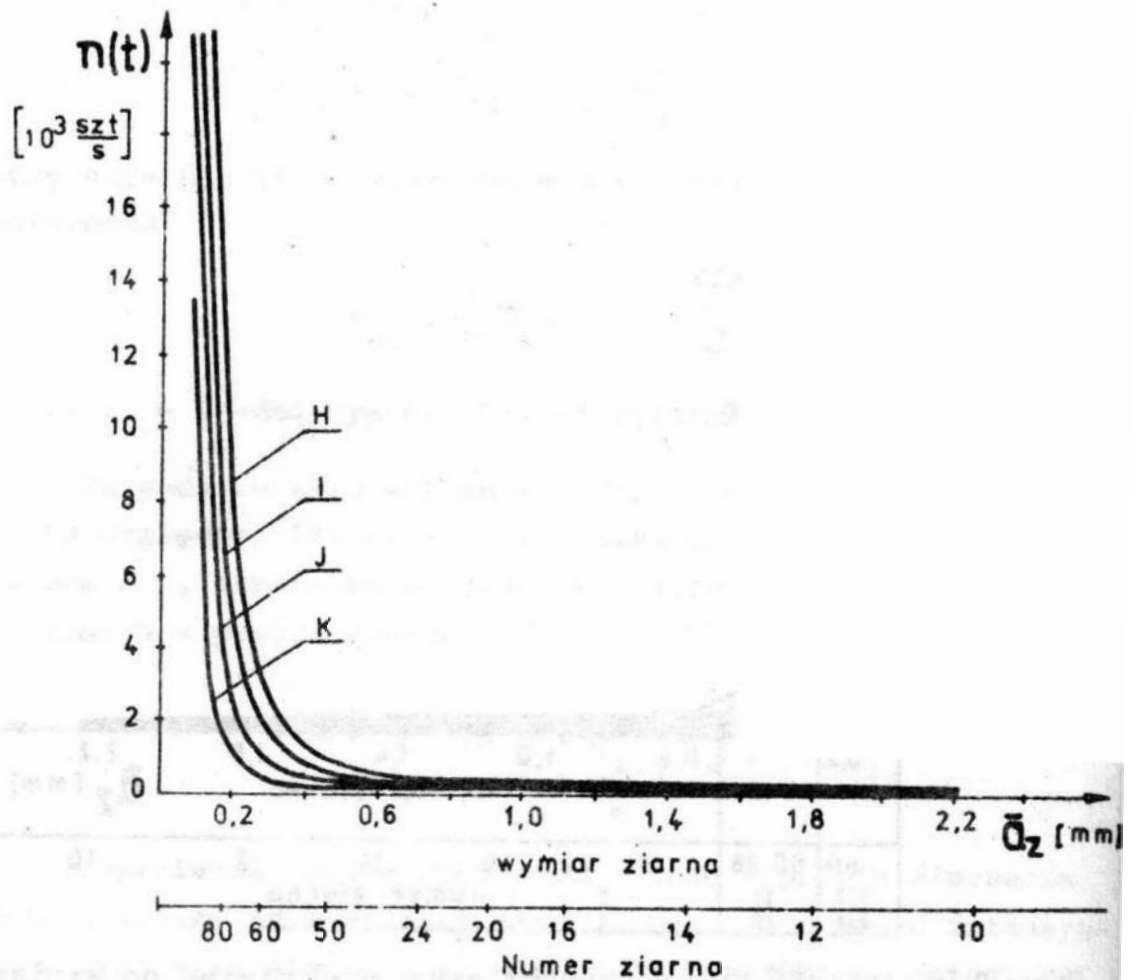
Wpływ twardości narzędzia ściernego jest przy tym większy niż wpływ struktury - rys. 4. Obliczenia do wykonania tego wykresu wykonano dla ziarnistości 36. Z przedstawionego wykresu wynika, że zmiana twardości o jeden stopień objawia się trzykrotnie większą intensywnością wykruszeń ziaren ściernych niż zmiana struktury aż o 6 stopni. Wynika z tego fakt, iż metodą wiercenia - przy założeniu niewielkiego błędu pomiaru - można badać twardość narzędzi niezależnie od ich struktury.



Rys. 2. Zależność intensywności wykruszeń ziaren od wymiaru ziarna ściernego dla różnych struktur N_s :
 I - obszar małej ilości wykruszeń
 II - obszar średniej ilości wykruszeń,
 III - obszar dużej ilości wykruszeń

Fig. 2. Dependence of intensity of grains spalling on the abrasive grain dimension for different structures of abrasive tool:
 I - region of a small rate of spalling,
 II - region of mean rate of spalling,
 III - region of a great rate of spalling

Jest to tym bardziej możliwe, że producenci narzędzi ściernych, w wyrobach katalogowych, przyjmują ten parametr jako niezmienny w dość szerokim zakresie zmienności ziarnistości i twardości.



Rys. 3. Zależność intensywności wykruszeń ziaren od wymiaru ziarna ściernego dla różnych twardości narzędzi

Fig. 3. Dependence of intensity of grains spalling on the abrasive grain dimensions for different tool hardnesses

Przykładowo FMIWŚ "KORUND" w Kole dla narzędzi elektrokorundowych w zakresie ziarnistości 24 - 70 i twardości od J do stosuje jedną strukturę Nr 5.

Podczas badania narzędzi ściernych o jednakowej ziarnistości w zakresie grubych ziaren ściernych jest to nawet nieistotne - obszar I na rys. 2/ można oczekiwać, że twardość narzędzia jest wprost proporcjonalna do głębokości wywierconego otworu $H(t)$ w próbie wiercenia. Funkcjonalna zależność pomiędzy ilością wykruszonych ziaren a głębokością wywierconego

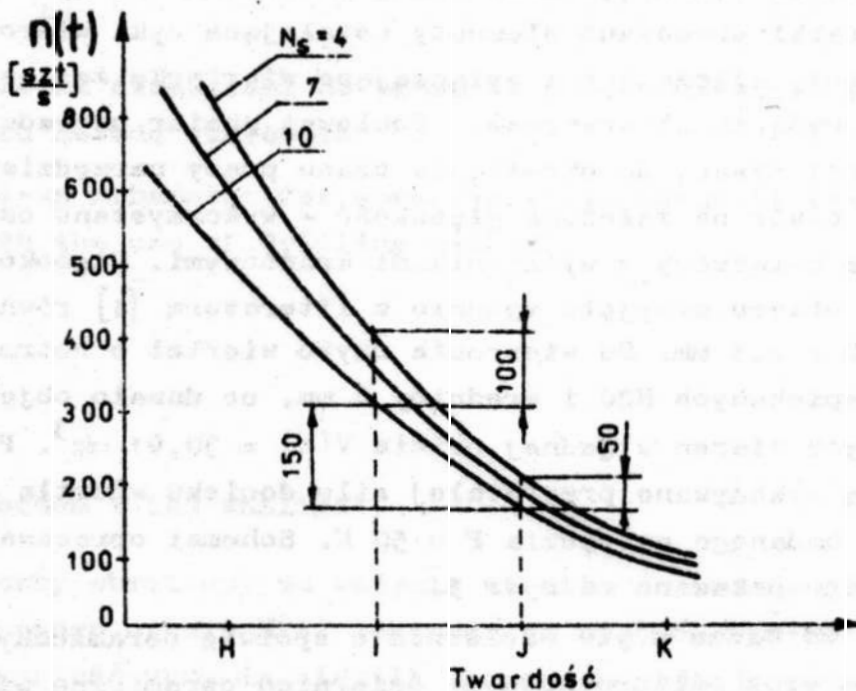
otworu wyraża się przy tym wzorem

$$n(t) = A H(t) \quad (7)$$

gdzie A - współczynnik zależny od budowy narzędzia ściernego oraz średnicy wiertła i wyrażający się zależnością

$$A = 1,5 \frac{w}{v} \frac{d^2}{1 + \frac{s}{z} a z} \quad (8)$$

przy czym gęstość upakowania w może być wyznaczona np. z pracy [4], a pozostałe wielkości z charakterystyki badanego narzędzia.



Rys. 4. Zależność intensywności wykruszeń ziaren ściernych od twardości narzędzia przy różnych strukturach

Fig. 4. Dependence of intensity of abrasive grains spalling on the tool hardness of different structures

Głębokość wywierconego otworu $H(t)$ może być więc bezpośrednią miarą twardości narzędzia ściernego podczas próby wiercenia. Praktyczna próba twardości może więc polegać na

badaniu głębokości wywierconego otworu przy ustalonym czasie trwania próby (t), lub czasu trwania próby przy ustalonej głębokości otworu H .

Ten drugi sposób badania wykorzystano do opracowania metody pomiaru twardości narzędzi ściernych opartej na wierceniu powierzchni tych narzędzi wiertłami standardowymi o ostrzach z węglików spiekanych.

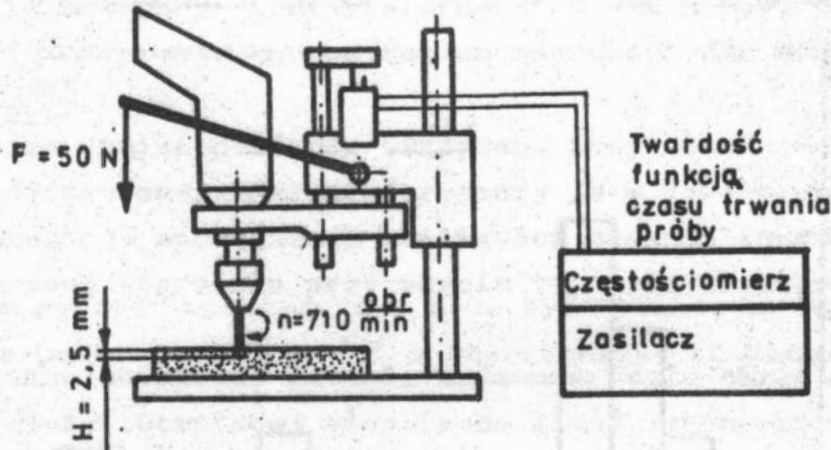
3. Opis techniczny metody i metodyki badań

Stanowisko badawcze do prób wiercenia zbudowano na bazie wiertarki ręcznej, dwubiegowej prod. NRD. W układ przesuwowy wiertarki wbudowano elementy ustalające cykl wiercenia. Jako elementy włączające i wyłączające wiertarkę zastosowano dwa mikrowyłączniki krańcowe. Ponieważ pomiar prowadzony był w funkcji czasu, do określania czasu pracy narzędzia - wierzącego otwór na założoną głębokość - wykorzystano częstotlicznik połączony z wyłącznikami krańcowymi. Głębokość wierconego otworu przyjęto zgodnie z literaturą [1] równą 2,5 mm tj. $H = 2,5$ mm. Do wiercenia użyto wiertel o ostrzach z węglików spiekanych H20 i średnicy 6 mm, co dawało objętość wykruszonych ziaren w jednej próbie $V(t) = 30,91$ mm³. Próby wiercenia wykonywano przy stałej sile docisku wiertła do powierzchni badanego narzędzia $F = 50$ N. Schemat opracowanej metody pomiaru pokazano na rys. 5.

Do badań użyto ściernic o spoiwie ceramicznym, magnezytowym oraz poliuretanowym. Ściernice ceramiczne wykonane były z ziarna 98 C /czarny węgiel krzemu/, ziarnistości 60 i twardości J. Ściernice o spoiwie magnezytowym wykonane były z elektrokorundu 95 A i ziarnistości 180, natomiast ściernice poliuretanowe wykonane były z ziarna 99 C /zielony węgiel krzemu/ o ziarnistości 60.

Ponieważ celem badań było określenie wpływu wielkości zużycia wiertła na dokładność pomiaru, po wykonaniu każdego otworu badano wielkość zużycia wiertła i oceniano jego przy-

datność do dalszych prób. Wielkość zużycia wiertła badano metodą projekcji krawędzi skrawającej /na przyrządzie NEOFOT/ przed i po wykonaniu próby stosując powiększenie 20x.



Rys. 5. Schemat stanowiska do badań twardości narzędzi ściernych metodą wiercenia

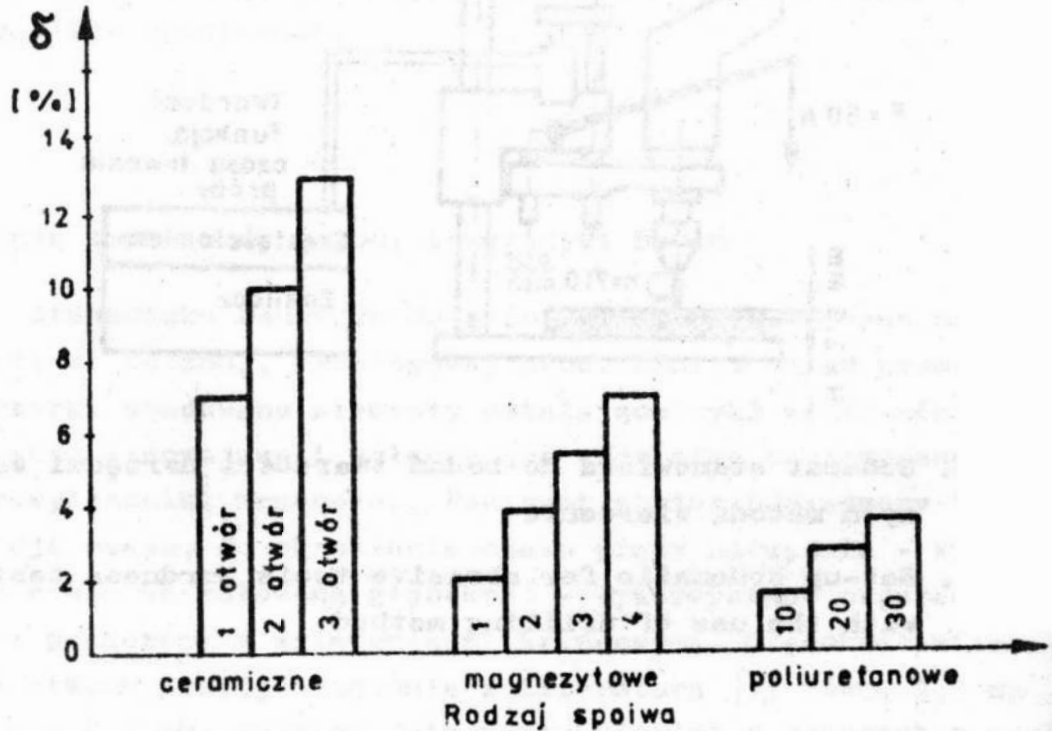
Fig. 5. Set-up schematic for abrasive tools hardness testing with the use of drilling method

4. Wyniki badań i ich analiza

Graficzny obraz wpływu zużycia wiertła na zmianę głębokości wierconego otworu $H(t)$ pokazano na rys. 6. Wynika z niego, że wartość zużycia wiertła zależy od rodzaju spoiwa, z którego wykonane jest badane narzędzie ściernie. Podczas wiercenia pierwszego otworu w ściernicach o spoiwie ceramicznym zużycie wiertła jest około 35 krotnie większe niż przy wierceniu ściernic poliuretanowych i około 3 krotnie większe niż przy ściernicach magnezytowych.

Wiercenie w ściernicach ceramicznych powoduje bardzo szybkie zużywanie się wiertła i dlatego jego wykorzystanie do wykonania drugiej próby jest bardzo utrudnione. Czas wiercenia otworu na założoną głębokość zwiększa się bowiem

3 - 4 krotnie, przy wykonywaniu trzeciego otworu tym samym wiertłem jego stępienie jest już tak duże, że wykonanie próby nie jest praktycznie możliwe.



Rys. 6. Błąd pomiaru twardości w metodzie wiercenia wynikający ze zużycia wiertła

Fig. 6. Hardness measuring error in the drilling method resulting from the drill wear

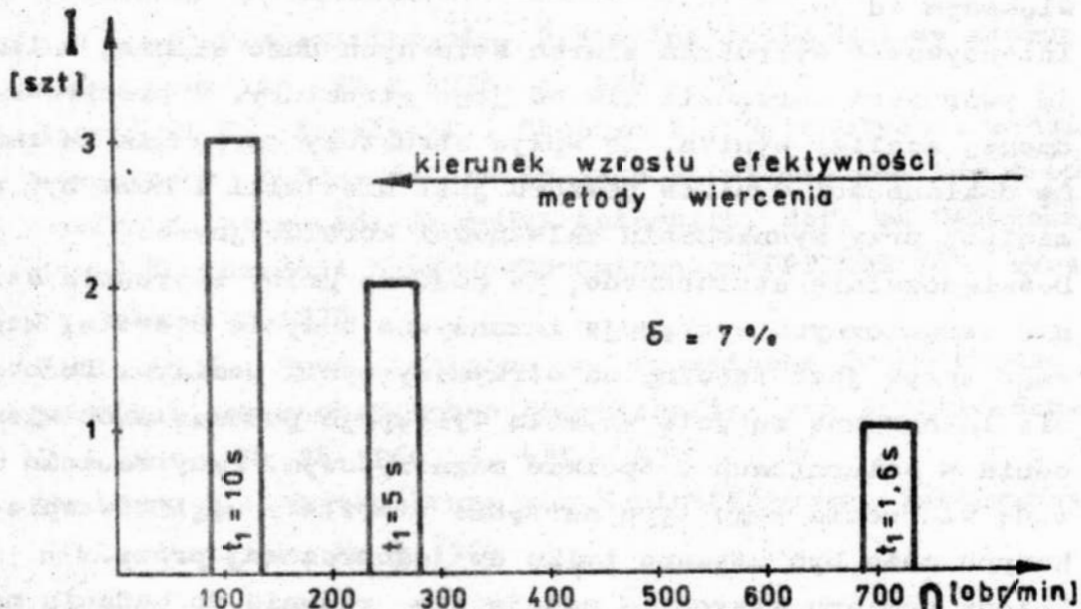
Stosunkowo duże zużycie wiertła obserwuje się również przy wierceniu otworów w ściernicach o spoiwie magnezytowym. Praktycznie tylko dwie próby można wykonać tym samym wiertłem. Wynikający przy tym błąd pomiaru jest rzędu 4%.

Najmniejsze zużywanie się wiertła występuje przy wierceniu w ściernicach o spoiwie poliuretanowym. Dopiero po wykonaniu 30 prób zużycie wiertła osiąga tę wartość co przy wykonywaniu drugiego otworu w ściernicach magnezytowych i dwukrotnie mniejszą niż przy pierwszej próbie wiercenia w ściernicach ceramicznych. Do tego typu spoiw wiertło może być więc

wykorzystane wielokrotnie bez większego wpływu jego zużycia na dokładność pomiaru. Przy wykonywaniu 30 otworów tym samym wiertłem w ściernicach poliuretanowych rozrzut wyników pomiaru jest stosunkowo wąski. Odchylenie standardowe wynosi bowiem tylko 0,0133, co przy średniej wartości czasu pomiaru $t = 0,52$ s i założonym poziomie ufności $1 - \alpha = 0,99$ daje graniczne wartości przyjętego kryterium twardości dla danej ściernicy $t = t_{sr} \pm 0,04$ s.

Powyższe wyniki pomiarów otrzymano przy standardowych obrotach zastosowanej wiertarki ręcznej $n = 710$ obr/min/. Chodziło bowiem o sprawdzenie możliwości badania twardości ściernic metodą wiercenia przy użyciu typowych wiertarek ręcznych.

Wykonano także dodatkowe badania mającemu celu określenie wpływu prędkości obrotowej wiertła na ilość wykonywanych otworów wiertłem o tym samym stopniu zużycia. Stwierdzono, że zmniejszenie obrotów wiertła z 710 na 110 obr/min, przy badaniu ściernic ceramicznych, pozwala wykonać 3 otwory przy zużyciu wiertła pozostającym na tym samym poziomie - rys. 7.



rys. 7. Wpływ ilości obrotów wiertła na ilość wykonywanych otworów narzędziem o dopuszczalnym, jednolitym stopniu zużycia

fig. 7. Effect of drill revolution number on the number of holes made by the tool of permissible, equal degree of wear

Zmniejszenie obrotów wiertła znacznie wydłuży czas pomiaru /około 6 krotnie/ niemniej jednak pozwoli zwiększyć efektywność metody poprzez możliwość wykorzystywania wiertła do przeprowadzenia kilku prób bez potrzeby jego ostrzenia. Celowe jest zatem prowadzenie badań twardości przy użyciu wiertarek posiadających niskie zakresy obrotów znamionowych.

5. Wnioski

Na podstawie analizy teoretycznej oraz wyników badań doświadczalnych można sformułować następujące wnioski:

1. Głębokość otworu lub czas trwania próby wiercenia są w ścisłym związku z intensywnością wykruszeń ziaren ściernych i mogą stanowić miarę twardości badanych narzędzi ściernych.
2. Intensywność wykruszeń ziaren podczas próby wiercenia bardzo silnie zależy od rozmiarów użytych ziaren ściernych. Można oczekiwać bardzo dużej ilości wykruszanych ziaren przy wykonywaniu prób w narzędziach ściernych o numerze ziarna większym od 70.
3. Intensywność wykruszeń ziaren ściernych dużo silniej zależy od twardości narzędzia niż od jego struktury. Z przeprowadzonej analizy wynika, że wpływ struktury narzędzia na zmianę dokładności wyników pomiaru jest niewielki i może być pominięty przy wyznaczaniu zależności korelacyjnych.
4. Doświadczalnie stwierdzono, że podczas próby wiercenia ściernic ceramicznych występuje intensywne zużycie wiertła, którego wpływ jest istotny na otrzymany wynik pomiaru. Podobnie intensywne zużycie wiertła występuje podczas prób wiercenia w ściernicach o spoiwie magnezytowym. Przy badaniu metodą wiercenia tego typu narzędzi wiertło z węglików spiekanych może być używane tylko do jednorazowej próby.
5. Metoda pomiaru wiercenia nadaje się głównie do badania narzędzi ściernych o miękkich spoiwach, np. poliuretanowych. Jednym wiertłem można wówczas wykonać kilkunastokrotne wiercenia bez istotnego wpływu jego zużycia na wynik pomiaru.
6. Celowe jest prowadzenie badań twardości narzędzi ściernych

metodą wiercenia przy małych obrotach wiertła /około 100 obr/min/

7. Metoda wiercenia pozwala na pomiar twardości narzędzi o złożonych kształtach geometrycznych. Jest jednakże metodą niszczącą.
8. Badania przeprowadzone na zbudowanym stanowisku pomiarowym potwierdziły możliwość wykorzystywania wiertarek ręcznych do prób twardości narzędzi ściernych. Celowe jest jednak wykorzystywanie wiertarek posiadających niskie obroty znamionowe.

6. Literatura

1. Jankowski E., Skupiński S.: Materiały i wyroby ściernie. WNT Warszawa 1966
2. Mazurkiewicz M.: Analiza metod pomiaru twardości narzędzi ściernych. Mechanik Nr 2/1969 s. 113-116 i 3/1969 s. 171 - 172
3. Karpiński T., Kacalak W., Słowiński B.: Rozkład mocy względnej w strefie szlifowania. Prace Instytutu Budowy Maszyn WSIInż Koszalin, Nr 2 1978, s. 228 - 241
4. Karpiński T., Kacalak W., Stępień P.: Matematyczny model wewnętrznej budowy ściernicy jako narzędzie analizy i optymalizacji własności narzędzi ściernych. Ref. na Ogólnokrajowej Konferencji Naukowo-Technicznej "OPTIMOS 78", Warszawa, czerwiec 1978
5. Peklenik J.: Neue statische und dynamische Prüfmethode der physikalisch-mechanischen Eigenschaften von Schleifkörpern. Ind. Anz., Nr 28 1960, s. 425 - 430
6. Thaleman M.: Härteprüfung von Schleifkörpern. Fertigungstechnik u. Betrieb, Nr 9 1964

Streszczenie

W artykule przedstawiono podstawy stosowania metod wiercenia do badania twardości narzędzi ściernych oraz wyniki badań wpływu zużycia wiertła z węglików spiekanych na błąd pomiaru. Wykazano, że opracowana metoda wiercenia jest szczególnie przydatna do badania twardości narzędzi ściernych o spoiwach poliuretanowych.

INVESTIGATION OF HARDNESS OF ABRASIVE TOOLS USING DRILLING METHOD

Summary

In the paper, foundations of the use of drilling method to study the abrasive tools hardness as well as the investigation results of the effect of wear of drill of sintered carbide on the measuring error, have been presented. It has been stated that the method elaborated is especially useful to study the abrasive tools hardness of polyurethane binders.

Bronisław Słowiński
 Krzysztof Radwan-Wiatrowski
 Wyższa Szkoła Inżynierska
 w Koszalinie

EMISJA AKUSTYCZNA PODCZAS BADANIA NARZĘDZI ŚCIERNYCH PRZY STAŁYCH OBCIĄŻENIACH

1. Wprowadzenie

Narzędzia ściernie z punktu widzenia inżynierii materiałowej stanowią kompozyt, którym jest spoiwo w postaci mostków wiążących ziarna ściernie. W takich kompozytach zniszczenie połączenia ziarna ze spoiwem, czyli jego dekohezja, następuje w wyniku przekroczenia własności wytrzymałościowych kompozytu w tym propagacji istniejących w materiale defektów. Defekty te powstają w procesie technologicznym wytwarzania materiałów i narzędzi ściernych. W typowych spoiwach narzędzi ściernych /ceramicznych/ jest to na ogół mikropęknięcie powierzchniowe, występujące najczęściej na styku ziarna ściernego z mostkiem wiążącym spoiwa [5].

Wytrzymałość mechaniczną połączenia ziarno-spoiwo można uzależniać od wytrzymałości najsłabszego miejsca, którym jest defekt przypowierzchniowy mostka wiążącego. Pod obciążeniem zewnętrznym znacznie niższym od wytrzymałości mechanicznej spoiwa bez defektu nastąpi propagacja mikropęknięcia przypowierzchniowego, która doprowadzi do dekohezji mostka wiążącego i w dalszym etapie do wyrwania aktywnego ziarna ściernego z powierzchni narzędzia.

Intensywność propagacji mikropęknięcia, zgodnie z teorią Griffitha, uwarunkowana jest wartościami: energii sprężystej E , energii powierzchniowej oraz naprężeń rozciągających lub ścinających [4]. Postać matematyczna tego związku daje równanie na krytyczną, tj. minimalną wartość przyłożonego naprężenia, wywołującego proces dekohezji materiału przy określonej wielkości mikroszczeliny o długości a .

W przypadku rozciągania jest to:

$$\sigma_{\text{kryt}} = \sqrt{\frac{2 E \gamma}{\pi a}} \quad (1)$$

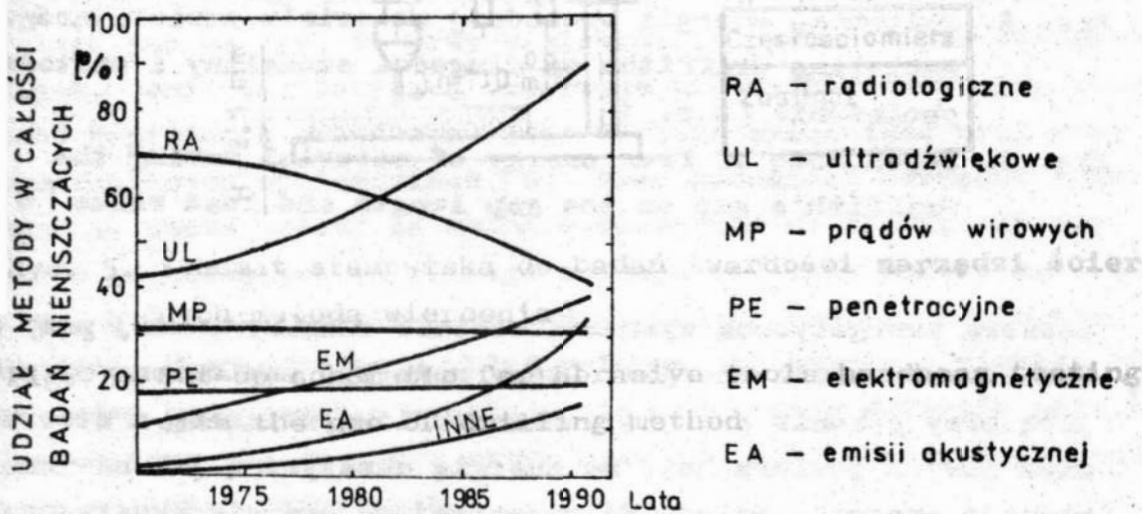
Zależność /1/ wskazuje, że w miarę zwiększania się wielkości mikroszczeliny a , zmniejsza się wartość naprężenia potrzebnego do jej wzrostu i przez to rozwoju procesu pękania. Oznacza to, że wytrzymałość kruchego materiału określona jest naprężeniem o wartości odwrotnie proporcjonalnej do pierwiastka kwadratowego z długości największej mikroszczeliny znajdującej się w materiale. Celowe zatem jest analizowanie wytrzymałości kruchego materiału z uwzględnieniem występujących w nim mikropęknięć przypowierzchniowych lub innych tego rodzaju defektów struktury.

W narzędziach ściernych analiza przebiegu zjawisk kruchego pękania znacznie się komplikuje z powodu dużej niejednorodności materiału narzędzia. Ponadto, ustalenie rzeczywistych stanów spiętrzenia naprężeń nie jest możliwe. Wynika to ze zmienności rozkładów naprężeń zarówno cieplnych, jak i mechanicznych [9]. Można więc jedynie modelować pewne wartości naprężeń ziaren i mostków wiążących, przyjmując określone działanie sił zewnętrznych i ustalać jakie jest prawdopodobieństwo procesów dekohezji tych materiałów przy określonym /modelowym stanie naprężeń.

Analizując przykładowo proces dekohezji w mostku wiążącym można powiedzieć, że zapoczątkowany w jednym punkcie mostka kruchy złom będzie się rozwijał, lub zostanie zatrzymany, w zależności od wartości energii sprężystej w okolicach tworzącego się pęknięcia. Zgromadzona energia sprężysta zostaje wywalana podczas pękania i rozpropagowana w materiale w postaci fal sprężystych o częstotliwościach leżących w zakresie słyszalnym i ultradźwiękowym. Zjawisko propagacji tych fal nazywa się emisją akustyczną [6]. Badając zjawisko emisji akustycznej w danym materiale można zatem wnioskować o intensywności procesów pękania możliwych do zachodzenia przy danym stanie obciążenia zewnętrznego. Określać można wobec tego prawdopodobieństwo zniszczenia /dekohezji/ materiału przy tym obciążeniu.

zeniu.

Metoda emisji akustycznej /EA/ daje możliwość stwierdzenia czy przy danych wartościach naprężeń istnieje niestabilne mikropęknięcie. Pozwala zatem prognozować wytępienie badanego materiału. Z tego też względu metoda ta wykazuje w ostatnich latach silne tendencje rozwojowe - rys. 1 [8].

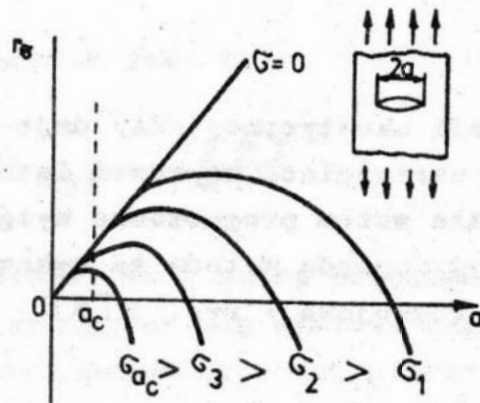


Rys. 1. Tendencje rozwojowe różnych nieniszczących metod badania materiałów [8]

Fig. 1. Growth trends of different non-destructive methods of testing of materials [8]

2. Charakterystyka metody emisji akustycznej

Od strony ilościowej i jakościowej zjawisko emisji akustycznej daje wskazania co do sposobu zachowania się materiału pod obciążeniem. Przy określonej wartości naprężenia, wydłużeniu ulegają jedynie te mikropęknięcia, których rozmiary są większe od krytycznych a więc powodujących maksimum energii swobodnej, będącej barierą energetyczną dla procesu rozprzestrzeniania się pęknięcia - rys. 2 [6 p.1].



Rys. 2. Zależność energii swobodnej materiału zawierającego szczelinę Griffitha od długości szczeliny i wartości obciążenia [6 p. 1]

Fig. 2. Dependence of free energy of material having the Griffith's gap on the gap length and load value [6 p

Bariera energetyczna wyznacza wartość zmaganowaną przy określonym kształcie ciała energii, która może być zamieniona na powstającą przy pękaniu energię powierzchniową, związaną z utworzeniem nowych powierzchni, na energię akustyczną lub na inne rodzaje energii. Metoda EA rejestrująca energię akustyczną daje możliwość stwierdzenia, czy przy danej wartości naprężenia mikropęknięcia są stabilne czy nie.

Podczas emisji akustycznej wada staje się źródłem energii i przez to dostarcza informacji o sobie. W przypadku tego zjawiska niejako więc samodzielną dokonuje się selekcja wad na wady przejawiające tendencje do rozwoju przy danym wyężeniu materiału /dające określony sygnał akustyczny/ i wady stabilne - nie będące źródłem sygnałów akustycznych. Ten drugi rodzaj wad, posiadających mniejsze rozmiary może być /zgodnie z rys. 2/, źródłem sygnału akustycznego przy zwiększonym obciążeniu materiału. Wobec tego, wada materiału w tej metodzie odgrywa rolę "aktywną" w stosunku do roli "biernej" jaką odgrywała w innych metodach badań nieniszczących np. ultradźwiękowych. Jest to główna zaleta metody EA i głównym wyróżnikiem tej metody badań spośród innych metod pozwalających na ocenę wyężenia materiałów [3].

Metoda EA jest ponadto metodą sumującą sygnały emisji akustycznej pochodzące od wielu wad materiałowych znajdujących się na polu działania obciążenia - ma więc charakter "całkowy" [7].

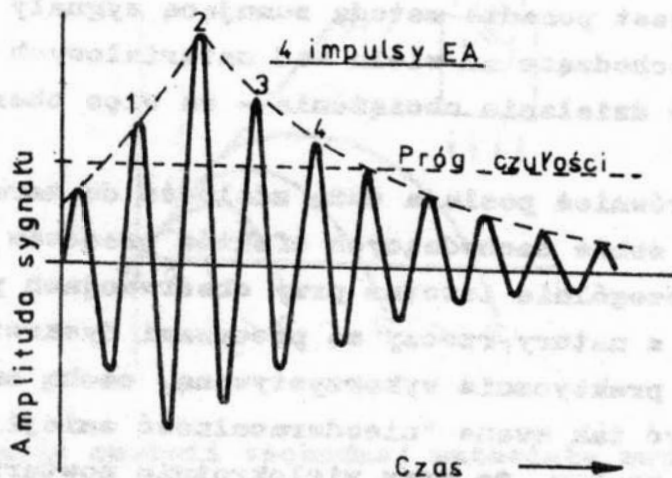
Metoda ta również posiada dużą zdolność do zarejestrowania kolejno po sobie zachodzących efektów procesów odkształceń. Jest to szczególnie istotne przy obserwacjach procesów pęknięcia, które z natury rzeczy są procesami dyskretnymi [1].

Inną, praktycznie wykorzystywaną, cechą emisji akustycznej może być tak zwana "nieodwracalność emisji akustycznej". Polega ona na tym, że przy wielokrotnie powtarzanych obciążeniach, emisję akustyczną obserwuje się tylko wtedy, gdy wartość naprężenia przekroczy jego wartość osiągniętą przy poprzedzających obciążeniach [8]. Przy badaniach narzędzi ściernych tę cechę metody EA można wykorzystać do eliminacji sygnałów pochodzących od różnego rodzaju defektów budowy materiałów, które wykorzystano do budowy układu obciążającego narzędzie. Wprowadzając w układ wstępne obciążenie - większe od obciążeń badawczych - wywołuje się propagację defektów materiałowych tego układu a tym samym brak ich echa akustycznego podczas obciążeń badawczych.

3. Analiza sygnałów emisji akustycznej

Kształt typowego sygnału obserwowano podczas emisji akustycznej pokazano na rys. 3 [7]. Charakter jego przebiegu odpowiada przebiegowi krzywej drgań tłumionych. Energia fali sprężystej, przechodzącej przez ośrodek, zmniejsza się i przez to maleje również jej ciśnienie akustyczne - zależnie od własności ośrodka. Tak więc amplituda takiego sygnału związana jest z tłumieniem ośrodka, który to parametr jest w bezpośrednim związku z jego budową.

W procesie pęknięcia lub odkształcania materiału generują się tysiące podobnych sygnałów. Sygnał pokazany na rys. 3, może być zarejestrowany jako jedno zdarzenie, jeżeli układ pomiarowy umożliwia taką rejestrację, jak gdyby zmiana napięcia prądu wywołana była sygnałem opisywanym jego obwiednią



Rys. 3. Typowy sygnał emisji akustycznej [7]

Fig. 3. Typical signal of acoustic emission [7]

/linia przerywana na rys. 3/. Zwykle jednak aparatura EA rejestruje przebiegi przekraczające pewien określony i regulowany próg czułości [7]. Na rys. 3 będą to 4 sygnały leżące powyżej tego progu czułości. Sygnał dłuższy i o większej amplitudzie będzie więc policzony jako kilka zdarzeń, gdy tymczasem sygnał o mniejszej amplitudzie może być zarejestrowany jako jedno zdarzenie lub zupełnie pominięty, jeżeli jego amplituda nie przekracza progu czułości aparatury.

Pomiar emisji akustycznej polega przeważnie na zliczaniu sumarycznej liczby N generowanych impulsów, lub na zliczaniu prędkości tych impulsów $N' = \Delta N / \Delta t$, gdzie t jest czasem obserwacji. Stwierdzono, że suma impulsów N , generowanych podczas emisji akustycznej, jest proporcjonalna do współczynnika intensywności naprężeń K podniesionego do potęgi m [7]

$$N = A K^m \quad (2)$$

przy czym A , m - stałe wyznaczone doświadczalnie

Wartość współczynnika m mieści się najczęściej w przedziale 2 - 10 i zależy od badanego materiału [8].

Z kolei współczynnik intensywności naprężeń K związany jest z naprężeniem σ oraz rozmiarami mikroszczeliny a , zależność

$$K = \alpha \sigma \sqrt{a} \quad (3)$$

gdzie: α - współczynnik proporcjonalności.

Z podstawienia wzoru /3/ do /2/ otrzymać można zależność funkcjonalną sumy impulsów emisji akustycznej od wartości naprężenia σ i rozmiarów szczeliny a

$$N = B \sigma^m a^{\frac{m}{2}} \quad (4)$$

przy czym B to współczynnik proporcjonalności.

Jeżeli przy tym samym obciążeniu materiału obserwuje się w różnych jego miejscach różną ilość generowanych impulsów EA oznacza to, że jest to wynikiem różnej długości występujących na kierunku obciążenia mikroszczelin a . Jeżeli przyjąć przykładowo wartość współczynnika m równą 4, to ze wzoru /4/ wynika, że gdy rozmiar wad pozostaje w stosunku 1 do 2, to przy tej samej wartości naprężenia można oczekiwać w przybliżeniu czterokrotnie mniejszej emisji akustycznej.

Badania zmierzające do wykorzystania emisji akustycznej do oceny stopnia szkodliwości pęknięć, przy obciążeniach statycznych i dynamicznych doprowadziły do ustalenia zależności [9 p. 81]:

$$N = C(K^b - K_0^b) \quad (5)$$

gdzie: K_0 - współczynnik intensywności naprężeń w momencie występowania silnej emisji akustycznej,

K - współczynnik intensywności naprężeń wg wzoru /3/,

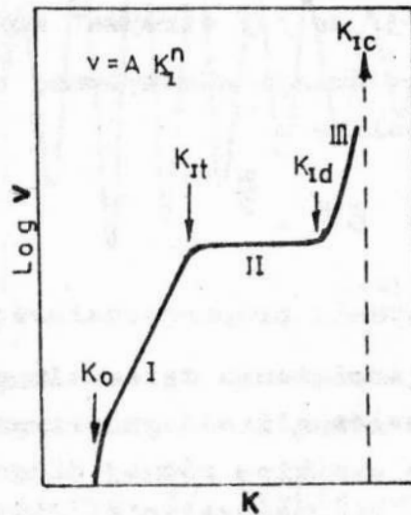
C, b - stałe doświadczalne.

Stwierdzono także, że istnieje pewna ogólna zależność prędkości generowanych impulsów N' od współczynnika K . Przykład takiej zależności pokazano na rys. 4. [6 p. 2].

Z danych na przedstawionym rysunku wynika, że ze wzrostem współczynnika intensywności naprężeń K_I /symbol I dotyczy naprężeń rozciągających/, prędkość propagacji sygnałów EA jest

funkcją potęgową o postaci:

$$N' = A K_I^n \quad (6)$$



Rys. 4. Zależność prędkości rozwoju mikropęknięć od współczynnika intensywności naprężeń [6 p. 2]

Fig. 4. Dependence of microcracks development velocity on the stress intensity factor [6 p. 2]

Jest to więc równanie identyczne jak równanie /2/ dla sumy impulsów N . Metoda EA daje zatem możliwość bezpośredniego wyznaczenia tego równania, co wynika z zależności pomiędzy ilością mikro procesów pęknięcia a związanymi z nimi sygnałami akustycznymi. Zależność ta ma postać [1]:

$$\frac{dN}{dt} = N_a \frac{N_e}{dt} \quad (7)$$

gdzie: N - liczba sygnałów emisji akustycznej,

N_a - stała związana ze sposobem obciążania i detekcją sygnałów akustycznych,

N_e - liczba procesów pęknięcia.

4. Stanowisko badawcze

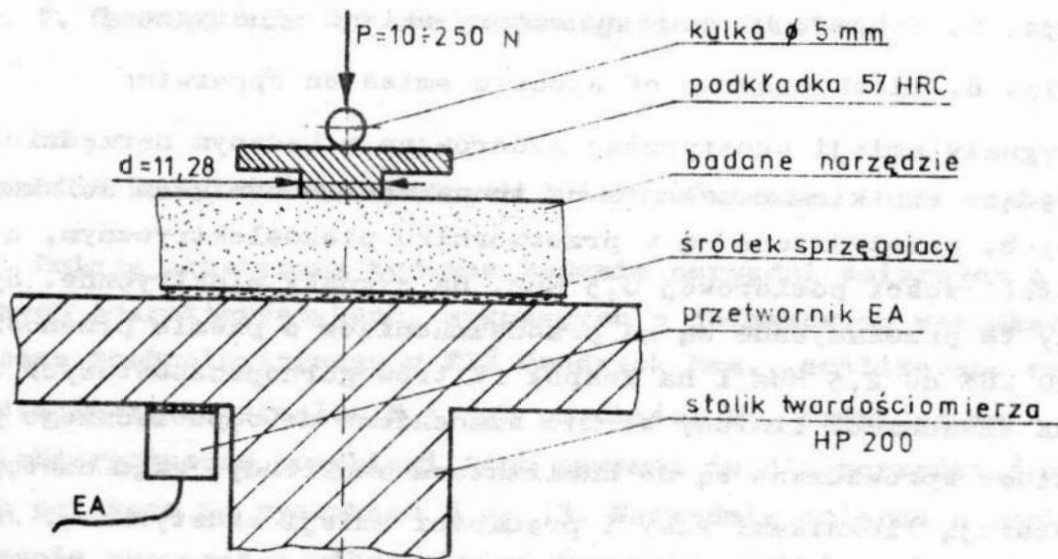
Przy próbie wykorzystania metody emisji akustycznej do

badania narzędzi ściernych należy rozwiązać szereg problemów technicznych takich jak:

- rozpoznanie co do wartości naprężeń i geometrii obciążenia,
- dobór i przystosowanie aparatury EA do badań narzędzi ściernych,
- dobór i mocowanie przetwornika sygnałów emisji akustycznej,
- dobór określonego środka sprzęgającego.

Z uwagi na fakt, iż są to pierwsze próby zastosowania metody emisji akustycznej do badania narzędzi ściernych, zdecydowano się na prowadzenie badań przy obciążeniach ściskających o wartościach odpowiadających sile szlifowania F_y . Z danych literaturowych dotyczących jednostkowych obciążeń F_y wynika, że są one rzędu 1 - 10 N/mm [5], [9].

Wykorzystanie do badań twardościomierza Brinella oraz specjalnej hartowanej podkładki o powierzchni kontaktującej się z narzędziem równej 100 mm², pozwoliło na stosowanie naprężeń badawczych w zakresie 1 do 25 N/mm². Wartości naprężeń badawczych odpowiadały więc w przybliżeniu potencjalnym obciążeniom narzędzia ściernego w procesie jego eksploatacji. Schemat układu obciążenia narzędzia ściernego podczas badań pokazano na rys.5.

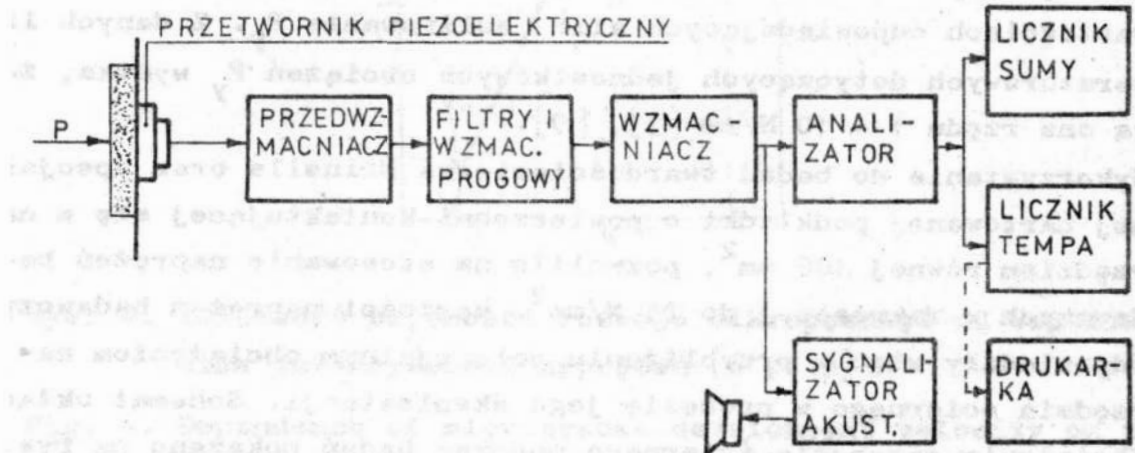


Rys. 5. Schemat układu obciążania narzędzia ściernego podczas badań metodą emisji akustycznej

Fig. 5. Scheme of the system of abrasive tool load during investigation with acoustic emission

Jako środka sprzęgającego używano wodnego roztworu kleju malarskiego. Środek ten, po badaniach wstępnych, okazał się najkorzystniejszym spośród zalecanych do przenoszenia fal ultradźwiękowych na przetworniki elektroakustyczne.

Do badań użyto krajowego zestawu aparatury EA produkcji ZZUJ POLON. Zestaw ten pozwolił na pomiar podstawowych parametrów emisji akustycznej tj. sumy generowanych impulsów N i ich prędkości N' . Schemat blokowy zastosowanej aparatury EA pokazano na rys. 6.



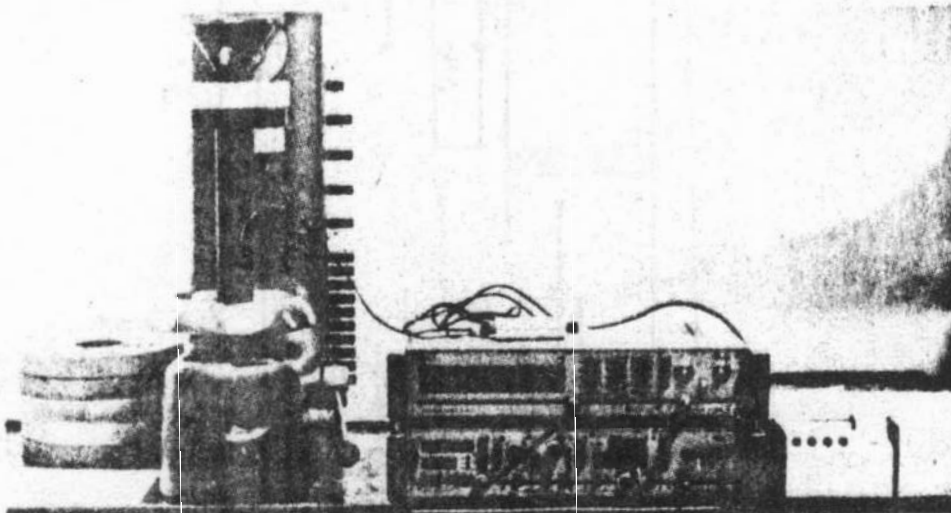
Rys. 6. Schemat blokowy aparatury emisji akustycznej

Fig. 6. Block diagram of acousto emission apparatus

Sygnały emisji akustycznej generowane w badanym narzędziu, będące skutkiem działania na to narzędzie obciążeń ściskających, przetwarzane są w przetworniku piezoelektrycznym, o częstotliwości pomiarowej 0,5 MHz, na sygnały elektryczne. Sygnały te przekazywane są na przedwzmacniacz o paśmie przenoszenia 20 kHz do 2,5 MHz i na zespół filtrów górnoprzepustowych oraz na wzmacniacz liniowy W1 21. Wzmocnione do odpowiedniego poziomu wprowadzane są do analizatora amplitudy, skąd następnie sterują licznikami sumy i prędkości emisji akustycznej. Analizator przenosi tylko takie sygnały spośród doprowadzonych do wejścia, których amplituda przewyższa ustalony w trakcie badań próg czułości aparatury.

Przy badaniach porównawczych wymaga to przestrzegania warunku jednakowego progu czułości aparatury dla wszystkich prób.

Tempo /prędkość/ generowanych sygnałów emisji akustycznej rejestrowane było przy użyciu drukarki Visoprint produkcji VIS. Praktycznie przy użyciu tej drukarki możliwe jest rejestrowanie sygnałów EA co 1 sekundę. Widok ogólny stanowiska badawczego pokazano na rys. 7.



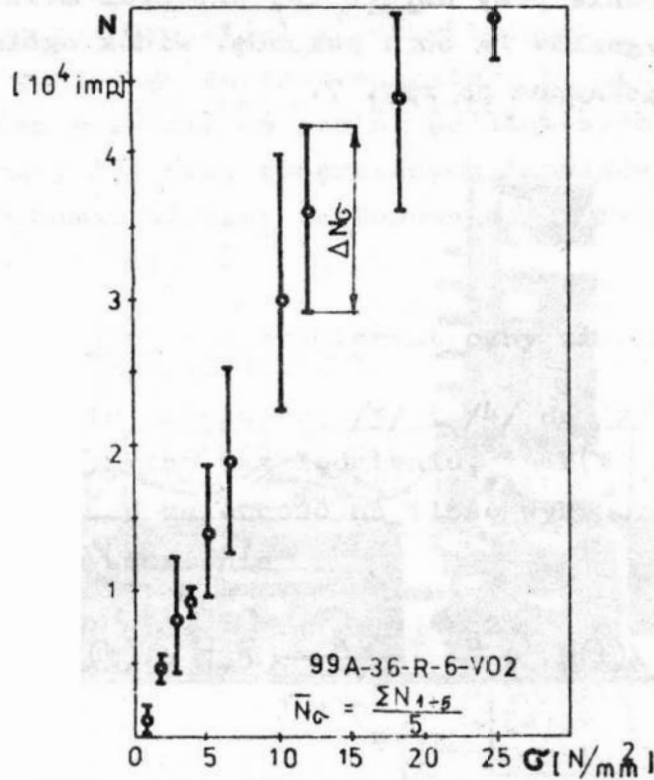
Rys. 7. Widok ogólny stanowiska badawczego

Fig. 7. General view of the investigation stand

5. Wyniki badań doświadczalnych i ich omówienie

Emisję akustyczną podczas badania narzędzi ściernych o różnych charakterystykach, wykonanych w jednakowych warunkach procesu technologicznego w FTS Grodzisk Maz., analizowano na podstawie sumy sygnałów N i ich prędkości N' . Przykładowe - charakterystyczne przebiegi tych parametrów dla narzędzi ściernych pokazano na rysunkach 8 do 13. Narzędzie ściernie z punktu widzenia propagacji mikropełnię przypowierzchniowych jest ośrodkiem wysoce niejednorodnym. Rejestrowana suma sygnałów EA zależy w dużej mierze od miejsca przyłożenia obciążenia. Dla określonego narzędzia uzyskuje się stosunkowo duży rozrzut wyników pomiarów /rys 8/, co wymaga większej ich liczby niż ma

to miejsce w przypadku badania tych narzędzi innymi metodami np. ultradźwiękową.

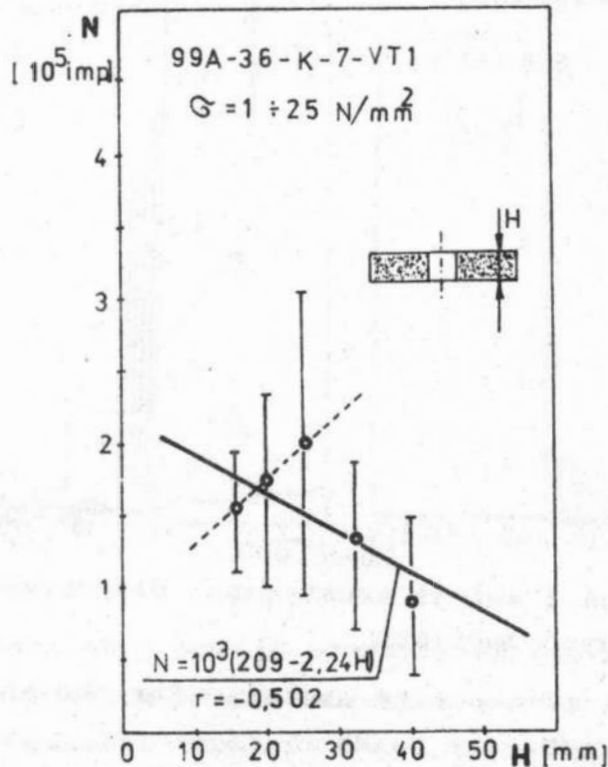


Rys. 8. Rozrzut wyników pomiaru podczas badania narzędzi ściernych o określonej charakterystyce

Fig. 8. Dispersion of the measuring results during investigation of abrasive tools of a definite characteristic

Ponieważ metodą EA mogą być badane narzędzia ściernie o różnej wysokości H , sprawdzono czy parametr ten wpływa w sposób istotny na liczbę zliczanych sygnałów emisji akustycznej. Można było oczekiwać, że im więcej pęknięć znajduje się na linii działania obciążenia, tym więcej będzie rejestrowanych sygnałów EA. Z drugiej strony, analizując typowy sygnał akustyczny pochodzący od pęknięcia rozwijającego się pod określonym obciążeniem /rys. 3/ stwierdzono, że na skutek występującego tłumienia fali sprężystej przez ośrodek, maleje również ciśnienie akustyczne. Związane jest ono z odległością od punktu powstania sygnału zależnością wykładniczą o ujemnym wykładniku. Oznacza to, że im większa odległość od aktywnego mikro-pęknięcia do przetwornika drgań mechanicznych na elektryczne

tym słabszy sygnał dociera do tego przetwornika. W przypadku badanych narzędzi ściernych zaobserwowano spadek liczby impulsów EA wraz ze wzrostem wysokości H - rys. 9.

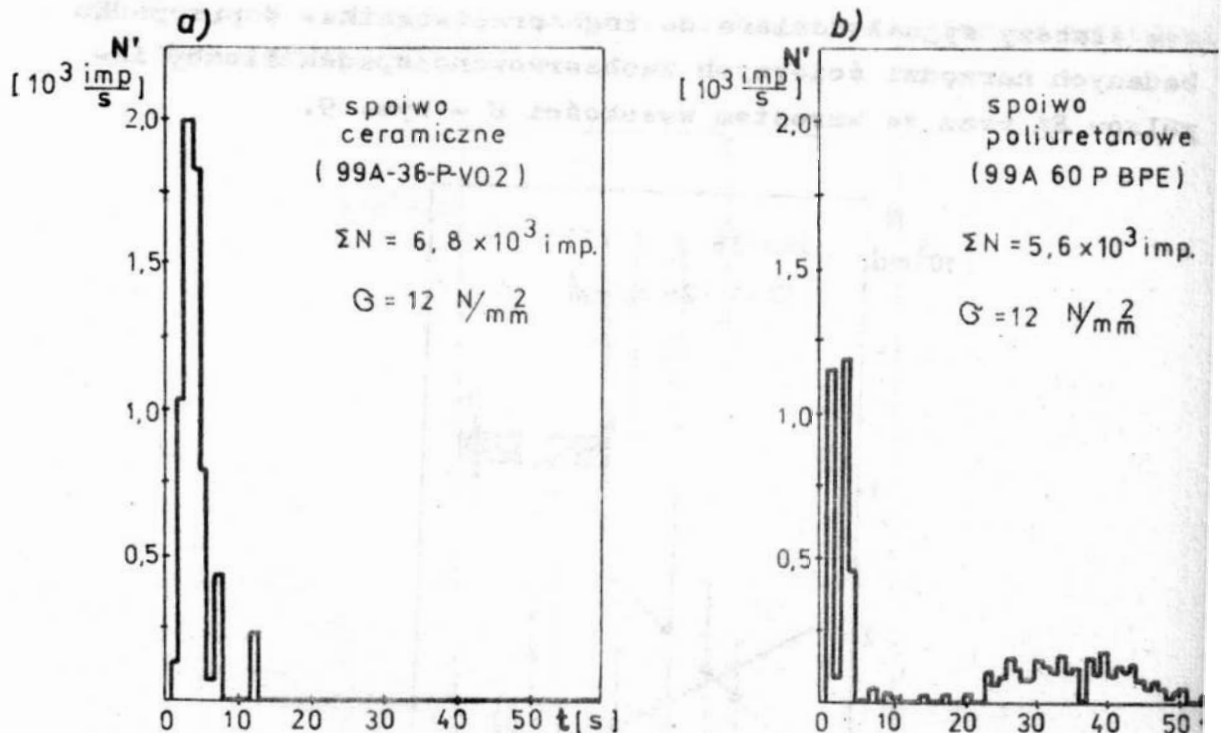


Rys. 9. Korelacja liczby impulsów EA oraz wysokości H narzędzia ściernego

Fig. 9. Correlation of the number of EA pulses and the height H of abrasive tool

Korelacja pomiędzy tymi wielkościami jest jednak mała / $r = 0,502$ /. Przy mniejszych zmianach wysokości H zaobserwować można nawet zależność odwrotną /na rys. 9 zaznaczono ją linią przerywaną/. Tak więc w oparciu o przeprowadzone badania nie można zaobserwować istotnej korelacji pomiędzy parametrami emisji akustycznej a wysokością narzędzia. Oznacza to, że nie ma potrzeby wyraźnego zaznaczania do jakiej wysokości H odnoszą się przedstawiane wyniki badań EA.

Na rys. 10 przedstawiono charakterystyczne przebiegi prędkości generowanych impulsów N' dla różnych spoiw: ceramicznego /rys. 10a/ i poliuretanowego /rys. 10b/.



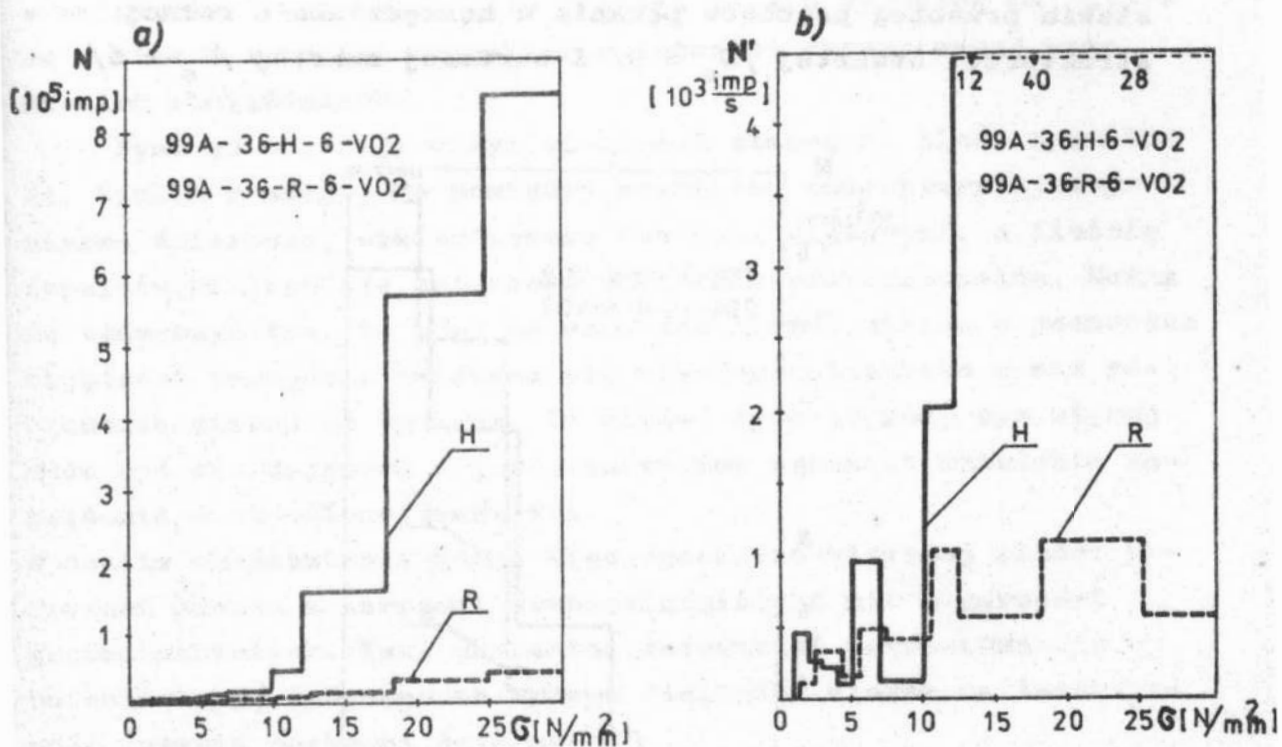
Rys. 10. Prędkości emisji akustycznej dla narzędzi ściernych o różnych spoiwach

Fig. 10. Speeds of acoustic emission for the abrasive tools with different bonds

Widać z nich, że w narzędziach ściernych o spoiwach ceramicznych procesy pękania zachodzą w bardzo krótkim czasie po przyłożeniu obciążenia i bardzo szybko się wygaszają. W spoiwach poliuretanowych w pierwszych kilku sekundach następuje również dość duża liczba procesów pękania, które jednak nie wygaszają się po krótkim czasie, lecz po pewnym okresie relaksacji trwają przez długi czas, chociaż na znacznie niższym poziomie. Suma wygenerowanych impulsów dla obu spoiw jest bardzo zbliżona, nie mniej jednak wyższe wartości N obserwowano w narzędziach o spoiwie ceramicznym.

Podobny charakter zależności zaobserwowano i przy innych wartościach naprężeń roboczych, co świadczyć może o tym, iż są to cechy przynależne rodzajowi badanych spoiw, a nie są przypadkowe.

Na rys. 11 pokazano przebiegi liczby wygenerowanych impulsów N dla różnych twardości narzędzi ściernych: niskie

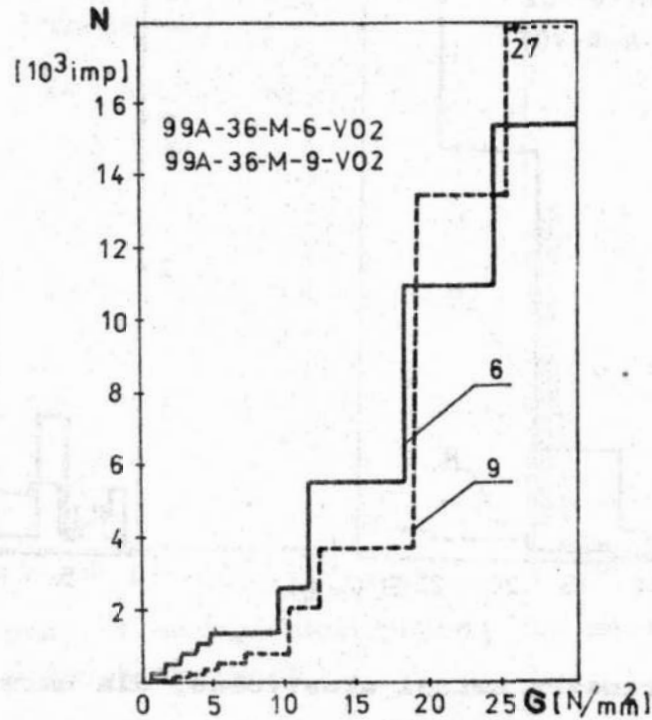


Rys. 11. Parametry emisji akustycznej dla narzędzi ściernych o różnych twardościach: a - sumy impulsów EA, b - prędkości impulsów EA

Fig. 11. Parameters of acoustic emission for abrasive tools of different hardnesses: a - sums of EA pulses, b - speeds of EA pulses

"H" i wysokiej "R" oraz prędkości tych impulsów /rys. 11 b/ wynika z tego, że emisja akustyczna jest silnie związana z twardością narzędzia. Im niższa twardość /niższy moduł sprężystości podłużnej E /, tym intensywniej rozwijają się defekty jego budowy. Dużą liczbę impulsów EA obserwuje się przy znacznie niższych obciążeniach narzędzia "miękkiego" niż ma to miejsce w przypadku badania narzędzia o większej twardości. Dla badanego narzędzia o twardości "H" można wnioskować, że krytycznym naprężeniem eksploatacyjnym /po którym występować będą intensywne procesy zużycia wytrzymałościowego/ jest rząd obciążeń ściskających $F_y = 10 - 12 N/mm^2$. Możliwość takiej analizy może okazać się dobrym kierunkiem zastosowania metody emisji akustycznej do badań narzędzi ściernych. Rys. 12 przed-

stawia przebieg procesów pęknięcia w narzędziach o różnej strukturze: otwartej $/N_s = 9/$ i bardziej zwartej $/N_s = 6/$.



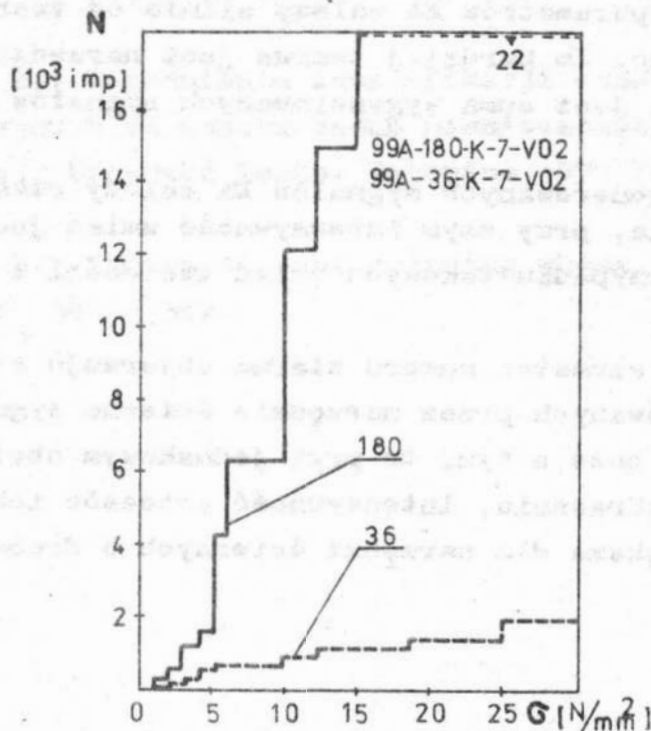
Rys. 12. Sumy impulsów emisji akustycznej dla różnych struktur narzędzi ściernych

Fig. 12. Sums of acoustic emission pulses for different structures of abrasive tools

Wynika z tych danych, że przy małych wartościach naprężeń, intensywność procesów pęknięcia w narzędziach o bardziej otwartych strukturach jest mniejsza niż w narzędziach o strukturach zwartych. Przy większych obciążeniach zależność ta jest odwrotna. Można to tłumaczyć tym, że przy małych obciążeniach narzędzia intensywniejsze są procesy pęknięcia tam, gdzie jest więcej mikroszczelin /zgodnie ze statystycznym rozłożeniem się wad/. Przy strukturach bardziej zwartych, na jednostkę objętości narzędzia przypada więcej ziaren, i tam też winna być generowana większa liczba sygnałów EA. Przy większych obciążeniach mniejsza ilość ziaren nie jest w stanie przenieść zadanego obciążenia i większym wartościom naprężeń poddawane są mostki wiążące spoiwa. Rozwijają się więc większa liczba mikropęknięć, a

w związku z tym generuje się większa liczba sygnałów EA, które są w stanie zmieniać charakter zależności obserwowanej przy niskich obciążeniach.

Rys. 13 obrazuje wpływ wielkości ziarna na ilość sygnałów EA. Wynika z niego, że pomiędzy rozmiarem charakterystycznym ziarna ściernego, utwardzonego mostkami wiążącymi, a ilością impulsów EA istnieje zależność odwrotnie proporcjonalna. Można to tłumaczyć tym, że wraz ze wzrostem ilości ziaren w jednostce objętości narzędzia zwiększa się prawdopodobieństwo braku połączenia ziarna ze spoiwem. Im więcej tych styków, tym więcej może być wad dających sygnał akustyczny w czasie działania naprężenia o określonej wartości. W czasie eksploatacji można więc oczekiwać większej ilości wykruszeń ziaren z narzędzi drobnoziarnistych niż z narzędzi gruboziarnistych. Taki charakter zależności potwierdza się w badaniach [9] dotyczących wpływu wielkości ziarna na intensywność zużycia narzędzi ściernych.



Rys. 13. Sumy impulsów emisji akustycznej dla różnych ziarnistości narzędzi ściernych

Fig. 13. Sums of acoustic emission pulses for different graininesses of abrasive tools

Wnioski

1. Przeprowadzone badania pozwalają na stwierdzenie, że możliwe jest wykorzystanie metody emisji akustycznej do badania intensywności procesów kruchego pęknięcia w narzędziach ściernych.
2. Wartość parametrów EA podczas badania narzędzi ściernych przy stałych obciążeniach zależy silnie od miejsca pomiaru. Metoda ta zatem wymaga większej liczby pomiarów dla właściwej oceny badanego narzędzia i opracowania statystycznego.
3. Pomiędzy wysokością narzędzia H a parametrami EA nie stwierdzono istotnej zależności.
4. Intensywność rozwoju mikropęknięć w narzędziach ściernych zależy od rodzaju spoiwa, z którego wykonane jest narzędzie. Dla spoiw ceramiznych jest ona większa niż dla spoiw poliuretanowych. Inne jest również tempo generowanych sygnałów EA w tych spoiwach.
5. Wartość parametrów EA zależy silnie od twardości narzędzia ściernego. Im bardziej twarde jest narzędzie ścierne tym mniejsza jest suma wygenerowanych sygnałów EA oraz ich tempo.
6. Suma wygenerowanych sygnałów EA zależy również od struktury narzędzia, przy czym intensywność zmian jest dużo słabsza niż w przypadku takowych zmian twardości i ziarnistości narzędzia.
7. Wraz ze wzrostem numeru ziarna obserwuje się wzrost sumy wygenerowanych przez narzędzie ścierne sygnałów EA. Świadczy o tym, że przy jednakowym obciążeniu ziaren siłami skrawania, intensywność procesów ich wykruszeń będzie większa dla narzędzi ściernych o drobniejszych ziarnach.

Literatura

1. Boniecki M. i inni: Emisja akustyczna i jej zastosowanie do oceny wytrzymałości mechanicznej złączy ceramika metal. Szkło i Ceramika. 2/82 Vol. XXXIII s. 29 - 34
2. Funke G.: Proces zapoczątkowania i propagacja pęknięć zmęczeniowych w stopniach aluminiowych w świetle badań frakto- graficznych i zjawiska emisji akustycznej. Praca doktorska IPPT Warszawa 1980
3. Obraz J.: Ultradźwięki w technice pomiarowej. WNT Warszawa 1983
4. Marks M.: Podstawowe pojęcia mechaniki zniszczenia. Prace IPPT Warszawa 1979
5. Moser M.: Microstructures of Ceramics. Structure and Pro- perties of Grinding Tools. Akademiai Kiado, Budapest 1980
6. Pawłowski Z.: Emisja akustyczna. Konf. PAN Jabłonna, 27.V - 2.VI.1974
7. Pawłowski Z.: Badania nieniszczące. Wyd. ODK SIMP, Warsza- wa 1975
8. Pawłowski Z.: Zagadnienia identyfikacji stanu materiałów konstrukcyjnych za pomocą badań nieniszczących. IV Kraj. Symp. Ekspł. Urządzeń Techn. Katowice 1977 Vol. 4, s. 147 - 152
9. Yoshikawa H.: Theory of tool grinding wheel. Ann. CIRP Nr 14, 1974 s. 348 - 362

Streszczenie

W artykule przedstawiono podstawowe zagadnienia metodyki badania narzędzi ściernych metodą emisji akustycznej oraz ich prędkości w funkcji parametrów materiałów narzędzi ściernych.

ACOUSTIC EMISSION DURING INVESTIGATION OF THE ABRASIVE TOOLS AT CONSTANT LOADS**Summary**

In the paper, basic problems of the abrasive tools investigation method by means of acoustic emission as well as the velocities against the abrasive tool material parameters, have been presented.

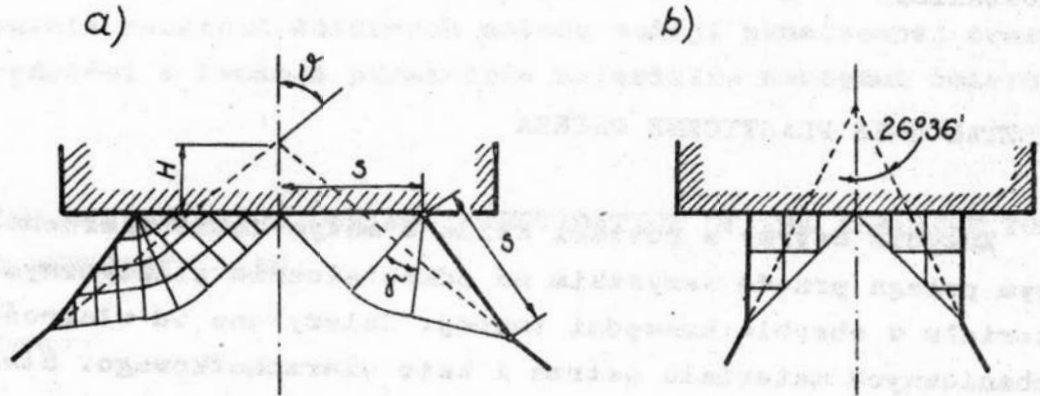
Stanisław Socha
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

ODKSZTAŁCENIE PLASTYCZNE OSTRZA

Zużycie ostrzy w postaci klina o małym kącie wierzchołkowym polega przede wszystkim na odkształceniu plastycznym materiału w obrębie krawędzi tnącej. Zależy ono od własności mechanicznych materiału ostrza i kąta wierzchołkowego. Stwierdzono ponadto, że podatność na odkształcenia metalu w obszarze krawędzi zależy również od działania czynników fizycznych i chemicznych środowiska. Ma to miejsce zwłaszcza przy rozdzielaniu materiałów biologicznych i wiąże się ze zjawiskami powierzchniowymi. W układach o dużej wartości stosunku powierzchni do objętości, a do takich należy wierzchołek klina o małym kącie, zjawiska na powierzchni mogą silnie wpływać na zachowanie się plastyczne metalu [1]. Dobrym sposobem poznania tych wpływów może być porównanie przebiegów rzeczywistych odkształcania ostrzy w warunkach działania różnych czynników z idealnym modelem. W niniejszej pracy podjęto próbę utworzenia takiego modelu.

Rozwiązanie zagadnienia odkształcania plastycznego klina podejmowane były dotychczas z myślą o zastosowaniach w teorii procesów przeróbki plastycznej. Zagadnienia takie spotykamy przy prasowaniu wlewków o przekroju kwadratowym i w niektórych zabiegach kuźniczych. Charakterystyczną cechą procesu odkształcania klina jest podobieństwo geometryczne odkształconego obszaru w każdej fazie zagłębiania się stempla. Pozwala to traktować proces jako stacjonarny przy pewnych sposobach prowadzenia analizy. Jedno ze znanych rozwiązań podane w pracy [2] pokazano na rys. 1. Stanowi ono konstrukcję siatki linii poślizgu, dla której założono, że zewnętrzna granica strefy plastycznej AC jest prostoliniowa. Siatka składa się z dwóch

trójkątów prostokątnych, w których panują jednorodne stany naprężeń oraz z wycinka biegunowego o kącie wierzchołkowym γ .



Rys. 1. Ściskanie plastycznego klina płaskim stemplem bez tarcia a/ dla $\nu > 26^{\circ}36'$, b/ dla $\nu = 26^{\circ}36'$ [2]

Fig. 1. Plastic wedge compression with a flat punch with no friction assumed: a/ for $\nu > 26^{\circ}36'$, b/ for $\nu = 26^{\circ}36'$ [2]

Konstrukcję siatki wiążą zależności geometryczne wynikające z tego, że oba trójkątne obszary siatki są sobie równe, a objętość materiału wypchniętego poza początkową powierzchnię klina jest równa początkowej objętości klina nad powierzchnią stempla. Związek γ i ν ma postać:

$$\operatorname{tg} \nu = \frac{(1 + \sin \gamma)^2}{\cos \gamma (2 + \sin \gamma)} \quad (1)$$

a wyrażenie na długość styku stempel - klin:

$$S = H \frac{1 + \sin \gamma}{\cos \gamma} \quad (2)$$

Wartość nacisku stempla określona ze stanu naprężenia wynosi:

$$P = 2kH \frac{1 + \sin \gamma}{\cos \gamma} (1 + \gamma) \quad (3)$$

gdzie: k - naprężenia płynięcia

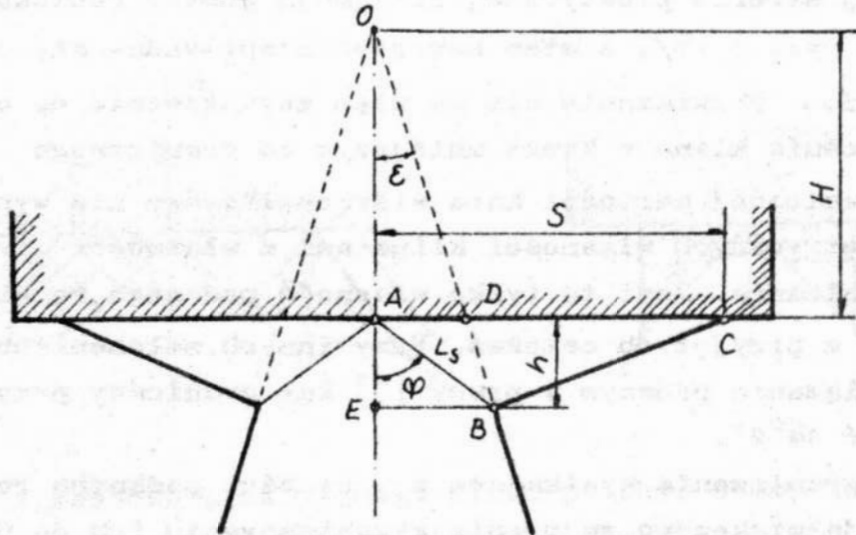
Z zależności /1/ wynika, że przy kącie $\mathcal{V}_g = 26^{\circ}36'$ zanikają w siatce obszary biegunowe, przez co linie poślizgu w całej strefie plastycznej przyjmują postać odcinków prostych jak na rys. 1 /b/, a stan naprężenia sprowadza się do prostego ścinania. Rozwiązanie nie ma więc zastosowania do opisu odkształcenia klina o kącie mniejszym od granicznego \mathcal{V}_g^* . Istnienie granicznej wartości kąta wierzchołkowego nie wynika jednak z geometrycznych własności klina ani z własności procesu jego odkształcania. Jest to tylko własność podanego rozwiązania i wynika z przyjętych założeń. Przy innych założeniach jak np. w rozwiązaniu podanym w pracy [3] kąt graniczny przyjmuje wartość $14^{\circ}2'$.

Ograniczenia wynikające z własności podanych rozwiązań nie mają większego znaczenia w zastosowaniu ich do procesów przeróbki plastycznej, stanowią jednak przeszkodę, gdy chodzi o analizę odkształceń ostrzy. Praktycznie stosowane kąty wierzchołkowe ostrzy znajdują się w zakresie od 5° , przy czym kąt rzędu 15° należy do dużych wartości. Dla podanego zakresu, istniejące rozwiązania jak i metody ich uzyskania nie są przydatne.

Proponowane rozwiązanie plastycznego odkształcania ostrza opiera się na założeniu, że proces przebiegać będzie w sposób, przy którym energia pochłonięta przez odkształcenie przyjmuje wartość najmniejszą z możliwych. Założenie takie przyjmuje się na podstawie zasady najmniejszego działania Hamiltona. Takim samym założeniem posłużono się, z dobrym skutkiem, w rozwiązaniu zagadnienia formowania wióra podczas obróbki skrawaniem [4], które pod wieloma względami jest podobne do odkształcania klina.

Rozwiązanie spełniające przyjęte założenia polega na określeniu postaci klina po odkształceniu, która odpowiadać będzie najmniejszemu nakładowi energii na wykonanie takiego odkształcenia. Nie jest więc tu ważny przebieg odkształcenia lecz tylko jego rezultat i odpowiadający mu nakład energii. Założymy zatem, że odkształcenie odbywa się zgodnie ze schematem pokazanym na rysunku 2. Przeformowanie materiału następuje przez ścinanie w pojedynczej płaszczyźnie ścinania AB nachylo-

nej pod kątem φ względem prostopadłej do powierzchni stempl



Rys. 2. Schemat odkształcania klina w układzie z umowną płaszczyzną ścinania

Fig. 2. Scheme of wedge deformation in the system with conventional plane of shear

Powierzchnię ścinania należy tu traktować jako pewną umowną granicę między obszarem odkształconym i nieodkształconym. Jej położenie określone jest przez wielkość odkształcenia jakiemu uległ materiał, a nie przez miejsce w którym ono nastąpiło. Dla uniknięcia nieporozumień odnośnie fizycznych cech tej płaszczyzny, nazywana ona będzie umowną płaszczyzną ścinania.

Jak wcześniej wspomniano analiza przeformowywania klina pod stemplem nie wymaga rozpatrywania przebiegu odkształcenia jego elementów, nie jest więc istotna charakterystyka naprężenie - odkształcenie materiału. Jednocześnie zakłada się, że proces zachodzi w płaskim stanie odkształcenia, a całą pracę wykonaną przez stempel pochłania odkształcenie zachodzące w obszarze płaszczyzny ścinania. Oznacza to, że na styku stempel - klin nie występują żadne straty związane z tarciem lub odkształceniem materiału klina w tym obszarze.

W przyjętym schemacie odkształcania klina, długość umownej płaszczyzny ścinania wynosi:

$$L_s = \frac{H \sin \varepsilon}{\sin(\varphi - \varepsilon)} \quad (4)$$

wysokość odkształconego obszaru

$$h = \frac{H \operatorname{tg} \varepsilon}{\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \varepsilon} \quad (5)$$

Długość styku stempla z materiałem odkształcanym wynika z warunku jednakowej objętości materiału przed i po odkształceniu. Warunek ten wyraża się równością $\triangle BCD$ i $\triangle OAD$. Odpowiednio do tego

$$S = H \operatorname{tg} \varphi \quad (6)$$

celu określenia wielkości odkształcenia jakie przyjmuje materiał po przekroczeniu umownej płaszczyzny ścinania, rozparzony zostanie układ, w którym elementarne paski o grubości $\triangle s$ ułożone równoległe do umownej płaszczyzny ścinania, ulegają nieciągłemu odkształceniu do postaci określonej wymaganiami procesu. Na rys. 3 a pokazano rozmieszczenie tych pasów, a na rys. 3 b zmianę postaci jednego z nich po przekroczeniu płaszczyzny ścinania. Początkowa postać ABCD przechodzi w postać ABC'D' a wielkość odkształcenia wynosi:

$$\varepsilon = \frac{\triangle L}{\triangle s}$$

ponieważ $\triangle L = DE + ED'$, a $DE = \triangle s \operatorname{otg} \varphi$; $ED' = \triangle s \operatorname{tg} \varphi$ więc

$$\varepsilon = \operatorname{tg} \varphi + \operatorname{otg} \varphi \quad (8)$$

energia potrzebna do odkształcenia wyodrębnionego elementu materiału wynosi:

$$\triangle E_g = \triangle L P_s \quad (9)$$

gdzie $\triangle L = \frac{\triangle H}{\operatorname{cos} \varphi}$ a $P_s = k \cdot L_s$ jest siłą działającą w płaszczyźnie ścinania, przy czym k jest naprężeniem płynięcia. Po

podstawieniu otrzymujemy

$$\Delta E_g = kH\Delta H \frac{\sin \varepsilon}{\cos \varphi \sin(\varphi - \varepsilon)} \quad (10)$$

Warunek minimum energii odkształcenia można wyrazić w postaci

$$\frac{d\Delta E_g}{d\varphi} = 0 \quad (11)$$

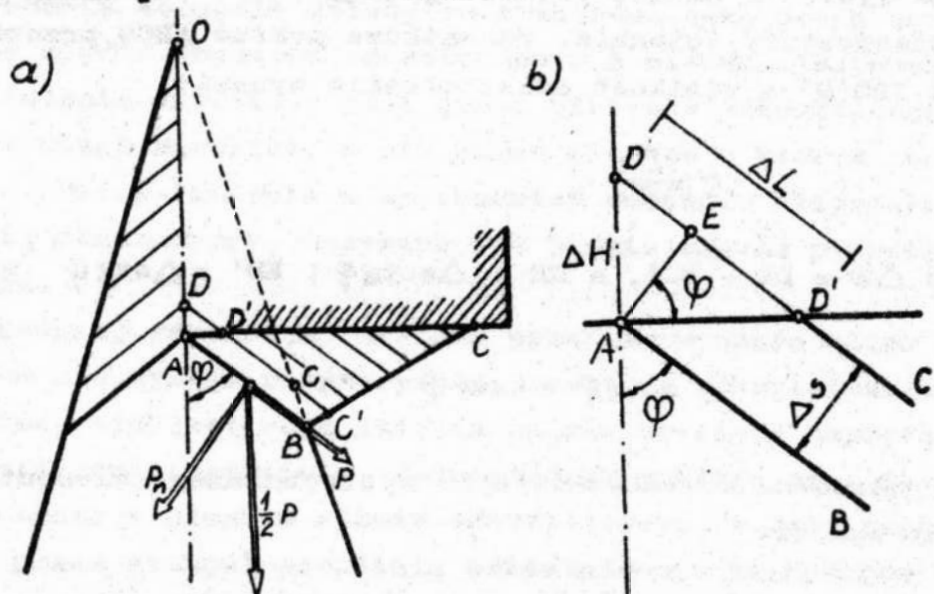
Po zróżniczkowaniu zależności /10/ otrzymujemy z warunku minimum energii, że

$$\cos(2\varphi - \varepsilon) = 0$$

z czego

$$\varphi = \frac{\pi}{4} + \frac{\varepsilon}{2} \quad (12)$$

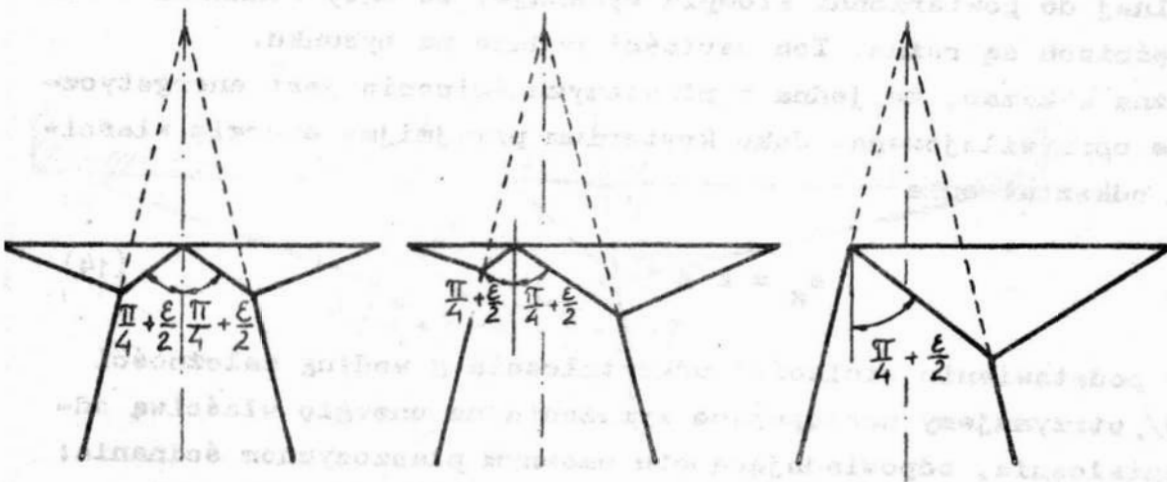
Podstawienie otrzymanej wartości kąta ścinania φ do wcześniej podanych zależności pozwala na pełne opisanie zmiany postaci klina po odkształceniu.



Rys. 3. Odkształcenie elementarnego paska materiału po przekroczeniu płaszczyzny ścinania

Fig. 3. Deformation of an elementary strip of material after crossing the plane of shear

Dla małych kątów klina ε , rozpatrywany układ cechuje duża smukłość. Można więc oczekiwać, że symetria strefy plastycznej może łatwo ulegać zachwianiu. Pojawia się zatem pytanie, czy asymetria odkształcenia lub asymetria klina stwarza jakies uprzywilejowanie energetyczne. Na rys. 4. pokazano układ z asymetrycznie rozmieszczonymi płaszczyznami ścinania i dla porównania układ symetryczny.



Rys. 4. Asymetryczne odkształcenie klina

Fig. 4. Asymmetric wedge strain

Nakład energii na przemieszczenie stempla o ΔH jest wprost proporcjonalny do łącznej długości płaszczyzn ścinania co można wykazać po odpowiednim przekształceniu zależności /9/:

$$\Delta E_g = \frac{KL_s}{\cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varepsilon}{2}\right)} \Delta H \quad (13)$$

Równie łatwo można wykazać, że łączna długość płaszczyzn ścinania jest zawsze jednakowa dla określonego zagłębienia stempla H , niezależnie od stopnia asymetrii wzajemnego położenia obu jej odcinków. Można zatem uznać, że symetryczna postać strefy plastycznej nie jest uprzywilejowana żadnym minimum energetycznym zatem odkształcenie symetryczne i asymetryczne jest jednakowo możliwe. W układach rzeczywistych ta druga możliwość jest nawet bardziej prawdopodobna jeśli weźmie

się pod uwagę niejednorodność materiału.

Uprzywilejowanie energetyczne postaci klina po odkształceniu ujawnia się wyraźnie w wypadku jego asymetrii względem osi prostopadłej do normalnej do powierzchni stempla. Układ taki pokazano na rys. 5. Miarą asymetrii jest tu kąt ω odchylenia osi klina od normalnej do powierzchni stempla. Rozpatrzenie niezależnie od siebie dwóch części klina po obu stronach normalnej do powierzchni stempla wykazuje, że kąty ścinania w obu częściach są różne. Ich wartości podano na rysunku. Można wykazać, że jedna z płaszczyzn ścinania jest energetycznie uprzywilejowana. Jako kryterium przyjmijmy energię właściwą odkształcenia

$$\epsilon_g = k \cdot g \quad (14)$$

Po podstawieniu wielkości odkształcenia g według zależności /8/ otrzymujemy następujące wyrażenia na energię właściwą odkształcenia, odpowiadającą obu umownym płaszczyznom ścinania:

$$\epsilon_{gI} = k \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\epsilon}{2} - \frac{\omega}{2}\right) + \operatorname{otg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\epsilon}{2} - \frac{\omega}{2}\right)$$

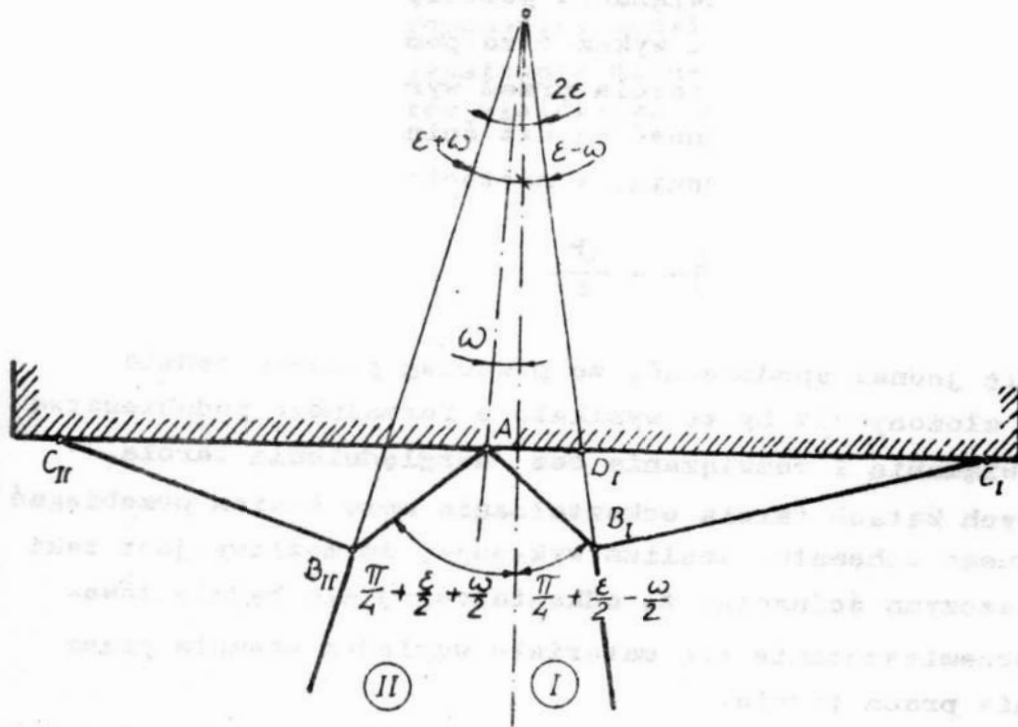
$$\epsilon_{gII} = k \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\epsilon}{2} - \frac{\omega}{2}\right) + \operatorname{otg}\left(\frac{\pi}{2} + \frac{\epsilon}{2} - \frac{\omega}{2}\right)$$

W zakresie wartości kątów $\epsilon > \omega$ zawsze będzie, że

$$\epsilon_{gI} < \epsilon_{gII}$$

Zgodnie z założeniem minimum energii uprzywilejowane będzie odkształcenie w umownej płaszczyźnie ścinania wychodzącej na powierzchnię klina tworzącą mniejszy kąt z normalną do powierzchni stempla. Układ przyjmuje więc postać asymetryczną. Ze względu na to, że w układach rzeczywistych praktycznie nie jest możliwe równoczesne uzyskanie doskonałej symetrii własności mechanicznych klina, najbardziej prawdopodobne będzie odkształcenie asymetryczne. Jego schemat wraz z opisującymi go

zależnościami pokazano na rys. 5.



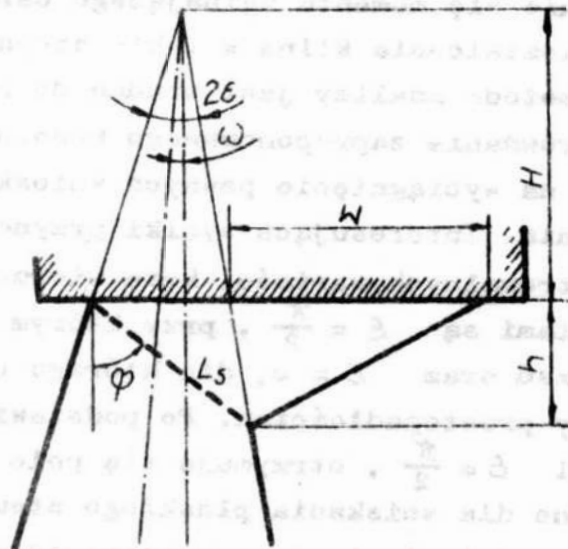
Rys. 5. Odkształcenie klina asymetrycznego

Fig. 5. Deformation of the asymmetric wedge

$$W = H \frac{\sin \epsilon [\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg}(\epsilon + \omega)]}{2 \operatorname{tg}(\epsilon - \omega)}$$

$$L_s = 2H \frac{\sin(\epsilon - \omega)}{\sin(\varphi - \epsilon - \omega)}$$

$$h = 2H \frac{\cos \varphi \sin(\epsilon - \omega)}{\sin(\varphi - \epsilon - \omega)}$$



Rys. 6. Model odkształcania plastycznego klina płaskim stemplem bez tarcia

Fig. 6. Model of plastic strain of wedge using a flat punch with no friction assumed

Podsumowanie

W zaproponowanym rozwiązaniu pominięto siły tarcia na powierzchni stempla. Można wykazać za pomocą zaproponowanej metody, że uwzględnienie tarcia przez wyrażenie go za pomocą kąta tarcia ν , da zależność na kąt ścinania odpowiadający minimum energii odkształcenia, w postaci:

$$\varphi = \frac{\pi}{4} + \frac{\varepsilon}{2} - \frac{\nu}{2} \quad (15)$$

Należy się jednak spodziewać, że przebieg procesu będzie bardziej złożony niż by to wynikało z formalnego podobieństwa tego rozwiązania i rozwiązania bez uwzględnienia tarcia.

Przy dużych kątach tarcia odkształcanie może bowiem przebiegać według innego schematu. Analiza wykazuje, że możliwy jest taki układ płaszczyzn ścinania, że odkształceniu nie będzie towarzyszyć przemieszczenie się materiału względem stempla przez co zaniknie praca tarcia.

Wymaga zbadania w jakich okolicznościach układ taki będzie uprzywilejowany w świetle kryterium minimum energii. Ponadto przy asymetrycznym odkształceniu wypadkowa sił tarcia spowoduje pojawienie się momentu zginającego ostrza. Komplikuje to przebieg odkształcenia klina w takim stopniu, że przyjęta, bardzo prosta metoda analizy jest trudna do zastosowania.

Porównanie zaproponowanego modelu ze znanymi rozwiązaniami pozwala na wyciągnięcie pewnych wniosków odnośnie zakresu jego stosowania. Interesujące wyniki przynosi porównanie rozwiązań dla ekstremalnych wartości kąta wierzchołkowego klina. Takimi wartościami są $\varepsilon = \frac{\pi}{2}$, przy którym klin przechodzi w półprzestrzeń oraz $\varepsilon = 0$, dla którego odpowiednim układem jest ściskany prostopadłościan. Po podstawieniu do modelu z rys. 1 wartości $\varepsilon = \frac{\pi}{2}$, otrzymuje się pole linii poślizgu charakterystyczne dla wciskania płaskiego stempla w półprzestrzeń. Podobne podstawienie do zaproponowanego modelu daje wynik nie do przyjęcia. Z kolei podstawienie $\varepsilon = 0$ do modelu z rys. 1 jest formalnie niemożliwe, natomiast takie samo podstawienie do zaproponowanego modelu daje układ linii poślizgu, właściwy

prostemu ściskaniu, a więc wynik poprawny. Przedstawione rozumowanie wskazuje, że zaproponowany model może stanowić dobre przybliżenie procesu odkształcania klina o małym kącie wierzchołkowym. Dla dużych kątów właściwsze są modele oparte na siatce linii poślizgu.

Literatura

1. R.M.Latanison: Surface effects in crystal plasticity, Fundamentals of Tribology, The MIT Press, 1978, s. 255-294
2. W.Szczepański: Teoria obróbki plastycznej metali, PWN Warszawa, 1964
3. W.Szczepański: Wstęp do analizy procesów obróbki, PWN Warszawa 1967
4. M.E.Merchant: Mechanics of the metal cutting process J.Appl. Phs., Vol. 16, nr 5, 1945, s. 267

Streszczenie

W artykule przedstawiono teoretyczny model odkształcania plastycznego klina o małym kącie wierzchołkowym. Jako podstawę analizy przyjęto założenie, że odkształcanie przebiega z minimalnym nakładem energii. Wykazano, że podczas odkształcania klina płaskim stemplem bez udziału sił tarcia na powierzchni styku, uprzywilejowane energetycznie jest odkształcenie asymetryczne.

PLASTIC STRAIN OF BLADE

Summary

The paper presents a theoretical model of plastic strain of wedge of a small apex angle. As a basis of the analysis, the assumption of the deformation proceeding with a minimal energy input, was accepted. It was revealed that during wedge deformation with a flat punch with no-friction force contribution of the contact surface, asymmetric strain was preferential energetically.

Piotr Stępień
Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

ROZMIESZCZENIE WIERZCHOŁKÓW ZIAREN ŚCIERNYCH NA ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY

Wstęp

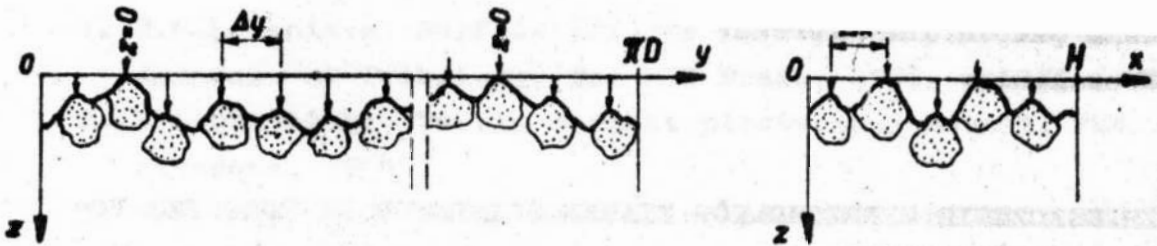
Zagadnienia związane z rozmieszczeniem wierzchołków ziaren ściernych na roboczej powierzchni ściernicy /RPS/ są istotne przy formułowaniu probabilistycznych modeli procesu szlifowania, opisujących między innymi: ilość ziaren aktywnych, grubości i przekroje warstw skrawanych poszczególnymi ziarnami, obciążenie cieplne i mechaniczne ziaren aktywnych, siły szlifowania, zużycie i trwałość ściernicy, rozkład temperatur w przedmiocie szlifowanym, chropowatość powierzchni po szlifowaniu.

Znajomość rozmieszczenia wierzchołków ziaren na RPS ma więc duże znaczenie, co potwierdzają liczne prace zawierające wyniki badań i analiz tego zagadnienia.

1. Metody i wyniki pomiarów rozmieszczenia wierzchołków ziaren na roboczej powierzchni ściernicy

W większości prac, z tego zakresu rozmieszczenie wierzchołków ziaren na RPS określano w układzie współrzędnych /rys. 1/ związanym z nominalną RPS.

Przyjmowano, na ogół zgodnie, że w kierunkach obwodowym (y) i osiowym (x) wierzchołki ziaren rozmieszczone są równomiernie, zgodnie z prawami procesu Poissona [2, 20, 30, 35, 38]. Zgodnie z tym, rozkłady współrzędnych y i x są rozkładami równomiernymi, a rozkłady odległości Δy i Δx między kolejnymi wierzchołkami są rozkładami wykładniczymi.



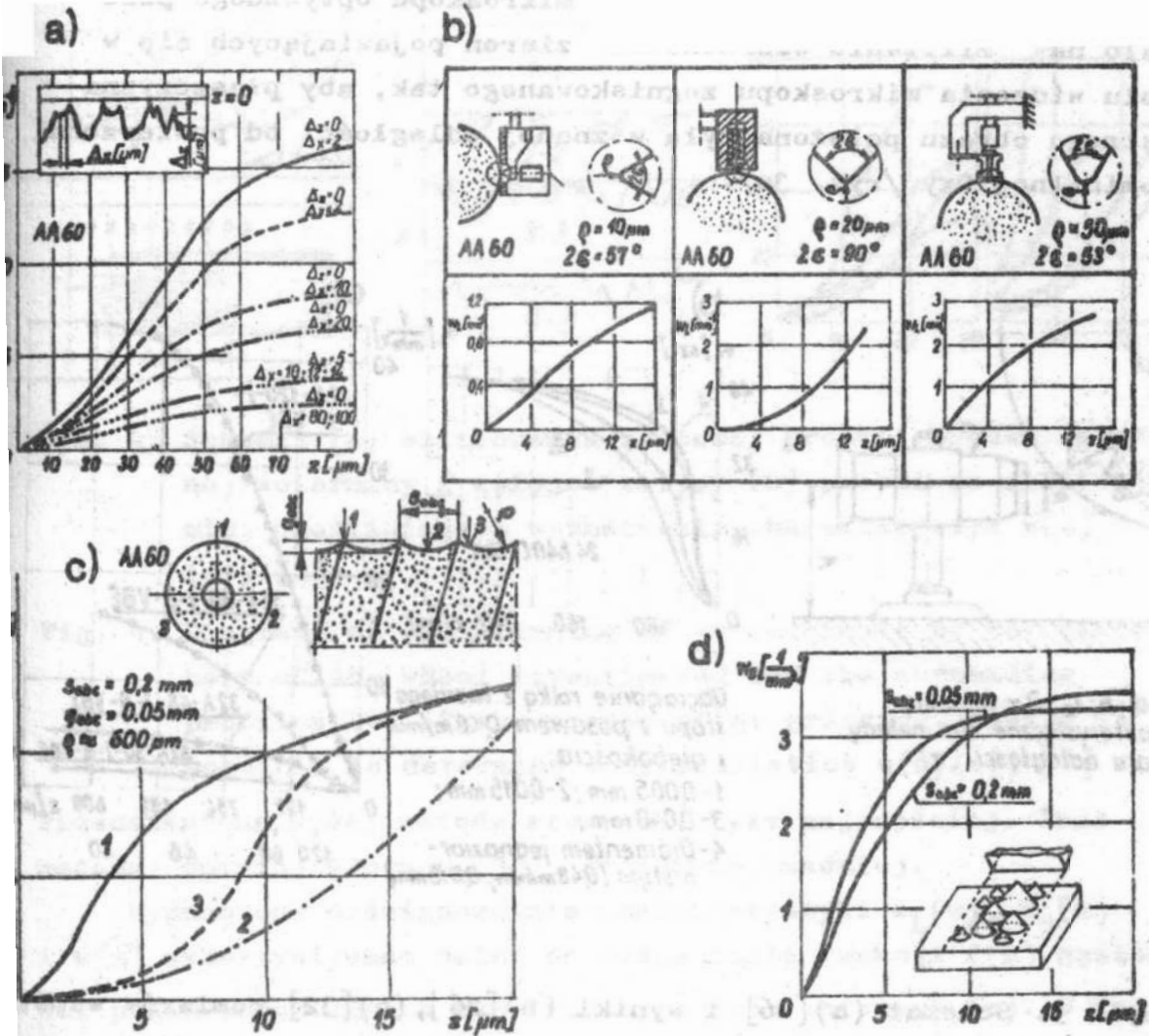
Rys. 1. Układ współrzędnych stosowany do opisu rozmieszczenia wierzchołków ziaren na roboczej powierzchni ściernicy

Fig. 1. Coordinate system used for description of grains tops spacing on the working wheel surface

Przedstawiono natomiast zdecydowanie rozbieżne poglądy w kwestii postaci rozkładu współrzędnych promieniowych (z). Rozbieżności te wynikały częściowo z zastosowania różnych metod pomiarowych, co utrudnia również bezpośrednie porównanie wyników badań.

Wyniki pomiarów promieniowego rozmieszczenia wierzchołków ziaren przedstawiano najczęściej w postaci charakterystyki $w_L(z)$, określającej ilość wierzchołków ziaren zawartych w przedziale $\langle 0; z \rangle$, przypadającą na jednostkę długości RPS. Rzadziej stosowano charakterystykę $w_S(z)$, określającą ilość wierzchołków ziaren przypadającą na jednostkę powierzchni ściernicy lub ilość $w(z)$ wierzchołków ziaren znajdujących się w przedziale $\langle 0; z \rangle$. Wymienione charakterystyki stanowiły tzw. "eksperymentalne dystrybuanty" rozkładu współrzędnych promieniowych (z).

Analiza zarysów RPS była najczęściej stosowaną [6, 10, 11, 12, 14, 15, 20, 23, 24, 28, 29, 33] metodą wyznaczania charakterystyk $w_L(z)$. Przykłady wyznaczonych tą metodą charakterystyk /rys. 2/ wskazują, że wyniki pomiarów silnie zależały od: przyjętej zasady wyboru wierzchołków ziaren spośród maksimów lokalnych zarysu /rys. 2a/, kształtu końcówki odwzorowującej /rys. 2b, d/ i położenia rozpatrywanego zarysu na obwodzie ściernicy /rys. 2c/ bezpośrednio po obciążeniu.

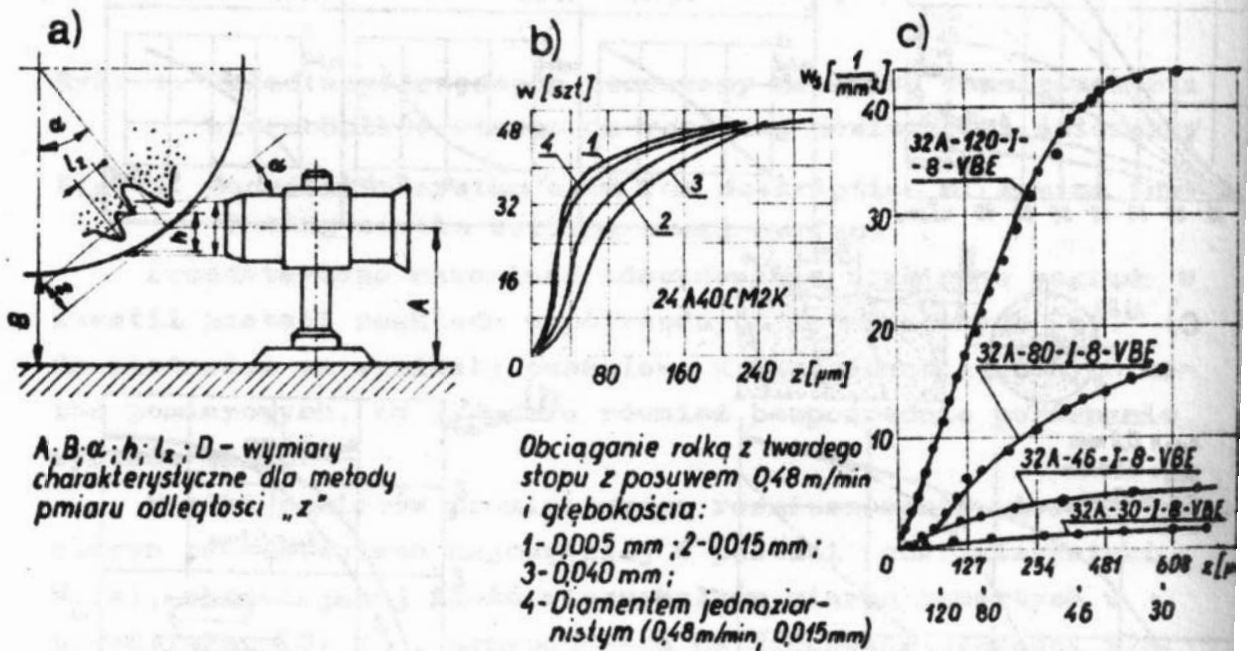


rys. 2. Charakterystyki $w_L(z), w_S(z)$ wyznaczone metodą analizy zarysów RPS w zależności od: a/ przyjętej zasady wyboru wierzchołków ziaren spośród maksimum lokalnych zarysu, b,d/ kształtu końcówki odwzorowującej, c/ położenia analizowanego zarysu na RPS po obciążeniu (33)

Fig. 2. Characteristics $w_L(z)$, and $w_S(z)$ determined by the method of the working wheel surface profiles analysis versus: a/ accepted principle of grain tops selection amongst the local profile maxima, b and d/ shape of the mapping tip, c/ position of the analysed profile on the working wheel surface /WWS/ after dressing (33)

Bardziej obiektywna metoda polegała na obserwacjach RPS przy użyciu mikroskopów optycznych [25, 26, 32] /rys. 3/ lub

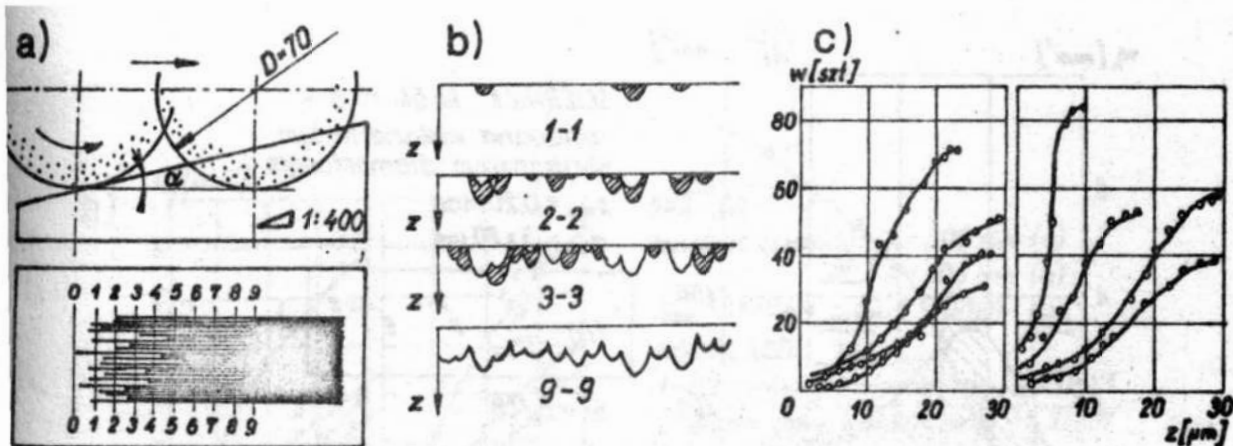
elektronowych [21]. Zastosowanie mikroskopu optycznego polegało na zliczaniu wierzchołków ziaren pojawiających się w polu widzenia mikroskopu zogniskowanego tak, aby płaszczyzna ostrego obrazu położona była w znanej odległości od powierzchni nominalnej Oxy /rys. 3a/.



Rys. 3. Schemat (a) [26] i wyniki (b) [26], (c) [32] pomiarów współrzędnych promieniowych z metodą obserwacji mikroskopowych

Fig. 3. Diagram (a) [26] and results (b) [26], (c) [32] of the measurements of radial coordinates z using microscopic observations

Inna metoda wyznaczania charakterystyki $w(z)$ polegała na szlifowaniu wypolerowanej, klinowej próbki obwodem badanej ściernicy, /rys. 4a/. Analiza kolejnych zarysów próbki /rys. 4b/ umożliwia wyznaczenie współrzędnych promieniowych kolejnych wierzchołków ziaren skrawających próbkę /rys. 4c/. Odmiana tej metody polegała na przetaczaniu bez poślizgu ściernicy po powierzchni pochylonej próbki i zliczaniu ilości odcisków pozostawionych przez wierzchołki ziaren [31].



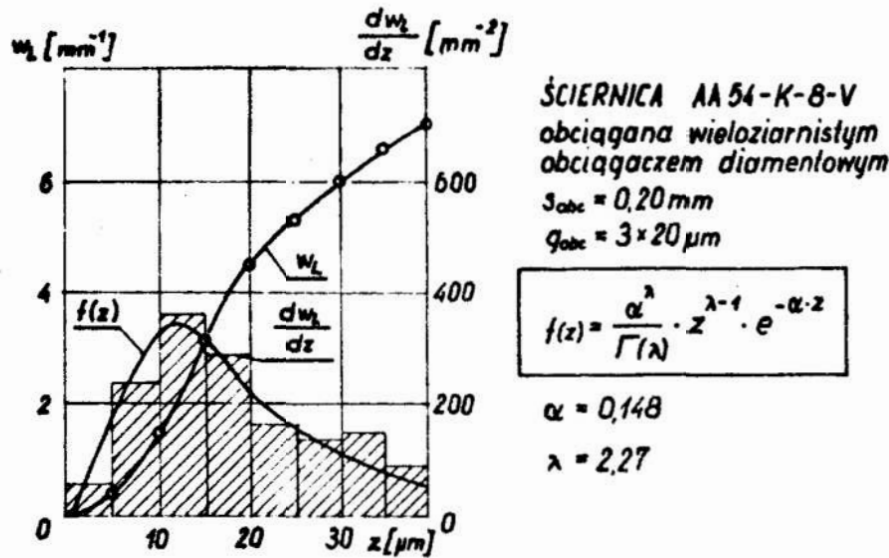
Rys. 4. Schemat (a) szlifowania klinowej próbki obwodem badanej ściernicy i kolejne zarzysy (b) próbki po szlifowaniu, umożliwiające wyznaczenie charakterystyk $w(z)$ (c), [2]

Fig. 4. Diagrams of (a) grinding of wedge sample by the periphery of the wheel investigated and the succeeding profiles (b) of the sample after grinding, making it possible to determine characteristics $w(z)$ (c), [2]

Przedstawione wyżej metody stosowane były najczęściej. Inne metody, opisane w pracy [33], stosowano rzadziej.

Wyznaczone doświadczalnie charakterystyki $w_L(z)$, $w_S(z)$ i $w(z)$ wykorzystywano dalej do wyznaczenia funkcji $f(z)$ gęstości prawdopodobieństwa współrzędnych promieniowych (z). W tym celu aproksymowano wymienione charakterystyki różnymi funkcjami i różniczkowano względem z , [22, 26, 27]. Inne postępowanie [16] polegało na graficznym różniczkowaniu wyznaczonych charakterystyk i aproksymacji ich pochodnych funkcjami gęstości prawdopodobieństwa typowych rozkładów /rys. 5./

Postacie tak wyznaczonych funkcji $f(z)$ różniły się znacznie. Przyjmowano, że współrzędne promieniowe (z) wierzchołków ziaren podlegają prawom rozkładów: normalnego [1, 4, 6, 25], wykładniczego [8, 27], parabolicznego [20, 36], równomiernego /prostokątnego/ [38], gamma [17], Rayleigha [18], beta [5], χ^2 [22] i proporcjonalnego [38]. Rozbieżności te można uzasadnić silnym wpływem sposobu i parametrów obciążania ściernicy na charakterystyki $w_L[z]$, /rys. 6/ oraz różnicami stosowanych metod badawczych i różnymi charakterystykami badanych ściernic.



Rys. 5. Przykład aproksymacji pochodnej dw_L/dz funkcją $f(z)$ gęstości prawdopodobieństwa rozkładu gamma, [16]

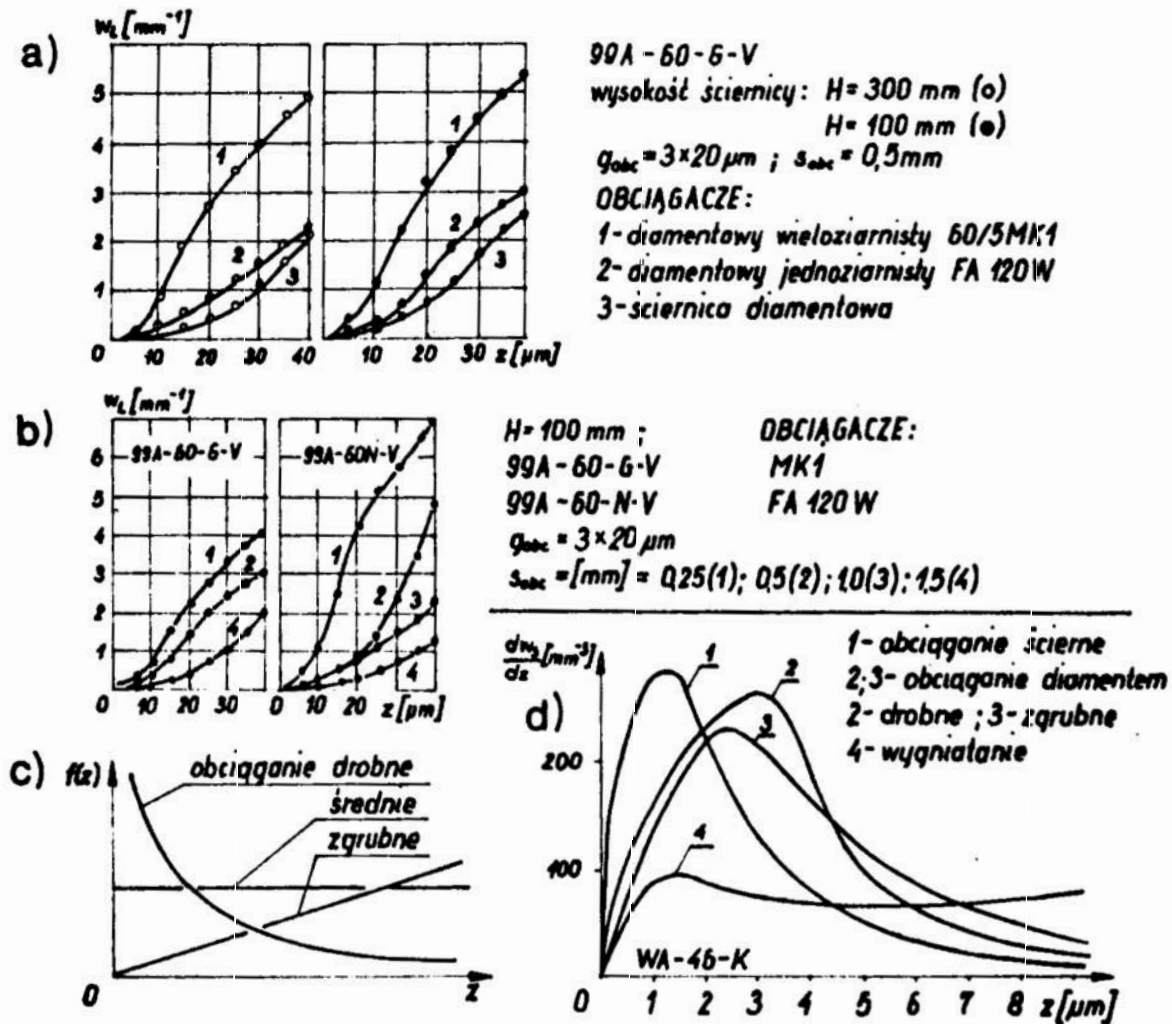
Fig. 5. Example of derivative approximation dw_L/dz with $f(z)$ function of the probability density of gamma distribution [16]

Postać przyjętych rozkładów $f(z)$ zależała też prawdopodobnie od zakresu współrzędnych (z), uwzględnionych w analizie, /tablica 1/.

Tablica 1. Rozkłady prawdopodobieństwa współrzędnych promieniowych z wierzchołków ziaren, według [2]

Table 1. Distribution functions of radial coordinates z of the grain tips, acc. to [2]

Autorzy	Postać rozkładu $f(z)$	$z[\mu\text{m}]$	ściernica
Sasaki, Okamura	normalny	0÷12	WA600R _H 60V
Orioka	paraboliczny	0÷12	GC60K
Peklenik	równomierny	0÷56	EK36J, HG 8
Brückner	równomierny	0÷20	EK36J5, EK60J6
Matsui	równomierny	0÷2	WA80H _V
Ida i inni	paraboliczny	0÷10	D32050M
Nakayama	równomierny	0÷40	WA46K
Sato, Matsui	równomierny	0÷5	WA60K _V
Honda, Simura, Nakadzawa	$f(z) = A \cdot z^{2,76}$	0÷7	A60J
Ito, Ota	normalny	0÷12	WA60K9V



Rys. 6. Wpływ sposobu a) [17], d) [10] i parametrów b) [17], c) [38] obciążania na rozmieszczenie wierzchołków ziaren w kierunku promieniowym RPS

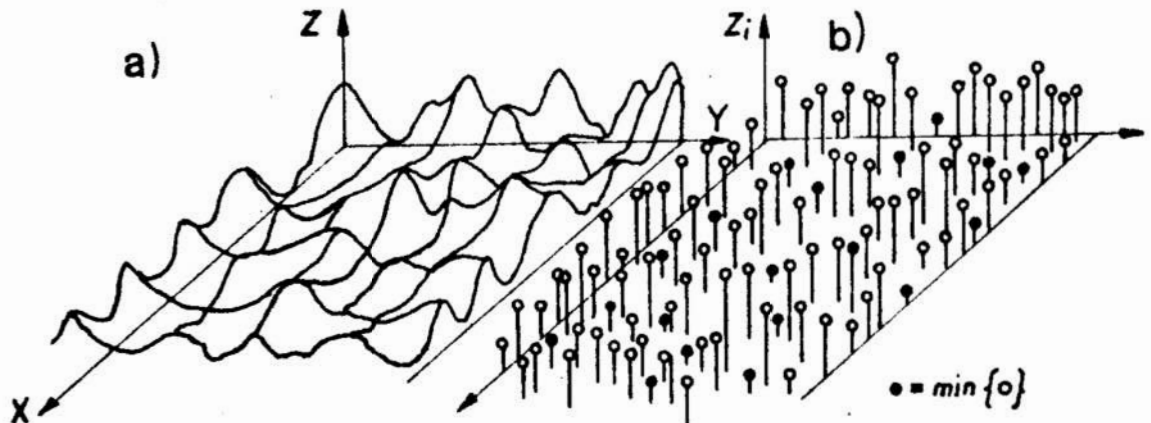
Fig. 6. The influence of manner a) [17], d) [10] and parameters b) [17], c) [38] of dressing on the grains tops spacing in the radial direction of the WWS

Próby teoretycznej analizy postaci rozkładu $f(z)$ przedstawiono [7, 8] dla ściernic bezpośrednio po obciążaniu ob-

ociągaczem diamentowym jednoziarnistym. Przyjęto, że osiowy zarys RPS stanowi dokładne odwzorowanie kształtu obciążacza i wykazano, że rozkład $f(z)$ jest rozkładem normalnym, gamma lub Rayleigha w zależności od parametrów obciążania, kształtu obciążacza i ilości przejść obciążacza. Nie wyznaczono jednak dotychczas ogólnej postaci rozkładu $f(z)$ dla ściernic pozbawionych śladów obciążania. Taki stan RPS, wynikający z jej zużycia /samoostrzenia/ jest najbardziej typowy dla głównej części okresu pracy ściernicy. Znajomość ogólnej postaci rozkładu $f(z)$ jest przy tym szczególnie ważna przy formułowaniu modeli procesów szlifowania, wymienionych we wstępie..

2. Analiza postaci ogólnej rozkładu prawdopodobieństwa współrzędnych promieniowych wierzchołków ziaren ściernych na RPS

Przyjęto, że robocza powierzchnia ściernicy opisana jest nieznaną bliżej funkcją ciągłą $Z(X; Y)$, określającą współrzędne promieniowe Z punktów RPS, dla różnych wartości współrzędnych X i Y . Przyjęty układ współrzędnych XYZ /rys. 7/ zgodny był z układem xyz /rys. 1/, tzn. powierzchnia OXY stanowiła nominalną RPS.



Rys. 7. Robocza powierzchnia ściernicy przedstawiona w postaci funkcji ciągłej $Z(X; Y)$ (a) oraz w postaci zbioru rzędnych $\{Z_i\}$ dyskretnych (b)

Fig. 7. Working wheel surface presented in the form of continuous function $Z(X; Y)$ (a) and in the form of set of discrete (b) ordinates $\{Z_i\}$

Przedstawiając funkcję $Z(X; Y)$ w postaci dyskretnej /rys. 7b/, powierzchnię ścierniocy opisano zbiorem rzędnych Z_i , $i = 1 \dots n$. Współrzędne z , określające położenie wierzchołków ziaren w kierunku promieniowym RPS odpowiadały najmniejszym wartościom zbioru rzędnych Z_i :

$$z = \min \{Z_i\} ; \quad i = 1 \dots n ; \quad n \rightarrow \infty . \quad (1)$$

Postać ogólną rozkładu $f(z)$ wyznaczono, przyjmując następujące założenia dotyczące rzędnych Z_i :

- a/ rzędne Z_i są zmiennymi losowymi o jednakowych rozkładach prawdopodobieństwa,
- b/ rzędne Z_i są niezależnymi zmiennymi losowymi,
- c/ rzędne Z_i nie są ograniczone z góry,
- d/ dystrybuantę $F(Z_i)$ rzędnych Z_i można opisać wzorem

$$F(Z_i) = c \cdot Z_i^r ; \quad r > 0 ,$$

ślusznym dla niewielkich wartości Z_i .

Pierwsze założenie oznaczało, że RPS stanowi tzw. stacjonarne pole losowe, co stwierdzono wielokrotnie [13, 19, 23, 34, 35] dla ściernic pozbawionych śladów obciążania.

Założenie b/ było słuszne przy dużych krokach dyskretyzacji funkcji $Z(X; Y)$. Analiza funkcji autokorelacyjnych zarysów $Z(X)$ i $Z(Y)$ wykazała [9, 12, 11, 37], że rzędne Z wyznaczone w punktach oddalonych o kilkadziesiąt do kilkuset mikrometrów /w zależności od wielkości ziaren ściernych/ można uznać jako niezależne zmienne losowe. Ponieważ odległości ΔY i ΔX między kolejnymi wierzchołkami ziaren są właśnie tego rzędu [9, 11, 12, 34] więc zastosowanie dużego kroku dyskretyzacji funkcji $Z(X; Y)$ było uzasadnione, zwłaszcza, że $n \rightarrow \infty$.

Założenie c/ miało charakter formalny, chociaż w rzeczywistości można zawsze znaleźć odpowiednio dużą wartość Z_{gr} , której rzędne Z_i nie mogą przekroczyć. Wystarczyło jednak przyjąć, że prawdopodobieństwo tego, że $Z_i > Z_{gr}$ jest niezerowe i wówczas założenie c/ było uzasadnione. Warto przy tym zauważyć, że wiele wielkości fizycznych, traktowanych jako zmien-

ne losowe, podlega w rzeczywistości racjonalnym ograniczeniom, choć formalnie są one nieograniczone.

Postać dwuparametrowej dystrybuanty $F(Z_1)$, przyjęta w założeniu d/, była na tyle ogólna, że przyjmując różne wartości parametrów r , u można opisać początkowy fragment praktycznie każdej dystrybuanty.

Istotną cechą zbioru przyjętych założeń było to, że nie uwzględniono w nich żadnego ogólnego prawa losowego dotyczącego rzędnych Z_1 ; nie było to konieczne. Tym samym poszukiwane rozwiązanie $f(z)$ było bardziej ogólne.

Postać ogólna rozkładu zmiennej losowej (z), określone; równaniem (1), przy założeniach a , b , c , d jest znana [3], a dystrybuanta $F(z)$ tego rozkładu dana jest następująco:

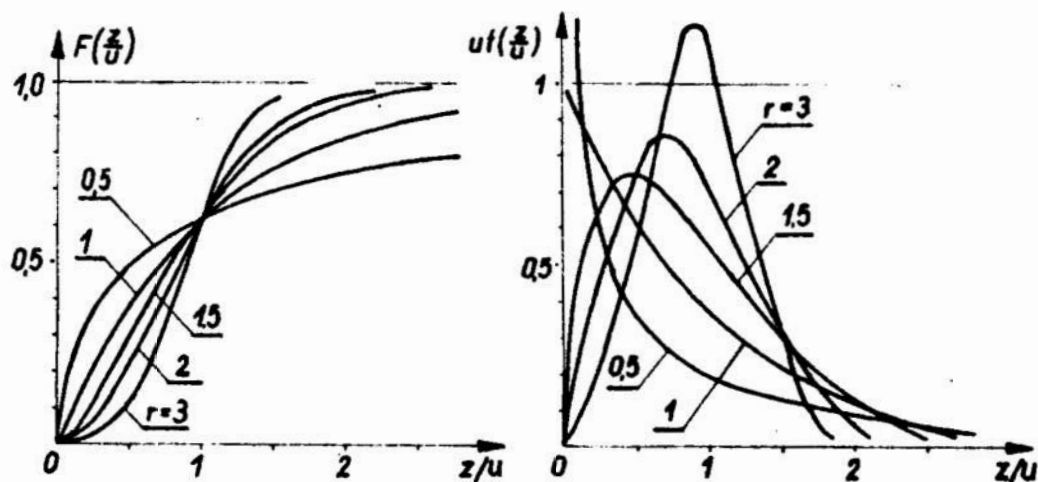
$$F(z) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{z}{u}\right)^r\right]; \quad r > 0; \quad u > 0; \quad z > 0. \quad (2)$$

Rozkład określony dystrybuantą (2) jest asymptotycznym rozkładem wartości ekstremalnych III typu, znanym też jako rozkład Weibulla. Funkcja $f(z)$ gęstości prawdopodobieństwa tego rozkładu dana jest wzorem:

$$f(z) = \frac{r}{u} \left(\frac{z}{u}\right)^{r-1} \cdot \exp\left[-\left(\frac{z}{u}\right)^r\right]. \quad (3)$$

Kształt rozkładu silnie zależy od wartości wykładnika r , zwłaszcza dla r zawartego w przedziale $0 < r \leq 2$ /rys. 8/. Dla $r = 1$ rozkład (2, 3) jest rozkładem wykładniczym, a dla $r = 2$ rozkładem Rayleigha. Dla $r > 1$ funkcja $f(z)$ jest nie-monotoniczna i osiąga wartość maksymalną dla z_m :

$$\frac{z_m}{u} = \left(\frac{r-1}{r}\right)^{\frac{1}{r}}. \quad (4)$$



Rys. 8. Wykresy dystrybuant $F(z/u)$ i funkcji $f(z/u)$ gęstości prawdopodobieństwa rozkładu Weibulla dla różnych wartości parametru r

Fig. 8. Diagrams of distribution functions $F(z/u)$ and of function $f(z/u)$ of probability density of the Weibull's distribution for different values of parameter r

3. Uwagi o wykorzystaniu rozkładu Weibulla do opisu promieniowego rozmieszczenia wierzchołków ziaren na RPS

Jak wykazano, współrzędne promieniowe (z) wierzchołków ziaren podlegają prawom rozkładu Weibulla (2, 3). Twierdzenie to wynika z ogólnych cech (a, b, c, d) rzędnych RPS. Praktyczne posługiwanie się funkcją $f(z)$ (3) tego rozkładu jest jednak kłopotliwe. Modele probabilistyczne procesu, w których wyznacza się na przykład rozkład grubości a_z warstw skrawanych lub chropowatość powierzchni szlifowanej [30], wymagają wielokrotnego całkowania splotu funkcji $f(z)$ z innymi funkcjami, opisującymi kształt wierzchołków ziaren i krzywiznę strefy szlifowania. Prowadzi to zwykle do nadmiernej komplikacji modelu i utrudnia jego wykorzystanie.

Duże znaczenie ma w tej sytuacji poszukiwanie innej, prostszej postaci funkcji $\tilde{f}(z)$, możliwie dobrze przybliżającej rozkład rzeczywisty $f(z)$. Tym należy prawdopodobnie

tłumaczył tak dużą różnorodność stosowanych postaci rozkładów, choć niektóre z nich (gamma, beta, chi²) nie były wcale prostsze niż Weibulla.

Wybór odpowiedniej postaci funkcji $\tilde{f}(z)$ poprzedzono oszacowaniem wartości wykładnika r rozkładu (2, 3). Wykorzystano w tym celu charakterystyki $w(z)$, wyznaczone doświadczalnie i przedstawione na poprzednich rysunkach. Najprostsze oszacowanie parametrów r , u polegało na wykorzystaniu współrzędnych dwóch punktów dystrybuanty $F(z)$:

$$r = \ln \left\{ \frac{\ln[1-F(z_2)]}{\ln[1-F(z_1)]} \right\} \frac{1}{\ln z_2 - \ln z_1} ; \quad (5a)$$

$$u = \exp \frac{A_1 \cdot \ln z_2 - A_2 \ln z_1}{A_1 - A_2} , \quad (5b)$$

gdzie: $z_1 > 0$; $z_2 > 0$ - wybrane wartości współrzędnej z ,

$F(z_1)$; $F(z_2)$ - wyznaczone doświadczalnie wartości dystrybuant,

$$A_1 = \ln \left\{ -\ln [1 - F(z_1)] \right\} ; \quad A_2 = \ln \left\{ -\ln [1 - F(z_2)] \right\}$$

Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli 2.

Parametry r , u wyznaczono w sposób uproszczony, ale mimo to można przyjąć, że wartości wykładnika r rozkładu (2, 3) zawarte są w przedziale:

$$1,3 \leq r \leq 2,1 , \quad (6)$$

przy czym najczęściej $r \approx 1,7$.

Tablica 2. Wyniki obliczeń parametrów r , u rozkładów współrzędnych promieniowych $/z/$ wierzchołków ziaren; \bar{a} - średni wymiar charakterystyczny ziaren w badanej ściernicy

Table 2 Calculation results of r , u parameters of radial coordinates distributions $/z/$ of grain tips; \bar{a} - average characteristic size of grains of the grinding wheel investigated

Rysunek	z_1 [μm]	$F(z_1)$	z_2 [μm]	$F(z_2)$	r	u [μm]	\bar{a} [μm]
2a —	70	15/18	26	5/18	1,72	49,9	275
2a - - -	30	5/13	52	10/13	2,01	36,3	275
2a - - - -	23	2,5/8	60	7,5/8	2,09	36,8	275
2a - - - - -	27	2,5/6,5	50	5/6,5	1,70	40,4	275
2a - - - - -	20	1,15/4	60	3,27/4	1,47	41,8	275
3b (1)	20	11/52	70	40/52	1,45	53,8	436
3b (2)	80	34/52	40	16/52	1,53	77,1	436
3b (3)	40	8/52	120	36/52	1,78	109,5	436
3b (4)	15	8/52	80	40/52	1,30	59,6	436
5	30	6/8	10	1,5/8	1,73	24,8	330

$$r = 1,68$$

Z przedstawionych obliczeń wynikał ważny wniosek: funkcja $f(z)$ gęstości prawdopodobieństwa współrzędnych promieniowych (z) wierzchołków ziaren jest niemonotoniczna ($r > 1$) w szerszym zakresie współrzędnych (z) . Komplikuje to postać poszukiwanej funkcji $\tilde{f}(z)$, aproksymującej rozkład rzeczywisty. Niemonotoniczność funkcji $f(z)$ potwierdzają wyniki badań, przedstawione na rysunkach 5 i 6d.

W wielu przypadkach w analizie modelowej procesu szlifowania wystarczy znajomość jedynie początkowego fragmentu rozkładu $f(z)$. Fragment ten powinien opisywać rozmieszczenie

tw. wierzchołków ziaren potencjalnie aktywnych, których współrzędne $0 \leq z \leq a_{zmax}$ są większe niż maksymalna grubość a_{zmax} warstw skrawanych. Jeżeli wartość a_{zmax} jest trudna do wstępnego oszacowania lub stanowi wielkość wyjściową modelu, wykorzystuje się w analizie większy fragment rozkładu $f(z)$, dla $0 \leq z \leq g$. Wartość a_{zmax} i głębokość szlifowania g nie przekraczają na ogół odpowiednio kilkunastu i kilkudziesięciu mikrometrów i w tym zakresie funkcja $f(z)$ jest często monotoniczna. Można ją więc aproksymować zastępczą funkcją $\tilde{f}(z)$ o stosunkowo prostej postaci.

Stwierdzono [30], że odpowiednią funkcję aproksymującą $\tilde{f}(z)$ można uzyskać po odrzuceniu czynnika wykładniczego w oryginalnej funkcji $f(z)$ (3):

$$\tilde{f}(z) = \frac{r}{u} \left(\frac{z}{u} \right)^{r-1} . \quad (7)$$

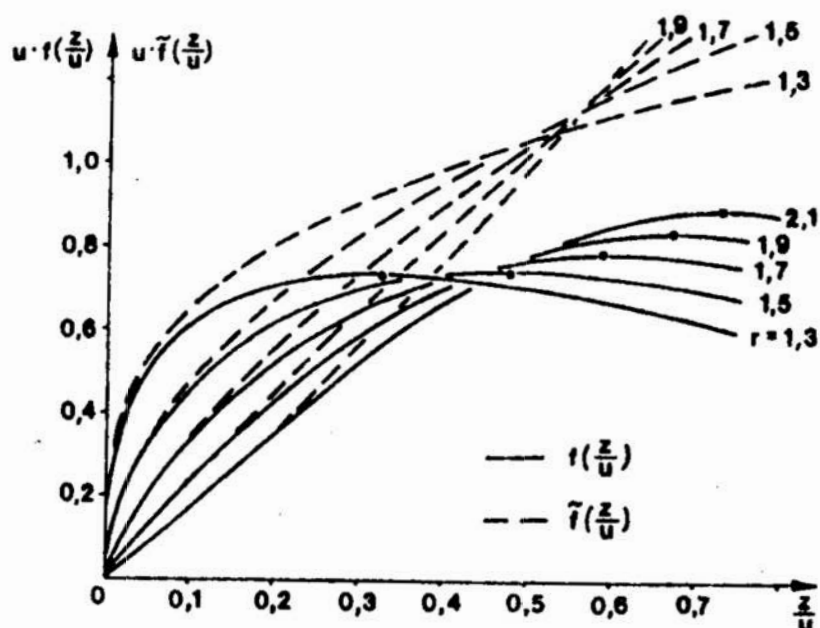
Funkcja (7) jest monotoniczna w całym przedziale określoności a jej całka nie spełnia podstawowego warunku rozkładów prawdopodobieństwa, tzn. jest większa od jedności. Jednakże w opisywanym przypadku zastosowanie tej funkcji ma następujące zalety:

- jest znacznie prostsza i łatwiejsza do całkowania niż (3),
- parametry r , u funkcji $\tilde{f}(z)$ są dokładnie takie same jak parametry rzeczywistego rozkładu $f(z)$,
- w większości przypadków, dostatecznie dokładnie opisuje promieniowe rozmieszczenie wierzchołków ziaren potencjalnie aktywnych

Błąd δ względny aproksymacji:

$$\delta = 1 - \exp\left(-\frac{z}{u}\right)^r$$

zwiększa się ze wzrostem z/u i jest mniejszy dla większych wartości wykładnika r . Korzystne jest przy tym to, że funkcja $\tilde{f}(z)$ najdokładniej opisuje położenie wierzchołków najbardziej aktywnych, co ilustruje rysunek 9.



Rys. 9. Porównanie funkcji $f(z/u)$ gęstości prawdopodobieństwa współrzędnych promieniowych (z) z funkcją aproksymującą $\tilde{f}(z/u)$

Fig. 9. Comparison of function $f(z/u)$ of probability density of radial coordinates (z) with the approximating function $\tilde{f}(z/u)$

W niektórych przypadkach rozkład $f(z)$ osiąga maksimum w przedziale $(0; a_{zmax})$ i wówczas dokładność aproksymacji (7) jest niewystarczająca. Przykłady takich rozkładów przedstawia rysunek 6d. Można wówczas poszukiwać innej niż (7) funkcji aproksymującej, ale w każdym przypadku rozkład (3) daje najdokładniejszy opis rozmieszczenia wierzchołków ziaren w kierunku promieniowym RPS.

4. Wnioski

1. Współrzędne (z) opisujące rozmieszczenie wierzchołków ziaren ściernych w kierunku promieniowym roboczej powierzchni ściernicy są zmiennymi losowymi i podlegają prawom rozkładu Weibulla.

2. W wielu przypadkach funkcję $f(z)$ gęstości prawdopodobieństwa współrzędnych (z) dla niewielkich wartości (z) można przybliżyć funkcją (7) o prostszej postaci. Błąd takiej aproksymacji jest najmniejszy dla ziaren najbardziej aktywnych.

Literatura

1. Avrutin H.D.: Formirovanie šerohovatosti poverhnosti detalej pri slifovanii periferii kruga. Stanki i Instrument 7/1979, s. 24-27
22. Bajkalov A.K.: Vvedenie v teoriju šlifovanja materialov. Izd. "Naukova Dumka", Kiev 1978
3. Benjamin J.R., Cornell C.A.: Rachunek prawdopodobieństwa, statystyka matematyczna i teoria decyzji dla inżynierów, WNT, Warszawa 1977
4. Fedosejev O.B.: Dvuchmernaja verojatnostnaja model processa rezania pri šlifovanii. Mašinostroenie, 3/1980, s. 109-114
5. Filimonov L.H., Stepanenko V.G., Prijmak G.P.: Statističeskij analiz rozpredelenia režuščich kromok po robočej poverhnosti šlifovalnogo kruga. Abrazivy 10/1976, s. 10-13
6. Friedman M.Y., Wu S.M., Suratakar P.T.: Determination of geometrical properties of coated abrasive cutting edges. Trans. ASME, NOV. 1974, s. 1239-1244
7. Hasegawa M.: A statistical analysis of dressing characteristics on the ground surface roughness generation. Int. Mach. Tool Des. Res., Vol. 20/1980, s. 275
8. Hasegawa M.: Statistical analysis for the generating mechanism of ground surface roughness. Wear, Vol. 29/1974 s. 31-39
9. Kacalak W., Stępień P.: Matematyczna symulacja obciążenia ziaren aktywnych i rozkładu mocy w strefie styku ściernicy z przedmiotem szlifowanym. Mat. V Międzynarodowej Konf. "Postępy w teorii i technice obróbki materiałów", Kraków 1979
10. Kalisz H., Trmal G.: Effect of dressing upon the grinding performance. Ann. CIRP, Vol. 25/2, 1976, s. 541-544
11. Karpiński T., Kacalak W., Plichta J., Stępień P.: Charakterystyki roboczej powierzchni ściernicy. Prace IBM WSI_nz Koszalin, Nr 2/1978
12. Karpiński T., Kacalak W., Plichta J., Stępień P.: Parametry oceny stanu roboczej powierzchni ściernicy. Mat. III Konf. N-1 "Obróbka ścierna", Łódź 1976

14. Koziarski A., Gołąbczak A., Urbaniak M.: Metoda oceny roboczej powierzchni ściernicy. Mat. V Międzynarodowej Konferencji "Postępy w teorii i technice obróbki materiałów", Kraków 1979
15. Koziarski A., Gołąbczak A., Urbaniak M.: Zastosowanie metody oceny roboczej powierzchni ściernicy. Mat. IV Konferencji Naukowo Technicznej "Obróbka ścierna" Łódź 1981
16. König W., Lortz W.: Three dimensional measurement of the grinding wheel surface evaluation and effect of cutting behavior. Ann CIRP, Vol. 25/1, 1976, s. 197-202
17. König W., Lortz W.: Einfluß des Abrichtwerkzeuges und der Abrichtbedingungen auf die Schleifscheibentopographie und das Arbeitsergebnis. IND. ANZ., 14/1976, s. 233-235
18. Korolev A.W.: Issledovanie processov obrazovania poverchnosti instrumenta i detali pri abrazivnoj obrabotke. Izd. Saratovskogo Universiteta, 1975
19. Kremen Z.J.: Primenienie statističeskich metodov pri issledovanii otdeľocnykh processov abrazivnoj obrabotki. Verojatnostno statističeskie osnovy processov šlifovania i dovo Leningrad 1974, s. 41-52
20. Law. S.S., Wu S.M., Joglekar A.M.: On building models for the grinding process. Trans. ASME, Vol. 74/1973, s. 983-991
21. Matsuno Y., Yamada H.: The micro-topography of the grinding wheelsurface with SEM. Ann CIRP, Vol. 24/1, 1975, s. 237-243
22. Meldner B., Socha R.: Przestrzenne rozmieszczenie ostrzy ściernych w warstwie przypowierzchniowej ściernicy. Mat. III Konf. N-T "Obróbka ścierna, Łódź 1976
23. Nassirpour F., Wu S.M.: Characterization and analysis of grinding wheel topography as a stochastic isotropic surface. Trans. ASME, Vol. 101, May 1979, s. 165-170
24. Popov S.A., Sokolova L.S.: Vlianie odnorodnosti zernovo sostava abraziva i formy zeren na rel'ef režuščej poverchnosti šlifovalnykh krugov. Abrazivy 5/1972
25. Przybylski L.: Wpływ wybranych parametrów diamentowania

- ściernicy na charakterystykę jej powierzchni roboczej. Mat. Konf. "Technologia Obróbki Ściernej", Rzeszów 1974
26. Redko S.G., Korolev A.W.: Raspoloženie abrazivnych zeren na robočej poverchnosti šlifovalnogo kruga. Stanki i Instrument 5/1970, s. 40-41
 27. Redko S.G., Korolev A.W.: Verojatnostnyj rasčet šerechovatosti šlifocannoj poverchnosti. Verojatnostno statističeskije osnovy processov šlifovanja i dovodki, Leningrad 1974, s. 73-78
 28. Scott W., Baul R.M.: Analysis of the active profile of grinding wheel surfaces. Wear, Vol. 57/2, 1979, s. 247-254
 29. Shaw M.C., Kamanduri R.: The role of stylus curvature in grinding wheel surface characterization..Ann. CIRP, Vol. 25/1, 1977 s. 139 - 141
 30. Stępień P.: Wybrane zagadnienia procesu kształtowania topografii powierzchni szlifowanej. Praca doktorska, Wrocław 1984
 31. Tanaka Y., Yano A., Higuchi M.: Die elastische Verformung an der Kontaktzone bei der Umfangsschleifscheibe. Ann CIRP, Vol. 24/1, 1975, s. 249-252
 32. Thompson D.L. Malkin S.: Grinding wheel topography and undeformed chip shape. Proc. of the International Conference of Production Engineering, Tokyo 1974
 33. Verkerk J.; Final raport concerning CIRP cooperative work on the characterization of grinding wheel topography. Ann CIRP, Vol. 26/1, 1977, s. 259-264
 34. Vickerstaff T.J.: The influence of wheel dressing on the surface generated in the grinding process. Int. J.Mach. Tool Des. Res., Vol. 16/1976, s. 145-152
 35. Wantuch E.: Metodologia predykcji okresu trwałości ściernicy maszynową techniką symulacyjną. Praca doktorska, Kraków 1976
 36. Werner G., König W.: Influence of work material on grinding forces. Ann. CIRP, Vol. 27/1, 1978, s. 243-248
 37. Witenberg J.R.: Ocena robočej poverchnosti šlifovalnogo kruga s pomoščej korelacionnoj funkciji. Režušče Instrumenty, 5/1971

38. Yoshikawa H., Peklenik J.: Three dimensional simulation techniques of the grinding process, II Effect of grinding conditions and wear on the statistical distribution of geometrical chip parameters. Ann. CIRP, Vol. XVIII, 1970 s. 361-365

Streszczenie

Przedstawiono teoretyczną analizę postaci ogólnej rozkładu prawdopodobieństwa współrzędnych określających rozmieszczenie wierzchołków ziaren ściernych w kierunku promieniowym roboczej powierzchni ściernicy. Wyznaczono parametry tego rozkładu i przeanalizowano możliwości zastąpienia rozkładu teoretycznego /Weibulla/ funkcją o prostszej postaci.

LAYOUT OF THE ABRASIVE GRAINS TOPS ON THE WORKING WHEEL SURFACE

Summary

A theoretical analysis of the general form of distribution function of the coordinates describing spacing of the abrasive grains tops in the radial direction to the working wheel surface, has been presented. Parameters of this distribution have been determined and the possibilities for the theoretical distribution /Weibull's/ to replace by the function of a simpler form, have been analysed.

Piotr Stępień

Wyższa Szkoła Inżynierska
w Koszalinie

SZTYWNOŚĆ UTWIERDZENIA ZIAREN ŚCIERNYCH POŁOŻONYCH NA POWIERZ- CHNI ŚCIERNIC O SPOWIE CERAMICZNYM

1. Elementy sprężyste układu technologicznego

Większość istotnych wielkości charakteryzujących proces szlifowania silnie zależy od grubości a_z warstw skrawanych poszczególnymi ziarnami ściernymi. Teoretyczne wartości \hat{a}_z obliczono zwykle po analizie kinematycznych warunków obróbki, wyznaczając wymuszone kinematycznie tory ruchu wierzchołków ziaren. Wartości teoretyczne \hat{a}_z i rzeczywiste a_z różnią się jednak znacznie z powodu ograniczonej sztywności układu technologicznego.

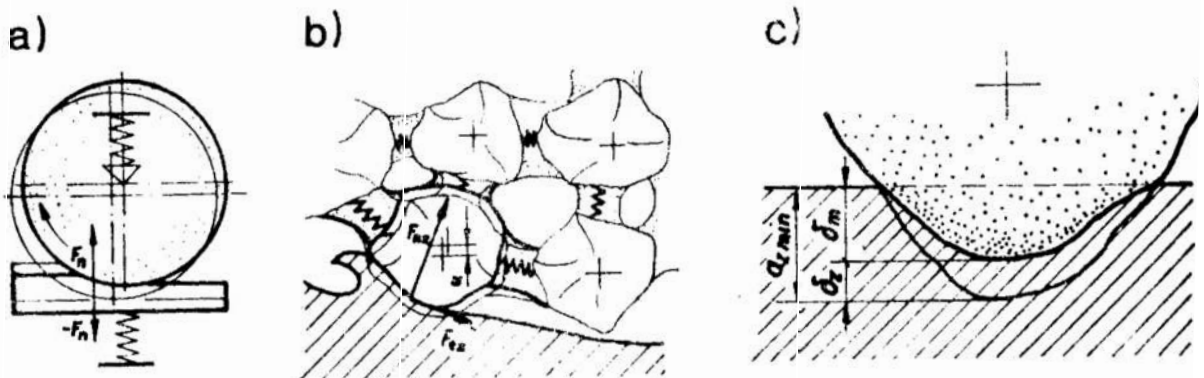
Odkształcenia sprężyste układu technologicznego można wygodnie określać jako superpozycję trzech rodzajów odkształceń, wyodrębniając w układzie elementy sprężyste, przedstawione schematycznie na rysunku 1.

Odkształcenia sprężyste I rodzaju /rys. 1a/ wynikają z podatności zamocowania nieskończenie sztywnego przedmiotu obrabianego i nieskończenie sztywnej ściernicy na szlifierce. Powodują one zmniejszenie rzeczywistej głębokości szlifowania w stosunku do głębokości zadanej /dosuwu/. Zagadnienia te poznano i opisano dość dokładnie a pomiary sztywności tej części układu objęte są programem standardowych badań obrabiarek.

Odkształcenia sprężyste II rodzaju /rys. 1b/ wynikają z podatności utwardzenia nieskończenie sztywnych ziaren ściernych w przestrzennej strukturze narzędzia. W wyniku sprężystych odkształceń spłyna ziarna aktywne uginają się w kierunku promieniowym ściernicy pod działaniem składowej F_{nz} oraz obracają się pod działaniem składowej F_{tz} . Na skutek tego rzeczywiste grubości a_z warstw skrawanych są mniejsze niż teoretyczne \hat{a}_z ,

przy czym różnice te zależą głównie od promieniowych ugięć ziaren. Sztywność utwardzenia ziaren w kierunku promieniowym ściernicy była przedmiotem wielu badań i analiz, których wyniki nie zawsze były zgodne. Nie wyjaśniono dotychczas, między innymi, w jaki sposób sztywność utwardzenia ziaren zależy od poszczególnych elementów charakterystyki narzędzia. Rozwiązanie tego zagadnienia było jednym z celów niniejszej analizy.

Odształcenia sprężyste III rodzaju /rys. 1c/ zachodzą w obszarze styku wierzchołka ziarna z materiałem obrabianym i wynikają ze sprężystości obu tych ciał. Wykazano [7, 18], że sprężyste ugięcia δ_m materiału obrabianego nie przekraczają zwykle setnych części mikrometra a ugięcia δ_z wierzchołków ziaren są jeszcze mniejsze. Suma tych ugięć jest więc na tyle mała w stosunku do grubości warstw skrawanych, że odształcenia te nie mają praktycznie znaczenia w porównaniu z opisanymi wcześniej (I i II).



Rys. 1. Odształcenia sprężyste układu technologicznego przy szlifowaniu

Fig. 1. Elastic strains of technological system at grinding

2. Pomiary sztywności utwardzenia ziaren ściernych

Sprężyste odształcenia ściernicy, traktowane początkowo jako zagadnienia przyczynkowe, były przedmiotem wstępnych analiz i oszacowań doświadczalnych [8, 11]. Stwierdzono [17]

że wyniki pomiarów są bardziej zgodne z modelem traktującym ściernicę jako przestrzenną strukturę, złożoną z oddzielnych elementów sprężystych, niż z modelem [8], opisującym ściernicę jako ciało o budowie ciągłej.

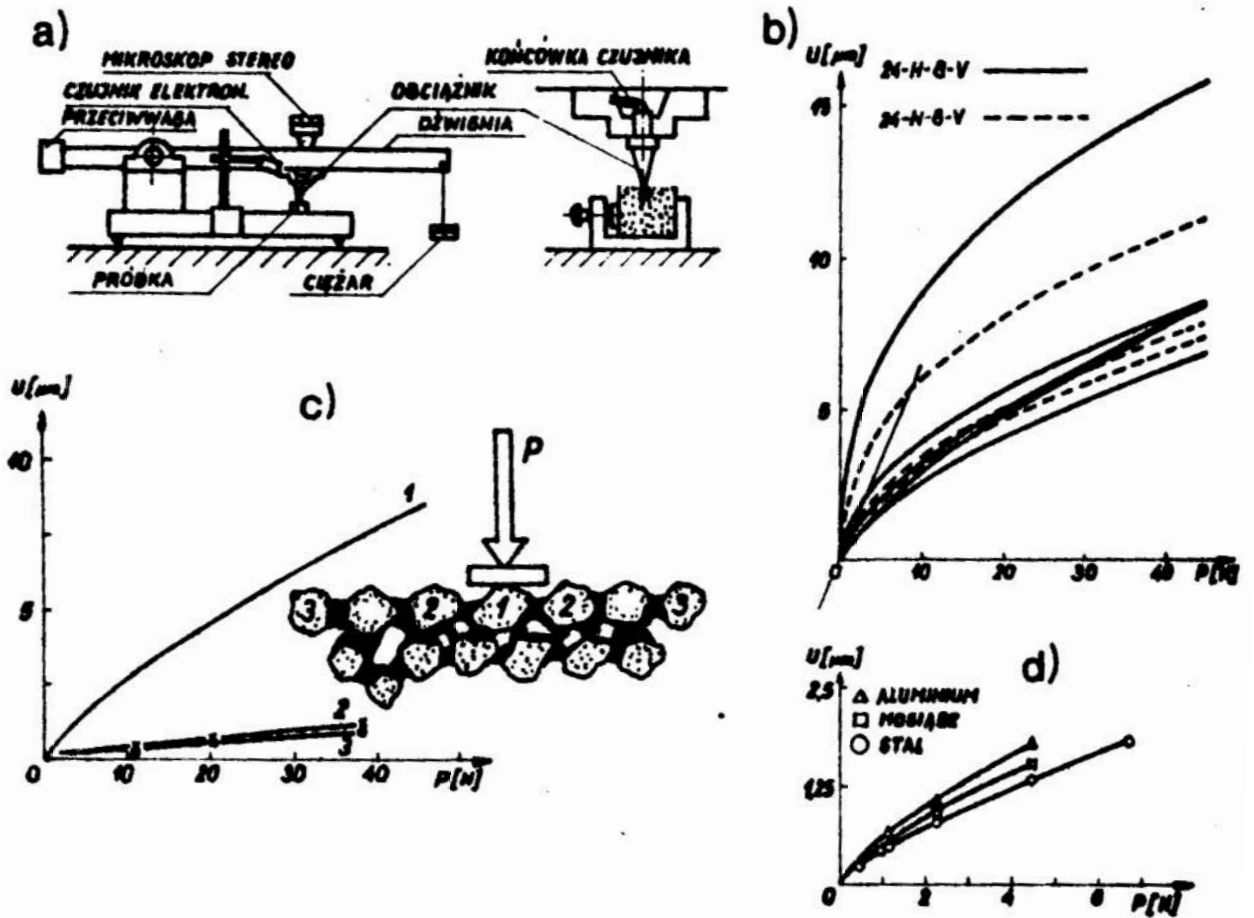
W późniejszych badaniach do pomiaru sztywności utwierdzenia ziaren stosowano najczęściej dwie grupy metod: statyczne i dynamiczne.

Metody statyczne polegały na obciążaniu wybranych, pojedynczych ziaren na powierzchni ściernicy lub grupy ziaren powierzchniowych, przy użyciu specjalnych przyrządów i rejestracji charakterystyki siła - ugięcie [2, 4, 10, 13, 20]. Przykład przyrządu dźwigniowego i uzyskane wyniki badań [10] przedstawiono na rysunku 2, a wyniki badań [2] na rysunku 3.

Wyznaczone tą metodą sprężyste ugięcia U stanowiły sumę ugięć u środków ziaren /odkształcenia II rodzaju/ i ugięć / $\delta_m + \delta_z$ / stykowych /odkształcenia III rodzaju/. Stosując różne rodzaje materiału obciążnika o znanych właściwościach mechanicznych / E, ν /, możliwe było wyznaczenie poszczególnych składników ugięcia całkowitego U [10].

Metody dynamiczne polegały na szlifowaniu próbki płaskiej, pochylonej pod niewielkim kątem do stołu szlifierki, pojedynczym ziarnem ściernym, wystającym z roboczej powierzchni specjalnie ukształtowanej ściernicy. Analiza kolejnych śladów skrawania umożliwiała wyznaczenie sprężystych ugięć U i ich porównanie z rzeczywistą grubością a_z warstw skrawanych [14, 19]. Składową odporową F_{nz} precyzyjnie mierzono lub obliczano według zależności $F_{nz}(a_z)$, wyznaczonej w odrębnych badaniach [19]. Schemat metody oraz wybrane wyniki badań przedstawiono na rysunku 4.

Zaletą metod statycznych jest możliwość wyznaczenia dokładnych charakterystyk $U(P)$ dla pojedynczych ziaren ściernych, ale badania te są pracochłonne i trudno wykorzystać tę metodę dla ściernic o ziarnach drobniejszych niż 46 . Metody dynamiczne pozwalają natomiast wyznaczać ugięcia sprężyste U w warunkach zbliżonych do rzeczywistej pracy ziarna, ale charakterystyki $U(P)$ wyznaczone są mniej dokładnie niż w metodach statycznych.



Rys. 2. Statyczna metoda pomiaru sprężystych ugięć ziaren powierzchniowych (a) oraz wybrane wyniki badań przedstawiające: b - rozrzut charakterystyk $U(P)$, c - ugięcia ziaren sąsiednich, d - wpływ materiału obciążnika na wartości ugięć danego ziarna, [10]

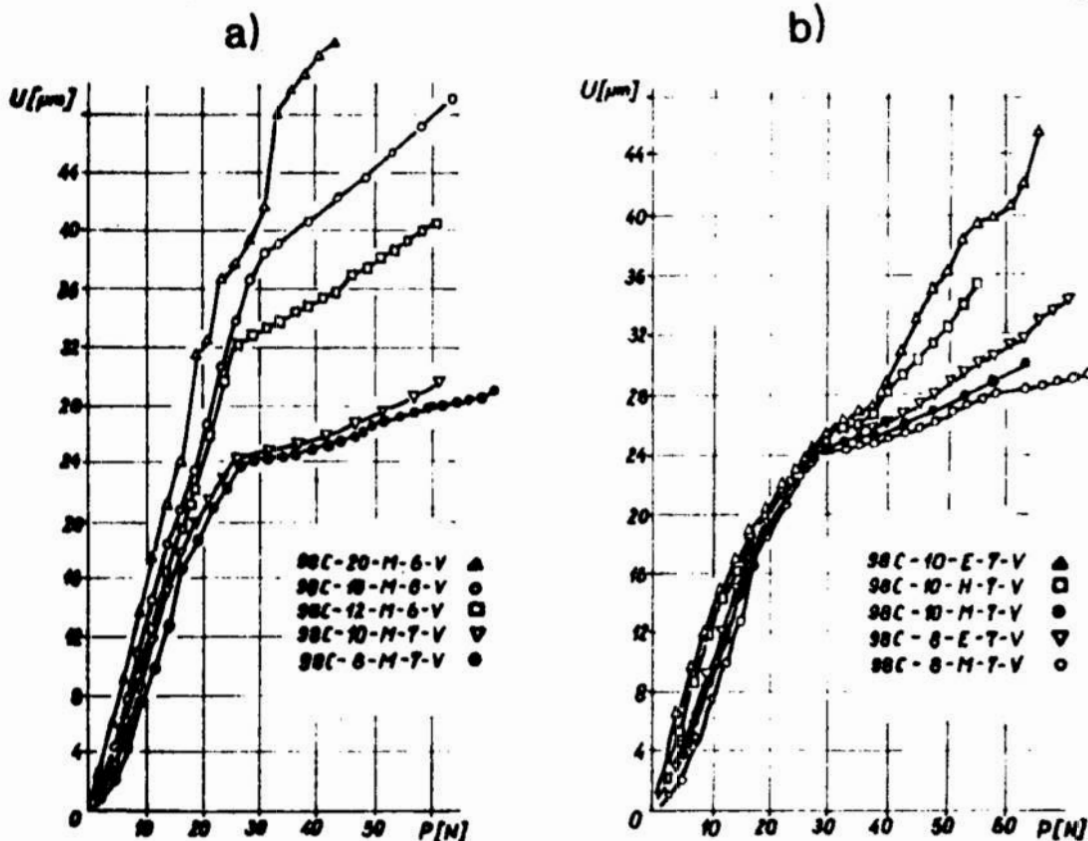
Fig. 2. Static method of measurement of elastic deflections of the surface grains (a) and selected investigation results presenting: b - spread of characteristics $U(P)$, c - deflections of neighbouring grains, d - influence of dead weight material on the values of deflections of a given grain [10]

Większość autorów zgodnie stwierdziła duży rozrzut /rys. 2b/ sztywności utwierdzenia poszczególnych ziaren badanej ściernicy. Badania te wykazały, że charakterystyki $U(P)$ i $u(P)$ są, w szerszym zakresie obciążeń, nieliniowe i można je

opisać zależnością:

$$U = u + (\delta_r + \delta_m) = B \cdot P^n + C \cdot P^n = A \cdot P^n.$$

Wartości wykładnika n zawierały się w przedziale: $0,40 + 0,74$ [10], co potwierdzono w pracy [19]: $0,57 < n < 0,70$. Teoretyczną wartość $n = 2/3$ wyznaczono w pracy [10]. Znaczenie większe różnice stwierdzono przy wyznaczaniu współczynnika A , co wynikało z dużego rozrzutu charakterystyk $U(P)$. Wnioski te dotyczyły ściernic elektrokorundowych ze spoiwem topliwym.

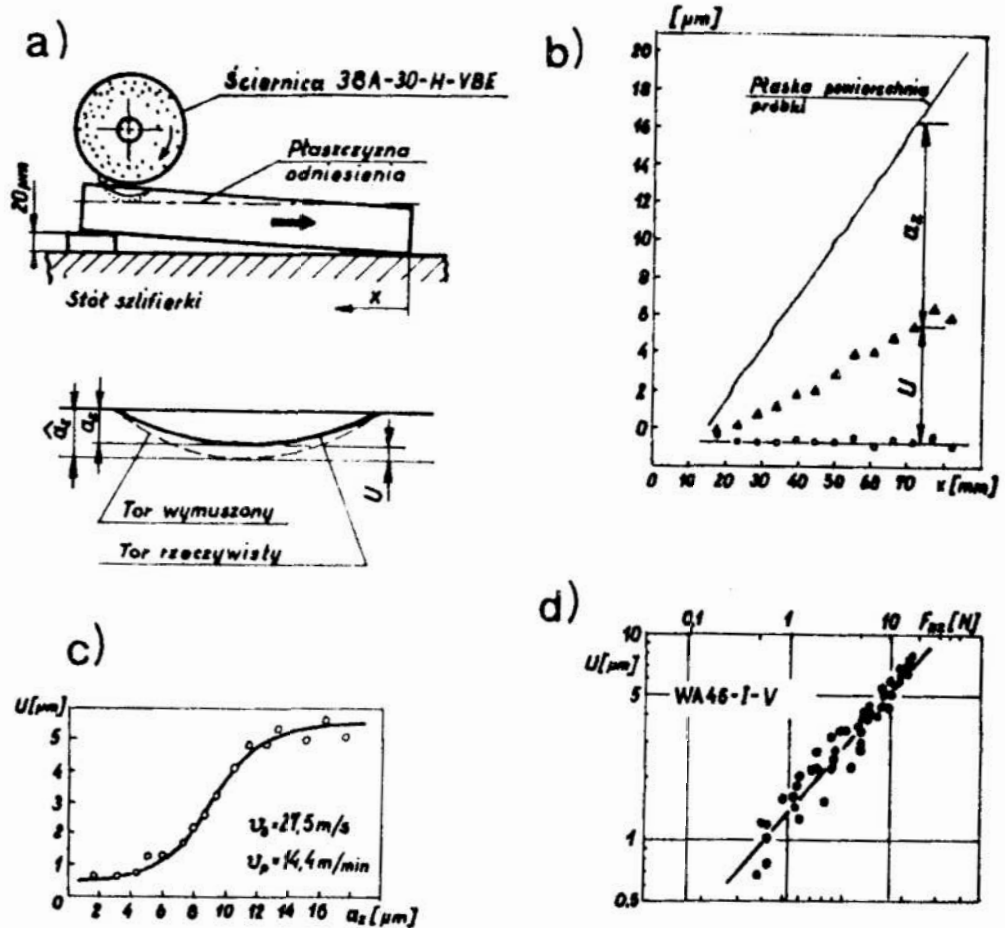


Rys. 3. Charakterystyki $U(P)$ wyznaczone metodą statyczną dla ściernic z węgla krzemu /spoiwo spiekalne/ [2]

Fig. 3. Characteristics $U(P)$ determined by the static method for grinding wheels made of silicon carbide /sinterable binder/ [2]

Wyniki /rys. 3/ badań [2] ściernic SiC ze spoiwem spiekalnym, różniły się wyraźnie. Stwierdzono liniowość charakterystyk $U(P)$ w znacznie szerszym przedziale obciążeń, do $\sim 25\text{N}$

i znaczenie mniejszy rozrzut sztywności utwardzenia ziaren powierzchniowych.



Rys. 4. Dynamiczna metoda wyznaczania sprężystych ugięć ziaren (a) oraz porównanie ugięć sprężystych z grubościami a_z warstw skrawanych (b, c) [14] i z siłą F_{nt} (d) [19]

Fig. 4. Dynamic method of determination of elastic deflections of grains (a) and comparison of elastic deflections with the thicknesses a_z of undeformed chips (b, c) [14] with the force F_{nt} (d) [19]

Istotnym zagadnieniem było określenie wpływu charakterystyki ściernicy na sztywność k_z utwardzenia ziaren i w tym zakresie przedstawiono zdecydowanie rozbieżne poglądy. W pracach [4, 9, 15, 19, 21] stwierdzono, że sztywność k_z zależy od twardości ściernicy i od wielkości ziaren, natomiast wyniki prao [10, 13, 16] zależności takich nie potwierdzają. Dla

ściernic SiC stwierdzono wpływ twardości i ziarnistości ściernicy na sztywność k_z dla tylko dla większych obciążeń, powyżej 25N.

Wpływu struktury ściernicy na sztywność utwierdzenia ziaren nie określano.

Celem przedstawionych dalej analiz było rozstrzygnięcie istniejących w tym zakresie wątpliwości.

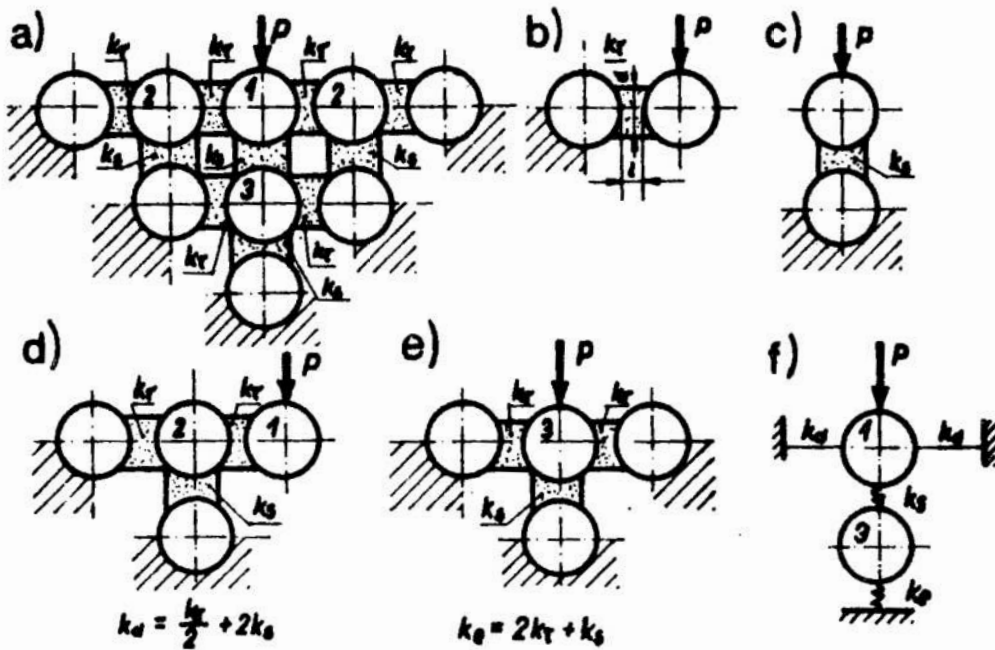
3. Teoretyczna analiza zależności między sztywnością k_z utwierdzenia ziaren na powierzchni ściernicy a charakterystyką ściernicy

Narzędzie ściernie spojone spoiwem ceramicznym można przedstawić w postaci przestrzennego układu ziaren ściernych, połączonych mostkami spoiwa. Ziarna wewnątrz narzędzia połączone są z określoną ilością K ziaren sąsiednich. Ziarna powierzchniowe połączone są z mniejszą ilością $K/2$ ziaren sąsiednich, z czego $K/3$ to również ziarna powierzchniowe a $K/6$ to ziarna położone głębiej.

Obciążenie promieniowe pojedynczego ziarna powierzchniowego, w granicach odkształceń sprężystych, powoduje również ugięcia innych ziaren. Stwierdzono doświadczalnie [10] /rys. 2c/, że ugięcia sąsiednich ziaren powierzchniowych stanowią tylko około 10% ugięcia ziarna obciążanego. Przyjęto więc, że ugięcia bardziej odległych ziaren powierzchniowych są pomijalnie małe.

Schemat układu ziaren $K = 6$, przyjęty do analizy przedstawiono w przekroju na rysunku 5 a.

Moduł sprężystości E spoiwa ceramicznego jest znacznie mniejszy ($\sim 7x$) [3, 10] niż moduł sprężystości elektrokorundu. Przyjęto więc, że mostki spoiwa są jednymi elementami sprężystymi układu a odkształcenia ziaren ściernych są pomijalnie małe. Ponadto przyjęto, że mostki spoiwa mają kształt walców o średnicy d i długości l /rys. 5b/ przy czym $d \gg l$, [5, 6, 12]. Obciążenie takich mostków w kierunku prostopadłym do ich osi, wytwarza stan naprężeń zbliżony do czystego ścinania. Mostki obciążone w kierunku osiowym są oczywiście ściskane.



Rys. 5. Schemat (a) przyjęty do analizy sztywności utwierdzenia ziarna obciążanego oraz schematy (b, c, d, e) pomocnicze, sprowadzone do układu (f), równoważnego (a)

Fig. 5. Diagram (a) accepted for analysis of the loaded grain restrain stiffness and auxiliary diagrams (b, c, d, e) brought to the system (f), being equivalent with (a)

Sztywność k_r mostków ścinanych oraz sztywność k_s mostków ściskanych obliczono według prawa Hooke i schematów przedstawionych na rysunkach 5b i 5c:

$$k_r = \frac{\pi d^2 E}{8l(1+\nu)} \quad ; \quad k_s = \frac{\pi d^2 E}{4l} \quad , \quad (1a, 1b)$$

gdzie: E, ν - moduł sprężystości i współczynnik Poissona spoiwa.

Sztywność k_r mostków ścinanych jest więc mniejsza niż sztywność k_s mostków ściskanych, niezależnie do relacji d/l :

$$\frac{k_r}{k_s} = \frac{1}{2(1+\nu)} = \alpha < 1 \quad . \quad (2)$$

Z układu przedstawionego na rysunku 5a wyodrębniono elementy samocowane jak na rysunkach 5d i 5e oraz wyznaczono ich sztywności, odpowiednio k_d i k_e :

$$k_d = 0,5 k_r + 2 k_s \quad ; \quad k_e = 2 k_r + k_s \quad . \quad (3a, 3b)$$

Układ z rysunku 5a zastąpiono równoważnym układem /rys. 5f/, którego sztywność wynosi:

$$k_z = \frac{K}{6} \cdot \frac{1}{\frac{1}{k_e} + \frac{1}{k_s}} \cdot \frac{K}{3} \cdot k_d \quad . \quad (4)$$

Pierwszy składnik w powyższym wzorze przedstawia sztywność utwierdzenia obciążanego ziarna 1, wynikającą z jego podparcia na $K/6$ sąsiednich ziarnach podpowierzchniowych. Drugi składnik wynika z połączenia ziarna 1 z $K/3$ sąsiednimi ziarnami powierzchniowymi. Podstawiając do (4) wzory (1, 2, 3) otrzymujemy:

$$k_z = \frac{K}{12} \cdot k_s \cdot \frac{2\alpha^2 + 12\alpha + 9}{\alpha + 1} = C_1 \cdot K \frac{d^2}{l} \quad . \quad (5)$$

Wartość stałej C_1 [N/m^2] zależy wyłącznie od modułu E i współczynnika ν , charakteryzujących właściwości mechaniczne spoiwa.

Objętość pojedynczego mostka spoiwa:

$$M = \frac{\pi d^2}{4} l \quad , \quad (6)$$

można też obliczyć znając objętość V_{sj} spoiwa, przypadającą na pojedyncze ziarno ściernie oraz ilość K najbliższych ziaren:

$$V_{sj} = \frac{v_s}{v_z} \cdot V_z = \frac{M}{2} \cdot K \quad , \quad (7)$$

gdzie: v_s , v_z - udziały objętościowe, odpowiednio spoiwa i ziaren,

v_{zj} - objętość pojedynczego ziarna ściernego.

W przypadku ziaren izometrycznych, objętość V_{zj} pojedynczego ziarna obliczono jako objętość kuli o średnicy a , równej wymiarowi charakterystycznemu ziarna. Wykorzystując takie założenie, uzasadnione dokładniej w pracy [5], oraz równania (6, 7) otrzymano:

$$K \cdot \frac{d^3}{l^3} = \frac{4}{3} a^3 \frac{v_z}{v_z} \cdot \frac{1}{l^3} \quad (8)$$

Długość l mostków spoiwa równa jest różnicy ($l_z - a$) między odległością l_z środków ziaren sąsiednich a ich wymiarem charakterystycznym - a . Ponieważ odległości l_z silnie zależą od wymiaru charakterystycznego ziaren, wprowadzono dalej tzw. względną odległość e między ziarnami:

$$e = \frac{l_z}{a} = \frac{l_z + a}{a} = \frac{l_z}{a} + 1 \quad ; \quad l = a(e-1) \quad (9a, 9b)$$

Podstawiając (8, 9b) do (5) otrzymano po przekształceniach:

$$k_z = \frac{4}{3} C_s \frac{v_z}{v_z} \frac{a^3}{(e-1)^3} = C_s \frac{v_z}{v_z} \frac{a^3}{(l_z-a)^3} \quad (10)$$

Z wyznaczonej zależności (10) wynika jednoznacznie, że sztywność k_z utwierdzenia ziaren powierzchniowych zależy od charakterystyki narzędzia i to zarówno od twardości ściernicy, i wielkości ziaren, struktury oraz właściwości mechanicznych spoiwa, określonych stałą $C_s [N/m^2]$. Stwierdzenie tego faktu na podstawie pomiarów bezpośrednich było trudne ze względu na silnie losowy charakter sztywności k_z . Należy przypuszczać że losowość k_z wynika głównie z losowości wymiarów a ziaren i odległości l_z między sąsiednimi ziarnami w rzeczywistej ściernicy.

5. Sztywność k_z utwierdzenia ziaren jako wielkość losowa

Analizując losową zmienność sztywności k_z przyjęto, że jedynymi wielkościami losowymi we wzorze (10) są: wymiar ziaren a i odległość l_z między środkami ziaren sąsiednich. Poze-

stałe wielkości: C_s , v_s , v_z wykazują znaczenie mniejsze rozproszenie wokół wartości średnich i można je uznać jako stałe. Założenie takie jest słuszne dla ściernic produkowanych w sposób ściśle odpowiadający teoretycznym założeniom technologicznym, dotyczącym między innymi: dozowania i mieszania poszczególnych składników spoiwa i ściernicy oraz prasowania i wypalania ściernicy.

Uwzględniając, że w skład ściernicy wchodzi ziarna ściernic z trzech frakcji wymiarowych /podstawowa i dwie sąsiednie/ przyjęto, że wymiar ziaren a jest wielkością losową, podlegającą prawom rozkładu normalnego o parametrach \bar{a} i σ_a . Analiza zakresu zmian wymiaru ziaren w poszczególnych frakcjach wymiarowych /PN-76/M-59017/ wykazała, że odchylenie standardowe σ_a wymiaru ziaren wchodzących w skład ściernicy wynosi:

$\sigma_a \approx 0,1 \bar{a}$, przy czym oszacowanie to jest słuszne dla każdego wymiaru \bar{a} ziaren frakcji podstawowej.

Średnią odległość \bar{l}_z między środkami ziaren sąsiednich można wyznaczyć według [12] i wykorzystać tę zależność do obliczenia średniej długości \bar{l} mostków spoiwa i jej miary względnej ($e - 1$):

$$\bar{l}_z = \frac{\bar{a}}{\sqrt{v_z}} \quad [12] ; \quad \bar{l} = \bar{a} \left(\frac{1}{\sqrt{v_z}} - 1 \right) ; \quad \bar{e} = \frac{1}{\sqrt{v_z}} \quad (11,12,13)$$

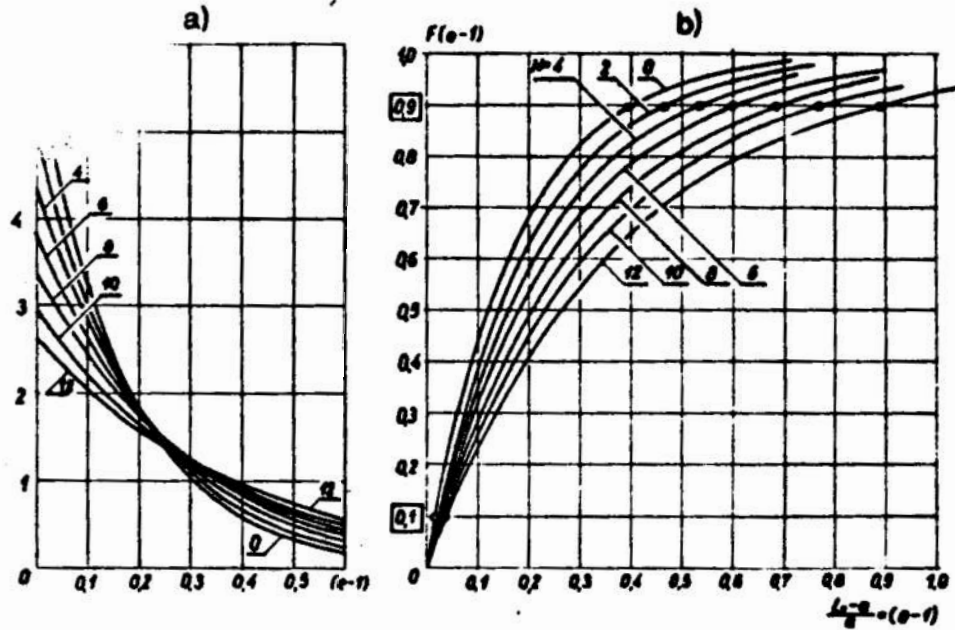
Z dużym prawdopodobieństwem można przyjąć, że zmienne losowe l oraz $(e - 1)$ podlegają prawom rozkładu wykładniczego [1] o parametrze λ :

$$\lambda = \frac{1}{(\bar{e}-1)} ; \quad f(e-1) = \lambda \cdot \exp[-\lambda(e-1)] ;$$

(14,15,16)

$$F(e-1) = 1 - \exp[-\lambda(e-1)] .$$

Wykresy funkcji gęstości prawdopodobieństwa $f(e - 1)$ oraz dystrybuanty $F(e - 1)$ dla różnych struktur N ściernic przedstawiono na rysunku 6.



Rys. 6. Wykresy funkcji $f(e - 1)$ gęstości prawdopodobieństwa względnej długości mostków spoiwa (a) oraz odpowiadające im dystrybuanty $F(e - 1)$ wykorzystane (b) do wyznaczania realnych zakresów zmienności odległości $(e - 1)$ dla różnych struktur N ściernic

Fig. 6. Graphs of function $f(e - 1)$ of probability density of relative length of binder bridges (a) and the corresponding distribution functions $F(e - 1)$ put into good account (b) to determine the real ranges of distance variation $(e - 1)$ for different structures N of wheels

Znajomość postaci i parametrów rozkładów wielkości losowych a oraz $(e - 1)$ umożliwia dalej analityczne wyznaczenie [1] rozkładu prawdopodobieństwa sztywności k_z . Na tym etapie analizy, wobec przyjętych uproszczeń, znajomość analitycznej postaci rozkładu k_z nie była konieczna. Warto jedynie podkreślić multiplikatywny charakter kumulacji zmienności a i $(e - 1)$, co sugeruje, że rozkład sztywności k_z jest zbliżony do rozkładu logarymiczno-normalnego, zwłaszcza jeżeli uwzględni się dodatkowo losowość C_s, v_s, v_z .

Ważne wnioski wynikają z oszacowania realnych przedziałów zmienności sztywności k_z . Teoretyczny zakres zmienności k_z , wynikający ze wzoru (10) i przyjętych rozkładów a i $(e - 1)$

wynosi: $k_z \in \langle 0; \infty \rangle$. Ciekawa jest tu interpretacja przypadku, gdy $(e - 1) \rightarrow 0$, czyli: $l_z \rightarrow a$; $l \rightarrow 0$. Wzór (10) przewiduje w takiej sytuacji, że $k_z \rightarrow \infty$. W rzeczywistości mało prawdopodobne jest, aby dane ziarno powierzchniowe ściśle przylegało do wszystkich ziaren sąsiednich, ale nawet w takim przypadku, sztywność k_z jest ograniczona /choć stosunkowo duża/ ze względu na podatność materiału ziaren ściernych.

Skrajne, mało prawdopodobne wartości a i $(e - 1)$ odrzucono, przyjmując jako kryterium wartości prawdopodobieństw 0,1 i 0,9 tego, że wartości graniczne a i $(e - 1)$ nie będą przekroczone z dołu. Graniczne wartości zmiennej a wyznaczono z tablic rozkładu normalnego, przyjmując $\sigma_a \cong 0,1 \bar{a}$:

$$a_{\min} = 0,947 \bar{a} \leq a \leq 1,053 \bar{a} = a_{\max} . \quad (17)$$

Graniczne wartości zmiennej $(e - 1)$ obliczono z dystrybuanty (16):

$$(e-1)_{\min} = -(\bar{e}-1) \cdot \ln 0,9 \quad ; \quad (e-1)_{\max} = -(\bar{e}-1) \cdot \ln 0,1 \quad , \quad (18)$$

co ilustruje rysunek 5b. W ten sposób w analizie uwzględniono 80% teoretycznych zakresów zmienności a i $(e - 1)$.

Wartość oczekiwaną /średnią/ \bar{k}_z sztywności utwierdzenia ziaren, odpowiadającą średnim wartościom \bar{a} i $(\bar{e} - 1)$, obliczono według (10), przyjmując (12):

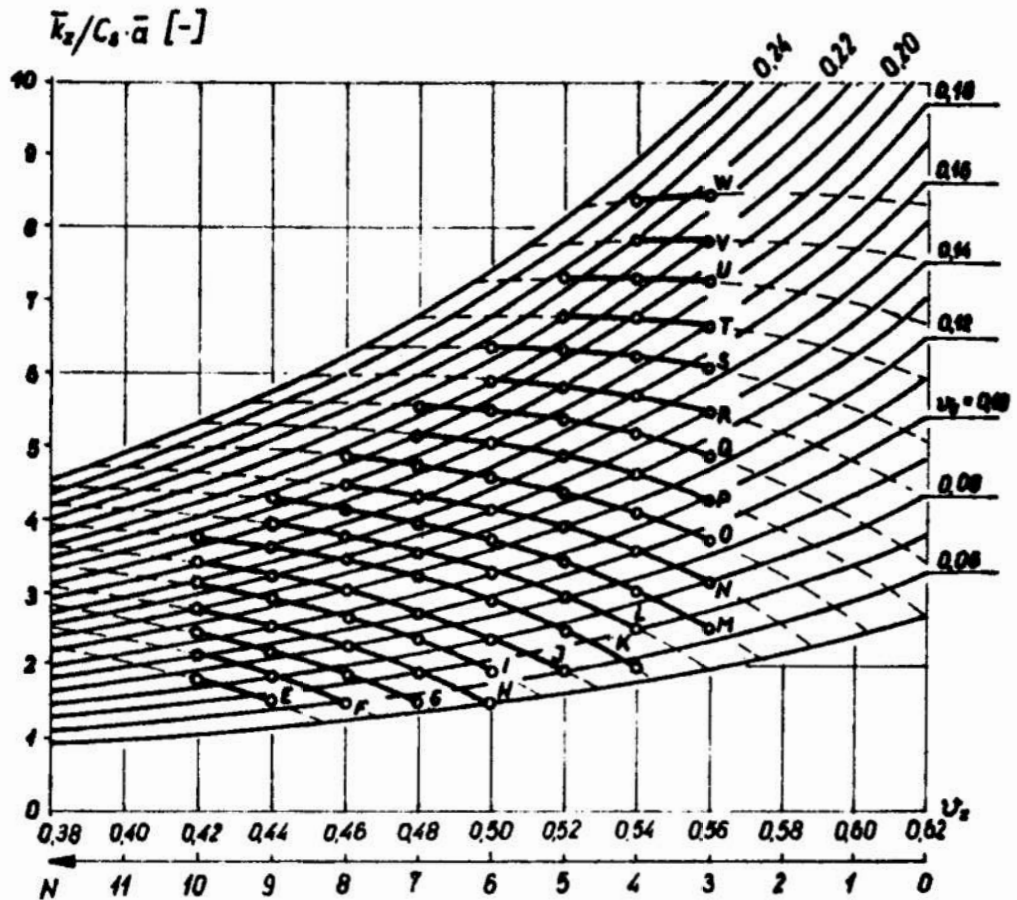
$$\bar{k}_z = C_s \bar{a} \frac{v_s}{\sqrt{v_z} (1 - \sqrt{v_z})^2} . \quad (19)$$

Graniczne wartości:

$$k_{z\min} \approx 0,18 \bar{k}_z \quad ; \quad k_{z\max} \approx 95 \bar{k}_z \quad , \quad (20,21)$$

obliczone dla zakresów (17, 18), wyraźnie potwierdzają asymetrię rozkładu sztywności k_z i bardzo duże rozproszenie wartości k_z wokół wartości średniej \bar{k}_z dla danej ściernicy.

Wpływ udziału objętościowych ziaren (v_z) i spoiwa (v_s) na wartości średnie \bar{k}_z (19) przedstawiono na wykresach /rys.7/.



Rys. 7. Wykresy zależności średniej sztywności utwardzenia ziaren od składu objętościowego ściernicy; liniami grubymi połączono punkty odpowiadające różnym twardościom ściernic

Fig. 7. Graphs of dependences of mean stiffness of grains restrain on the wheel volumetric composition; thick lines join the points corresponding to the different wheel hardnesses

Liniami grubymi połączono punkty odpowiadające różnym twardościom ściernic z normalnego zakresu produkcyjnego [12]. Przedstawione wykresy wskazują, że wiele ściernic o różnych charakterystykach /np. M-9; N-7; O-5; P-3/ posiada zbliżone wartości \bar{k}_z . Rysunek 7 umożliwia łatwe sformułowanie wielu innych wniosków szczegółowych dotyczących wpływu twardości i struktury ściernicy na średnią sztywność utwardzenia ziaren. Wpływ wymiaru \bar{a} ziaren na sztywność \bar{k} jest jednoznaczny

(19); większe ziarna utwierdzone są sztywniej.

Dla celów praktycznego wykorzystania wyników niniejszej analizy oszacowanie wartości stałej C_s , charakteryzującej właściwości mechaniczne spoiwa. Wykorzystano w tym celu wyniki pomiarów [10], przedstawione na rysunku 2b- przyjmując, że dla niewielkiego zakresu obciążeń charakterystyka $U(P)$ jest liniowa. Dla badanej [10] ściernicy 99A-24-H-8-V /spoiwo topliwe/ średnia wartość $k_z \approx 1,56 \text{ N}/\mu\text{m}$. Uwzględniając, że dla ściernicy tej: $v_z = 0,46$; $v_s = 0,09$ oraz $\bar{a} = 780 \mu\text{m}$, otrzymano:

$$C_s \approx 9 \cdot 10^{-4} \text{ N}/\mu\text{m}^2. \quad (22)$$

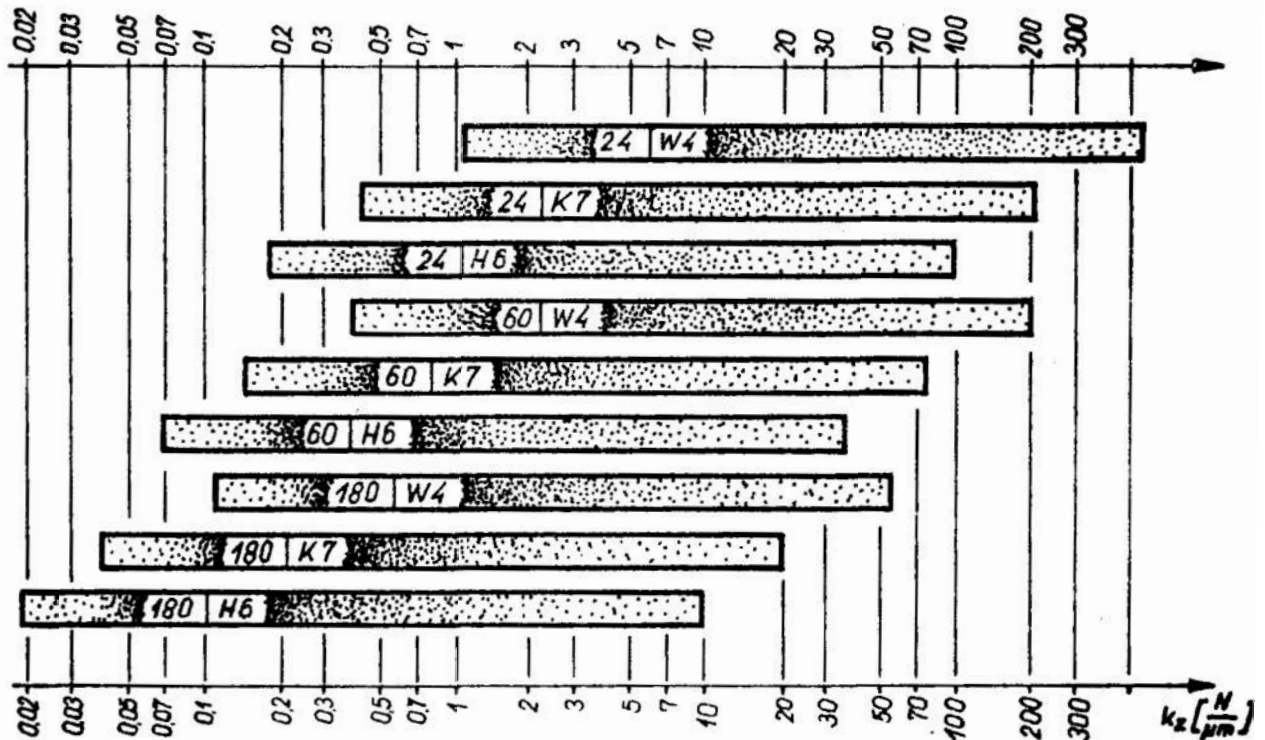
Poszczególne gatunki spoiwa topliwego różnią się zapewne wartościami stałych C_s , ale oszacowanie (22) może stanowić pierwsze przybliżenie, umożliwiając łatwe oszacowanie sztywności k_z dla ściernic o dowolnych charakterystykach. Wartość stałej C_s wykorzystano dla porównania zakresów zmienności sztywności utwierdzenia ziaren powierzchniowych dla różnych ściernic /rys. 8/ o spoiwie topliwym.

Wartość stałej C_s dla spoiwa spiekalnego, wyznaczona w podobny sposób, na podstawie rysunku 3a, wynosiła: $C_s \approx 1,4 \cdot 10^{-4} \text{ N}/\mu\text{m}^2$. Porównanie wartości C_s dla obu rodzajów spoiw pozwala przypuszczać że sztywność k_z ziaren utwierdzonych w spoiwie topliwym jest znacznie większa niż dla spoiwa spiekalnego. Wynika to prawdopodobnie z różnego charakteru wiązań tych spoiw z ziarnami ściernymi oraz różnic w strukturze wewnętrznej spoiw po wypalaniu. Wniosek ten wymaga jednak dokładniejszej analizy i weryfikacji, gdyż przedstawione tu oszacowania C_s mają charakter przybliżony.

6. Wnioski

1. Sztywność k_z utwierdzenia ziaren na powierzchni ściernic o spoiwie ceramicznym zależy od: wielkości ziaren ściernych, twardości i struktury ściernicy oraz właściwości mechanicznych spoiwa.

2. Sztywność k_z utwierdzenia ziaren w danej ściernicy jest wielkością silnie losową, co obrazuje poglądowo stosunek wartości granicznych: $k_{zmax} : k_{zmin} \approx 500$. Rozkład prawdopodobieństwa k_z jest niesymetryczny /asymetria dodatnia/ i może być uznany jako logarytmiczno-normalny.
3. Ugięcia sprężyste ziaren ściernych na roboczej powierzchni ściernic ceramicznych można uznać jako liniowe względem siły w niewielkim zakresie obciążeń, odpowiadającym siłom, jakie działają na ziarna podczas szlifowania.
4. Średnia sztywność k_z utwierdzenia ziaren w ściernicy o spoiwie ceramicznym topliwym jest prawdopodobnie znacznie większa niż dla ściernicy o tej samej charakterystyce lecz spoiwie spiekalnym.



Rys. 8. Porównanie zakresów zmienności sztywności k_z utwierdzenia ziaren na powierzchni różnych ściernic o spoiwie topliwym

Fig. 8. Comparison of ranges of stiffness variation k_z of grains restrain on the surface of different wheels with fusible binder

Literatura

1. Benjamin J.R., Cornell C.A.: *Rachunek prawdopodobieństwa, statystyka matematyczna i teoria decyzji dla inżynierów.* WNT, Warszawa 1977
2. Borkowski J., Mazurkiewicz M.: *Utwierdzenie a podatność ziarn w narzędziach ściernych.* Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej, Nr 10, 1976, s. 73-92
3. Hiroshi M., Yoji I., Kyoji H.: *Interpretation of mechanical behavior of grinding wheels in terms of microstructure.* Proc. of the International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto 1972, s. 484-495
4. Jeffries N.P.: *Optimization of grinding process.* Proc. of the International Grinding Conference, Pittsburgh 1972, s. 449
5. Karpiński T., Kacalak W., Stępień P.: *Matematyczny model wewnętrznej budowy ściernicy jako narzędzie analizy i optymalizacji własności narzędzi ściernych.* Materiały Konferencji PAN OPTIMOS'78, Warszawa 1978
6. Kingery W.D., Sidhawa A.P., Waugh A.: *Structure and properties of vitrified bonded abrasives.* Ceramic Bulletin, Vol. 42/5, 1963, s. 297-303
7. Kragielski I.W.: *Über Verschleiß berechnungen von sich reibenden Gliedeverbindungen.* Maschinenbautechnik 14/1965, Heft 10, s. 549-554
8. Krug H., Honcia G.: *Die elastische Verformung bei Schleifwerkzeugen.* Werkstattstechnik. Feb. 1964, s. 53-59
9. Nakayama K.: *Elastic deformation of contact zone in grinding.* Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., Vol. 5, Nr 4/1971, s.93
10. Nakayama K., Brecker J., Shaw M.C.: *Grinding wheel elasticity.* Trans. ASME, May 1971, s. 609-614
11. Peklenik J.: *Beitrag zur Harteproofung von Schleifkorpen* Microtechnik, Vol. 14, Nr 6/1960, s. 264
12. Peklenik J.: *Regular phenomena of the structure of grinding wheels as chipping tools.* Industrial Diamond Review, Vol. 20, 1960, s. 214-219
13. Płaska S.: *Własności sprężyste roboczej powierzchni ściern-*

- nicy. Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Nr 30/1984, s. 227-235
14. Saini D.P.: Elastic deflections in grinding. Ann. CIRP, Vol. 29/1, 1980, s.189-194
 15. Salem S.H., Russell J.K.: Holographic measurement of grinding wheel deformation. Proc. of the International Conference on Production Engineering, New Delhi 1977, Part II
 16. Sauer W.J., Shaw M.C.: The role of elastic deflections of the wheel-work interface in surface grinding. Proc. of the International Conference on Production Engineering, Tokio 1974, Part I
 17. Snoeys R., Wang I.: Analysis of the static and dynamic stiffness of grinding wheel surface. Prace 9th Int. Mach. Des. And Res. Manchester 1968, s. 1140-1142
 18. Stępień P.: Wybrane zagadnienia procesu kształtowania topografii powierzchni szlifowanej - praca doktorska, Wrocław 1984
 19. Tanaka Y., Yano A., Higuchi M.: Die elastische Verformung der Kontaktzone bei der Umfangsschleifscheibe. Ann. CIRP, Vol. 1, 1975, s. 249-252
 20. Tanaka Y., Yano A., Higuchi M.: Elastic properties of grinding wheel. Proc. of the International Conference on Production Engineering, Tokio 1974, Part I
 21. Verkerk J.: The real contactlength in cylindrical plunge grinding. Ann. CIRP, Vol. 24/1, 1975, s. 259-264

Streszczenie

W pracy wyznaczono zależność między sztywnością utwierdzenia ziaren ściernych na powierzchni ściernicy a poszczególnymi elementami charakterystyki ściernicy. Przeanalizowano wpływ losowej zmienności wymiaru ziaren ściernych i odległości między ziarnami na sztywność utwierdzenia ziaren, traktowaną jako wielkość silnie losową.

STIFFNESS OF RESTRAIN OF THE ABRASIVE GRAINS LYING ON THE SURFACE OF VITRIFIED GRINDING WHEELS**Summary**

In the paper, dependence between the stiffness of abrasive grains restrain on the wheel surface and each element of the grinding wheel characteristic, has been determined. Effect of random variation of the abrasive grains dimension and of the distance between grains of the grains restrain stiffness, treated as a magnitude of extreme randomness, has been analysed.

Piotr Stępień
 Wyższa Szkoła Inżynierska
 w Koszalinie

ANALIZA STANU DYNAMICZNEJ RÓWNOWAGI ZIAREN ŚCIERNYCH PODCZAS SZLIFOWANIA

Wstęp

Dynamiczne warunki zagłębiania ziaren ściernych w materiał obrabiany zależą głównie od sposobu utwierdzenia ziaren w narzędziu ściernym i warunków ich obciążania oporami obróbki. Wymienione czynniki różnią się znaczenie w poszczególnych metodach obróbki ścierniej, przy czym podstawowe różnice zachodzą między obróbką narzędziami ściernymi spojonymi a obróbką luźnym ścierniwem. Praca niniejsza dotyczy obróbki narzędziami spojonymi.

1. Utwierdzenie i obciążenie ziaren ściernych przy obróbce narzędziami spojonymi

Wspólną cechą narzędzi ściernych spojonych jest to, że utwierdzenie ziaren na roboczej powierzchni narzędzia można opisać prostym modelem reologicznym, określając sztywność i zdolności tłumiące odkształcalnego sprężyste spoiwa /rys. 1a/.

Z powodu różnorodności stosowanych spoiw, wartości parametrów modelu utwierdzenia ziaren zawarte są w dość szerokim zakresie. I tak na przykład: sztywność k_z utwierdzenia ziaren w spoiwie ceramicznym topliwym wynosi od kilku do kilkuset MN/m [17] a dla spoiwa poliuretanowego wartości k_z są 10^3 razy mniejsze [10]. Współczynnik η strat energii drgań, będący miarą zdolności tłumiących, można dla podanych przykładów oszacować następująco: $3 \cdot 10^{-4} \leq \eta \leq 3 \cdot 10^{-3}$ /dla szkła/ i $6 \cdot 10^{-2} \leq \eta \leq 3 \cdot 10^{-1}$ /dla gumy/.

Tak utwierdzone ziarna ściernie obciążane są oporem F_z skrawania, przy czym obciążenie to ma najczęściej charakter cykliczny. Cykliczność obciążenia ziaren aktywnych jest typowa dla wszystkich metod i odmian kinematycznych szlifowania, gładzenia i dogładzania. Ważne jest przy tym to, że w jednym cyklu obciążenia siła F_z maleje do zera, co świadczy o bardzo dużej dynamice obciążenia, /rys. 1b/.

Częstotliwość ω obciążenia ziaren aktywnych przy gładzeniu i dogładzaniu zależy od prędkości v ruchu względnego i odległości L_1 między wierzchołkami nierówności powierzchni obrabianej, /rys. 1c/. Uwzględniając realne spektrum odległości L_1 /rys. 1e/, powierzchni po szlifowaniu, oszacowano rząd częstotliwości $\omega = v/L$, który dla gładzenia i dogładzania wynosi $0,1 \cdot 10^5$ Hz. Częstotliwość ω obciążenia ziaren aktywnych przy szlifowaniu zależy od prędkości obrotowej n ściernicy / $\omega = \pi n/30$ / i jest rzędu $10^1 + 10^3$ [Hz].

Kolejną wielkością charakteryzującą dynamiczne warunki zagłębiania ziaren ściernych jest stosunek czasu τ obciążenia ziaren aktywnych do okresu $T = 2\pi/\omega$ cyklu obciążenia. Dla gładzenia i dogładzania stosunek $\alpha = \tau/T$ wynika wprost z nośności liniowej zarysu powierzchni obrabianej w płaszczyźnie ruchu ziaren /rys. 1d/.

Wartość α mieści się więc w przedziale $0 \leq \alpha \leq 1$.

Przy szlifowaniu, stosunek α jest równy stosunkowi długości L_ψ strefy styku ściernicy z przedmiotem szlifowanym do obwodu πD ściernicy i wynosi:

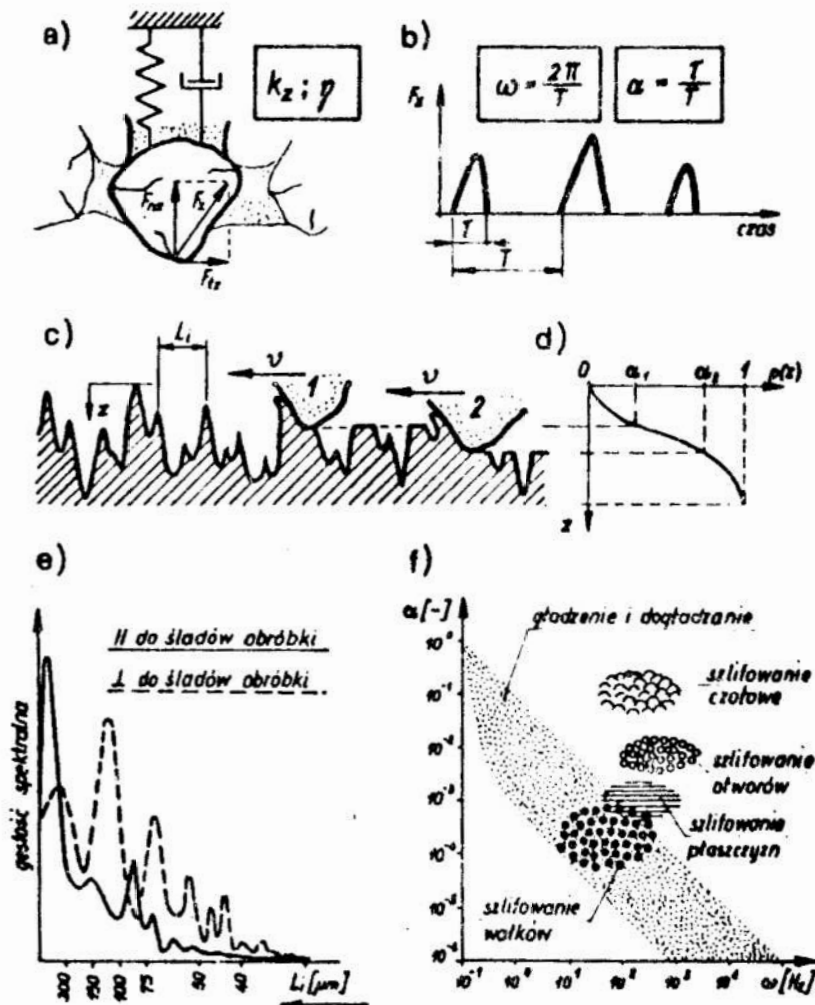
$$\text{dla szlifowania wałków} \quad \alpha = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{g \cdot d}{D(D+d)}} \approx 10^{-4} + 10^{-3},$$

$$\text{dla szlifowania otworów} \quad \alpha = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{g \cdot d}{D(d-D)}} \approx 10^{-2},$$

$$\text{dla szlifowania płaszczyzn obwodem} \quad \alpha = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{g}{D}} \approx 10^{-3},$$

gdzie: g - głębokość szlifowania,

d - średnica przedmiotu.



Rys. 1. Schemat utwierdzenia (a) i obciążenia (b) ziaren na powierzchni narzędzi spojnych oraz sposób (c) wyznaczenia parametrów α, ω obciążenia ziaren podczas gładzenia i dogładzania przy wykorzystaniu funkcji nośności liniowej (d) i gęstości spektralnej (e) zarysu powierzchni obrabianej i orientacyjne zakresy (f) parametrów α, ω dla różnych metod obróbki

Fig. 1. Diagram of restrain (a) and load (b) of grains on the surface of bound tools and the manner (c) of determination of parameters α, ω of grains load during honing and superfinish, taking advantage of the linear load capacity function (d) and of spectral density (e) of the machined surface profile, and approximate ranges (f) of parameters α, ω for different machining methods

Większe wartości /do $\alpha = 0,5$ / osiągnane są przy szlifowaniu czołowym i przecinaniu ściernym. Wyznaczone zakresy wartości ω i α dla różnych metod obróbki narzędziami ściernymi spojonymi przedstawiono na rysunku 1f.

W charakterze dygresji warto podkreślić, że dynamiczne i szybko zmienne obciążenia ziaren ściernych mają duży wpływ na ich wytrzymałość i zużycie [3, 4]. Z tego powodu badania trwałości ścierniwa prowadzone w warunkach obciążeń dynamicznych [5, 6] wydają się być bardziej odpowiednie niż przy obciążeniu quasi-statycznym [1].

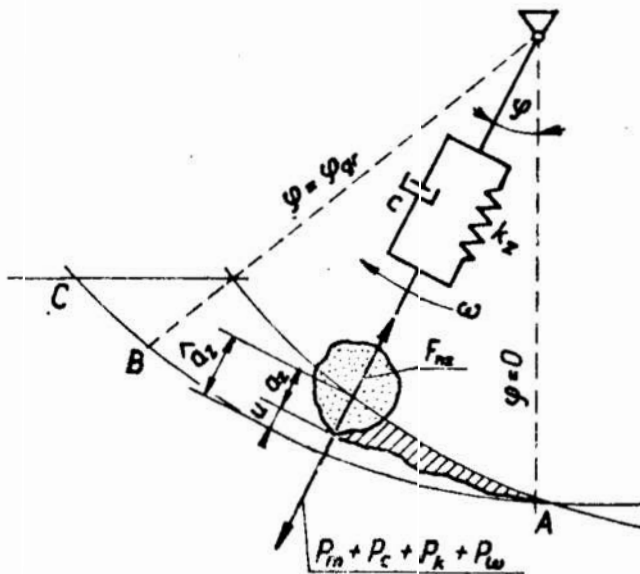
Z przedstawionego opisu wynika, że parametry k_z, η utwierdzenia oraz α, ω obciążenia ziaren ściernych przyjmują wartości z dość szerokich przedziałów. Uwzględniając dodatkowo różnorodność właściwości materiałów obrabianych ściernie, należy stwierdzić, że warunki zagłębiania ziaren przy obróbce narzędziami spojonymi są bardzo zróżnicowane. Trudno więc sformułować ogólne wnioski dotyczące zagłębiania ziaren ściernych, słuszne dla każdej metody obróbki i dowolnego materiału obrabianego.

Zagadnienia te analizowano dla procesu polerowania powierzchni płaskich ściernicami z elastycznym spoiwem poliuretanowym. Wyznaczono równania równowagi statycznej [12] i dynamicznej [9, 11], opisujące położenie ziaren w strefle obróbki. W równaniach uwzględniono nierówności powierzchni obrabianej, nieliniowość zależności $F_{nz}(a_z)$ oraz warunki utwierdzenia ziaren, co zapewniało dużą dokładność opisu. Niedogodne było natomiast posługiwanie się równaniem okręgu, opisującego krzywiznę powierzchni ściernicy w prostokątnym układzie współrzędnych. Skomplikowało to znacznie analityczne rozwiązanie równania różniczkowego [9, 11] i rozwiązania tego, w postaci zależności $a_z(t)$, nie przedstawiono, pozostawiając równanie do rozwiązania metodami numerycznymi. Wygodniejsze i wystarczająco dokładne byłoby zastąpienie okręgu parabolą.

W dalszej części pracy przedstawiono analizę równania dynamicznej równowagi ziaren ściernych, zagłębiających się w materiał podczas szlifowania.

2. Warunki dynamicznej równowagi ziaren ściernych podczas szlifowania

Utwierdzenie ziarna ściernego na roboczej powierzchni ściernicy opisano modelem Kelvina-Voigta [15], odpowiednim dla ciała lepkosprężystego. Jako parametry utwierdzenia przyjęto: sztywność k_z [N/m] i współczynnik tłumienia c [Ns/m], /rys. 2/.



Rys. 2. Schemat do analizy dynamicznych warunków zagłębienia ziaren ściernych w materiał szlifowany obwodem ściernicy

Fig. 2. Diagram for analysis of the dynamic conditions of abrasive grains penetration in the ground material with the wheel periphery

W każdym punkcie toru ruchu ziarno pozostaje w stanie równowagi dynamicznej, co oznacza, że składowa F_{nz} oporu skrawania równoważona jest siłami: bezwładności P_m , tłumienia P_c , sprężystości P_k i siłą odśrodkową P_w :

$$P_m + P_c + P_k + P_w = F_{nz} \quad (1)$$

Składowa F_{nz} promieniowa oporu skrawania zależy od kształtu wierzchołka ziarna, właściwości materiału obrabianego i od rzeczywistej grubości a_z warstwy skrawanej, równej chwilowemu zagłębieniu ziarna w materiał obrabiany. Zależność $F_{nz}(a_z)$ opisano następującym wzorem:

$$F_{nz} = C \cdot a_z^n \quad ; \quad 0,5 \leq n \leq 1,5 \quad (2)$$

przyjmując, że wartości C i n nie zmieniają się wzdłuż drogi pracy ziarna. Założenie takie uzasadniono tym, że kształt wierzchołków ziaren nie zmienia się w istotny sposób podczas pojedynczego kontaktu z materiałem w czasie T rzędu 10^{-4} s a różnice właściwości poszczególnych składników strukturalnych materiału w temperaturze kilkuset stopni są nieznaczące.

Rzeczywista grubość a_z warstwy skrawanej równa jest różnicy $a_z = \hat{a}_z - u$ między grubością nominalną \hat{a}_z , wymuszoną kinematycznie i ugięciem sprężystym u ziarna w kierunku promieniowym.

Pozostałe siły w równaniu (1) określono następująco:

$$P_m = m \cdot \ddot{u} \quad ; \quad P_c = c \cdot \dot{u} \quad ; \quad P_k = k_s \cdot u \quad ; \quad P_a = m \omega^2 R \quad , \quad (3)$$

gdzie: u - ugięcie sprężyste ziarna w kierunku promieniowym
/rys. 2/, $\dot{u} = du/dt$; $\ddot{u} = d^2u/dt^2$,

m - masa uginającego się ziarna i otaczającego je spoiwa,

ω - prędkość kątowa ściernicy,

R - promień ściernicy.

Podstawiając (2) i (3) do (1) otrzymano następujące równanie różniczkowe opisujące ruch ziarna w kierunku promieniowym:

$$m \ddot{u} + c \dot{u} + k_s u = C(a_z - u)^n - m \omega^2 R \quad . \quad (4)$$

Rozwiązanie powyższego równania upraszcza się bardzo jeżeli $n = 1$. Przyjmując takie założenie i stosując oznaczenia:

$$2h = \frac{c}{m} \quad ; \quad \omega_i^2 = \frac{k_s + C}{m} \quad ; \quad \lambda = \omega_i^2 - h^2 \quad (5)$$

otrzymano:

$$\ddot{u} + 2h\dot{u} + \omega_z^2 u = C\hat{a}_z - \omega^2 R \quad (6)$$

Powyższe równanie opisuje promieniowe drgania tłumione ziarna, wymuszone impulsowo ($\alpha \approx 10^{-2} + 10^{-4}$) a poszukiwane rozwiązanie w postaci funkcji $u(t)$, zależy od postaci impulsu wymuszającego drgania, czyli od zależności $\hat{a}_z(t)$. Przy szlifowaniu obwodem ściernicy zależność ta ma postać:

$$\hat{a}_z(t) = \frac{v_p}{v_s} l_z \cdot \sin \varphi(t) = A \cdot \sin \omega t \quad (7)$$

gdzie: v_p , v_s - prędkości posuwu wzdłużnego i szlifowania,
 l_z - obwodowa odległość między wierzchołkami ziaren aktywnych,

φ - kąt określający położenie ziarna w strefie szlifowania

Ogólna postać rozwiązania równania (6) zależy od relacji między h i ω_z , wynikającej ze zdolności tłumiących spoiwa. Wartość współczynnika η strat energii drgań jest proporcjonalna do aktualnej częstotliwości drgań i dla spoiwa ceramicznego topliwego wynosi:

$$3,15 \cdot 10^{-4} \leq \eta \leq 2,75 \cdot 10^{-3}, \quad [13,14] \quad (8)$$

Dla ziaren zagłębionych w materiał obrabiany i drgających z częstotliwością ω_z drgań własnych, wartość współczynnika η jest dwukrotnie mniejsza [14] i równa stosunkowi $h : \omega_z$. Oznacza to, że dla ściernic o spoiwie ceramicznym tłumienie mieści się zdecydowanie ($h : \omega_z \ll 1$) w zakresie podkrytycznym.

W takich przypadkach rozwiązanie równania (6), przy zerowych warunkach początkowych: $u(0) = 0$; $\dot{u}(0) = 0$, dane jest całką [15]:

$$u(t) = \frac{1}{m\lambda} \int_0^t e^{-h(t-\nu)} \sin \lambda(t-\nu) \cdot (C \cdot A \cdot \sin \omega \nu - m\omega^2 R) d\nu \quad ,$$

gdzie ν jest zmienną całkowania. Rozwiązanie tej całki jest następujące:

$$\begin{aligned}
 u(t) = \frac{C \cdot A}{2m\lambda} & \left\{ \frac{\lambda + \omega}{h^2 + (\lambda + \omega)^2} (e^{-ht} \sin \lambda t + \sin \omega t) - \frac{\lambda - \omega}{h^2 + (\lambda - \omega)^2} \cdot (e^{-ht} \sin \lambda t - \right. \\
 & \left. - \sin \omega t) - \left[\frac{h}{h^2 + (\lambda + \omega)^2} - \frac{h}{h^2 + (\lambda - \omega)^2} \right] \cdot (e^{-ht} \cos \lambda t - \cos \omega t) \right\} - \\
 & - \frac{\omega^2 R}{h^2 + \lambda^2} \cdot \left[1 + e^{-ht} \left(\frac{h}{\lambda} \sin \lambda t - \cos \omega t \right) \right] . \quad (9)
 \end{aligned}$$

Ponieważ, jak wykazano, $h \ll \omega_z$ więc uzyskane rozwiązanie (9) można znaczenie uprościć, przyjmując dla spoiwa ceramicznego: $h \approx 0$ i $\lambda \approx \omega_z$ oraz stosując oznaczenie $\Theta = \omega_z / \omega \neq 1$

$$u(t) \approx \frac{C \cdot A}{k_s + C} \cdot \frac{\Theta}{1 - \Theta^2} (\sin \omega_s t - \Theta \sin \frac{\omega_s}{\Theta} t) - \frac{R}{\Theta^2} (1 - \cos \omega_s t) . \quad (10)$$

Oszacowanie wartości Θ wymagało wyznaczenia częstości ω_z drgań własnych ziaren zagłębionych w materiał obrabiany:

$$\omega_s = \sqrt{\frac{k_s + C}{m}} . \quad (11)$$

Stosunek C składowej promieniowej F_{nz} (2) do grubości a_z warstwy skrawanej przyjęto według [2], sztywności k_z utwierdzenia ziaren obliczono według [17] a masę m drgającego ziarna i otaczającego je spoiwa obliczono według wzoru:

$$m = \frac{1}{6} \pi a^3 (\rho_s + \frac{v_s}{v_z} \rho_z) ,$$

w którym: a - średni wymiar charakterystyczny ziaren,

v_s, v_z - udziały objętościowe spoiwa i ziaren,

ρ_s, ρ_z - masy właściwe spoiwa i ziaren ściernych.

Wyniki obliczeń częstotliwości ω_z drgań własnych ziaren zagłębionych w materiał obrabiany i częstotliwości ω_0 drgań własnych ziaren nieobciążonych siłami zewnętrznymi ($\Theta = 0$) przedstawiono w tabelicy 1.

Tablica 1. Średnie częstotliwości $\bar{\omega}_0$ drgań własnych ziaren poza strefą obróbki oraz średnie częstotliwości $\bar{\omega}_z$ drgań własnych ziaren zagłębionych w materiał obrabiany dla ściernic różniących się średnią sztywnością \bar{k}_z utwierdzenia ziaren i średnią masą \bar{m} ziarna wraz z otaczającym je spoiwem; przyjęto $\rho_z = 4 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$; $\rho_s = 2,5 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$

Table 1. Mean frequencies $\bar{\omega}_0$ of the free vibration of grain being out of the grinding zone and the mean frequencies $\bar{\omega}_z$ of free vibration of grains plunged in the machined material for the wheels distinguished with different average stiffness \bar{k}_z of the grains restrain and the mean mass \bar{m} of grain together with the surrounding bond; it was assumed: $\rho_z = 4 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$, $\rho_s = 2,5 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$

ścierni- ca	\bar{k}_z [N/m] \bar{m} [kg]	$\bar{\omega}_0$ [MHz]	$\bar{\omega}_z$ [MHz]		
			$C = 0,5 \frac{MN}{m}$	$C = 1,0 \frac{MN}{m}$	$C = 1,5 \frac{MN}{m}$
24 H 6	$1,04 \cdot 10^6$ $1,06 \cdot 10^{-6}$	0,99	1,21	1,38	1,55
24 K 7	$2,19 \cdot 10^6$ $1,14 \cdot 10^{-6}$	1,39	1,54	1,67	1,80
24 W 4	$5,88 \cdot 10^6$ $1,27 \cdot 10^{-6}$	2,15	2,24	2,33	2,41
60 H 6	$3,80 \cdot 10^5$ $5,10 \cdot 10^{-8}$	2,72	4,15	5,20	6,07
60 K 7	$8,00 \cdot 10^5$ $5,49 \cdot 10^{-8}$	3,82	4,87	5,73	6,47
60 W 4	$2,15 \cdot 10^6$ $6,11 \cdot 10^{-8}$	5,93	6,58	7,18	7,73
180 H 6	$1,03 \cdot 10^5$ $1,02 \cdot 10^{-9}$	10,0	24,3	32,9	37,6
180 K 7	$2,16 \cdot 10^5$ $1,10 \cdot 10^{-9}$	14,0	25,5	33,2	39,5
180 W 4	$5,80 \cdot 10^5$ $1,22 \cdot 10^{-9}$	21,8	29,8	36,0	41,3

Obliczenia wykazały, że częstotliwości ω_z dla szerokiego zakresu ściernic i różnych materiałów obrabianych są rzędu $10^6 + 10^7$ [Hz] a więc znacznie większe niż częstotliwości $\omega = \pi n/30$ wymuszające, /rys. 1f/. Wartości stosunku $\Theta = \omega_z/\omega$ są więc rzędu $10^4 + 10^5$, co umożliwia przedstawienie rozwiązania (10), z pomijalnie małym błędem, w postaci:

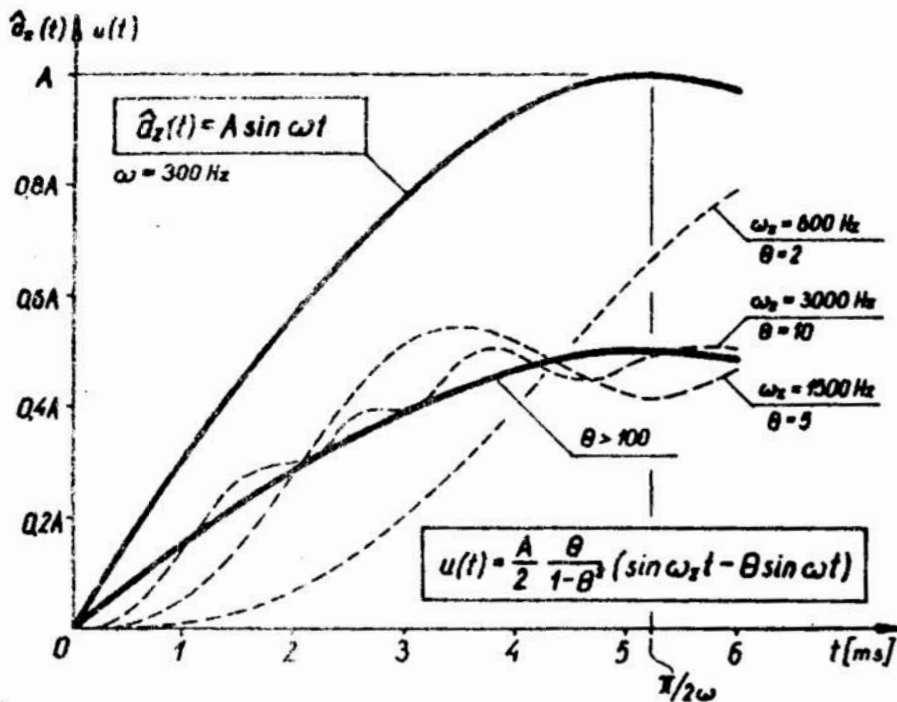
$$u(t) \approx \frac{C \cdot A}{k_r + C} \sin \omega t = \frac{C}{k_r + C} \hat{a}_z(t) . \quad (12)$$

W ten sposób wykazano, że ugięcia sprężyste (12) ziaren przy szlifowaniu obwodem ściernic o spoiwie ceramicznym są proporcjonalne do nominalnych grubości warstw skrawanych i można je wyznaczać z warunków równowagi statycznej. Bardzo mało prawdopodobne, w praktyce wykluczone, jest zjawisko rezonansu sprężystych ugięć ziaren zagłębionych w materiał obrabiany i poruszających się z typową dla szlifowania prędkością. Bardzo duża różnica między częstotliwościami ω_z drgań własnych a częstotliwością ω okresowego wymuszenia powoduje, że amplituda promieniowych drgań własnych ziaren jest bardzo niewielka /rzędu 10^{-3} μm / i w porównaniu z grubościami a_z warstw skrawanych może być pominięta.

Wnioski te dotyczą oczywiście przypadków gdy wartości Θ są odpowiednio duże, na przykład dla ściernic o spoiwie ceramicznym. W innych przypadkach ugięcie $u(t)$ opisane jest równaniem (10), a przy większym tłumieniu - równaniem (9). Przykłady przebiegów czasowych $u(t)$ przedstawiono na rysunku 3 dla $\omega = 300$ Hz, $C = k_z$ i dla różnych wartości Θ . Dla tych warunków obróbki ugięcie $u(t)$ można wystarczająco dokładnie opisać równaniem (12): $u(t) = \frac{1}{2} \hat{a}_z(t)$ już przy $\Theta > 100$.

Proporcjonalność między sprężystymi ugięciami u ziaren a grubościami: nominalną \hat{a}_z i rzeczywistą a_z warstw skrawanych stwierdzono doświadczalnie [16] dla ściernic o spoiwie ceramicznym. Również mikroskopowe obserwacje śladów szlifowania wykazują, że doliny śladów oddziaływania ziaren są stosunkowo gładkie w kierunku szlifowania.

Przedstawiona analiza dotyczyła procesu zagłębiania ziaren czyli tej części strefy szlifowania, gdzie a_z zwiększa się wraz z kątem $\varphi \leq \varphi_{gr}$ /rys. 2/.



Rys. 3. Tory ruchu ziaren zagłębiających się w materiał obrabiany przy $\omega = 300$ Hz, $C = k_z$, $\Theta = 2; 5; 10$; liniami grubymi przedstawiono nominalną grubość $\hat{a}_z(t)$ warstwy skrawanej oraz tor ruchu ziarna wyznaczony z warunków (12) równowagi statycznej dla $\Theta > 100$.

Fig. 3. Paths of movement of grains penetrating machined material at $\omega = 300$ Hz, $C = k_z$, $\Theta = 2; 5; 10$; thick lines present nominal thickness $\hat{a}_z(t)$ of the undeformed chip and the path of movement of grain, determined from the conditions (12) of static equilibrium for $\Theta > 100$.

Przy wyprowadzeniu ziarna z materiału ($\psi > \varphi_{gr}$) zależność (7) nie jest poprawna, ale uwzględniając duże wartości ω_z /tablica 1/ należy przyjąć, że również w tej części strefy, ugięcia ziaren są proporcjonalne do $\hat{a}_z(t)$. Skutki gwałtownego odprężenia ugiętych ziaren obserwowano jedynie przy bardzo szybkim odsunięciu przedmiotu obrabianego od wirującej ściernicy [7].

Jeżeli wyprowadzenie ziarna z materiału obrabianego polega na gwałtownym, skokowym zmniejszeniu grubości a_z do zera, co zachodzi na przykład przy szlifowaniu czołowym niepeł-

nym, wówczas poza strefą obróbki ziarno drga promieniowo z częstotliwością ω_0 aż do chwili ponownego wejścia w strefę szlifowania. W czasie t_0 drgań swobodnych amplituda drgań zmniejsza się e^{-ht_0} krotnie. Przyjmując: $t_0 \approx 10^{-3} \div 10^{-2}$ s, wartość η z zakresu (8) i uwzględniając, że $h = \omega_0 \cdot \eta / 2$, obliczono, że przed ponownym zetknięciem z materiałem obrabianym amplituda drgań zmniejsza się co najmniej 10^3 razy. Wynika to z dużej ilości cykli drgań swobodnych z częstotliwością ω_0 /tablica 1/ i mimo niewielkich zdolności tłumiących spoiwa ceramicznego można przyjąć, że ziarna powracają do strefy szlifowania w położeniu nominalnym.

Przedstawione wyniki analizy mogą mieć duże znaczenie poznawcze, na przykład przy opisie procesu formowania wiórów podczas skrawania ściernego. Obserwowane [8] nieciągłości budowy wiórów przy szlifowaniu żeliwa pozwoliły na oszacowanie częstotliwości okresowych zmian naprężeń i odkształceń. Częstotliwości te wynosiły kilka MHz, ale zjawiska tego nie można wytłumaczyć rezonansem ziaren. Użyte do szlifowania segmenty ściernie wykonane z monokrystalicznych ziaren α -SiC o numerze 8, stosując jako spoiwo żywice poliestrową. Uwzględniając dużą masę ziaren oraz niewielką sztywność ich utwierdzenia należy przypuszczać, że częstotliwości ω_z (11) były rzędu 10^4 Hz, a więc znacznie mniejsze niż obserwowane podczas formowania wiórów.

3. Wnioski

1. Ziarna położone na roboczej powierzchni narzędzi ściernych spojonych utwierdzone są z określoną sztywnością k_z w spoiwie posiadającym zdolności tłumienia (η) drgań
2. Obciążenie ziaren aktywnych ma charakter okresowy i cechuje je duża dynamika.
3. Częstotliwości ω_z drgań własnych ziaren zagłębionych w materiał obrabiany zależą od: masy ziaren i otaczającego je spoiwa, sztywności k_z utwierdzenia ziaren oraz od sposobu właściwego obróbki. Dla ściernic o spoiwie ceramicznym typowym szlifujących typowe materiały konstrukcyjne, często-

tliwości ω_z zawarte są w zakresie $10^5 \div 10^8$ Hz.

4. Zmienność sprężystych ugięć ziaren ściernych w czasie ich zagłębiania w materiał zależy od nominalnej grubości $\hat{a}_z(t)$ warstwy skrawanej, od zdolności tłumiących η spoiwa oraz od stosunku $\Theta = \omega_z/\omega$ częstotliwości drgań własnych do częstotliwości ω wymuszającej. Dla ściernic o spoiwie ceramicznym, szlifujących w typowych warunkach, sprężyste ugięcia ziaren są proporcjonalne do nominalnych $\hat{a}_z(t)$ i rzeczywistych $a_z(t)$ grubości warstw skrawanych i można je wyznaczyć z warunków równowagi statycznej.

Literatura

1. Borkowski J.: Ocena własności skrawnych ziarn węgliku krzemu skrawających w sposób ciągły. Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej, Nr 10/1976, s. 54-72
2. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgliku krzemu w obróbce ścierniej. Monografia nr 6, WSInż Koszalin, 1979
3. Borkowski J.: Udarność ziarn ściernych. Materiały III Konferencji "Obróbka ścierna", Narzędzia, Łódź 1976, s. 151-159
4. Borkowski J.: Zmęczeniowość ziarn ściernych. Mechanik, Nr 12/1974, s. 699-702
5. Borkowski J., Charkiewicz L.: Badanie kruchości dynamicznej ścierniw diamentowych. Materiały IV Konferencji "Obróbka ścierna", Obrabiarki i narzędzia, Łódź 1981, s. 117-120
6. Borkowski J., Charkiewicz L., Okowicki I.: Badanie kruchości dynamicznej ziarn węgliku krzemu. Prace Naukowe IBM WSInż w Koszalinie, Nr 4, 1983, s. 107-115
7. Brown R.H., Wager G.J.: An examination of the wheel work interface using an explosive device to suddenly interrupt the surface grinding process. Ann. CIRP, Vol. 25/1/1977, s. 143-146
8. Kacalak W., Kapłonek S.: Wybrane aspekty nieciągłości procesu powstawania wióra podczas skrawania ściernego. Materiały V Międzynarodowej Konferencji "Postępy w teorii i technice obróbki materiałów", Sekoja S, Kraków 1979, s. 17-20.
9. Kacalak W., Pluta Z.: Analiza procesu skrawania pojedynczymi ziarnami zamocowanymi elastycznie w aspekcie optymalizacji procesu polerowania. Materiały Konferencji PAN "OPTIMOS 78" Warszawa 1978
10. Kacalak W., Pluta Z.: Szlifowanie i polerowanie ścierniwoami elastycznymi nową technologią obróbki wygładzającej, Materiały VI Międzynarodowej Konferencji INTERGRIND 79, Budapeszt 1979 s. 519-531
11. Kacalak W., Pluta Z.: Topografia śladów skrawania poje-

dynozymi ziarnami ściernymi zamocowanymi elastycznie.

Materiały Konferencji "Postępy w technice wytwarzania",
Kołobrzeg 1978, s. 324-332

12. Karpiński T., Kacalak W.: Warunki równowagi ostrzy skrawających w czasie pracy elastycznej ściernicy polerskiej. Prace Naukowe ITW WSInż w Koszalinie, Nr 1/1975, s. 61-76
13. Muszyńska A.: Tłumienie wewnętrzne w układach mechanicznych. Materiały na kurs szkoleniowy nt. "Dynamika maszyn", Jabłonna 1974, wyd. Ossolineum PAN, 1974
14. Muszyńska A.: Vibrabion control. Materiały na III Kurs Szkoleniowy z cyklu "Dynamika maszyn", Jabłonna 1978, wyd. IPPT, PAN Warszawa 1979
15. Osiecki J.: Podstawy analizy drgań mechanicznych. Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, Kielce 1979
16. Saini D.P.: Elastic deflections in grinding. Ann. CIRP, Vol. 29/1/1980, s. 189-194
17. Stępień P.: Sztywność utwierdzenia ziaren ściernych położonych na powierzchni ściernic o spoiwie ceramicznym. Prace Wydziału Mechanicznego WSInż w Koszalinie, Nr 11, Koszalin 1980

Streszczenie

Przeanalizowano warunki utwierdzenia i obciążenia ziaren w narzędziach ściernych spojonych. Sformułowano i rozwiązano równanie różniczkowe, opisujące promieniowe drgania ziaren aktywnych podczas ich zagłębiania w materiał szlifowany. Wyznaczono częstotliwości drgań własnych ziaren przy szlifowaniu ściernicami o spowie ceramicznym i wykazano teoretycznie, że ugięcia sprężyste ziaren są wprostproporcjonalne do nominalnych grubości warstw skrawanych i można je wyznaczyć z warunków równowagi statycznej.

THE ANALYSIS OF STATE OF DYNAMIC BALANCE OF ABRASIVE GRAIN DURING GRINDING

Summary

Restrain conditions and the grains load in the bound abrasive tools have been analysed. A differential equation, describing radial vibrations of the active grains during their penetration in the ground material, has been formulated and solved. Frequencies of free vibrations of grains at grinding with the vitrified grinding wheels have been determined. It has been proved theoretically that elastic deflections of grains are directly proportional to the nominal thicknesses of undeformed chips and one may determine them from the static equilibrium conditions.

II. Konferencija N-T "Narzedzia Skrawajace i Sciernie"- NASS'88

Doz. Dr. I. DUDÁS Technische Universität für Schwerindustrie
Miskolc Lehrstuhl für Maschinenbautechnologie Ungarn

KORREKTE - ABWÄLZFRÄSER ZUR KORREKTEN
SCHNECKEN

0. Einleitung

Die Form und Lage des zur Herstellung der Schnecke verwendeten Werkzeuges bestimmt die geometrische Form der Schneckenverzahnung und so wird gleichzeitig dadurch die Schneckengeometrie des Werkzeuges mit dem das Schneckenrad bearbeitet wird bestimmt. Daraus folgt, dass das Werkzeug, das die Verzahnung der Schnecke herstellt das universelle Werkzeug werden kann aber die Verzahnung des Schneckenrades muss mit einem Sonderwerkzeug bearbeitet werden.

Die Berührungsflächen der Schnecke und des Schneckenrades umhüllen einander gegenseitig, dadurch muss das Rad bei der Schlichtbearbeitung mit einem Werkzeug bearbeitet, bzw. abwälzt werden, das über eine mit der Schnecke gleichen Geometrie verfügt.

1. Möglichkeiten für die Ausbildung von Werkzeugen

Bei Einzel- und Kleinserienfertigung wird das Schneckenrad mit Schlagmesser, bei Serienfertigung mit Abwälzfräser bearbeitet.

Wenn das Übersetzungsverhältnis z_2/z_1 keine ganze Zahl ist, wird die Herstellung des Schneckenrades mit Schlagmesser erleichtert, und der Einfluss des Teilungsfehlers auf die Genauigkeit des Laufs stark vermindert.

Wenn das Übersetzungsverhältnis z_2/z_1 ganze Zahl ist, wird das Einlaufen bis Eingriff aller Zahnflanken auch neben der Teilungsfehler der Schnecke ermöglicht, aber zur Fertigung ist die Herstellung des Schneckenrades mit Abwälzfräser unbedingt begründet.

Die Herstellung des theoretisch genauen Schneckenfräasers stößt auf ernstesten technologischen Schwierigkeiten, und darüber hinaus werden in der Regel Näherungslösungen darauf aufpassend so gewählt, dass die Abweichungen innerhalb des Toleranzfeldes bleiben sollen.

In dieser Arbeit wird es mit dem mathematischen Beweis nur im notwendigsten Masse beschäftigt, sie sind ausführlich in der Literatur [1], [2] und [5] vorhanden.

2. Zielsetzungen:

- Steigerung der Scharfschleifenmöglichkeiten in dem Interesse der Steigerung der Lebensdauer von Fräsern
- Ausarbeitung einer Hinterarbeitungsmethode, mit der die Lösung der richtigen - praktischer Ansprüche befriedigenden - Fertigung der Abwälzfräser mit Hilfe der Landesmittel sicherbar ist.
(inländischer Werkzeuge gewährleistet werden Zaml.)

2.1. Herkömmliche Ausstattung des Abwälzwerkzeuges von Schneckenrad (Schlagmessers)

Die Spanfläche des Schlagmessers oder Fräasers entspricht dem Normalschnitt der Schnecke. Die Gleichung ihres Profils kann von der Parametergleichung der Schnecke durch Schnitt mit der Normalebene bestimmt werden.

Das Profil des so geschliffenen Schlagmessers ist mit dem Normalschnittprofil der Gewindefläche der Schnecke gleich, und die abgebildeten Zahnflächen werden die voneinander konjugierte sein. Die Deutung der Normalebene im ruhenden Koordinatensystem veranschaulicht das Bild 1.

Die Gleichung der Normalschnittebene:

$$x_1 = z_1 \operatorname{tg} \tau_0 \quad (1)$$

Das Parametergleichungssystem der Schnecke (bei Schnecke mit im Achsenabschnitt Kreisbogenprofil):

$$\begin{aligned} x_1 &= -\eta \sin \theta ; \\ y_1 &= \eta \cos \theta ; \\ z_1 &= p \theta - \sqrt{e_{ax}^2 - (K - \eta)^2} + z_{ax} ; \end{aligned} \quad (2)$$

Mit der Lösung des Gleichungssystems erhält man die folgenden Gleichungen der Schneide:

$$\begin{aligned} y_n &= \eta_n \cos \theta ; \\ z_n &= \frac{\eta_n \sin \theta}{\sin \tau_0} \end{aligned} \quad (3)$$

Sie können nach η_n aus den Lösungen von (1) und (2) bestimmt werden.

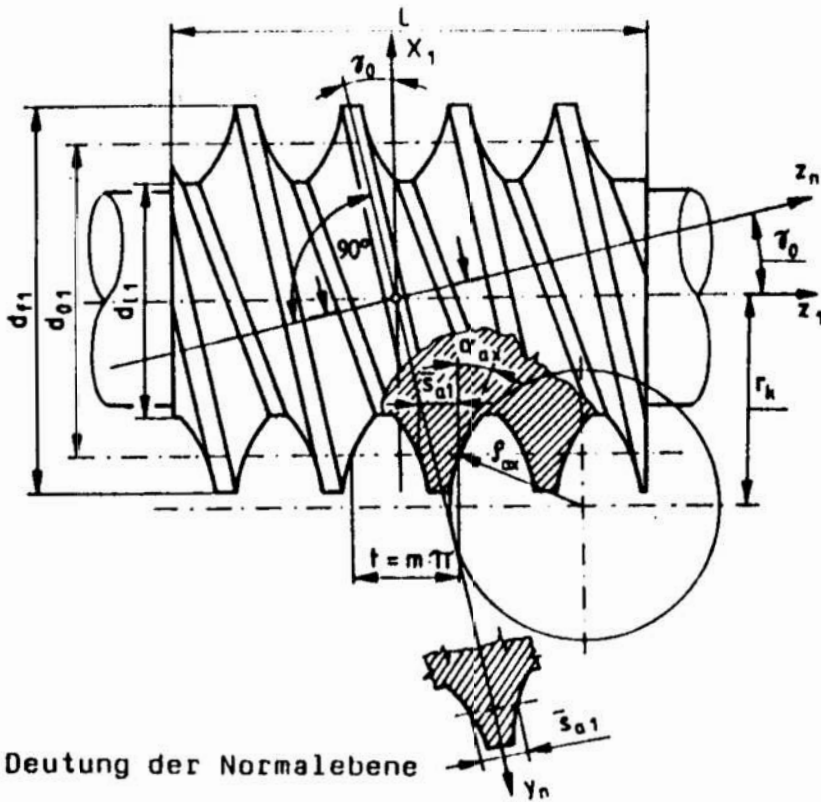


Bild 1. Deutung der Normalebene

Der Schlagmesser kann auf der gleichen Maschine geschliffen werden, wie die Schnecke. Nach dem Schleifen der Zahnflanke (mit Sicherung einigen Zehntel mm) wird die Hinterarbeitung des Messers in der Regel manual ausgeführt. Das Nachschleifen des Messers in seiner Spanfläche erfolgt, das nach mehreren Scharfschleifen das gleiche Zahnprofil ausgestaltet, bis zum vollen Verschleiss der Fase. Es ermöglicht aber nur 1-2 Nachschleifen (Bild 2).

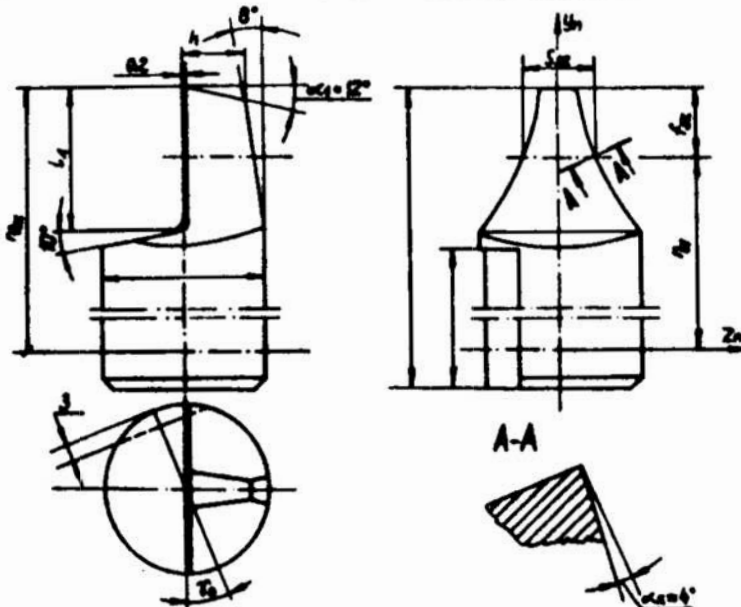


Bild 2. Ausgestaltung des herkömmlichen Schlagmessers

2.2. Ausgestaltung des Schneckenrad-Abwälzfräasers oder Schlagmessers neuer Type mit Schraubenspanfläche.

Die Schneide des Schneckenrad - Schlichtwälzfräasers müssen sich an der Zahnfläche der Ersatzschnecke befinden, die gleich mit der Zahnfläche der realen Schnecke ist, mit der das bearbeitete Rad eingreift (Bild 3.)

Da die Seitenschneide die Schnittlinie (V) der hintergearbeiteten Seitenfläche (O_n) und der Spanfläche (H) ist, müssen die Hinterarbeitung und die Bearbeitungstechnologie der Spanflächen so verwirklicht werden, dass die erhaltene Schneide sich an der Zahnfläche (J,B) der Ersatzschnecke befinden soll, die gleich mit der Zahnfläche der realen Schnecke ist.

Die Schneide (V) muss durch Schnitt der drei Flächen erhalten werden:

- der hintergearbeiteten Seitenfläche (O_n),
- der Spanfläche (H) und
- der Zahnfläche der Ersatzschnecke (J und B)

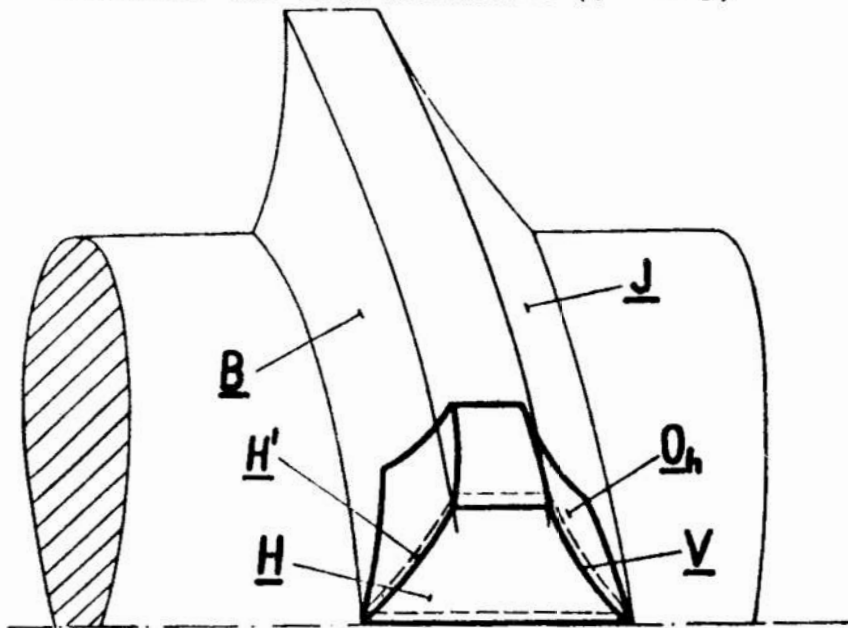


Bild.3. Schneiden des Schneckenfräasers und Flächen der Ersatzschnecke

Die Schneide (V) muss auch nach Scharfschleifen an der Zahnfläche der gleichen Schnecke bleiben, sie darf nur in Achsrichtung verschoben werden. So gestaltet das Werkzeug Zahnfläche ohne Profildeformation auch nach dem Scharfschleifen aus, nur die Zahndichte des bearbeiteten Rades weichen ab.

2.2.1. Gleichungen der hintergearbeiteten Seitenflächen. Da die hintergearbeitete Fläche durch Schnittlinie der Zahnseitenfläche der Ersatzschnecke und der Spanfläche der Spannut abgebildet wird, ist die Gleichung der letztgenannten zu bestimmen.

2.2.2. Bestimmung der Schraubenspanfläche des Fräsers.

Die Spanfläche des Fräsers ist zweckmässig eine abgeschlossene archimedische Schraubenfläche, entlang dieser Fläche wird das Scharfschleifen des Werkzeuges ausgeführt. Ihre Ableitung: die zur Achse der Schraube senkrechte Halbgerade führt eine dem Schraubenparameter entsprechende translatorische Bewegung durch, während sie sich dreht. Bei rechtssteigendem Fräser wird die Spanfläche links-steigend, wobei:

$$\tau_{oh} = 90^\circ - \tau_o.$$

Die Gleichung der Spanfläche aufgrund des Bildes 4:

$$\begin{aligned} x_h &= -\eta \sin(\nu + \varphi_{oh}); \\ y_h &= \eta \cos(\nu + \varphi_{oh}); \\ z_h &= -p_h(\nu + \varphi_{oh}); \end{aligned} \quad (4)$$

wobei:

$$p_h = \frac{H_h}{2\pi} = \frac{d_{o1} \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \tau_{oh}}{2\pi}$$

das Steigungsparameter der Spanfläche ist.

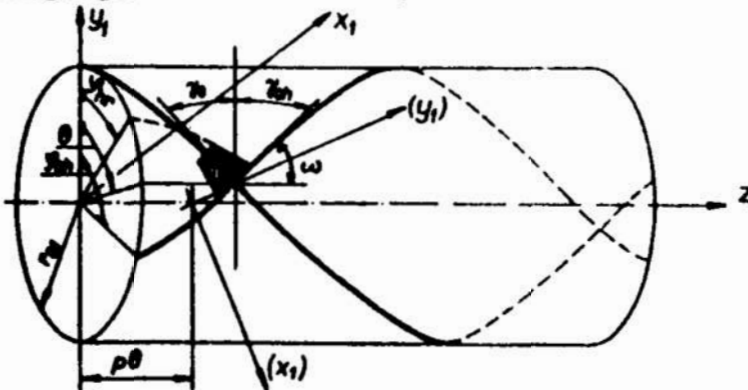


Bild 4: Ableitung der Spanfläche der Schraube und ihre Verbindung mit der Freifläche

Dadurch erhält man die Gleichung der Schneide nach dem Einsatz:

$$\begin{aligned} x_v &= -\eta \sin \frac{\sqrt{p_{ax}^2 - (K-\eta)^2} - z_{ax}}{p+p_h}; \\ y_v &= \eta \cos \frac{\sqrt{p_{ax}^2 - (K-\eta)^2} - z_{ax}}{p+p_h}; \\ z_v &= -p_h \frac{\sqrt{p_{ax}^2 - (K-\eta)^2} - z_{ax}}{p+p_h} \end{aligned} \quad (5)$$

2.2.3. Die Gleichung der Freifläche

Das Parameter der hintergearbeiteten Schraubenfläche mit "p" bezeichnet kann die Gleichung der Freifläche bestimmt werden:

$$\begin{aligned}x_{hr} &= -\eta' \sin(\nu + \varphi_{hr}); \\y_{hr} &= \eta' \cos(\nu + \varphi_{hr}); \\z_{hr} &= \rho'(\nu + \varphi_{hr}) - \sqrt{\rho_{ax}^2 - (K - \eta')^2} + z_{ax}.\end{aligned}\quad (6)$$

$$z_{ax} = \frac{\bar{s}_{n1}}{2} + \frac{j_n}{2} + \sqrt{\rho_{ax}^2 - (K - \eta)^2} = \frac{\bar{s}_z}{2} + \sqrt{\rho_{ax}^2 - (K - \eta)^2}.$$

wobei: $\rho' = \rho'(h_r, h_{ax})$; $\eta' = \eta'(h_r, h_{ax})$

h_r, h_{ax} sind Werte der Hinterarbeitung, wird nach dem Bild 4. gedeutet.

2.2.4. Ausgestaltung des Schlagmessers mit neuer Schraubenspanfläche

Die Verwendbarkeit des Schlagmessers kann bedeutend gesteigert werden, wenn das Seitenprofil des Messers statt der Fase in seiner ganzen Breite geometrisch richtig hintergeschliffen wird.

Mit dem Scharfschleifen des hintergearbeiteten Messers an der Spanfläche einer abgeschlossenen, ebenen Schraubenfläche entlang ist sicherbar, das Werkzeug bis dem vollen Verschleiss das richtige Profil auszugestalten.

Die Abmessungen des Messerprofils können genauso bestimmt werden, wie die der Fräser.

Die Hinterarbeitung des Werkzeuges beim Schlagmesser auch beim Fräser kann mit Schleifbolzen, -scheiben oder Topfscheiben ausgeführt werden. Bei scheibenförmigen und topfförmigen Werkzeugen kann der Durchmesser der Scheibe aufgrund der geometrischen Ausgestaltung des Fräasers und des Masses der Hinterarbeitung - bestimmt werden. Die geometrische Ausgestaltung des neuen Schlagmessers zeigt das Bild 5.

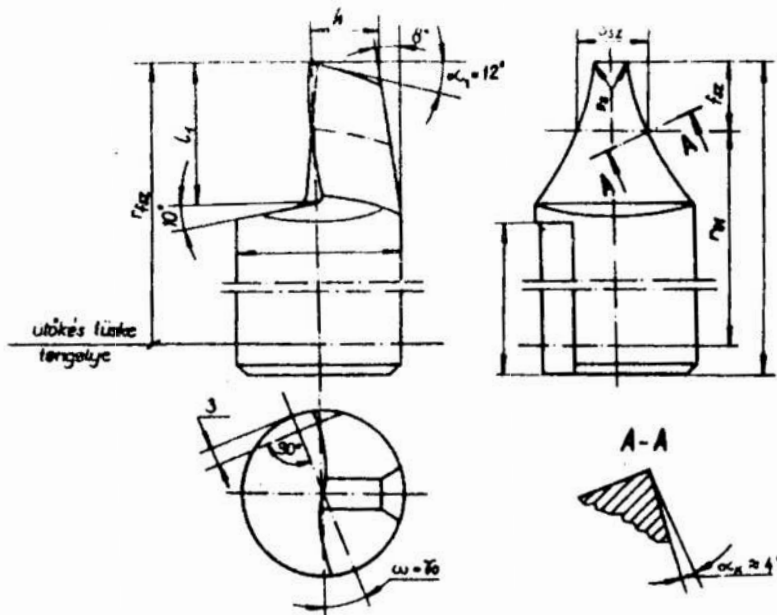


Bild 5. Schlagmesser mit Schraubenspanfläche

Bei dieser Ausgestaltung - Spanfläche des Werkzeuges ist senkrecht zur bearbeiteten Fläche - rufen die gleichen Winkelwerte den Ausgleich der Schnittkräfte hervor, der aus zerspannungstechnologischem Hinsicht sehr günstig ist.

3. ZUSAMMENFASSUNG

Das Achsschnittprofil der hergestellten Werkzeuge untersuchend kann bestimmt werden, dass sie aus Formgenauigkeitsgründen geeignet sind [Bild 6].

Natürlich bei radialer Hinterarbeitung treten radiale Massabweichungen nach dem Scharfschleifen des Werkzeuges auf. Ihrer Einfluss haben wir im Winkelbereich $\approx 0-20$ untersucht.

Bei den Achsschnitten des Werkzeuges waren die berechneten und mit dem Profilmesser aufgenommenen Werte gleich. Neben der Sicherung der gebräuchlichen Scharfschleifensereserve (0,05-0,1mm) hat sich keine beträchtliche Profilabweichung aus der radialen Massabweichung ergeben - bei dieser neuen Fertigungsmethode-, weil ihrer Wert geringere war, als erlaubte Profilfehler [Bild 7].

Der Wert von p' wurde aus der Hinterbearbeitung notwendiges Masses bestimmt, wenn die Schleifscheibe mit dieser Methode abgewälzt wird, einhüllen die Fläche einander gegenseitig auch bei radialer Hinterarbeitung.

Mit dieser Schleifmethode ist die Gleichheit des Fräserprofils neben der bedeutenden Steigerung des Lebensdauers zu sichern. Den hergestellten Fräser veranschaulicht das Bild.8.

4. LITERATUR

- [1] Dudás Illés: Verfahrensmethoden zur Berechnung und Herstellung von Hohlflanken-schneckengetrieben.
6.Vortragstagung mit internationaler Beteiligung Fertigung und Gütesicherung im Zahnradgetriebebau-TU-Magdeburg, 1983. IX. 28-29., p.186-190.
- [2] Dudás I.: Tocsnoe izgotovlenie cservjacsnuh peredacs sz krivlinejnüm profilem Rezanie i instrument 38/87.
"Visa Skola", Harkov, 1987, p.80-85.
- [3] Kacalak, W. - Lewkowitz, R.: Profilmodifikation geschliffener Gewindeschnecken. Werkstatt und Betrieb 117(1984).2.p.85-88.
- [4] Koc, A. - Lizer, G. - Salacinski, T.: Zastosowanie elektronicznej techniki obliczeniowej w konstruowaniu trudnych obliczeniowo narzedni Skawajacych.
IV. Konferencja nauka-technicza, Wroclaw, 1986, p.280-289.
- [5] Krivenko, I.Sz.: Novüe tipü cservjacsnuh peredacs na szudah Izd.-Szudosztrovenie, Leningrad, 1967.

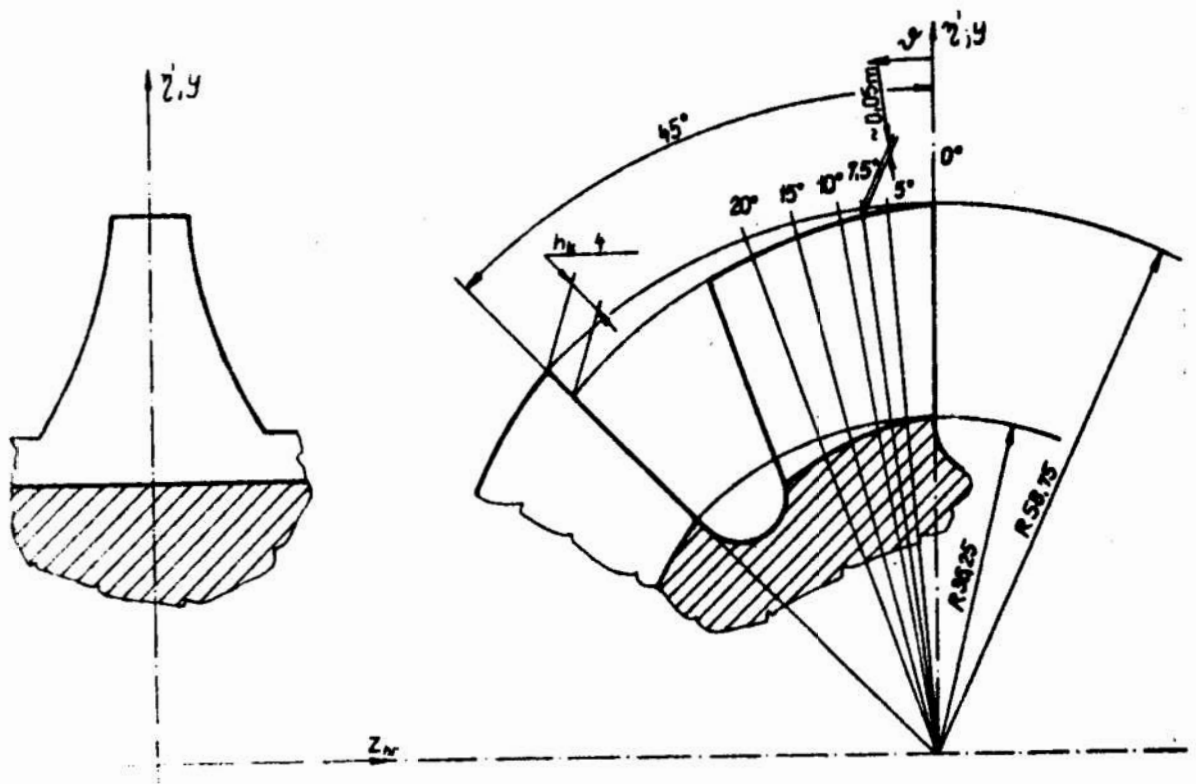


Bild 6.

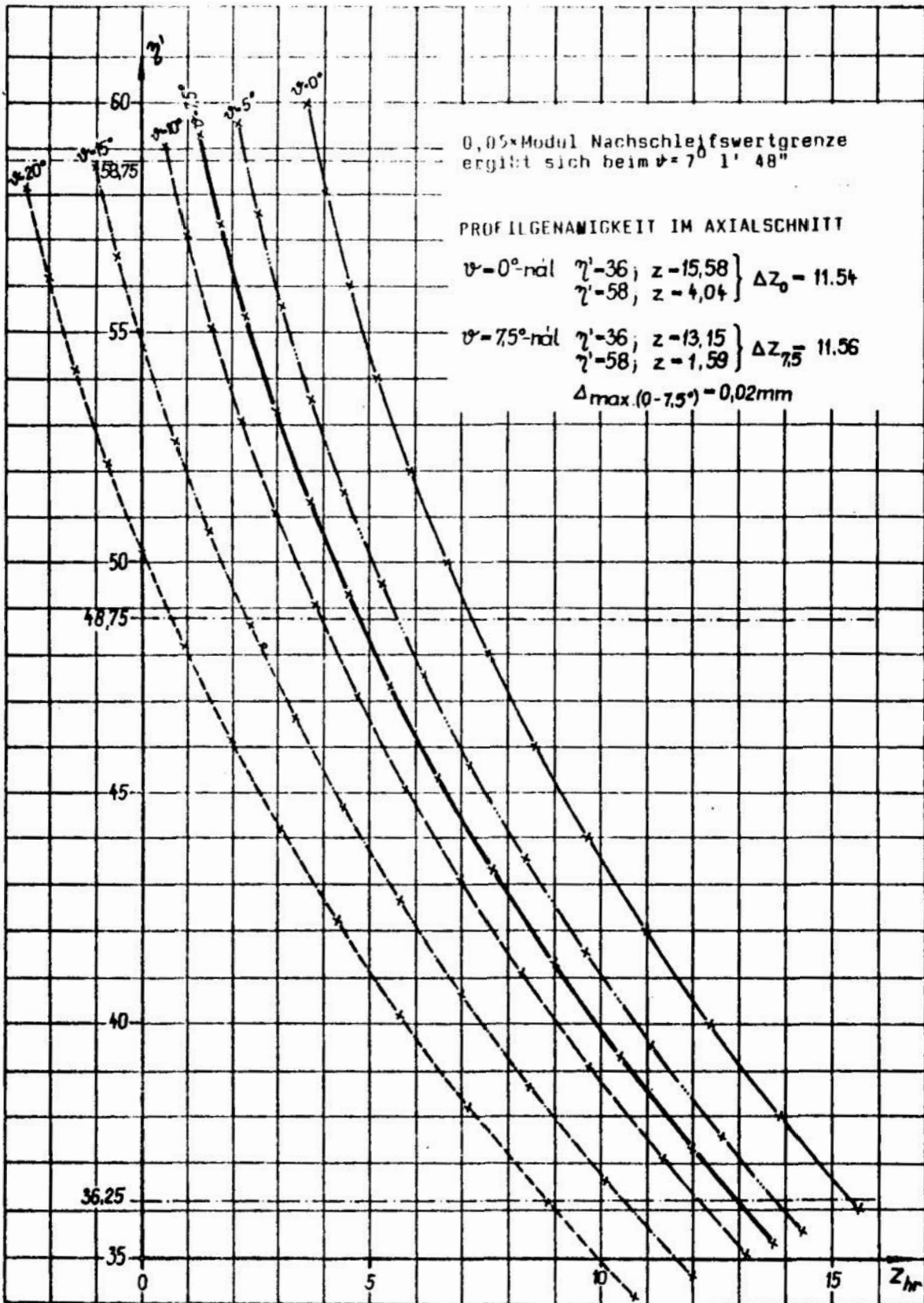


Bild 7.

Berechnete Koordinaten des Achsschnittes
des Fräsers

($m = 12,5 \text{ mm}, Z_1 = 3, a_x = 50 \text{ mm}, r_k = 59,5 \text{ mm}$)

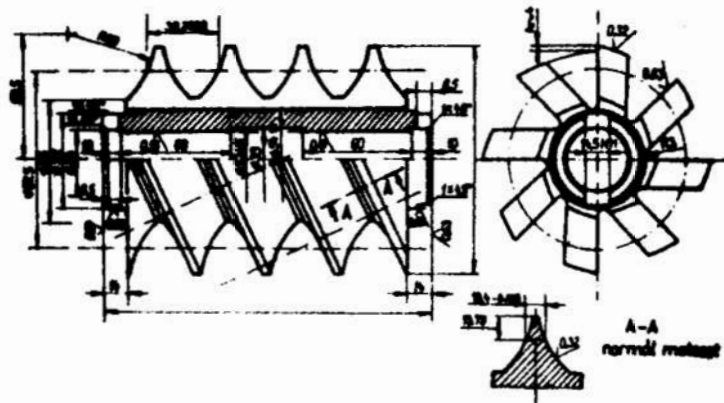


Bild 8.

Я. Кундрак, канд. техн. наук

Растачивания полигонных отверстий резцами из композита IO

Одним из современных способов передачи крутящего момента в машиностроении является применение узлов с полигонным сопряжением поверхностей. Имеющийся научный и производительный опыт применения полигонных сопряжений деталей наглядно демонстрирует ряд его технических и экономических преимуществ [1] .

Полигонные сопряжения имеют ряд преимуществ перед традиционными моментопередающими соединениями; возможность передать большие крутящие моменты, обеспечивать соосность соединения за счет самоцентрирования; повышения надежности и усталостной прочности из-за отсутствия концентраторов напряжения.

Однако реализация их на практике сдерживается без эффективного метода обработки внутренних полигонных поверхностей из закалённых сталей, из-за отсутствия режущего инструмента, способного выдерживать высокие знакопеременные и циклические нагрузки.

Полученные положительные результаты [2] , а также имеющиеся литературные данные о высокой работоспособности инструмента из композита IO (KIO) при ударных нагрузках дают основание считать пригодным применение этого инструмента и при обработке полигонных поверхностей.

Особенности растачивания полигонных отверстий обусловлены прежде всего в значительном изменении геометрических параметров инструмента в зависимости от

угла поворота детали, а также изменением при этом кинематики процесса резания.

Исследования проводились путем растачивания полигональной втулки резцами композита IO, закалённой стали ШХ 15 (HRC 62₊₂). Для проведения экспериментов был выбран часто применяемый пятигранный профиль (рис. I).

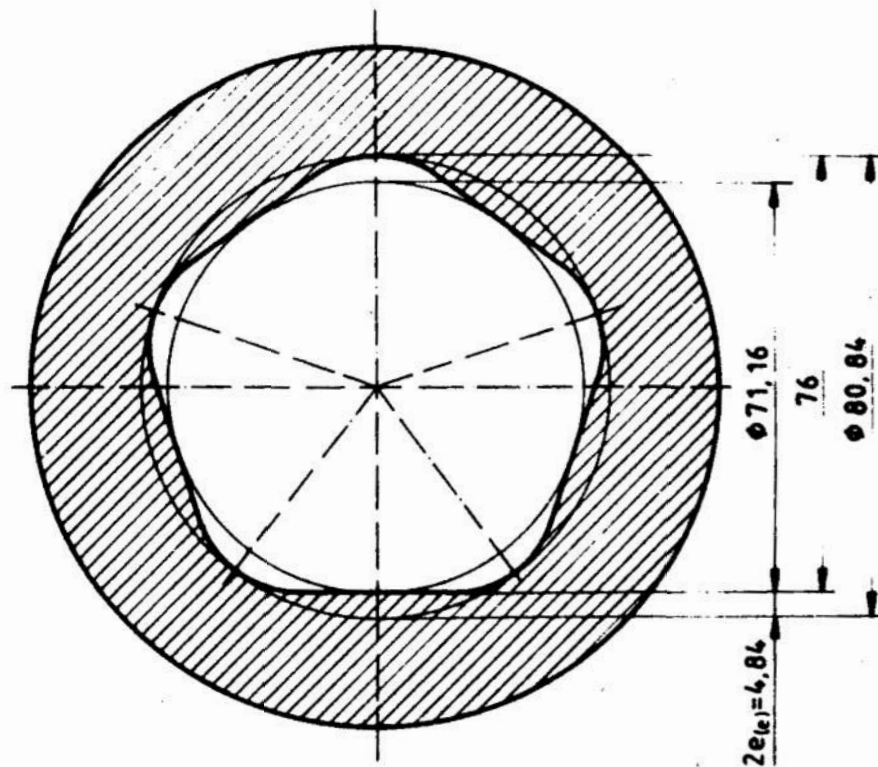


Рис. I
Размеры и профиль заготовки

Размеры и профиль заготовки: $D_{M2} = 76$ мм, $d_2 = 71,15$, $2e = 4,84$ мм. Эксперименты проводили на универсальном токарном станке, на котором с одной установки можно обрабатывать как круглые, так и полигонные (многогранные) наружные и внутренние поверхности [1].

Резцы имели следующие статистические углы: $\tau_c = -20^\circ$; $\alpha_c = \alpha'_c = 20^\circ$; $\lambda = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\varphi' = 2^\circ$, $\varphi'_2 = 15^\circ$, $l_f = 0,3$ мм.

Режимы резания изменялись в следующих пределах: скорость резания $V = 10-60$ м/мин; подача $S = 0,05-0,15$ мм/об; глубина $t = 0,1-0,3$ мм. Сож в процессе резания не менялась.

Износ резца измеряли оптическим микроскопом. Критерием износа принята фаска износа по задней поверхности резца $h_3 = 0,4$ мм.

Определение составляющих силы резания были произведены с помощью трехкомпонентного пьезоэлектрического динамометра фирмы KISTLER. Измерение параметров шероховатости осуществляли на приборе "PERTHOMETR S10D".

Характерные особенности резания полигонов следующие: снятие срезаемого слоя непрерывное, но периодически изменяются скорость резания и её составляющие, действительные углы, сила и мощности резания.

Колебания скорости резания $\Delta V = 1,66$, значение колебания кинематических углов $\pm 15^\circ$.

Значение колебания кинематических углов, значение заднего кинематического угла α_k , переднего кинематического угла γ_k в зависимости от α полярной координаты детали и φ -угла поворота детали видны на рис. 2.

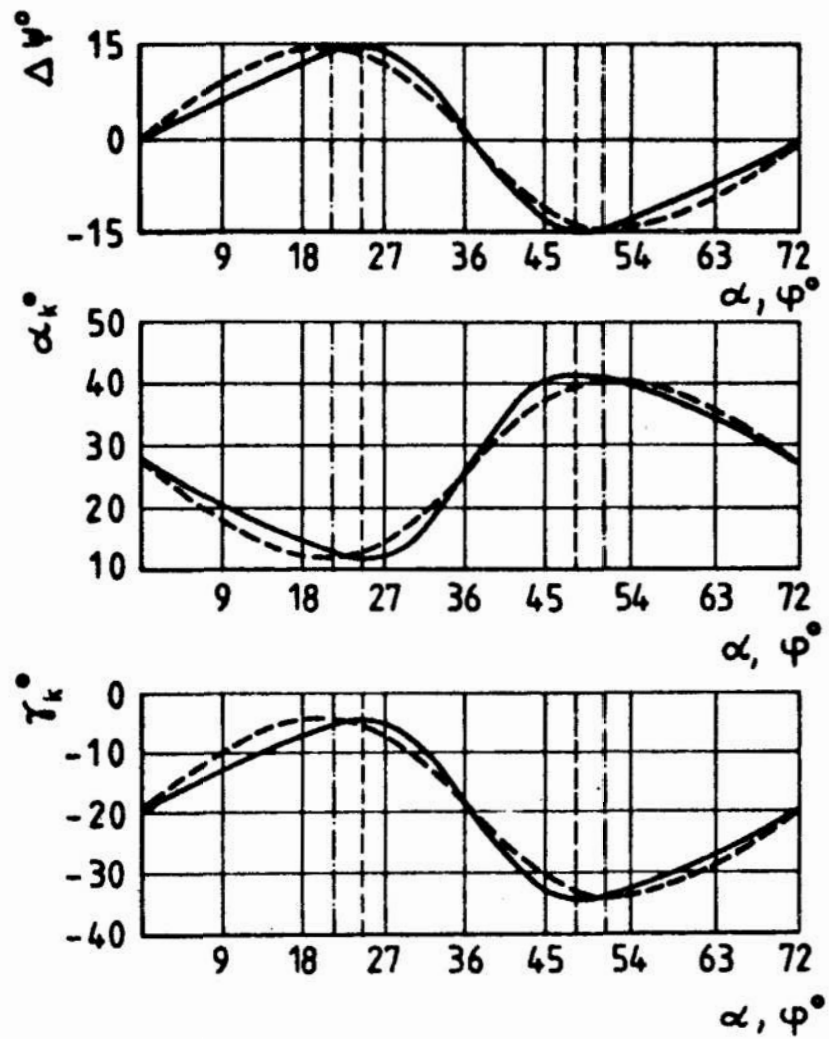


Рис. 2

Зависимости изменения геометрических и кинематических параметров от угла поворота

Силы резания при растачивании полигонных поверхностей

Установлено, что с поворотом полигонной поверхностей в зависимости от угла поворота значительно изменяются кинематические углы и скорость резания, вследствие чего происходит изменение равнодействующей силы - резания по величине и направлению.

Результаты показывают, что с поворотом детали силы резания сильно изменяются в зависимости от угла поворота φ . Самой малой составляющей является сила резания P_x - наибольшее значение имеет сила P_y . (Это соответствует результатам полученным при растачивании цилиндрической поверхности).

С поворотом детали, когда α_k уменьшается, τ_k увеличивается и скорость резания падает (и радиус поверхности уменьшается) тогда составляющие P_x и P_y возрастают, а P_z падает. После этого α_k увеличивается, τ_k уменьшается, составляющие силы P_x и P_y уменьшаются, а P_z возрастает. Надо подчеркнуть, что менее всего изменяется составляющая P_x , составляющие P_z и P_y изменяются или одинаково, или превалирует сила P_y . P_x и P_y изменяются синхронно и синфазно. Сила P_z находится в противофазе по отношению P_x и P_y .

Закономерности изменения каждой составляющей силы резания в зависимости от поворота детали на угол φ можно выразить, как среднее значение силы и величины колебания; то есть

$$P = P_{\text{ср}} + P_k$$

где $P_{\text{ср}}$ - среднее значение силы
 P_k - величина колебания силы при данном угле поворота.

Ниже приведены уравнения для расчета средних значений составляющих силы резания и уравнения для расчета величины колебаний составляющих для данного угла поворота.

$$P_{x \text{ ср}} = 1287,34 \cdot v^{-0,21} \cdot s^{0,15} \cdot f^{0,25} \cdot h_3^{0,70}$$

$$P_{z \text{ ср}} = 15825,64 \cdot v^{-0,54} \cdot s^{0,70} \cdot f^{0,43} \cdot h_3^{0,24}$$

$$P_{y \text{ ср}} = 9258,35 \cdot v^{-0,38} \cdot s^{0,50} \cdot f^{-0,15} \cdot h_3^{0,90}$$

$$P_{\text{хк}} = 1,65 \cdot \Delta\Psi \cdot v^{0,02} \cdot s^{0,07} \cdot f^{0,23} \cdot h_3^{0,47}$$

$$P_{z \text{ к}} = -43,10 \cdot \Delta\Psi \cdot v^{-0,19} \cdot s^{0,12} \cdot f^{0,46} \cdot h_3^{0,22}$$

$$P_{\text{ук}} = 93,60 \cdot \Delta\Psi \cdot v^{0,01} \cdot s^{0,60} \cdot f^{0,13} \cdot h_3^{0,71}$$

Износ и стойкость резцов из композита IO

Из наблюдений за внешней картиной износа инструментов из сверхтвёрдых материалов на базе нитрида бора можно сделать вывод о том, что их износ неравномерен по времени. Он происходит за счет механического разрушения как по передней, так и задней поверхности инструмента. Причем по задней поверхности износ является преобладающим.

Для растачивания полигонных отверстий характерным при износе является большие закругления вершины резца, а площадка износа приобретает хаотический характер и изнашивание сопровождается выкрашиванием кристаллов, сколов, а при больших скоростях вибрациями резца, из-за динамической неустойчивости процесса резания.

Стойкость резцов в зависимости от скорости резания имеет экстремальный характер. Оптимальная скорость резания наблюдается в узком интервале: $v_0 = 20-30$ м/мин.

В этом диапазоне стойкость резцов в зависимости от условий обработки достигает 450 мин. С увеличением подачи и глубины резания оптимальная скорость перемещается в сторону меньших скоростей резания. Стойкость резца при скоростях выше оптимальных можно выразить следующим уравнением:

$$T = 1476 \cdot v^{-1,94} \cdot s^{-0,22} \cdot f^{-1,14}$$

Изменение оптимальной скорости и максимальных стойкости и длины пути резания можно выразить следующими уравнениями (при износе $h_3 = 0,4$ мм)

$$v_0 = 12,19 \cdot s^{-0,26} \cdot f^{-0,05}$$

$$T_{\text{MAX}} = 5,37 \cdot s^{-0,71} \cdot f^{-1,05}$$

$$L_{\text{MAX}} = 65,42 \cdot s^{-0,97} \cdot f^{-1,10}$$

Максимальная длина пути резания обеспечивается при минимальном сечении среза и достигает в исследуемом диапазоне $14 \cdot 10^3$ м.

Шероховатость обработанной поверхности

Несмотря на работу композита IO в условиях значительных циклических нагрузок, растачивание резцами из него обеспечивает высокое качество обработанной поверхности, из-за следующих факторов: во-первых, низкого коэффициента трения композита IO с закаленной сталью; во вторых, высокой прочности режущей кромки резцов из композита IO, что позволяющей сох-

ранить ее работоспособность длительное время; в-третьих, низкой теплопроводности композита IO, а следовательно, температуры, при которой можно получить требуемую шероховатость поверхностного слоя, достигаемую для обработки полигонных поверхностей.

Шероховатость обработанной поверхности при растачивании по следующим закономерностям: с уменьшением кинематического заднего угла α_k и увеличением кинематического переднего угла τ_k значение параметров шероховатости увеличивается, с увеличением α_k и уменьшением τ_k подадут.

Изменение средних значений параметров шероховатости в зависимости от режимов резания и износа инструмента может быть описано следующими зависимостями, полученными в результате математической обработки экспериментальных данных:

$$R_{\text{аср}} = 0,58 \cdot v^{0,01} \cdot s^{-0,05} \cdot t^{-0,02} \cdot h_3^{-0,12}$$

$$R_{z \text{ ср}} = 3,27 \cdot v^{-0,03} \cdot s^{0,03} \cdot t^{-0,16} \cdot h_3^{0,01}$$

$$R_{\text{max ср}} = 3,54 \cdot v^{0,01} \cdot s^{0,01} \cdot t^{-0,08} \cdot h_3^{-0,05}$$

Изменение значений параметров шероховатости в зависимости от угла поворота детали:

$$R_{\alpha k} = 0,76 \cdot 10^{-2} \Delta \psi \cdot v^{-0,67} \cdot s^{0,05} \cdot t^{-0,29} \cdot h_3^{-0,48}$$

$$R_{z k} = 1,58 \cdot 10^{-2} \Delta \psi \cdot v^{-0,40} \cdot s^{-0,08} \cdot t^{-0,70} \cdot h_3^{0,23}$$

$$R_{\text{max k}} = 1,20 \cdot 10^{-2} \Delta \psi \cdot v^{-0,61} \cdot s^{-0,10} \cdot t^{-0,45} \cdot h_3^{-0,58}$$

Величина шероховатости в любом месте полигонной поверхности может быть найдена, как сумма двух составляющих:

$$R = R_{\text{ср}} + R_k$$

Таким образом, применением резцов из композита IO при растачивании полигонных поверхностей, можно обеспечить достаточно большую длину пути резания и высокое качество обработанных поверхностей при сравнительно небольших силах резания.

Это возможно потому, что композит IO, представляет собой двухфазный композиционный материал, состоящий из вюрцитоподобного и сфалеритоподобного нитрида бора. Благодаря наличию в составе композита IO вюрцитной составляющей, более мелкозернистой и пластичной, чем сфалеритная фаза, которая повышает прочностные характеристики и делает возможным его применение в условиях значительных циклических нагрузок.

Список литературы

1. Грибовски Л.: Метод и станки для обработки моментопередующих поверхностей деталей машин
Резание и инструмент 1981 Вып. 26,
с. 126-129.
2. Зубарь В.П., Кундрак Я.: Растачивание закалённой стали ШХ 15 резцами из гексанита-Р.
Резание и инструмент 1986. Вып. 36.
с. 3-5.

SPIS TREŚCI

1. Jurkowski G.: Identyfikacja kształtu i wymiarów ziaren α -SiC pozyskanych drogą segregacji standardowego ścierniwa węgliku krzemu 3
Opiniodawca - Żebrowski H.
2. Jurkowski G.: Wpływ orientacji płytkowego ziarna ściernego na wartość energetycznych wskaźników procesu skrawania 19
Opiniodawca - Żebrowski H.
3. Jurkowski G.: Znaczenie orientacji jako czynnika wpływającego na zdolność skrawną ziarn ściernych o płytkowym kształcie 35
Opiniodawca - Żebrowski H.
4. Karpiński T., Łukianowicz Cz.: Możliwości optycznych metod oceny nierówności powierzchni obrabianych ściernie 47
Opiniodawca - Żebrowski H.
5. Kukiełka L.: Próba modelowania dynamicznych naprężeń uplastyczniających w warstwie wierzchniej przedmiotów w warunkach nagniatania tocznego z przepływem prądu przez układ OPN 57
Opiniodawca - Wieczorowski H.
6. Kukiełka L.: Możliwości podwyższenia własności eksploatacyjnych wyrobu przez kształtowanie zarysu plateau nagniataniem tocznym 105
Opiniodawca - Wieczorowski H.
7. Plichta St.: Model powstawania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych przedmiotów 145
Opiniodawca - Koziarski A.
8. Plichta J.: Badanie zużycia obwodowego roboczej powierzchni ściernicy 157
Opiniodawca - Żebrowski H.
9. Plichta J.: Badanie zużycia krawędziowego roboczej powierzchni ściernicy 171
Opiniodawca - Żebrowski H.
10. Słowiński B., Rozwadowski D.: Badanie twardości narzędzi ściernych metodą wiorcenia 185
Opiniodawca - Żebrowski H.

11. Słowiński B., Radwan-Wiatrowski K.: Emisja akustyczna podczas badania narzędzi ściernych przy stałych obciążeniach 201
Opiniodawca - Żebrowski H.
12. Socha St.: Odkształcenie plastyczne ostrza 221
Opiniodawca - Joniak S.
13. Stępień P.: Rozmieszczenie wierzchołków ziaren ściernych na roboczej powierzchni ściernicy ... 233
Opiniodawca - Żebrowski H.
14. Stępień P.: Sztywność utwierdzenia ziaren ściernych położonych na powierzchni ściernic o spoiwie ceramicznym 253
Opiniodawca - Żebrowski H.
15. Stępień P.: Analiza stanu dynamicznej równowagi ziaren ściernych podczas szlifowania 273
16. Dudás I.: Frezy ślimakowe do ślimacznic 289
Dudás I.: Korrekte - äbwalzfräser zur korrekten schnecken
Opiniodawca - Kacalak W.
17. Kundrak Ja.: Wytaczanie wielokątnych otworów ostrzami z kompozytu 10 299
Kundrak Ja.: Rastacziwanija poligonnych otwierstij riozcami iz kompozita 10
Opiniodawca - Karpiński T.

CONTENTS

1. Jurkowski G.: Identification of shape and grains sizes of α -SiC gained by segregation of the standard silicon carbide abrasive	3
Reviewer - Żebrowski H.	
2. Jurkowski G.: Effect of orientation of the lamellar abrasive grain on the value of energetic indicators of cutting process	19
Reviewer - Żebrowski H.	
3. Jurkowski G.: The meaning of orientation as a factor affecting the cutting ability of abrasive grains of a lamellar shape	35
Reviewer - Żebrowski H.	
4. Karpiński T., Łukianowicz Cz.: Prospects of the optical methods of roughness evaluation of the surfaces after abrasive machining	47
Reviewer - Żebrowski H.	
5. Kukielka L.: An attempt of modelling of dynamic plasticizing stresses in the workpiece surface layer under roller burnishing with the use of current flowing through the machine tool-workpiece-tool system	57
Reviewer - Wieczorowski H.	
6. Kukielka L.: On the possibilities of rise of the product exploitational properties by the plateau profile formation in roller burnishing	105
Reviewer - Wieczorowski H.	
7. Plichta St.: Model of internal stress arising in the surface layer of the ground workpiece	145
Reviewer - Koziarski H.	
8. Plichta J.: Investigation of peripheral wear of the working wheel surface	157
Reviewer - Żebrowski H.	
9. Plichta J.: Investigation of rimmed wear of the working wheel surface	171
Reviewer - Żebrowski H.	
10. Słowiński B.: Investigation of hardness of abrasive tools using drilling method	185
Reviewer - Żebrowski H.	

11. Słowiński B., Radwan-Wiatrowski K.: Acoustic emission during investigation of the abrasive tools at constant loads 201
Reviewer - Żebrowski H.
12. Socha St.: Plastic strain of blade 221
Reviewer - Joniak S.
13. Stępień P.: Layout of the abrasive grains tops on the working wheel surface 233
Reviewer - Żebrowski H.
14. Stępień P.: Stiffness of restrain of the abrasive grains lying of the surface of vitrified grinding wheels 253
Reviewer - Żebrowski H.
15. Stępień P.: The analysis of state of dynamic balance of abrasive grain during grinding 273
Reviewer - Żebrowski H.
16. Dudás I.: Hobbing Cutters to Worm-Wheels 289
Reviewer - Kacalak W.
17. Kundrak Ja.: Boring of Polygonal Holes Using Composite 10 Inserts 299
Reviewer - Karpiński T.