



ZESZYTY NAUKOWE

**wydziału
mechanicznego**

Nr 12

**II KONFERENCJA
NARZĘDZIA
SKRAWAJĄCE I ŚCIERNE
NASS '88**

1988 r.

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

1968 – 1988

XX LAT

**WYDZIAŁU MECHANICZNEGO
WYŻSZEJ SZKOŁY INŻYNIERSKIEJ
w KOSZALINIE**

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA w KOSZALINIE
KOMISJA TECHNOLOGII BUDOWY MASZYN, ODDZIAŁ PAN w POZNANIU
SEKCJA OBRABIAREK I NARZĘDZI SIMP w KOSZALINIE

II Konferencja Naukowo - Techniczna
„Narzędzia skrawające i ściernie”
NASS'88

KOSZALIN, 26 — 28 maja 1988

Komitet organizacyjny konferencji:

Tadeusz Karpiński (*przewodniczący*), Wojciech Kacalak (*z-ca przewodniczącego*),
Bronisław Słowiński (*sekretarz naukowy*), Jerzy Jastrzębski (*sekretarz organizacyjny*),
Janusz Konfisz

Przewodniczący Uczelnianej Rady Wydawniczej

Leon Jamroz

Redaktor wydziałowy

Bronisław Słowiński

Projekt okładki

Piotr Żerdzicki

Wydano za zgodą Rektora WSIInż. w Koszalinie

Wydawnictwo. Uczelniane WSIInż. 75 — 620 Koszalin, ul. Raławicka 15-17

Koszalin 1988, wyd. 1, nakład 200 egz., ark. wyd. 25, format B-5, cena 500, zł. druk: Prasowe Zakłady Graficzne RSW „Prasa Książka Ruch” w Koszalinie

Zbigniew Bajkowski
Czesław Nizankowski

OCENA NIEZAWODNOŚCI INDUKCYJNEJ METODY KONTROLI OSTRZY NOŻY TOKARSKICH PO SZLIFOWANIU

1. Wstęp

Operacje szlifowania i ostrzenia narzędzi skrawających zasadniczo występują jako ostatnie w procesach technologicznych i mają istotny wpływ na jakość wytwarzanych lub regenerowanych narzędzi. Przypalenia szlifierskie są jednym z trudniejszych zagadnień szlifowania, niestety nie zawsze odpowiednio eksponowanym w ocenie jakości wytwarzania.

Spotykana w warunkach przemysłowych różnorodność form występowania przypaleń szlifierskich, jak również często stosowana przez szlifierzy praktyka „wybielania” zauważalnych wzrokowo objawów przypaleń szlifierskich, czyni to zjawisko trudnym do rozpoznania, szczególnie w warunkach warsztatowych. Pojęcie przypaleń szlifierskich niekiedy utożsamiane jest z pojęciem przegrzania warstwy wierzchniej (WW) powierzchni szlifowanej.

W efekcie przypalenia powierzchni szlifowanej, miejscowo lub na całej powierzchni występują odpuszczenia lub wtórne zahartowania WW, sięgające przeważnie głębokość 20—30 μm . Generalnie, zmiany strukturalne WW materiału „przypalonego” podczas szlifowania mogą występować na głębokościach od 3 μm do nawet 2 mm. Przypalenia szlifierskie w postaci miejsc lokalnie odpuszczonych lub zahartowanych wtórnie tworzą w WW powierzchni szlifowanej karby strukturalne i miejsca spiętrzenia naprężeń własnych. Powoduje to spadek w szczególności wytrzymałości zmęczeniowej WW powierzchni szlifowanej. Dlatego też, przypaleniom szlifierskim towarzyszy czasem zjawisko powstawania tzw. „siatki mikropęknięć szlifierskich”. Przypalenia szlifierskie, występujące na elementach części roboczej lub chwytowej narzędzia skrawającego, mogą być przyczyną gwałtownego wzrostu intensywności zużycia tych elementów, głównie na drodze przyspieszonego zużycia ściernego. Sygnałem dla szlifierza, informującym go o powstaniu przypaleń szlifierskich, są z reguły powierzchniowe warstewki tlenków o różnych barwach nalotowych, tworzące plamy lub pasy na powierzchni obrobionej, jednak w niektórych warunkach szlifowania mogą wystąpić takie przypalenia szlifierskie, którym nie towarzyszą barwne plamy na powierzchni szlifowanej.

2. Indukcyjna metoda rozpoznawania przypaleń szlifierskich

Wykrywanie i rozpoznawanie przypaleń szlifierskich w WW narzędzi skrawających może odbywać się zarówno przy zastosowaniu metod niszczących (np.: sprawdzanie pilnikami wzorcowanymi, badania twardości i mikrotwardości, trawienie powierzchniowe, badania mikrostrukturalne), jak i metod nieniszczących (badania rentgenodyfrakcyjne, ultradźwiękowe, magnetoakustyczne, panderometryczne, elektrostatyczne). Stosowanie większości z wymienionych metod bądź to prowadzi do zniszczenia badanego narzędzia, bądź to wymaga laboratoryjnych warunków kontrolowania, bądź też uzależnione jest od formy, w jakiej przypalenia wystąpiły (np. czy łącznie z siatką mikropęknięć, czy też nie).

W warunkach kontroli warsztatowej niezwykle obiecującą okazała się metoda indukcyjna, zwana też metodą prądów wirowych lub prądów wysokiej częstotliwości. Istota tej metody polega na tym, że badany materiał o określonej przewodności właściwej i przenikalności magnetycznej umieszczony zostaje w zmiennym polu magnetycznym cewki, spełniającej jednocześnie funkcję źródła tego pola oraz czujnika. Oddziaływanie zmiennego pola magnetycznego indukuje w WW badanego materiału prądy wirowe, które z kolei wytwarzają własne pole magnetyczne, skierowane zgodnie z regułą Lenza w kierunku przeciwnym do pola cewki. W wyniku superpozycji powstaje pole wypadkowe, którego wektor równy jest sumie wektorowej poszczególnych wektorów pól. Pole cewki, ulegające zmianie na skutek wprowadzenia badanego materiału, zależy głównie od własności elektrycznych i magnetycznych tego materiału, geometrycznego kształtu powierzchni, konstrukcji, cewki i częstotliwości pola wzbudzającego. Zatem rozpoznawanie przypaleń szlifierskich w WW charakterystycznej powierzchni ostrza narzędzia skrawającego wymaga defektoskopu o odpowiednich cechach konstrukcyjnych i właściwościach eksploatacyjnych. Indukcyjna metoda rozpoznawania (całkowitej kontroli alternatywnej) przypaleń szlifierskich w WW ostrzy narzędzi skrawających polega na porównaniu wskazań defektoskopu w odniesieniu do narzędzia wzorcowego i narzędzia kontrolowanego, przy zachowaniu podobieństwa cech obu narzędzi.

3. Badania własne

Celem badań było określenie niezawodności indukcyjnej metody rozpoznawania przypaleń szlifierskich na charakterystycznych powierzchniach ostrza noża tokarskiego. Ostrze takie potraktowano jako trójelementowy system niezawodnościowy, w którym powierzchnie: natarcia, przyłożenia i pomocnicze przyłożenia stanowią elementy tego systemu. Założono, że system ten może być tylko w stanie zdatności lub niezdatności i że zależy to wyłącznie od stanu elementów systemu. Ponadto, przyjęto, że uszkodzenia elementów systemu są zdarzeniami losowymi, wzajemnie niezależnymi, oraz że elementy systemu są obiektami naprawialnymi. Założono również, że wyniki kontroli elementów systemu są zdarzeniami losowymi, wzajemnie niezależnymi, oraz że uszkodzenia rzeczywiste i wyniki kontroli są zdarzeniami niezależnymi. W oparciu o analizę stanu przedmiotowego systemu niezawodnościowego przyjęto dla niego koheren-

ntną, szeregową strukturę niezawodnościową. Z uwagi na tzw. błędy kwalifikacji założono, że prawdopodobieństwo wylosowania rzeczywiście złego systemu, z grupy tych, które zakwalifikowane zostały, jako złe podczas kontroli całkowitej (pełnej), jest mniejsze od jedności. Przy takich założeniach niezawodność indukcyjnej metody rozpoznawania przypaleń szlifierskich na charakterystycznych powierzchniach ostrza noża tokarskiego można wyrazić wzorem:

$$P(Z = 0 | K = 0) = \frac{\prod_{j=1}^a (1 - \beta_j) \cdot (1 - p_j)}{\prod_{j=1}^a (1 - \beta_j) \cdot (1 - p_j) + \alpha_j p_j} \quad (1)$$

gdzie:

- $P(Z = 0 | K = 0)$ — prawdopodobieństwo wylosowania rzeczywiście złego (przypalonego) ostrza ze zbioru ostrzy zakwalifikowanych jako złe,
- $\beta_j = P(K_j = 1 | Z_j = 0)$ — prawdopodobieństwo (warunkowe) zdarzenia $K_j = 1$ pod warunkiem, że zajdzie zdarzenie $Z_j = 0$
- $\alpha_j = P(K_j = 0 | Z_j = 1)$ — prawdopodobieństwo (warunkowe) zdarzenia $K_j = 0$ pod warunkiem, że zajdzie zdarzenie $Z_j = 1$
- $p_j = P(Z_j = 1)$ — prawdopodobieństwo zdarzenia $Z_j = 1$
- $1 - p_j = P(Z_j = 0)$ — prawdopodobieństwo zdarzenia $Z_j = 0$
- $Z_j = 0$ — zdarzenie oznaczające, że kontrolowane ostrze jest w rzeczywistości złe (przypalone) na j-tej powierzchni charakterystycznej ostrza,
- $Z_j = 1$ — zdarzenie oznaczające, że kontrolowane ostrze jest w rzeczywistości dobre (bez przypaleń) na j-tej powierzchni charakterystycznej ostrza,
- $K_j = 0$ — zdarzenie oznaczające, że kontroler zakwalifikował ostrze, jako złe (przypalone) na j-tej powierzchni charakterystycznej ostrza,
- $K_j = 1$ — zdarzenie oznaczające, że kontroler zakwalifikował ostrze, jako dobre (bez przypaleń) na j-tej powierzchni charakterystycznej ostrza,
- a — liczba kontrolowanych powierzchni charakterystycznych ostrza.

Zastosowanie podanego wzoru wymaga jednak znajomości wartości prawdopodobieństw p_j , α_j i β_j w odniesieniu do „a” elementów rozpatrywanego systemu niezawodnościowego. Poszukiwane wartości prawdopodobieństw wyznaczono na drodze badań doświadczalnych. Badania te zrealizowano w dwóch etapach. W pierwszym etapie badań indukcyjnej kontroli ze względu na przypalenia szlifierskie poddano trzy podstawowe powierzchnie ostrzy noży tokarskich typu NNZa 2020-140 SW71M. Wszystkie kontrolowane w ten sposób

ostrza noży szlifowane były na szlifierce NUA 25 M, ściernicą T11 175x63x32 99A46K7V, bez użycia cieczy obróbkowej, przy zastosowaniu jednakowych parametrów szlifowania. Operacje szlifowania wykonywano zabiegami, zachowując jednakowe „okresy trwałości ściernicy”. Łącznie, w 25 operacjach, przeszlifowano 425 ostrzy przedmiotowych noży tokarskich. Z kilku losowo wybranych ostrzy, na drodze laboratoryjnych badań rentgenodyfrakcyjnych, wyselekcjonowano 3 ostrza bez przypaleń szlifierskich i uznano je za wzorcowe. Posłużyły one do wycechowania defektoskopu typu WIR-12 FINISH, skonstruowanego w IMP w Warszawie — stosownie do założeń i zamówienia Politechniki Krakowskiej. W drugim etapie badań, wszystkie ostrza ze zbioru zakwalifikowanego jako złe (przypalone) poddano tzw. kontroli rewizyjnej, przy zastosowaniu metody trawienia powierzchniowego. W badaniach nie stwierdzono, by w przyjętych warunkach szlifowania, przypaleniom szlifierskim, o charakterze miejscowych odpuszczeń, towarzyszyły zjawiska wtórnych zahartowań lub siatki mikropęknięć szlifierskich. W wyniku badań ustalono wartości prawdopodobieństw p_j , α_j i β_j dla wszystkich trzech podstawowych powierzchni charakterystycznych ostrza noża tokarskiego, przy czym indeks 1 odniesiono do powierzchni natarcia, indeks 2 do powierzchni przyłożenia, a indeks 3 do pomocniczej powierzchni przyłożenia:

$$1 - \beta_1 = P(K_1 = 0 | Z_1 = 0) = 0,960$$

$$1 - \beta_2 = P(K_2 = 0 | Z_2 = 0) = 0,889$$

$$1 - \beta_3 = P(K_3 = 0 | Z_3 = 0) = 0,923$$

$$\alpha_1 = P(K_1 = 0 | Z_1 = 1) = 0,250$$

$$\alpha_2 = P(K_2 = 0 | Z_2 = 1) = 0,500$$

$$\alpha_3 = P(K_3 = 0 | Z_3 = 1) = 0,333$$

$$1 - p_1 = P(Z_1 = 0) = 0,862$$

$$1 - p_2 = P(Z_2 = 0) = 0,931$$

$$1 - p_3 = P(Z_3 = 0) = 0,897$$

$$p_1 = P(Z_1 = 1) = 0,138$$

$$p_2 = P(Z_2 = 1) = 0,069$$

$$p_3 = P(Z_3 = 1) = 0,103.$$

Tak więc niezawodność indukcyjnej metody rozpoznawania przepaleń szlifierskich na charakterystycznych powierzchniach ostrza noża tokarskiego, określana prawdopodobieństwem wylosowania rzeczywiście przypalonego ostrza ze zbioru ostrzy zakwalifikowanych (przy zastosowaniu przedmiotowej metody) jako złe wynosi:

$$P(Z = 0 | K = 0) = 0,884.$$

4. Podsumowanie

Indekcyjna metoda rozpoznawania przypaleń szlifierskich na ostrzach noży tokarskich ze stali szybkoobrotowych cechuje się wysoką niezawodnością. Jednak z uwagi na prawdopodobieństwo kwalifikowania części badanych ostrzy jako złe (przypalone), pomimo, że w rzeczywistości są dobre (bez przypaleń) sama metoda, sposób analizy i interpretacji wyników jak i konstrukcja defektoskopu wymagają dalszego rozwoju. Za takim wnioskiem przemawia również potrzeba rozpoznawania przypaleń szlifierskich na charakterystycznych powierzchniach ostrzy innego rodzaju narzędzi skrawających. Wydaje się, że zaproponowana metoda kontroli narzędzi skrawających po szlifowaniu docelowo będzie powszechnie stosowaną w warunkach warsztatowych.

LITERATURA

1. **BAJKOWSKI Z., DYBIEC Cz., GAWLIK J., HARASYMOWICZ J., NIŻANKOWSKI Cz.:** Opracowanie nieniszczącej metody rozpoznawania przypaleń szlifierskich, Politechnika Krakowska, ITM — sprawozdanie z pracy umownej nr M6/Z/135/85 etap IV, 1986 r.
2. **BAJKOWSKI Z., DYBIEC Cz., GAWLIK J., HARASYMOWICZ J., NIŻANKOWSKI Cz.:** Wdrożenie nieniszczącej metody rozpoznawania przypaleń szlifierskich, Politechnika Krakowska, ITM — sprawozdanie z pracy umownej nr M6/Z/135/85 etap V, 1987 r.

Streszczenie

W procesie szlifowania narzędzi skrawających wykonanych ze stali narzędziowych szybkoobrotowych istnieje istotne prawdopodobieństwo wystąpienia zjawiska tzw. przypaleń szlifierskich. Dla zapewnienia odpowiedniej trwałości takich narzędzi należy kontrolować stan stref ich warstwy wierzchniej po szlifowaniu. W artykule przedstawiono indukcyjną metodę rozpoznawania przypaleń szlifierskich oraz wyniki badań własnych autorów w zakresie oceny niezawodności takiej metody. Oceniono, że prawdopodobieństwo wylosowania rzeczywiście przypalonego ostrza noża tokarskiego ze zbioru ostrzy zakwalifikowanych tą metodą jako złe wyniosło tylko 0,88.

Estimation of reliability of the inductive controlling method for turning tool points after grinding

Summary

There is a great probability for the wheel burn effect to occur during grinding of cutting tools made of the high-speed steel. The state of tool's top layer zones should be controlled after grinding to secure an adequate life of the tools. The inductive method of recognition of the wheel burns and the results of the authors' own investigations in estimation of such method are presented in the paper. The probability of randoming the turning tool point with the wheel burn effect out of tool point collection past the inductive inspection is 0.88.

Ireneusz Bielski

WKŁADKA SKRAWAJĄCA DO NARZĘDZI SKŁADANYCH

Większość części aktualnie produkowanych maszyn i urządzeń kształtuje się powszechnie za pomocą skrawania. Decydujący wpływ na wskaźniki ekonomiczne i technologiczne tego rodzaju obróbki mają narzędzia skrawające.

Łączny koszt narzędzi, użytych w czasie eksploatacji wielu obrabiarek do skrawania metali, ze względu na jeszcze dużą ich zużywalność, znacznie przewyższa koszt samej obrabiarki [4].

Trwałość ostrzy narzędzi skrawających jest także głównym czynnikiem ograniczającym wzrost optymalnych parametrów skrawania, a tym samym wzrost intensywności procesu skrawania.

W procesie rozwoju obróbki skrawaniem, postęp w zakresie narzędzi skrawających stanowił bodziec dla rozwoju obrabiarek.

Aktualnie natomiast, na nowoczesnych, wysokowydajnych i dokładnych obrabiarkach stosuje się narzędzia skrawające, charakteryzujące się stosunkowo szybko zużywającym się ostrzem. Dlatego też, badania w zakresie obróbki skrawaniem koncentrują się zwłaszcza na narzędziach skrawających i ukierunkowane są głównie na materiałoznawstwo narzędziowe, łącznie z obróbką cieplną i cieplno-chemiczną [4].

Kolejne kierunki rozwoju narzędzi skrawających to:

- optymalizacja i unifikacja konstrukcji,
- niezawodność pracy, związana z automatyzacją obróbki skrawaniem.

Jednym z kryteriów optymalizacji konstrukcji narzędzi skrawających jest stopień wykorzystania drogiego materiału narzędziowego.

Najniższym stopniem wykorzystania materiału narzędziowego (materiału przeznaczonego na ostrze narzędzia skrawającego) charakteryzują się spotykane jeszcze narzędzia monometaliczne, w których część robocza i część chwytowa wykonane są z jednakowego materiału.

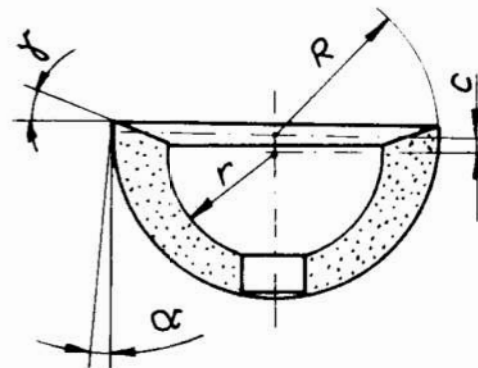
Narzędzia z ostrzami z węglików spiekanych łączone w sposób trwały oraz narzędzia z płytkami wielostrzowymi stanowią znaczny postęp w zakresie

stopnia wykorzystania materiału narzędziowego, wymuszony jednak głównie własnościami materiałów, takich jak: węgliki spiekane i spiekane tlenki glinu.

Narzędzia z płytkami wielostrzowymi stanowią grupę narzędzi podatnych na unifikację i normalizację, jednak ze względu na stopień wykorzystania materiału narzędziowego nie wykazują zdecydowanej przewagi nad narzędziami z ostrzami z węglików spiekanych łączonych w sposób trwały, których właściwości skrawne odnawiane są przez wielokrotne szlifowanie.

Aktualnie, kiedy coraz bardziej przybliża się, spodziewany w końcu XX wieku, światowy deficyt wolframu i kobaltu [4], celowym wydaje się prowadzenie badań nad zwiększeniem stopnia wykorzystania materiałów narzędziowych.

W Zakładzie Technologii Maszyn Wydziału Mechanicznego Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy opracowano konstrukcję nowej wkładki skrawającej [1].



Rys. 1. Wkładka skrawająca [1]

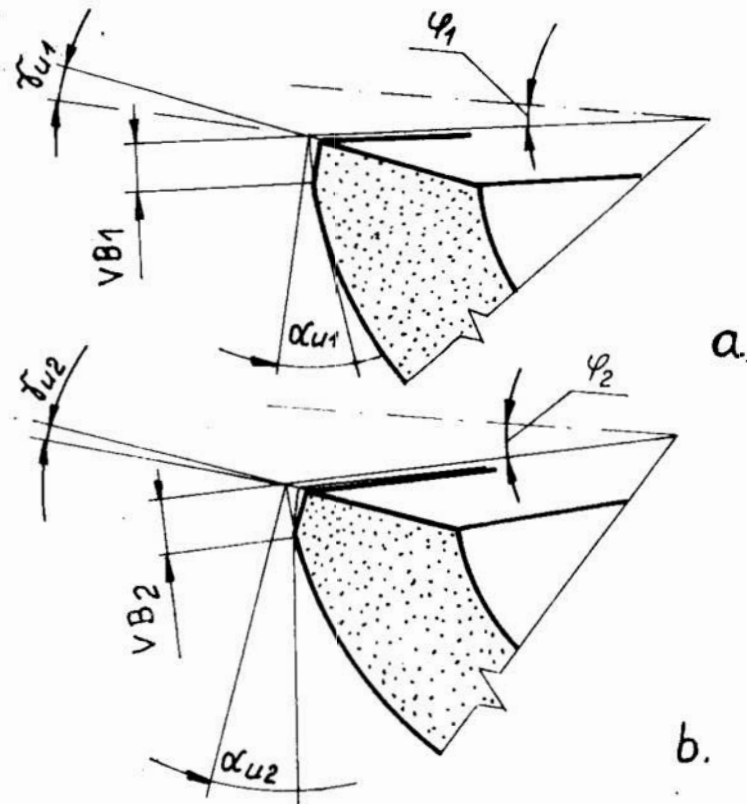
Fig. 1. A cutting insert [1]

Wkładka posiada kształt czaszy kulistej o promieniu R , odciętej powierzchnią płaską, stożkową lub kulistą, oraz wydrążenie w kształcie czaszy kulistej o promieniu r , — przy czym środki czasz kulistych znajdują się na jednej prostej i odległe są od siebie o wartość c .

Wartość c związana jest z minimalną grubością ścianki wkładki następującą zależnością:

$$b_{\min} = R - r - c \quad [\text{mm}], \quad (1)$$

Kulisty kształt zewnętrznej ścianki wkładki umożliwia odnawianie właściwości skrawnych bez ostrzenia — po obrocie stępionej wkładki w gnieździe. Po stępieniu ostrza, na odcinku VB_1 kąt przyłożenia osiąga wartość $a = 0^\circ$, uniemożliwiając dalszą obróbkę. Wkładkę należy obrócić, z położenia określonego kątem φ_1 (rys. 2) do kolejnego położenia określonego kątem φ_2 . W ten sposób ponownie kąt przyłożenia uzyskuje dodatnie wartości. Zakłada się, że przestawienia takiego można dokonać 1-2 krotnie, zatem jeden odcinek krawędzi skrawającej może być użyty bez ostrzenia 2-4 razy.



Rys. 2. Kolejne położenia kulistej wkładki skrawającej

a. położenie 1 — aż do stępienia VB_1 ;

b. położenie 2 — aż do stępienia VB_2 ;

φ_1, φ_2 — kąt skręcenia wkładki w gnieździe kulistym (obrót wokół osi przechodzącej przez środek zewnętrznej cząstki kulistej),

Fig. 2. Succeeding positions of a spherical cutting insert:

a) position 1 — until wear land VB_1 ;

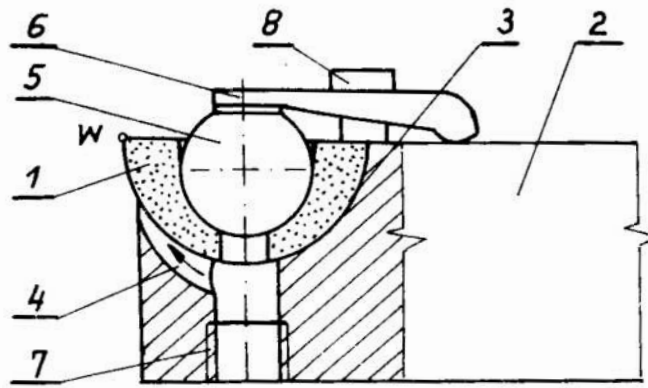
b) position 2 — until wear land VB_2

Konstrukcja narzędzia musi umożliwiać przestawianie wkładki, odnawiając jej właściwości skrawne.

Na rysunku 3 schematycznie przedstawiono konstrukcję noża tokarskiego z wkładką kulistą [2].

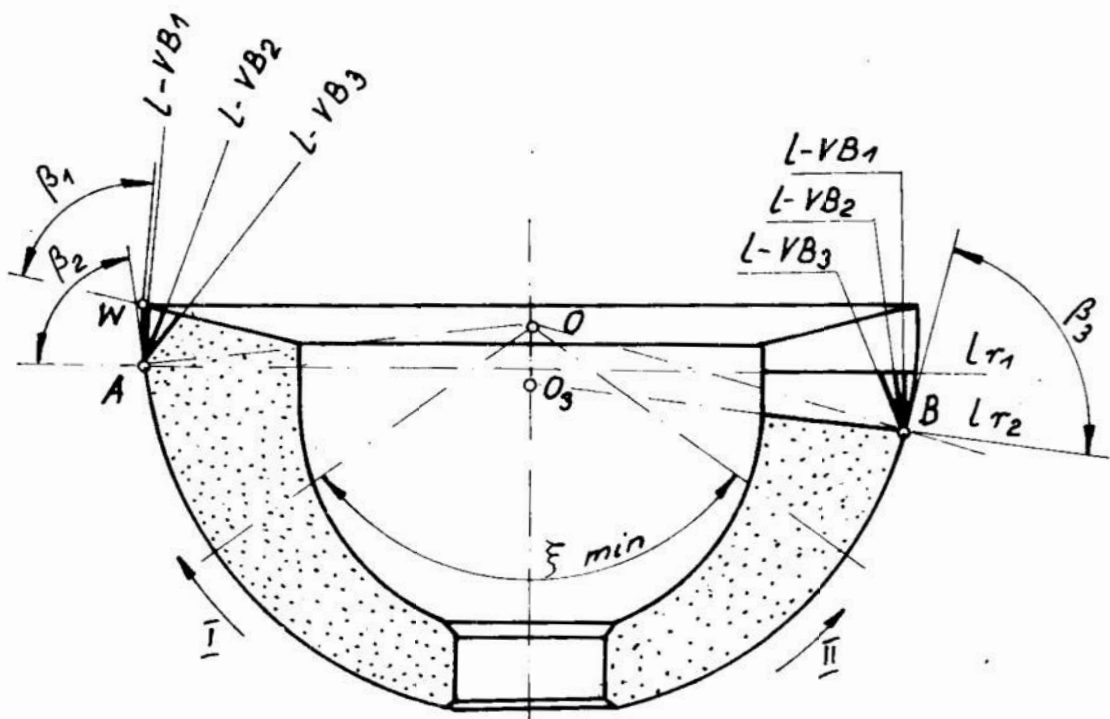
Kulisty kształt powierzchni przyłożenia wkładki umożliwia, przy dowolnym kącie obrotu φ , doprowadzenie płynu obróbkowego do strefy skrawania, w pobliżu wierzchołka W . Nie wymaga to stosowania żadnych dodatkowych dysz. Poprawa warunków obróbki, spowodowana zastosowaniem takiego układu, może mieć istotny wpływ na trwałość wkładki skrawającej. Dla zużytej wkładki przewiduje się odnowę właściwości skrawnych przez szlifowanie (rys. 4).

Szlifowanie należy prowadzić w taki sposób, aby zachować stałą wartość kąta ostrza β . Zakłada się, że regenerację można prowadzić aż do osiągnięcia wartości kąta ξ_{min} wkładki. Należy podkreślić, że kolejne stępienia ostrza VB_2 i VB_3 mieszczą się w obszarze naddatku na szlifowanie, jaki należałoby usunąć po uzyskaniu pierwszego stępienia VB_1 . Przewiduje się możliwość wielokrotnego powtarzania opisanego cyklu (5 ÷ 8 razy w zależności od warunków skrawania i założonej wartości VB).



Rys.3. Nóż tokarski składany z kulistą wkładką skrawającą [2] 1 — wkładka skrawająca, 2 — korpus noża, 3 — gniazdo kuliste, 4 — rowek doprowadzający płyn obróbkowy, 5 — dociskacz-łamacz wiórów, 6 — łapa mocująca, 7 — gwintowany otwór doprowadzający płyn obróbkowy, 8 — śruba mocująca

Fig. 3. Folding turning tool with the spherical cutting insert [2] 1 — cutting insert, 2 — cutter shank/body, 3 — spherical seat, 4 — groove conveying the cutting fluid, 5 — pressure pad/chipbreaker groove, 6 — clamping lug, 7 — tapped hole conveying the cutting fluid, 8 — clamping screw



Rys. 4. Schemat objaśniający przebieg zużycia i odnawiania właściwości skrawnych kulistej wkładki skrawającej

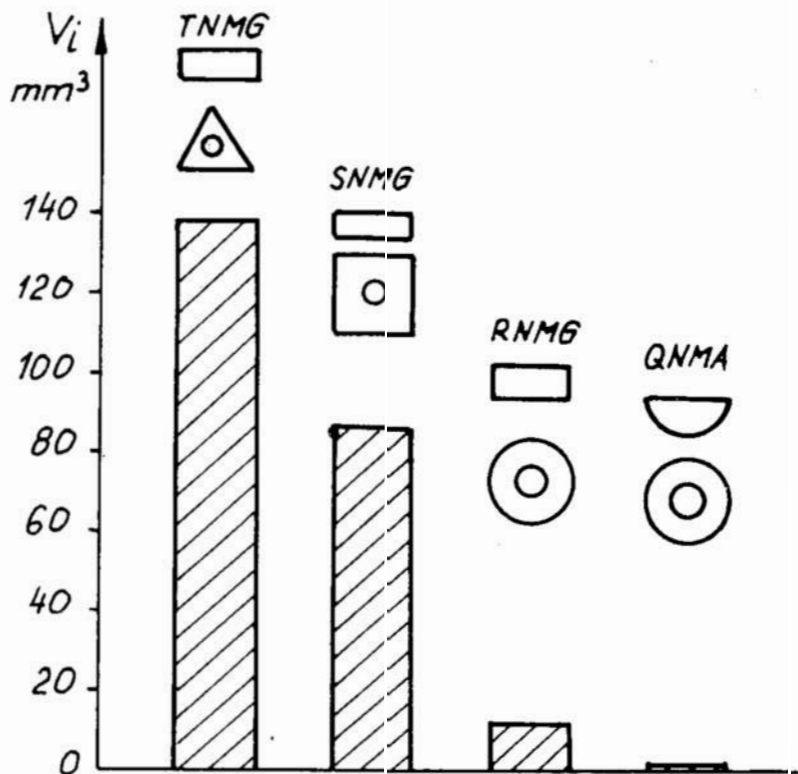
- I — kierunek obrotu wkładki po szlifowaniu;
- II — kierunek obrotu wkładki po uzyskaniu założonej wartości VB_1, VB_2 ;
- $l-VB_i$ — linia, wzdłuż której wystąpiło stępienie VB ;
- lr_i — linia reprezentująca powierzchnię szlifowania;
- A, B — kolejne położenia wierzchołka po szlifowaniu

Fig. 4. Scheme explaining the course of wear and renovating of cutting abilities of the spherical cutting insert

- I — direction of revolution of the insert after grinding;
- II — direction of revolution of the insert after obtaining a dependent value $VB_1; VB_2$;
- $l-VB_i$ — line along which the wear land VB had occurred;
- $l r_i$ — line representing the grinding surface;
- A, B — succeeding positions of the tip after grinding

Dla zilustrowania stopnia wykorzystania materiału narzędziowego w nowej wkładce skrawającej, dokonano porównania z innymi wkładkami o zbliżonych parametrach geometrycznych.

Porównano wkładki: TNMG220412, SNMG120408, RNMG120400 oraz wkładkę kulistą, którą oznaczono QNMA120600. Zestawienie jednostkowej objętości materiału narzędziowego, przypadającego na jeden czynny odcinek lub naroża, przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Objętość materiału narzędziowego w przeliczeniu na jedno ostrze lub jednostkowy odcinek łuku

Fig. 5. Volume of tool material in terms of one point or an arc unit

Dla wkładki QNMA przyjęto okres trwania [3]:

$$z = z_i \cdot z_o \cdot z_r \cdot T = 20 \cdot 3 \cdot 3 \cdot T = 360 T, \quad (2)$$

gdzie:

- z_i — liczba odcinków czynnych mieszczących się na obwodzie (podobnie jak dla RNMG),
- z_o — krotność położenia bez ostrzenia,

z_r — liczba ostrzeń + 1
 T — okres trwałości ostrza.

Jednocześnie dokonano porównania wskaźników stopnia wykorzystania materiału narzędziowego X_t .

Wskaźnik ten przyjęto określać jako:

$$X_t = \frac{V_t}{V_c}, \quad (3)$$

gdzie:

V_t — objętość materiału usuniętego z ostrza podczas skrawania,
 V_c — całkowita objętość wkładki.

Przy założeniu $VB = 0,5$ mm i długości czynnej krawędzi $l_g = 2$ mm, wskaźnik ten przyjmuje następujące wartości:

TNMG 220412 — 0,14 %

SNMG 120408 — 0,23 %

RNMG 120400 — 1,58 %

QNMA 120600 — 17,87 %.

Oczywiście, wskaźnik wykorzystania materiału dla płytek jednostronnych jest dwukrotnie niższy. Ponadto, dla płytki RNMG 120400 przyjęto, że na obwodzie mieści się 20 czynnych odcinków łuku.

Wkładka skrawająca z powierzchnią przyłożenia w kształcie czaszy kulistej charakteryzuje się najmniejszą, z porównywanych wkładek, objętością, która w stosunku do płytki RNMG 120400 nie przekracza 80%. Zmniejszona objętość węgla spiekane, będącego gorszym od stali przewodnikiem strumienia cieplnego, poprawia warunki procesów termokinetycznych i przyczynia się do obniżenia temperatury ostrza. Może to stanowić istotny czynnik zwiększający trwałość ostrza wkładki.

Porównując stopień wykorzystania materiału narzędziowego w dwóch narzędziach, można posłużyć się ogólnym wskaźnikiem materiału narzędziowego, dla którego proponuje się następującą postać:

$$x_o = x_w \cdot x_p \cdot x_v, \quad (4)$$

gdzie:

$x_w = \frac{x_{t1}}{x_{t2}}$ — względny wskaźnik wykorzystania materiału narzędziowego,

x_p — wskaźnik ujmujący wpływ zmiany warunków doprowadzenia płynu obróbkowego do sterfy skrawania, wynikający z konstrukcji narzędzia i wkładki skrawającej,

$x_v = \frac{V_2}{V_1}$ — względny wskaźnik całkowitej objętości wkładki skrawającej (V_1 — objętość QNMA; V_2 — objętość porównywanej wkładki).

Dla porównywanej pary QNMG i RNMG wskaźnik x_o przyjmuje wartości około 20, zaś dla pary QNMA i TNMG $x_o \approx 400$.

Podsumowanie

W większości dotychczas stosowanych narzędzi skrawających składanych, stopień wykorzystania drogiego i deficytowego materiału narzędziowego jest bardzo mały. Dla oceny stopnia wykorzystania materiału narzędziowego proponuje się wykorzystać wskaźnik stopnia wykorzystania materiału narzędziowego x_t oraz ogólny wskaźnik wykorzystania materiału narzędziowego x_o .

Dla zwiększenia stopnia wykorzystania materiału narzędziowego proponuje się nową konstrukcję wkładki skrawającej, oznaczonej QNMA. Ogólny wskaźnik wykorzystania materiału narzędziowego dla kulistej wkładki skrawającej w zestawieniu z różnymi płytkami wielostrzowymi przyjmuje wartości $20 < x_o < 400$.

LITERATURA

1. BIELSKI I.: Wkładki skrawające. Zgłoszenie patentowe P-266642 z 1987.07.01
2. BIELSKI I.: Nóż składany. Zgłoszenie patentowe P-267516 z 1987.08.28
3. DMOCHOWSKI J.: Podstawy obróbki skrawaniem. WNT, Warszawa 1978
4. GÓRSKI E., HARASYMOWICZ J.: Podstawy projektowania narzędzi skrawających wraz z zagadnieniami technologicznymi. PWN, Warszawa 1976

Streszczenie

W pracy zaprezentowano wkładkę skrawającą nowego typu, którą oznaczono QNMA. Wkładka ta charakteryzuje się małą objętością i bardzo wysokim współczynnikiem wykorzystania materiału narzędziowego oraz wynikającą z jej kształtu możliwością odnawiania właściwości skrawnych bez ostrzenia. Do oceny stopnia wykorzystania materiału narzędziowego zaproponowano wskaźnik x_t oraz ogólny wskaźnik wykorzystania materiału x_o , stosowany do porównania dwóch wkładek skrawających.

Porównanie, za pomocą wskaźnika x_o , wkładki QNMA z płytkami wielostrzowymi o podobnych wymiarach, wykazuje, iż stopień wykorzystania materiału narzędziowego jest od 20 do 400 razy większy, niż w porównywanych płytkach wielostrzowych.

Indexable cutting insert for folding tools

Summary

A new type of indexable cutting insert denoted as QNMA has been presented in the paper. It is characterized by a small volume and a very high tool material utilization factor and resulting its shape the possibility to renew the cutting ability without sharpening.

Factor x_t and a general material utilization factor x_o , applied to compare two cutting inserts, have been proposed for the evaluation of degree of the tool material utilization.

Comparison, using the factor x_o , of the cutting insert QNMA with the multipoint plates of given dimension reveals that the degree of utilization of tool material is from 20 up till 400 times greater than in the multipoint plates compared.

Jan Bałamucki
Aleksander Streubel
Zygmunt Szubert

BADANIA EFEKTÓW TECHNOLOGICZNYCH ROZWIERCANIA MAŁYCH OTWORÓW JEDNOLITYMI ROZWIERTAKAMI Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH

1. Wprowadzenie

W budowie maszyn i urządzeń występuje cały szereg drobnych części z otworami. Są one z sobą połączone spoczynkowo lub ruchowo. Zależnie od spełnianej funkcji, stanu obciążenia, czy też stanu kinematycznego, materiał z którego wytwarzane są części składowe maszyn i urządzeń może być różny co do składu chemicznego, właściwości mechanicznych, metalograficznych, fizycznych itp. Te właściwości materiałów konstrukcyjnych w istotny sposób decydują o skrawalności.

Dążąc do wydłużenia żywotności maszyn i urządzeń, najszybciej zużywające się ich części składowe wykonuje się z materiałów o podwyższonej wytrzymałości, dużej twardości i odporności na zużycie. Wymaga to narzędzi wykonanych z materiałów narzędziowych o odpowiednich właściwościach. Również dążenie do coraz bardziej racjonalnego wykorzystania nowoczesnych obrabiarek — szczególnie automatycznych i wielonarzędziowych — oraz do zwiększania wydajności obróbki, wymaga narzędzi o wysokich właściwościach skrawnych i o dużej stabilności tych właściwości.

Przenosząc to wszystko w wąski obszar obróbki dokładnych otworów małych średnic (2 do 8 mm) rozwiertakami, można powiedzieć, że:

- niektóre materiały konstrukcyjne, z uwagi na ich właściwości wytrzymałościowe i twardość, obrabiają się źle rozwiertakami ze stali szybko tnącej lub też nie dają się w ogóle nimi skrawać;
- zastosowanie rozwiertaków ze stali szybko tnącej do obróbki małych otworów na automatach tokarskich, ogranicza w wielu przypadkach ekonomiczne wykorzystanie obrabiarek;
- zastosowanie rozwiertaków ze stali szybko tnącej ogranicza intensyfikację obróbki otworów.

Problemy związane z wydajną obróbką małych otworów, szczególnie w materiałach o podwyższonej twardości i wytrzymałości, można rozwiązać między innymi stosując — jako materiał narzędziowy do wyrobu rozwiertaków — węgliki spiekane.

W Polsce znane są rozwiertaki z przylutowanymi ostrzami z węglików spiekanych. Ujmuje je norma PN-82/M-58902. Są to rozwiertaki o średnicy od 6 mm wzwyż. Ponieważ rozwiertaki do małych otworów (2—8 mm) są bardzo trudne do wykonania jako rozwiertaki z przylutowanymi ostrzami, należy je wykonywać jako jednolite, lub z jednolitą, węglkową częścią roboczą, przylutowaną do stalowego chwytu. Konstrukcją, technologią i warunkami eksploatacji takich rozwiertaków zajęto się przed paru laty w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej. Zachętą ku temu było:

- wypełnienie luki w asortymencie produkowanych w kraju narzędzi, na które istnieje duże zapotrzebowanie;
- wzmianka o wytwarzaniu jednolitych rozwiertaków z węglików spiekanych, zawarta w katalogach znanych wytwórców narzędzi na zachodzie [1, 2, 3];
- istnienie w kraju półfabrykatów nadających się — z uwagi na kształt i wymiary — do wytwarzania węglkowych rozwiertaków (wałki z węglików spiekanych NW-02-1300, wytwarzane przez Hutę Baildon [4]).

Po zgromadzeniu pewnych doświadczeń dotyczących wykonania węglkowych rozwiertaków oraz zachowania się ich w czasie pracy, wykonano — zdaniem autorów — na tyle dojrzałe ich konstrukcje, że można było rozpocząć badania efektów technologicznych, rozwierania takimi rozwiertakami [5, 6, 7].

W niniejszym referacie zostaną omówione tylko niektóre wyniki badań rozwierania otworów węglkowymi rozwiertakami, jakie na przestrzeni ostatnich dwu lat przeprowadzono w ITBM PWr [5, 6, 7].

2. Narzędzia, materiał skrawany, warunki i opis badań

Do badań użyto jednolitych rozwiertaków z węglików spiekanych o średnicy nominalnej $D = 4$ i $6,3$ mm. Ich konstrukcję i stereometrię ostrzy przedstawiono na rys. 1.

Próbki do badań skrawaniem były wykonane ze stalowych prętów i miały długość od 10—14 mm. W referacie zamieszczono wyniki badań tylko dla czterech gatunków stali: ŁH15; A10X; 15G i 20HNM.

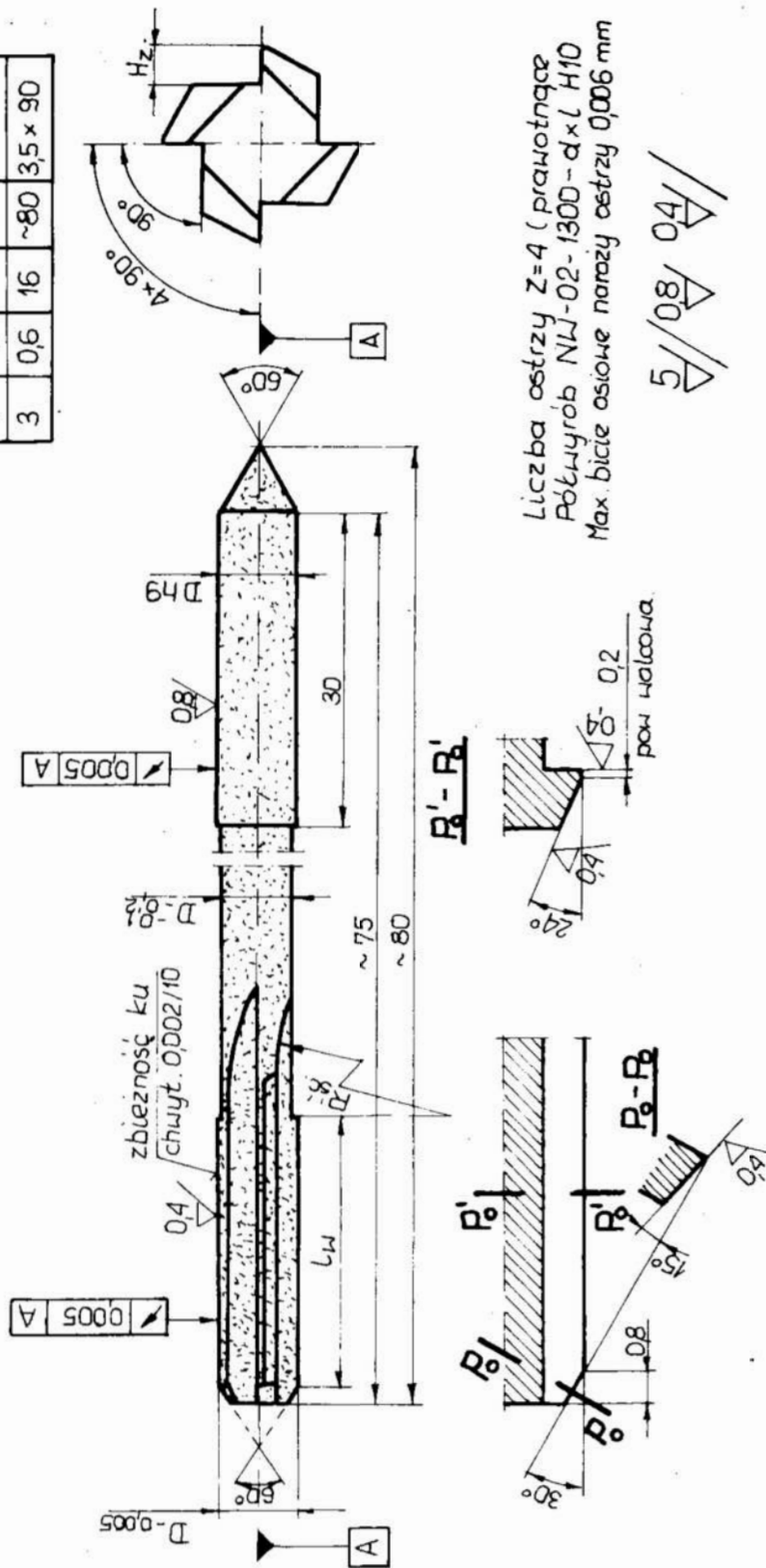
Badania skrawaniem przeprowadzono na wiertarce promieniowej RF/50/1250 firmy CSEPEL, według następującego układu zabiegów: nawiercanie, wiercenie, rozwieranie wykończające. Narzędzia mocowano „sztywno” w oprawce wiertarskiej. Próbki były mocowane w uchwycie samocentrującym stołowego siłomierza wiertarskiego, osadzonego na stole wiertarki. Stosowano chłodzenie 5% emulsją olejną, sporządzoną z oleju SUPEREDGE 4 PLUS.

Prędkość skrawania i posuw były parametrami zmiennymi, a ich wartości zostały zamieszczone na rysunkach, obrazujących wyniki badań.

Średnicę otworów mierzono na uniwersalnym mikroskopie narzędziowym,

Wymiar	Odczytka
D(3:6) h9	-0,030

D	H _Z	L _W	L _C	d × L
6	1,2	20	~80	6,5 × 90
5	1,0	20	~80	5,5 × 90
4	0,8	20	~80	4,5 × 90
3,5	0,7	16	~80	4 × 90
3	0,6	16	~80	3,5 × 90



Rys. 1. Rozwiertak jednolity z węglików spiekanych
 Fig. 1. A uniform reamer of sintered carbides

wyposażonym w specjalną nasadkę dźwigniowo-optyczną z kulistą końcówką o średnicy 3,015 mm, do pomiaru otworów metodą dotykową. Pomiaru średnicy otworów dokonywano w trzech przekrojach poprzecznych i dwu przekrojach wzdłużnych. Otrzymane w ten sposób wyniki pomiarów posłużyły do wyznaczenia dla każdego otworu: średniego wymiaru średnicy, minimalnego i maksymalnego rozbiecia, błędu kołowości w postaci maksymalnej wartości owalu i maksymalnego, osiowego błędu kształtu, jako różnicy pomiędzy maksymalnym i minimalnym wymiarem średnicy otworów w jednym z przekrojów wzdłużnych. Te wskaźniki dokładności wymiarowo-kształtowej rozwierconych otworów posłużyły do graficznego przedstawienia wyników badań.

Chropowatość powierzchni otworów po rozwierceniu mierzono na profilografometrze ME 10. Wyznaczono parametr Ra .

3. Wyniki badań efektów technologicznych rozwiercania

W czasie badań zauważono, że średnica rozwiertaków węglkowych ma istotny wpływ na warunki pracy rozwiertaków (duża, wirująca masa — drgania). Z tego względu omawianie rezultatów rozwiercania różnych gatunków stali zostanie dokonane w grupach wymiarowych, osobno dla rozwiertaków o średnicy $D = 4$ mm i dla $D = 6,3$ mm.

Wyniki badań efektów technologicznych **rozwiercania otworów w stali ŁH15 i 15G rozwiertakami o średnicy nominalnej $D = 4$ mm** przedstawiono na rys. 2 i 3.

V _m /min	S [mm/min]	φ średnie otworów D	rozbiecie otw. D	max owal 0,010	max bł. kształt 0,010	Ra wartość		sr
						0,04	0,08	
4,4	0,05	3,965	0,010	0,010	0,010	0,04	0,08	1,6
	0,075							
	0,17							
8,8	0,05	4,000	0,010	0,010	0,010	0,04	0,08	1,6
	0,075							
	0,17							
17,4	0,05	4,000	0,010	0,010	0,010	0,04	0,08	1,6
	0,075							
	0,17							
29,9	0,05	4,000	0,010	0,010	0,010	0,04	0,08	1,6
	0,075							
	0,17							
29,9	0,25	4,000	0,010	0,010	0,010	0,04	0,08	1,6
	0,05							
	0,075							

Rys. 2. Dokładność wymiarowo-kształtowa i chropowatość powierzchni otworów w rozwiercaniu stali ŁH15 4-ostrzowymi jednolitymi rozwiertakami z węglków spiekanych ($D = 3,965$ i $4,000$ mm; $d_0 = 3,80 - 3,82$ mm po wierceniu wiertłem krętym $3,8$)

Fig. 2. Dimensional and shape accuracy and the surface roughness of holes at steel ŁH15 reaming with the 4-point uniform reamers of sintered carbides ($D = 3,965$ i $4,000$ mm; $d_0 = 3,80 - 3,82$ mm after drilling with a twist drill $\phi 3,8$)

V (m/min)	f (mm/2π rad)	S	φ sr. otw. D	rozbiecie otw.		max owal 001	max osiowa bt. kształt. 001	Ra wartość średnia									
				-001	001			02	04	06	08	10	12	14	16	18	
22	3,55	0,05															
		0,075															
		0,17															
RR	710	0,05															
		0,075															
		0,17															
17,4	1400	0,05															
		0,075															
		0,17															
24,9	2000	0,05															
		0,075															

D-φ rzeźcy wiśte rozwiertaków

Rys. 3. Dokładność wymiarowo-kształtowa i chropowatość powierzchni otworów w rozwieraniu stali 15G 4-ostrzowymi rozwiertakami z węglików spiekanych $D = 3,965$ mm ($d_o = 3,81 - 3,84$ mm po wierceniu wiertłem 3,8)

Fig. 3. Dimensional and shape accuracy and the surface roughness of holes at steel 15G reaming with the 4-point uniform reamers of sintered carbides of diameter $D = 3,965$ mm ($d_o = 3,81 - 3,84$ mm after drilling with a twist drill of $\phi 3,8$)

Badania wykazały, że efekty technologiczne rozwierania stali ŁH15 (rys. 2) są zadowalające w całym zakresie stosowanych w badaniach parametrów skrawania. Są one tylko nieco gorsze przy wyższych prędkościach skrawania (wpływ narostu). Rozwiertaki pracowały w tej stali spokojnie.

Rezultaty rozwierania stali 15G (rys. 3) były gorsze niż w rozwieraniu ŁH15, szczególnie dla prędkości skrawania większych od 8,8 m/min. Dla małych prędkości rozbiecie było prawie całkowicie ujemne, co dla bardzo małych średnic narzędzia, może prowadzić do jego zniszczenia wytrzymałościowego (ukręcanie się). Duża ciągliwość tej stali powoduje niespokojną pracę rozwiertaków, szczególnie przy małych posuwach i wyższych prędkościach, a tworzący się wiór, podlegający dużym spęcznieniom, jest trudny do odprowadzenia.

Rozwiertakami o średnicy $D = 6,3$ mm rozwiercono otwory w **stali A10X i 20HNM**. Wyniki tych badań pokazano na rys. 4 i 5.

Z uwagi na dużą masę rozwiertaków i wysokie obroty, przy małych posuwach ($s = 0,05$ do $0,1$ mm 2π rad) występują drgania narzędzia. Drgania te nasilają się wraz ze wzrostem licznych obrotów narzędzia, powodując pogorszenie efektów technologicznych rozwierania.

W obróbce stali A10X (rys. 4) najlepsze rezultaty rozwierania osiągnięto przy prędkościach skrawania do 14 m/min i przy posuwach większych od 0,05 mm/ 2π rad. Zadawalające rezultaty osiąga się też przy wyższych prędkościach, lecz trzeba wówczas stosować większe posuwy ($s = 0,17$ do $0,37$ mm/ 2π rad). Zastosowanie więc rozwiertaków węglikowych do obróbki stali A10X należy uznać za uzasadnione.

Zadawalające rezultaty rozwierania otrzymano również w rozwieraniu stali 20HNM (rys. 5) przy prędkościach skrawania mniejszych od 14 m/min. Przy większych prędkościach widoczne są wyraźne skutki narostu i drgań.

Vc [m/min]	f [mm/obr]	S [mm/200 obr]	φ sred. otw. D	rozbiecie otw. D		max. oval		max. osiowy błąd kształt.		Ra wartość śr.			
				0,01	0,02	0,01	0,02	0,01	0,02	0,4	0,8	1,2	1,6
7	355	0,05		duże drgania		duże błędy							
		0,075	-										
		0,112	-										
		0,17	-										
		0,25	-										
		0,37	-										
14	710	0,05	-										
		0,075	-										
		0,112	-										
		0,17	-										
		0,25	-										
		0,37	-										
27,7	1400	0,05		duże drgania; duże błędy									
		0,075		duże drgania; duże błędy									
		0,112		duże drgania; duże błędy									
		0,17	-										
		0,25	-										
		0,37	-										
39,5	2000	0,05		duże drgania; duże błędy									
		0,075		duże drgania; duże błędy									
		0,112		duże drgania; duże błędy									
		0,17	-										
		0,25	-										
		0,37	-										

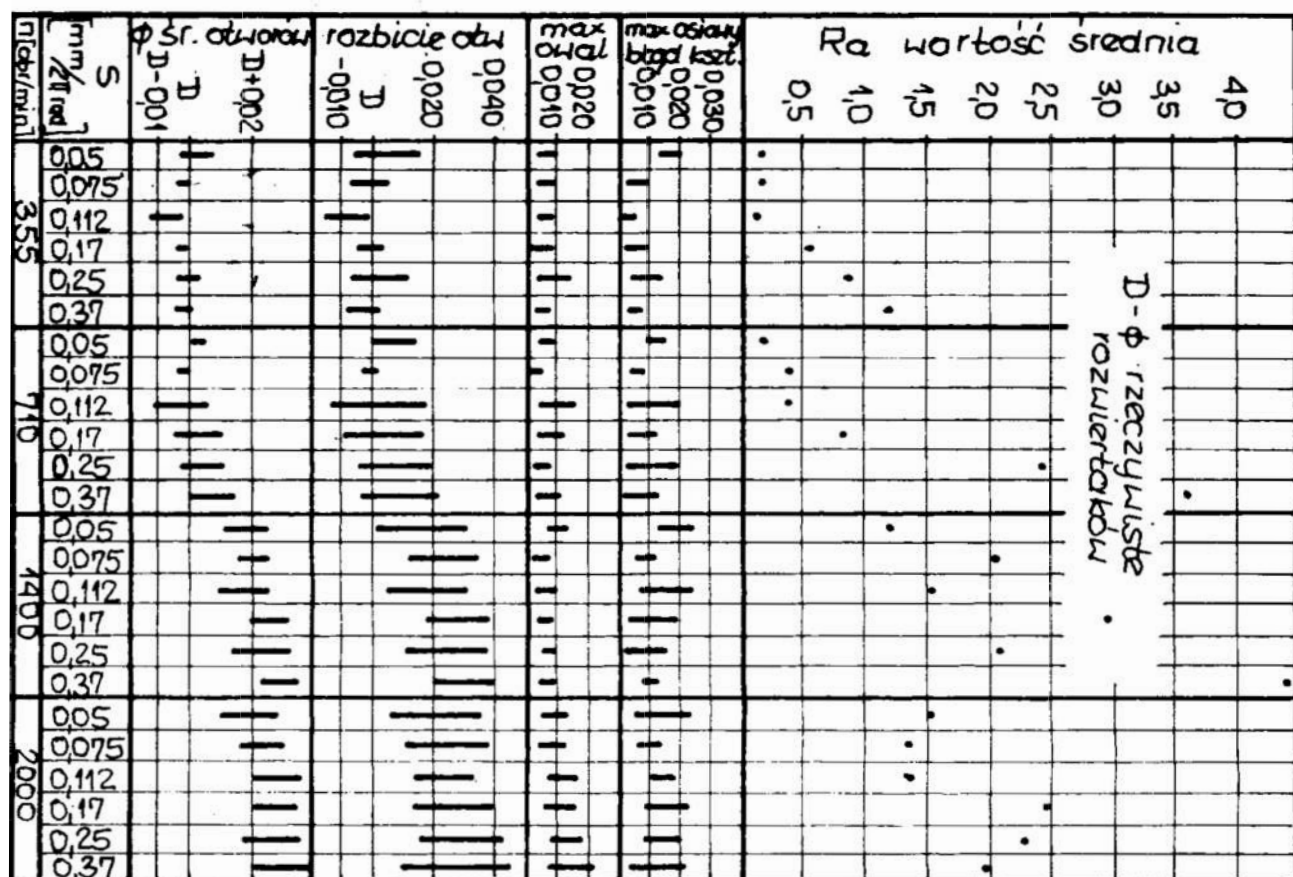
D-φ rzeźyliste rozwiertaków

Rys. 4. Dokładność wymiarowo-kształtowa i chropowatość powierzchni otworów w rozwiercaniu stali A10X 4-ostrzowymi jednolitymi rozwiertakami z węglików spiekanych o średnicy $D=6,315$ i $6,374$ mm ($d_o=6,15$ – $6,19$ mm po wierceniu wiertłem 6 mm)
 Fig. 4. Dimensional and shape accuracy and the surface roughness of holes at steel A10X reaming with the 4-point uniform reamers of sintered carbides of diameters $D=6,315$ and $6,374$ mm ($d_o=6,15$ – $6,19$ mm after drilling with a twist drill of $\phi 6$ mm)

4. Wnioski

Na podstawie przytoczonych w niniejszym referacie wyników badań oraz na podstawie innych badań autorów, można sformułować następujące wnioski ogólne:

1. Efekty technologiczne rozwiercania stali są zależne od ich właściwości plastycznych, niezależnie od zastosowanego na rozwiertaki materiału narzędziowego.
2. Zadowalające rezultaty rozwiercania węglikowymi rozwiertakami otrzymano dla stali ŁH15, A10X i 20HNM. Nie zaleca się tych rozwiertaków do obróbki stali 15G (również 20G i 15).
3. Należy przypuszczać, że zastosowanie rozwiertaków z jednolitą węglikową częścią roboczą przylutowaną do stalowego chwytu, w miejsce rozwiertaków jednolitych, może obniżyć drgania narzędzia, a przez to polepszyć efekty rozwiercania.



Rys. 5. Dokładność wymiarowo-kształtowa i chropowatość powierzchni otworów w rozwiercaniu stali 20HNM 4-ostrzowymi jednolitymi rozwiertakami z węglików spiekanych o średnicy $D=6,315$ mm ($d_0=6,15-6,18$ mm po wierceniu wiertłem krętym 6 mm)

Fig. 5. Dimensional and shape accuracy and the surface roughness of holes at steel 20HNM reaming with the 4-point uniform reamers of sintered carbides of diameters $D=6,315$ mm ($d_0=6,15-6,18$ mm after drilling with a twist drill of $\phi 6$ mm)

LITERATURA

1. Materiały informacyjne zakładów Hornung RFN
2. Materiały informacyjne zakładów Günther RFN
3. Materiały informacyjne zakładów Peck RFN
4. Kształtki z węglików spiekanych BAILDONIT. Wydawnictwo Katalogów i Cenników, Warszawa 1976.
5. STREUBEL A., SZUBERT Z.: Konstrukcja i technologia rozwiertaków małych średnic ($D = 2-6$ mm) z węglików spiekanych. IV Konferencja naukowo-techniczna. Narzędzia skrawające. Wrocław 1986.
6. BAŁAMUCKI J., STREUBEL A., SZUBERT Z., WYCZAŁEK B., ŻEBROWSKI H.: Badania modelowe i doświadczalne wstępnych konstrukcji narzędzi węglkowych do otworów. Wstępne badania narzędzi uszlachetnionych. Raporty ITBM PWr Serii Sprawozdania Nr 45/87, Wrocław 1987.
7. BAŁAMUCKI J., STREUBEL A., SZUBERT Z.: Badania nad technologią obróbki małych średnic ($\phi 3,5-8$ mm) w elementach ze stali stopowych. Etap I i II: Badania nad konstrukcją i technologią rozwiertaków o średnicy $\phi 3,5-6,5$ mm oraz nad warunkami obróbki otworów tymi rozwiertakami w materiale wynikającym z rysunków konstrukcyjnych. Raporty ITBM PWr Serii Sprawozdania Nr 75/87, Wrocław 1987.

Streszczenie

W referacie przedstawiono wyniki badań rozwiercania całych otworów w stalach różnych gatunków, jednolitymi rozwiertakami z węglików spiekanych. Stwierdzono, że efekty technologiczne rozwiercania takich otworów zależą od własności plastycznych badanej stali, niezależnie od zastosowanego na rozwiertaki materiału narzędziowego.

Technological effects of reaming of small holes using uniform reamers of sintered carbides

Summary

The report presents the investigation results of reaming of small holes in steels of various sorts using uniform reamers of sintered carbides. It has been stated that the technological effects of reaming of such holes depend upon the plastic properties of a studied steel independent on the tool material used for reamers.

Adam Dopierała
Paweł Jańczak

ELASTYCZNOŚĆ TECHNOLOGICZNA WIERTEŁ Z PŁYTKAMI WIELOOSTRZOWYMI PRZY OBRÓBCE OTWORÓW

1. Wstęp

Przedstawione w publikacjach [1, 4], jak również w katalogach producentów [5, 6, 7, 8, 9], możliwości technologiczne wykonywania różnych zabiegów wiertłami z płytkami wielostrzowymi — są zależne od rozwiązania konstrukcyjnego tych wiertel. Różnorodność rozwiązań konstrukcyjnych jest spowodowana możliwością stosowania różnych kształtów płytek wielostrzowych, jak i odmiennym usytuowaniem ich w stosunku do osi wiertła [1].

Wielozabiegowa (elastyczna) praca wiertła z płytkami wielostrzowymi jest możliwa, gdy ruch główny wykonuje wyłącznie przedmiot obrabiany.

Analizę zakresu możliwości wykonywania otworów o średnicy $D_x = \text{const}$, narzędziem o stałej średnicy $D_{nom} = \text{const}$, przedstawiono poniżej.

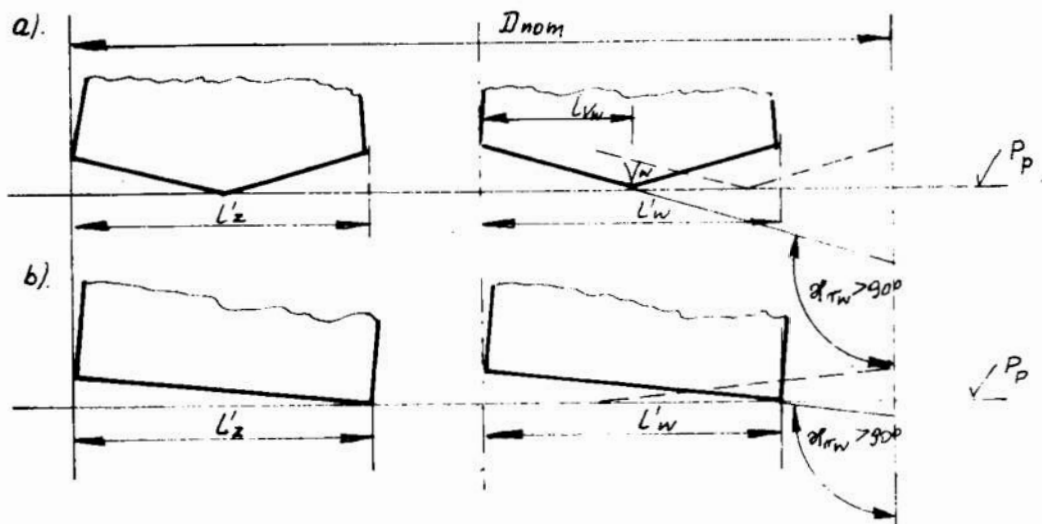
2. Wiercenie otworów większych od nominalnej średnicy wiertła

Wiercenie otworów większych od nominalnej średnicy wiertła z płytkami wielostrzowymi jest możliwe, jeżeli:

- krawędź skrawająca płytki wielostrzowej wewnętrznej jest ustawiona pod kątem $\kappa_{rw} > 90^\circ$ (rys. 1),
- suma długości rzutów na powierzchnię tylną P_p krawędzi skrawających płytek: zewnętrznej (peryferyjnej) i wewnętrznej (centralnej), jest większa od połowy średnicy nominalnej D_{nom} wiertła:

$$l'_z + l'_w > \frac{D_{nom}}{2} \quad (1)$$

(czyli występuje tzw. „pokrycie” płytek).



Rys. 1. Przykłady ustawienia krawędzi skrawających płytek w wiertle umożliwiającym wiercenie średnicy większej od średnicy nominalnej wiertła: a) wiercenie z płytkami trygonalnymi, b) wiertło z płytkami kwadratowymi lub rombowymi

Fig. 1. Examples of cutting edges setting of indexable inserts in the drill enabling of diameter greater than a standard drill diameter: a) drill with trigonal inserts, b) drill with square or rhombic inserts

W celu otrzymania otworu większego od średnicy nominalnej wiertła, należy oś wiertła ustawić w osi obracającego się przedmiotu, a następnie przesunąć ją w płaszczyźnie przechodzącej przez powierzchnie natarcia płytek w kierunku płytki zewnętrznej (+x) (rys. 2). Wówczas średnica wierconego otworu będzie miała wymiar:

$$D_x = D_{nom} + 2x. \quad (2)$$

Przesunięcie wiertła w kierunku +x powoduje, że część krawędzi płytki wewnętrznej (równa wielkości x) przechodzi przez oś i przestaje skrawać (rys. 3), natomiast długość czynnej krawędzi skrawającej płytki zewnętrznej zwiększa się.

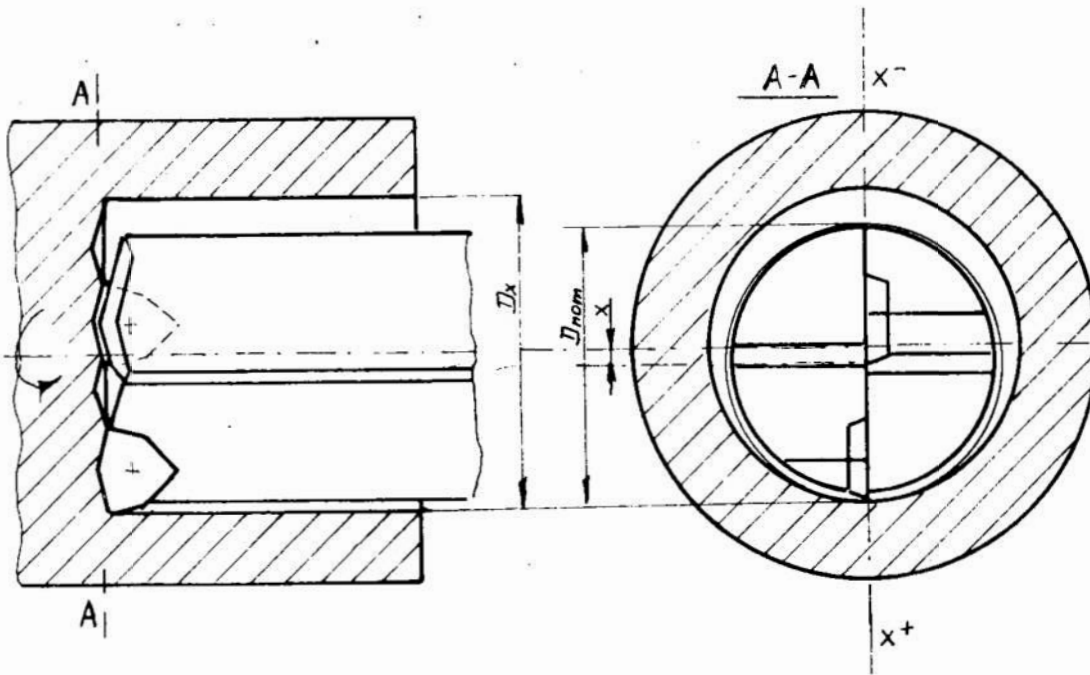
Wielkość przesunięcia x jest uzależniona od stopnia pokrycia płytek:

$$x_{max} = \frac{(l_z + l_w) - \frac{D_{nom}}{2}}{2} \quad (3)$$

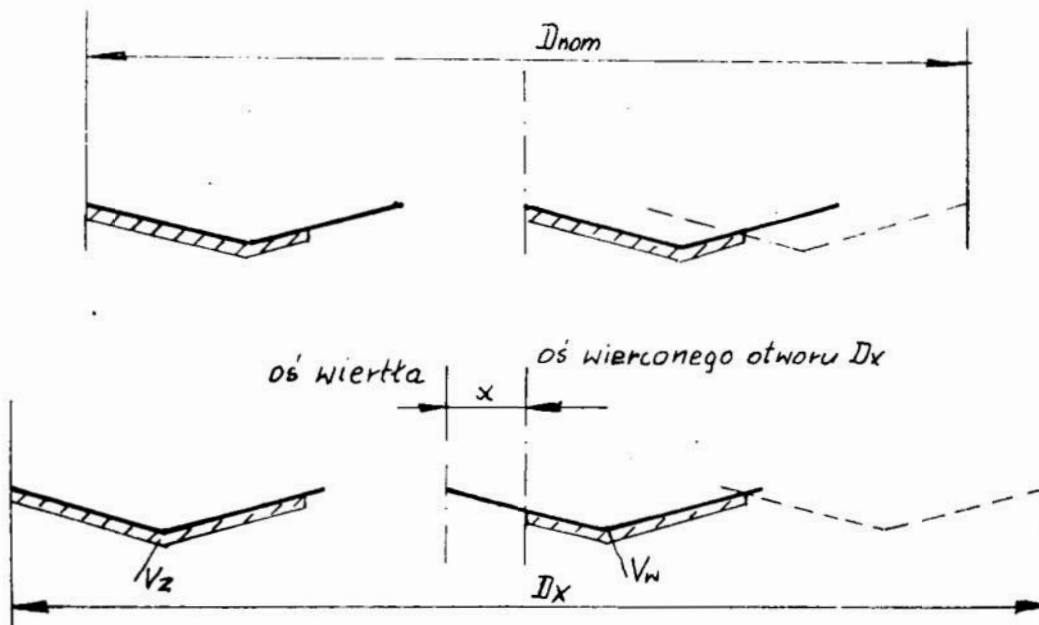
i odległości l_{V_w} wierzchołka V_w płytki wewnętrznej od osi wiertła (rys. 1), (inaczej — położenia maksymalnie oddalonego od osi punktu krawędzi skrawającej płytki centralnej, dla którego $\kappa_{rw} > 90^\circ$):

$$x_{max} < l_{V_w}. \quad (4)$$

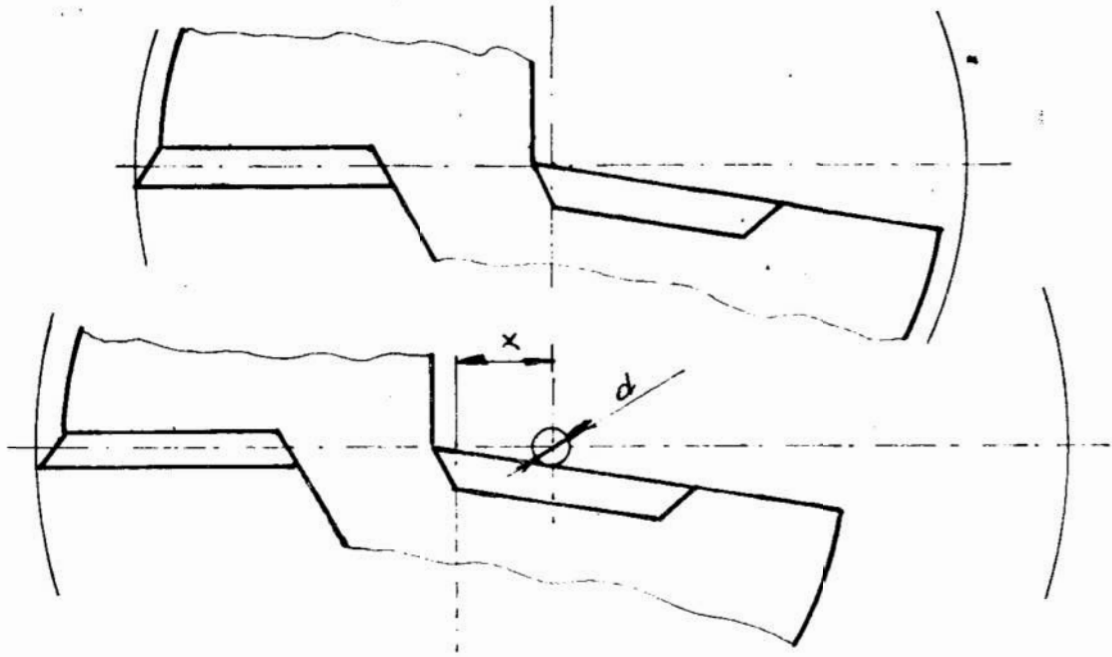
W niektórych konstrukcjach wiertel mogą wystąpić jeszcze inne ograniczenia wielkości x. W wiertłach firmy COROMANT powierzchnie natarcia płytek: wewnętrznej i zewnętrznej, nie leżą w jednej płaszczyźnie (rys. 4a).



Rys. 2. Wiercenie średnicy większej od średnicy nominalnej wiertła
 Fig. 2. Drilling of diameter greater than the standard drill diameter



Rys. 3. Zmiana długości czynnych krawędzi skrawających w wiertle przesuniętym
 Fig. 3. Change of active cutting edges in the shifted drill



Rys. 4. Położenie płytek powodujące możliwość powstawania niezeskrawanego rdzenia

Fig. 4. Position of indexable inserts enabling formation of an uncut core

Przesunięcie wiertła w kierunku $+x$ w płaszczyźnie równoległej do powierzchni natarcia płytki zewnętrznej powoduje jednocześnie odsunięcie krawędzi płytki wewnętrznej od osi, w wyniku czego powstaje niezeskrawany rdzeń. Dopuszczalna średnica niezeskrawanego rdzenia d nie powinna przekroczyć 0,6 mm; w przeciwnym razie powstają zakłócenia w procesie skrawania, mogące prowadzić do zniszczenia płytki i korpusu wiertła.

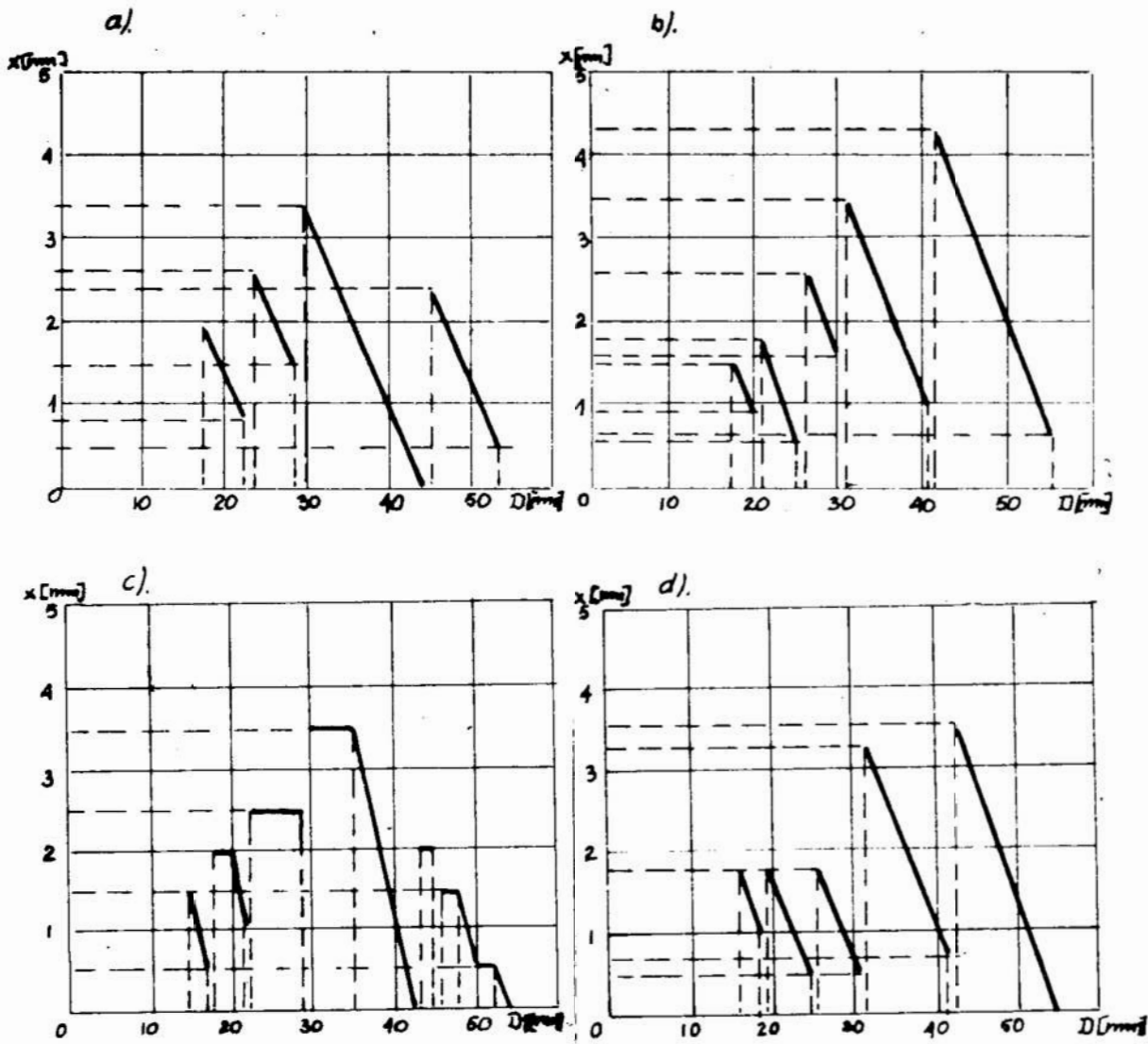
Poszczególne firmy, produkujące wiertła z płytkami wielostrzowymi, dla własnych konstrukcji podają zakresy możliwych przesunięć „ $+x$ ”. Na rysunku 5 zamieszczono wykresy, z których można odczytać graniczne przesunięcia wiertła: a) firmy PLANSEE [8], b) firmy COROMANT [9], c) firmy HERTEL (opracowano na podstawie) [6], d) firmy WIDIA (opracowano na podstawie [7]).

Zwiększenie średnicy wierconej w porównaniu ze średnią nominalną wiertła w tym przypadku jest $< 0,8$ mm.

3. Wiercenie otworów mniejszych od nominalnej średnicy wiertła

Większość konstrukcji wiertel z płytkami wielostrzowymi charakteryzuje się tym, że krawędź skrawająca płytki wewnętrznej przechodzi poza oś wiertła (rys. 7).

Daje to możliwość skorygowania średnicy wierconego otworu przy wiertle nie obracającym się w „—”. „Pomniejszenie” otworu wierconego jest ograniczone jednak wielkością różnicy promienia nominalnego wiertła r_{nom} i promienia korpusu wiertła r_k po stronie płytki wewnętrznej (rys. 7).

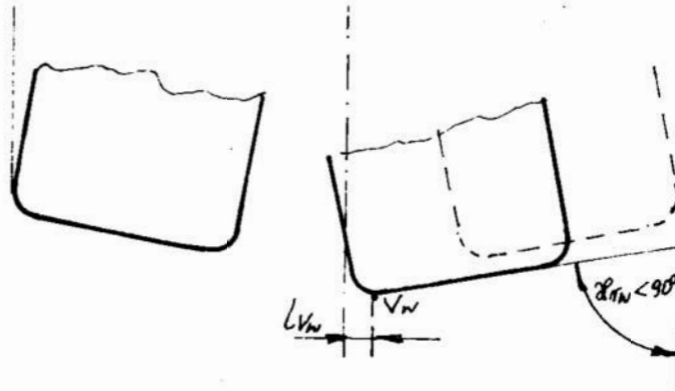


Rys. 5. Zakresy granicznych przesunięć $+x$ wiertel z płytkami wewnętrznymi różnych konstrukcji
 Fig. 5. Ranges of limiting displacements $+x$ of drills with the internal inserts of different construction

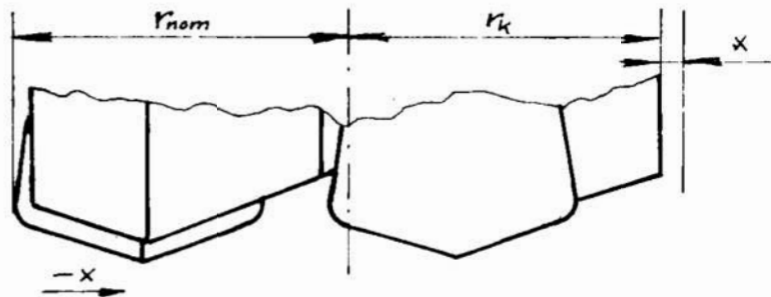
Wykresy a), b), c) obejmują konstrukcje wiertel z płytkami trygonalnymi, wykres d) — wiertła z płytkami kwadratowymi.

Na wykresie 5b, z uwagi na powstawanie rdzenia w osi, przesunięcie „ $+x$ ” dla wiertel o małych średnicach winno być przeprowadzone równoległe do powierzchni natarcia płytki wewnętrznej, a dla wiertel o średnicy powyżej $\varnothing 40$ równoległe do powierzchni stycznej do powierzchni natarcia płytki zewnętrznej.

W wiertłach skonstruowanych w Politechnice Poznańskiej [2] kąt κ_{rw} dla płytki wewnętrznej jest mniejszy od 90° (rys. 6) i dlatego przemieszczenie wiertła z osi obracającego się przedmiotu w kierunku płytki zewnętrznej jest możliwe tylko o wielkość $x < l_{vw}$.



Rys. 6. Ułożenie płytek wielostrzowych w wiertle skonstruowanym w Politechnice Poznańskiej
 Fig. 6. Arrangement of the indexable inserts in the drill constructed at the Technical University of Poznań



Rys. 7. Oznaczenie parametrów mających wpływ na określenie wielkości przesunięcia wiertła w kierunku „-x”

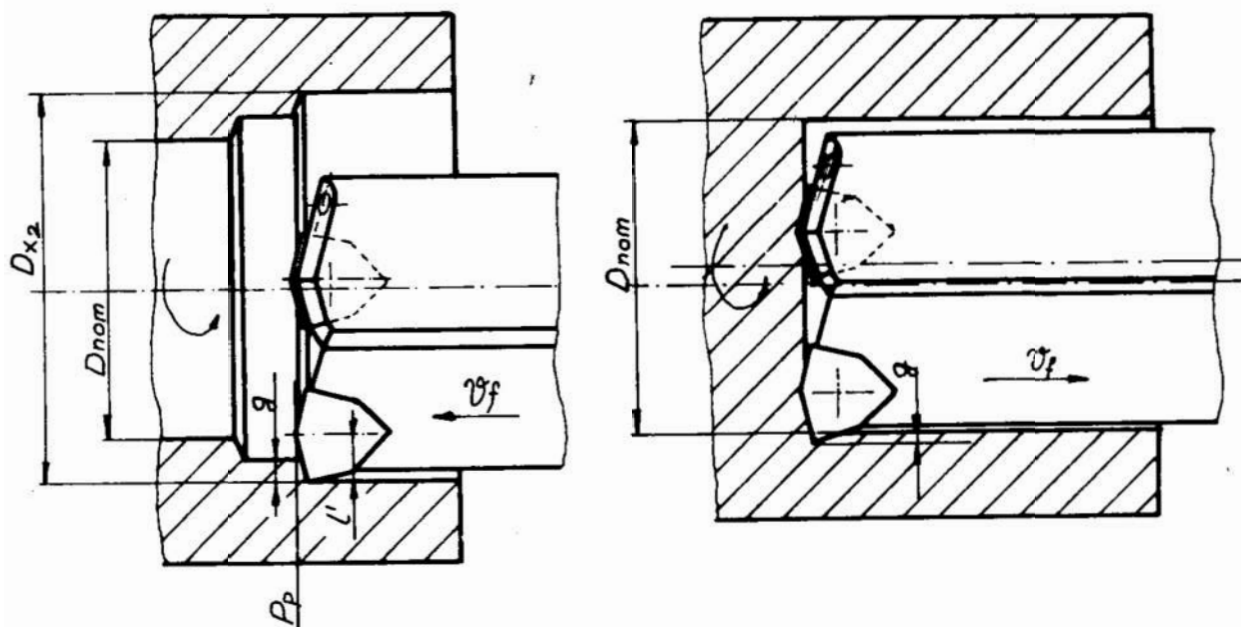
Fig. 7. Notation of parameters affecting designation of the drill displacement magnitude in the „-x” direction

$$|-x| = r_{nom} - r_k \quad (5)$$

Możliwość ta wykorzystywana jest przy usuwaniu wielkości rozbiegania otworu, powodowanego niewyrównoważeniem promieniowych składowych sił skrawania.

4. Wytaczanie

Po wywierceniu otworu w przedmiocie wykonującym ruch główny, wiertło z płytkami wielostrzowymi można wykorzystać jako wytaczadło. Jeśli kinematyka obrabiarki na to pozwala, po wycofaniu wiertła z otworu należy przesunąć je w płaszczyźnie stycznej do powierzchni natarcia płytki zewnętrznej, dobierając odpowiednią głębokość wytaczania g (rys. 8).



Rys. 8. Wytaczanie otworów wiertłami z płytkami wielostrzowymi

Fig. 8. Boring of holes using the drills with the indexable inserts

Powtarzając ten zabieg można otrzymać otwór o średnicy:

$$D_{x_n} = D_{x_{n-1}} + 2g_n. \quad (6)$$

Głębokość wytaczania w tych zabiegach nie powinna być większa od rzutu prostoliniowej krawędzi skrawającej płytki zewnętrznej z kątem $\kappa < 90^\circ$ na płaszczyznę tylną P_p :

$$g < l'.$$

Nie wyprowadzając wiertła z otworu (i nie wyłączając ruchu głównego przedmiotu) można wiertło również wykorzystać do obróbki wykańczającej otworu. W tym przypadku można wiertło przesunąć w kierunku płytki zewnętrznej równoległe do jej powierzchni natarcia, a następnie posuwowym ruchem powrotnym, przy zmienionych płynnie parametrach skrawania, przeprowadzić wytaczanie dokładne.

Krawędź pomocnicza płytki zewnętrznej s_p staje się w tym przypadku krawędzią główną wytaczadła. Głębokość wytaczania nie może przekroczyć wielkości rzutu s_p' na płaszczyźnie P_p , czyli:

$$g < s_p'.$$

5. Zakończenie

Planując proces technologiczny na obrabiarki posiadające dużą elastyczność kinematyczną (centra obróbcze, obrabiarki sterowane numerycznie), z udziałem wiertel z płytkami wielostrzowymi, należy wykorzystać również dużą elastyczność technologiczną tych narzędzi. Należy jednak pamiętać, że zakres zabiegu nietypowego dla wiertel powinien być poprzedzony analizą możliwości technologicznych, w oparciu o parametry konstrukcyjne danego wiertła.

LITERATURA

1. BIHUN Z., DOPIERAŁA A., JAŃCZAK P.: Wybrane zagadnienia dotyczące konstrukcji wiertel składanych. Materiały konferencyjne „Automatyzacja i mechanizacja skrawaniem” Katowice, 1982
 2. BIHUN Z., DOPIERAŁA A., JAŃCZAK P., MACKIEWICZ H.: Wiertło składane z płytkami wielostrzowymi mocowanymi mechanicznie, Patent PRL, P.243037 z dnia 22.10.1986 roku z mocą od dnia 14.07.1983 roku
 3. DOPIERAŁA A., JAŃCZAK P.: Przegląd konstrukcji oraz warunki skrawania wiertel składanych. Materiały Konferencyjne „Narzędzia skrawające i ściernie” NASS’85 — Gorzów 1985
 4. ECKLE O. LÖCHGAN: Einbauelemente für den Eigenbau von Werkzeugen, Werkstatt und Betrieb nr 7, 1980
- Katalogi firm:
5. BOHLERIT Kurzklochbohrer mit Wendeschneidplatten
 6. HERTEL 5010/85
 7. KRUPP WIDIA — WIDAX BW — Bohrer W 2.3 — 80.3 d 12/86
 8. PLANSEE Tizit Maxidrill — Technische Information 479 10 83 D
 9. SANDVIK COROMANT — Drilling Tools HV — 1200 : 2/83

Streszczenie

Wielozabiegowa — elastyczna praca wiertła z płytkami wielostrzowymi jest możliwa, gdy ruch główny wykonuje przedmiot obrabiany. Wykorzystanie wiertel z płytkami wielostrzowymi nie tylko do wiercenia otworów o średnicy równej średnicy wiertła jest możliwe dzięki szczególnym cechom konstrukcyjnym tych narzędzi. Warunki i zakres obróbki otworów większych i mniejszych od średnicy wiertła zostały omówione w przedstawionym artykule.

Technological elasticity of drills with the indexable inserts during holes drilling

Summary

Multioperational — elastic drill work with the indexable inserts is possible when the main drive is performed by the workpiece. Due to specific construction features of the drills with indexable inserts the drills may be used not only to make holes with a diameter equal to the drill diameter but also to make holes with diameter smaller or greater than the drill diameter the scope and conditions of the machining are described in the paper.

Marek Dąbrowski
Marek Lenartowicz

PROBLEMY DOKŁADNOŚCI ZESPOŁOWYCH NARZĘDZI TOKARSKICH

1. Wstęp

Rzeczywistość technologiczna, zmierzająca do poprawienia jakości wykonywanych elementów oraz do zwiększenia wydajności produkcji, jest uzależniona od zastosowania odpowiednich, wysokowydajnych i niezawodnych narzędzi skrawających. Obserwując aktualne tendencje w rozwoju tych narzędzi oraz wzrost automatyzacji obróbki skrawaniem można zauważyć, że w produkcji wielkoseryjnej i masowej, dominującą rolę odgrywają narzędzia zespołowe o konstrukcji składanej, z płytkami mocowanymi mechanicznie.

Wykazują one szereg zalet w porównaniu z narzędziami z płytkami z węglików spiekanych, lutowanymi. Do zalet tych należą: dostatecznie sztywna konstrukcja, możliwość stosowania nakładanych, nastawnych łamaczy wiórów, możliwość ustawiania wymiarów obróbkowych poza obrabiarką, możliwość stosowania gatunków węglików spiekanych zależnie od bieżących wymagań technologicznych (w tym węglików laminowanych warstwowych), możliwość stosowania płytek z innych materiałów (np. płytek ceramicznych), brak niekorzystnych naprężeń lutowniczych oraz wyeliminowanie wad powstających wskutek ostrzenia narzędzi, możliwość wymiany pojedynczego stopnia roboczego narzędzia w przypadku jego zużycia, bez konieczności wymiany całego narzędzia.

Wymienione czynniki pozwalają na znaczne obniżenie kosztów narzędziowych w produkcji, pod warunkiem jednak właściwego doboru parametrów obróbki w celu zapewnienia ściernego zużycia ostrza a wyeliminowania zużycia wytrzymałościowego (wykruszeń, wyszczerbień, wyłamania) oraz dla maksymalnego wykorzystania możliwości obróbkowych płytek.

Bardzo istotny jest również fakt, że zużyte wymienne płytki wieloostrowe, jak i pozostałe elementy zespołowych narzędzi składanych, stanowią łatwy do oddzielenia i magazynowania surowiec wtórny, pozwalający na obniżenie zużycia drogich, na ogół importowanych surowców (wolfram, tytan, kobalt itp.).

2. Wybór schematu strukturalnego narzędzia

Problem ogólnej koncepcji rozwiązania konstrukcyjnego narzędzia składanego musi być rozpatrywany w połączeniu z zarysem przedmiotu obrabianego. Wyodrębnić tutaj można dwie przeciwstawne tendencje, rzutuące bezpośrednio na konstrukcję narzędzia:

- stosowanie w szerokim zakresie znormalizowanych elementów składowych i narzędzi o możliwie prostych kształtach,
- stosowanie w szerokim zakresie specjalnych narzędzi, wymagających szczególnego opracowania projektowego i na ogół specjalnych rozwiązań elementów składowych tego narzędzia.

Decyzja o wyborze określonego typu narzędzia powinna wynikać z przesłanek techniczno-ekonomicznych.

W rozpatrywanym schemacie strukturalnym narzędzia składanego do obróbki zautomatyzowanej należy także uwzględnić zagadnienie szybkiej jego wymiany, możliwość ustawienia narzędzia na wymiar obróbkowy poza obrabiarką oraz możliwość kontroli stanu ostrza podczas operacji technologicznej. Czynniki te są na ogół ściśle ze sobą powiązane.

Dlatego też, rozpatrując wstępnie schemat strukturalny narzędzia składanego należy rozważyć, czy:

- wymianie podlega tylko sam element skrawający (w szczególności samo ostrze poprzez zmianę położenia płytki skrawającej),
- wymianie podlegają wymienne wkładki narzędziowe (nożowe) lub poszczególne stopnie robocze narzędzia zespołowego,
- wymianie podlega całe narzędzie zamocowane w odpowiednim, szybko-mocującym uchwycie (gnieździe) obrabiarki,
- wymiana obejmuje równocześnie zespół narzędzi zamocowanych w jednym szybkowymyennym bloku narzędziowym,
- będzie możliwe automatyczne zasilanie obrabiarek w narzędzia mieszczące się w magazynie narzędziowym,
- będzie możliwa kontrola stanu zużycia ostrza w warunkach „bezobsługowej” produkcji (np. w elastycznych systemach obróbkowych).

Jednym z podstawowych problemów w konstrukcji składanych narzędzi zespołowych jest zagadnienie ich dokładności, które również stanowi jeden z istotnych elementów struktury tego typu narzędzia.

3. Problem dokładności narzędzi składanych

Narzędzia zespołowe, mające zazwyczaj kilka, a co najmniej dwa stopnie robocze, należą do grupy narzędzi wymiarowych, odwzorowujących określone wymiary na obrabianym przedmiocie. Oprócz wymiarów podstawowych, wpływających na dokładność obróbki, w narzędziach tych istotne są również dodatkowe wymiary związane ze wzajemnym położeniem stopni roboczych, których dokładność niejednokrotnie decyduje o możliwości zastosowania narzędzia zespołowego do określonej operacji obróbkowej.

Konstrukcja składanego narzędzia narzuca konieczność wykonania jego elementów z taką dokładnością, aby zapewnić:

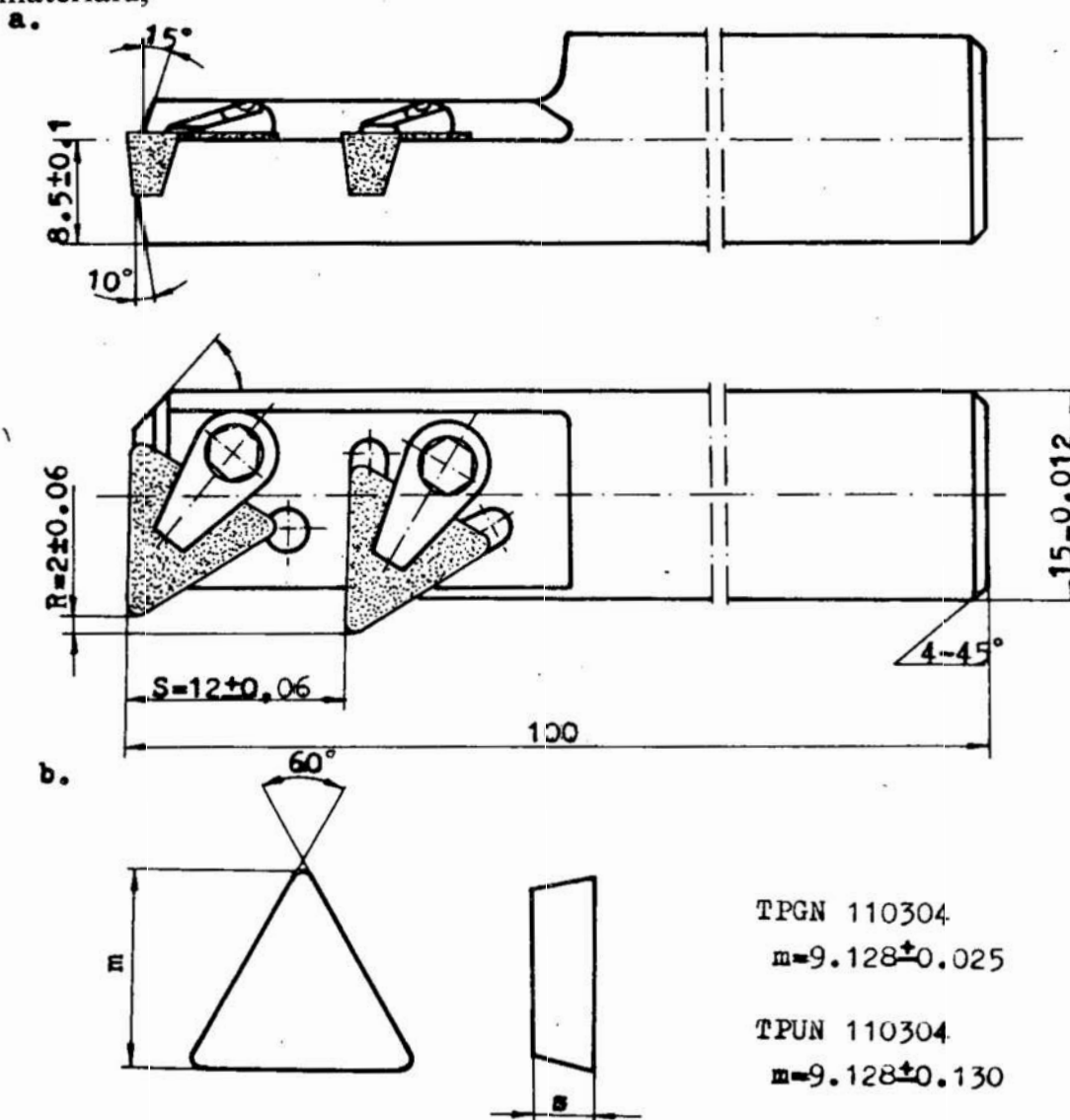
- wykonanie operacji obróbkowej z żądaną dokładnością,
- możliwość wymiany jego elementów składowych bez zmiany dokładności wymiarowej narzędzia jako całości.

Analiza dokładności składowych narzędzi z jedną wymienną płytką wielostrzową stanowi również szczególny przypadek rozważanego problemu.

W celu zilustrowania metody analizy dokładności rozważono przykład odnoszący się do składanego noża zespołowego (rys. 1).

Bazowanie wielostrzowej płytki wymiennej na ściankach gniazda wymaga wykonania tego gniazda w odpowiedniej klasie dokładności. Naroże płytki nie zajmuje jednak stałego położenia z uwagi na to, że:

- bazowanie płytki następuje na powierzchniach przyłożenia, które ulegają zużyciu, mogą też nalepiać się na nie utwardzone cząstki obrabianego materiału,



Rys. 1. Składany nóż zespołowy dwustopniowy do obróbki wewnętrznych powierzchni obrotowych

- a. rysunek złożeniowy
- b. wielostrzowa płytki skrawająca

Fig. 1. Folding complex two-stage turning tool to cut an internal rotary surface:

- a) assembly drawing,
- b) multipoint cutting insert

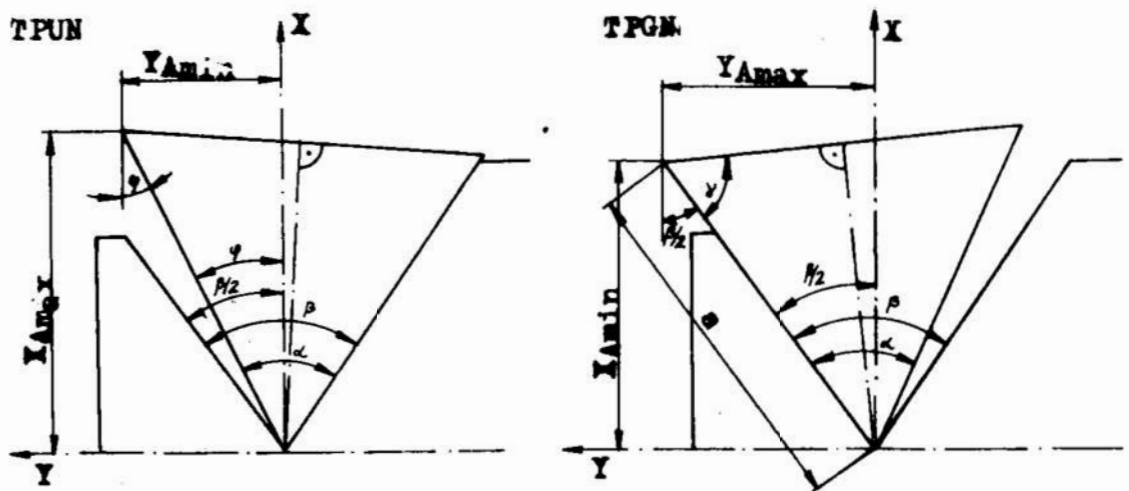
— tolerancje wykonania płytek jak i gniazd dają w efekcie zawsze pewien rozrzut ich wymiarów.

Problemy te nie odgrywają na ogół istotnej roli w przypadku noży do obróbki zgrubnej, jak też noży z pojedynczymi płytkami, które praktycznie każdorazowo są ustawiane na zadany wymiar obróbkowy. Nie można jednak pominąć tych zagadnień w obróbce dokładnej, a nawet średnio dokładnej.

W analizie rozpatrywanego narzędzia (rys. 1) przyjęto pewne założenia upraszczające, a to:

- w płycie skrawającej tylko wymiar „m” jest tolerowany, natomiast kąt wierzchołkowy jest stały,
- tolerancja kątowa wykonania gniazda jest rozłożona symetrycznie względem osi symetrii gniazda,
- kąt wierzchołkowy gniazda jest nieco większy od kąta wierzchołkowego płytki, co powoduje, że płytka opiera się o ścianki gniazda jednym bokiem.

Dla tak przyjętych założeń upraszczających, możliwe skrajne położenia płytki w gnieździe przedstawiono na rys. 2. Poniżej zamieszczono wyniki obliczeń skrajnych położenia naroża skrawającego dla płytek wykonanych w dwóch klasach dokładności, mianowicie: TPUN — wersja o zwykłej dokładności oraz TPGN — wersja o podwyższonej dokładności.



Rys. 2. Możliwe skrajne położenia płytki w gnieździe

Fig. 2. A possible extreme position of the plate in a seat

TPGN 110304 $m = 9.128 \pm 0.025$

$Y_{Amax} = 5.298$ $Y_{Amin} = 5.242$ $Y_{Anom} = 5.270$

$Y_{Amax} - Y_{Amin} = 0.056$

$X_{Amax} = 9.161$ $X_{Amin} = 9.095$ $X_{Anom} = 9.128$

$X_{Amax} - X_{Amin} = 0.066$

Po uwzględnieniu tolerancji wzajemnego położenia gniazd, które wynoszą:

$T_x = 0.04$, $T_y = 0.04$

$X_{Amax} - X_{Amin} = 0.106$ $Y_{Amax} - Y_{Amin} = 0.096$

TPUN 110304 $m = 9.128 \pm 0.130$

$$Y_{Amax} = 5.359 \quad Y_{Amin} = 5.182$$

$$Y_{Amax} - Y_{Amin} = 0.177$$

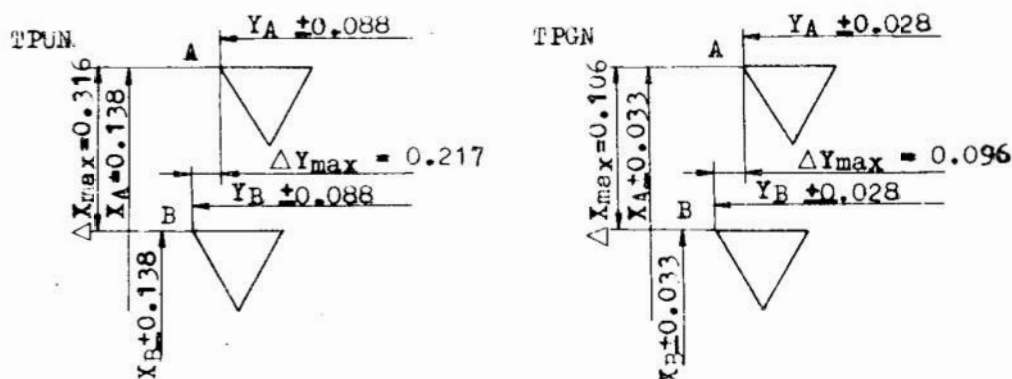
$$X_{Amax} = 9.260 \quad X_{Amin} = 8.990$$

$$X_{Amax} - X_{Amin} = 0.276$$

Po uwzględnieniu tolerancji wzajemnego położenia gniazd (jw.)

$$X_{Amax} - X_{Amin} = 0.316 \quad Y_{Amax} - Y_{Amin} = 0.217$$

Wynikiem zmiany położenia płytki w stosunku do przyjętego zerowego układu są różnice we względnym ich usytuowaniu w narzędziu zespołowym przedstawione na rys. 3.



Rys. 3. Maksymalne różnice wymiarów we wzajemnym usytuowaniu dwóch stopni roboczych w nożu dla różnych dokładności wykonania płytek skrawających

Fig. 3. Maximal differences in dimensions at reciprocal location of two working steps in turning tool for different accuracies in execution of the cutting inserts

Przedstawiony przykład uwidacznia, iż jednym z najistotniejszych problemów w kontroli składanego narzędzia zespołowego jest zapewnienie zamienności jego części. Spośród stosowanych w technice rodzajów zamienności, takich jak: zamienność całkowita, częściowa, technologiczna, selekcyjna, konstrukcyjna (kompensacyjna), w konstrukcji narzędzi składanych istotną rolę odgrywają dwa rodzaje zamienności:

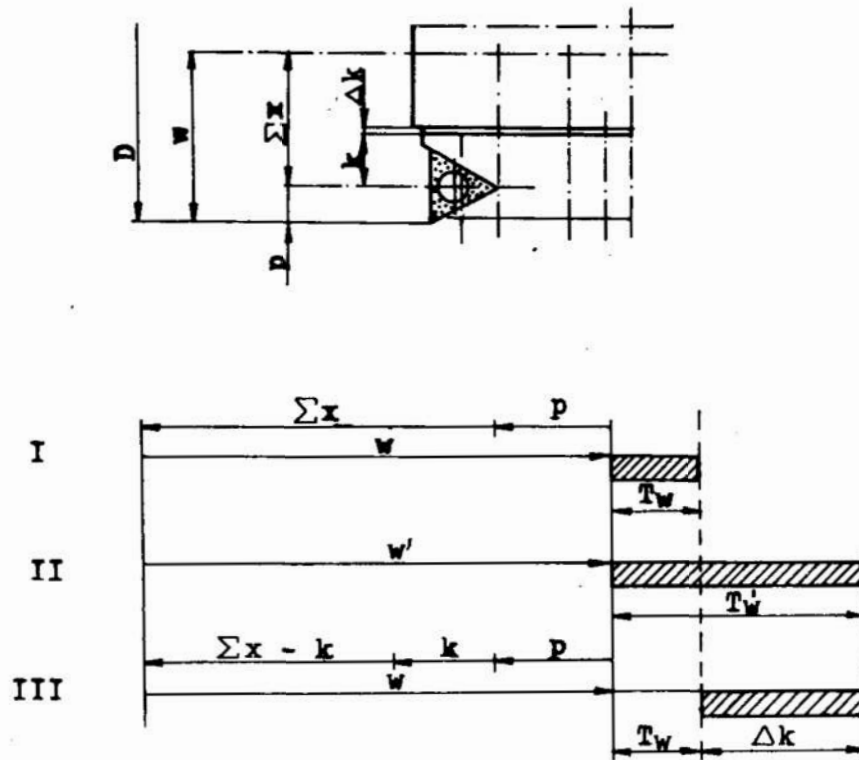
- zamienność całkowita -- w odniesieniu do wieloostrowej płytki skrawającej,
- zamienność kompensacyjna -- w odniesieniu do łańcucha wymiarowego narzędzia, polegająca na włączeniu dodatkowego ogniwa o zmiennym (w granicach kompensacji) wymiarze.

Zastosowanie metody kompensacji w konstrukcji składanego narzędzia zespołowego ilustruje rys. 4.

Z rysunku 4 wynikają następujące związki:

$$W = \sum x_n + p \quad (1)$$

$$T_w = \sum T_{xn} + T_p \quad (2)$$



Rys. 4. Łańcuchy wymiarowe składanego narzędzia zespołowego:

a. w pozycji roboczej

b. w układzie analizy wymiarów tolerowanych D — wymiar obrabianego przedmiotu, w — żądany wymiar określający położenie wierzchołka ostrza, x — łańcuch wymiarowy określający położenie bazy płytki skrawającej w stosunku do bazy narzędzia, p — wymiar określający położenie wierzchołka ostrza w stosunku do bazy płytki, k — wymiar kompensacyjny, I — żądany łańcuch wymiarowy, II — łańcuch wymiarowy rzeczywisty przed kompensacją, III — łańcuch wymiarowy po kompensacji o wartości Δk , T_w — żądana tolerancja wymiaru w , T_w' — rzeczywista tolerancja wymiaru w

Fig. 4. Dimensional chains of the folding complex tool:

a) at working position,

b) in the arrangement of analysis of toleranced dimensions, D - workpiece dimension, w - required dimension determining position of the tip point, x - dimensional chain determining position of the cutting plate basis in relation to the tool basis, p - dimension determining position of the tip point in relation to the plate basis, k - compensatory dimension, I - required dimensional chain, II - real dimensional chain prior to compensation, III - dimensional chain after compensation of value Δk , T_w - required tolerance of dimension w , T_w' - real tolerance of dimension w

Tolerancja T_w wymiaru wynikowego jest określona poprzez wymogi dokładności obróbki, tolerancja T_p wykonania płytki jest określona przez producenta. Ze związku (2) otrzymujemy:

$$\sum T_{x_i} = T_w - T_p, \quad (3)$$

a jeśli przyjąć jednakowe tolerancje wymiarów x , wówczas:

$$T_x = \frac{1}{n} (T_w - T_p). \quad (4)$$

Narzucona w ten sposób tolerancja T_x wymiarów narzędzia może być w wielu przypadkach trudna do uzyskania lub też ekonomicznie nieuzasadniona w warunkach produkcyjnych. Można ten problem rozwiązać stosując ogniwo kompensacyjne k . Wartość kompensacji k jest określona związkiem:

$$\Delta k \leq T_w - T_w \quad (5)$$

Zastosowanie ogniwa kompensacyjnego w postaci podkładek, śrub kompensacyjnych, klinów itp., umożliwia utrzymanie wymiarów x w tolerancjach łatwych do uzyskania w warunkach produkcyjnych, przy równoczesnym spełnieniu wymogów narzuconych na tolerancję T_w żądanego wymiaru w .

Ustawienie składanych narzędzi zespołowych na wymiar obróbkowy poza obrabiarką oraz zastosowanie zamienności kompensacyjnej pozwala na nadanie narzędziu składanemu wymaganej dokładności wymiarowej.

W rozpatrywanym przypadku całkowitą zamienność można uzyskać tylko przy zastosowaniu płytek TPGN o podwyższonej dokładności. Zwiększenie jednak wymagań odnośnie tolerancji wymiarów R i S (rys. 1) poniżej wartości 0,106 wymagałoby już zmiany konstrukcji narzędzia przez wprowadzenie ogniwa kompensacyjnych.

LITERATURA:

1. Sprawozdanie CPBP 02.04 za rok 1987 (nt.): Opracowanie struktury i wybranych podprogramów obliczeń w systemie CAD projektowania narzędzi składanych.
2. HARASYMOWICZ J., DĄBROWSKI M., GAWLIK J.: Dokładność składanych narzędzi zespołowych. Prace Bydgoskiego Towarzystwa Naukowego. Seria Mechanika, nr 14, 1982.

Streszczenie

W artykule przedstawiono teoretyczną analizę możliwości bazowania płytki wielostrzowej w gnieździe i błędów położenia wierzchołka ostrza, wynikających z przyjętych tolerancji wykonania narzędzia zespołowego. Podano również sposób pozwalający na eliminację błędów wykonania narzędzia metodą kompensacji.

Problems of accuracy of the turning complex-tools

Summary

In the report, a theoretical analysis of the possibilities of basing a multipoint plate in a seat and the errors of tool edge position resulting out of the given complex-tool tolerances, is presented. A method of eliminating the tool's errors of operation which is based on compensation, is also given.

Mieczysław Feld
Jerzy Wiśniewski

RÓWNOWAGA SIŁ OBCIĄŻAJĄCYCH WIERTŁO SKŁADANE PODCZAS PRACY

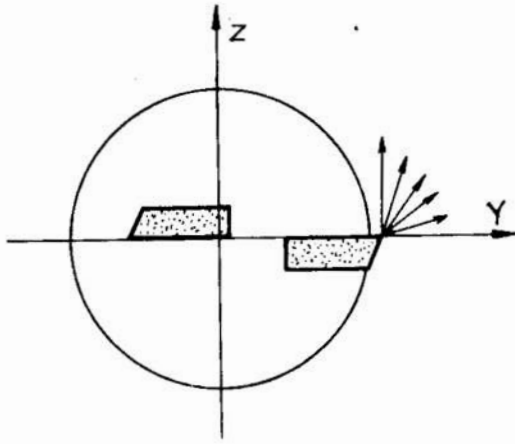
1. Wprowadzenie

Zapewnienie równowagi sił obciążających wiertło z teoretycznego punktu widzenia wydaje się być zagadnieniem łatwym. W praktyce problem ten wygląda inaczej. Nieuniknione błędy wykonania narzędzia, zamocowania na obrabiarce oraz zmienne warunki pracy ostrzy doprowadzają do powstania siły wypadkowej, obciążającej wiertło, o wartości różnej od zera. Ujemne skutki braku równowagi siły mogą przy wierceniu powodować nierównomierne zużycie ostrzy, wzrost amplitudy drgań narzędzia lub spadek dokładności wymiarowo-kształtowej obrabianych otworów.

Dodatkową trudność, z jaką autorzy spotkali się podczas analizy stanu obciążenia wiertła składanego, był brak danych krajowych (wzorów) do określania wartości sił skrawania oraz ich składowych działających na poszczególne ostrza. Przy analizie posłużono się danymi z literatury zagranicznej [1].

Zasadniczo największe znaczenie ma równowaga sił w płaszczyźnie poprzecznej do osi geometrycznej wiertła. Wiąże się to z najmniejszą sztywnością korpusu narzędzia w tym kierunku. Stąd, przyjęto, że płaszczyzna poprzeczna będzie stanowiła podstawę analizy. Mając na uwadze również fakt, że trudno jest przewidzieć, czy analitycznie zapewniony stan równowagi sił będzie istniał w praktyce, postanowiono, że siła wypadkowa w płaszczyźnie poprzecznej będzie posiadała wartość nieznacznie większą od zera i będzie skierowana na płytkę zewnętrzną (rys. 1).

Dokonanie takiego założenia jest istotne, ponieważ analityczne zapewnienie wypadkowej o wartości równej zero w praktyce mogłoby spowodować powstanie siły wypadkowej o kierunku trudnym do przewidzenia. Za właściwy uznano kierunek pokazany na rysunku 1, ponieważ powoduje on dodatnie rozbieżenie otworu, co zabezpiecza obrabianą powierzchnię otworu przed porysowaniem podczas wycofywania narzędzia z otworu.

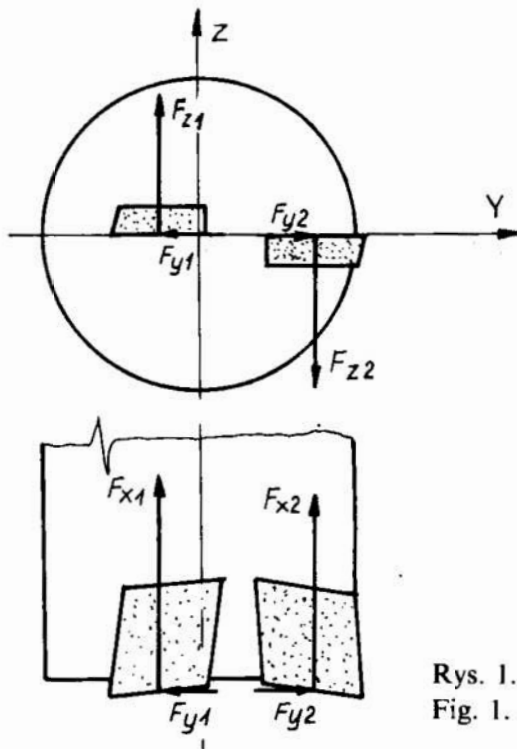


Rys. 2. Przyjęty model obciążenia wiertła składanego
 Fig. 2. Accepted model of the folding drill load

2. Obliczenia

Celem przeprowadzonych obliczeń było sprawdzenie możliwości sterowania kierunkiem działania siły wypadkowej w płaszczyźnie poprzecznej do osi geometrycznej wiertła składanego przy pomocy parametru $\Delta \kappa_r$, wyrażającego różnicę kątów przystawienia głównych krawędzi skrawających płytki zewnętrznej i wewnętrznej.

Model obciążenia wiertła przyjęty do obliczeń przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 1. Przyjęty obszar kierunku działania siły wypadkowej
 Fig. 1. Accepted field of action direction of the resultant force

Siły składowe obliczono ze wzoru [1]:

$$F_z = \frac{M_s \cdot 10^3}{0,48 D_w} , \quad (1)$$

przy czym moment skrawania M_s :

$$M_s = \frac{0,48 D_w^2}{2 \sin \kappa_r} \cdot a^{C_s} \cdot k_s \cdot 10^{-3} \quad (2)$$

$$F_x = D_w \cdot a^{C_x} \cdot k_x \quad (3)$$

W przedstawionym przykładzie obliczeń przyjęto, że obrabiana jest stal 45 o $R_m = 610 \div 700 \text{ Nmm}^{-2}$ z posuwem $p = 0,1 \text{ mm obr}^{-1}$. Kąt przystawienia $\chi_r = 93^\circ$. Stąd, brakujące dane do wzorów (1 ÷ 3) wynoszą, wg [1]:

$$a = p \cdot \sin \kappa_r = 0,1 \sin 93^\circ = 0,09986 \text{ mm}$$

$$C_s = 0,93; \quad C_x = 0,83$$

$$k_s = 1280 \text{ Nmm}^{-2}; \quad k_x = 1215 \text{ Nmm}^{-2}.$$

Po podstawieniu danych do wzorów (1 ÷ 3) dla średnicy wiertła $D_w = 44 \text{ mm}$, otrzymano:

$$M_s = 69,9 \text{ Nm}; \quad F_z = 3309,7 \text{ N}; \quad F_x = 7898 \text{ N}.$$

Całkowite siły F_z i F_x , działające na wiertło, zamieniono na składowe F_{z1} i F_{z2} oraz F_{x1} i F_{x2} (rys. 2). Skorzystano przy tym z proporcji przekrojów warstwy skrawanej, przypadających na płytkę zewnętrzną i wewnętrzną. Przyjmując, że wartość posuwu jest stała dla obu płytek, siły składowe obliczono ze wzorów:

$$F_{z1} = \frac{F_z \cdot l_{s1}}{l_{s1} + l_{s2}} = 1728,7 \text{ N}$$

$$F_{z2} = F_z - F_{z1} = 1581 \text{ N} \quad (4)$$

$$F_{x1} = \frac{F_x \cdot l_{s1}}{l_{s1} + l_{s2}} = 4125,3 \text{ N}$$

$$F_{x2} = F_x - F_{x1} = 3772,7 \text{ N.}$$

gdzie:

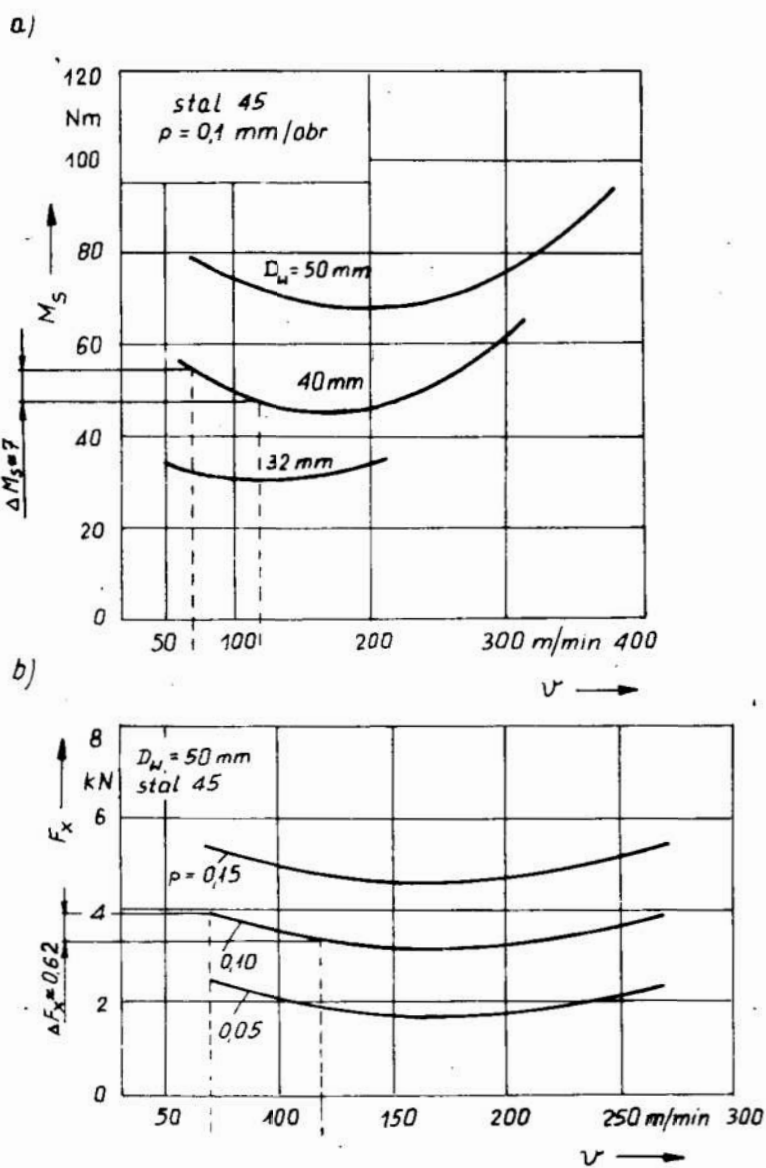
l_{s1} — czynna długość krawędzi skrawającej płytki wewnętrznej;

l_{s2} — czynna długość krawędzi skrawającej płytki zewnętrznej.

Na podstawie wykresów (rys. 3) stwierdzono, że istotnie na różnicę obciążenia płytki zewnętrznej w stosunku do obciążenia płytki wewnętrznej wpływa prędkość skrawania. Zakładając prędkość skrawania dla płytki zewnętrznej dwukrotnie wyższą od prędkości skrawania dla płytki wewnętrznej, można z pewnym przybliżeniem odczytać z wykresów poszukiwaną różnicę oporów:

— dla momentu skrawania $M_s \approx 7 \text{ Nm}$,

— dla siły posuwowej $F_x \approx 620 \text{ N}$.



Rys. 3. Wpływ prędkości skrawania: a) na moment skrawania; b) na siłę posuwową [1]
Fig. 3. The effect of cutting speed on:

a) cutting moment,

b) feed force [1]

Po uwzględnieniu prędkości skrawania otrzymano:

$$F_{z1}' = F_{z1} + \frac{\Delta F_z}{2} = 1965,7 \text{ N}$$

$$F_{z2}' = F_{z2} - \frac{\Delta F_z}{2} = 1344 \text{ N}$$

$$F_{x1}' = F_{x1} + \frac{\Delta F_x}{2} = 4435,3 \text{ N} \quad (5)$$

$$F_{x2}' = F_{x2} - \frac{\Delta F_x}{2} = 3462,7 \text{ N},$$

przy czym:

$$\Delta F_z = 474 \text{ N}; \quad \Delta F_x = 620 \text{ N}.$$

Siły odporowe obliczono ze wzoru:

$$F_{y1} = F_{x1}' \cdot \operatorname{tg}(\kappa_r - 90^\circ) \quad (6)$$

$$F_{y2} = F_{x2}' \cdot \operatorname{tg}(\kappa_r - 90^\circ + \Delta \kappa_r).$$

gdzie:

$\kappa_r = 93^\circ$ — kąt przystawienia głównej krawędzi skrawającej płytki wewnętrznej;
 $\Delta \kappa_r$ — różnica kątów przystawienia (jednocześnie przyjęto ją jako parametr sterujący kierunkiem działania wypadkowej siły w płaszczyźnie poprzecznej do osi geometrycznej wiertła).

Siły wypadkowe obliczono ze wzorów:

— w osi Y:

$$F_{wy} = F_{y2} - F_{y1}. \quad (7)$$

po podstawieniu (6) otrzymano:

$$F_{wy} = F_{y2}' \operatorname{tg}(\kappa_r - 90^\circ) + \Delta \kappa_r - F_{x1}' \operatorname{tg}(\kappa_r - 90^\circ), \quad (8)$$

— w osi Z:

$$F_{wz} = F_{z1}' - F_{z2}' \quad (9)$$

Strzałki ugięcia korpusu wiertła w miejscu ostrzy obliczono ze wzorów:

$$f_y = \frac{F_{wy} \cdot L^3}{3EJ_y} \quad (10)$$

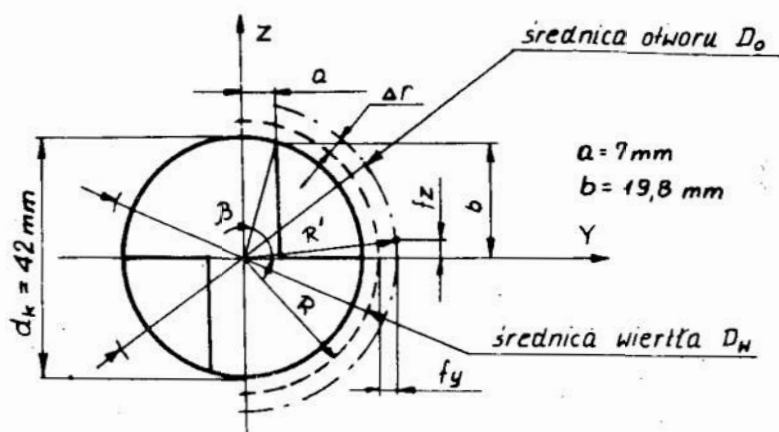
$$f_z = \frac{F_{wz} \cdot L^3}{3EJ_z}$$

gdzie:

$L = 172 \text{ mm}$ — swobodna długość części roboczej wiertła;

$E = 2,1 \cdot 10^5 \text{ Nmm}^{-2}$ moduł Younga dla stali;

$J_y = 0,0244 d_k^4$, $J_z = 0,03675 d_k^4$ — momenty bezwładności przekroju (rys. 4).



Rys. 4. Przekrój poprzeczny korpusu wiertła składanego (f_z, f_y — strzałki ugięcia, Δr — rozbiecie otworu)

Fig. 4. Cross-section of a folding drill body (f_z, f_y — deflections, Δr — hole inaccuracy)

Po podstawieniu danych ostatecznie otrzymano:

$$f_y = 0,3684 \text{ tg}(3^\circ + \kappa \Delta_r) - 0,02473$$

$$f_z = 0,0439 \text{ mm.}$$

Rozbiecie otworu wierconego Δr obliczono ze wzoru:

$$\Delta r = R' - R, \quad (11)$$

przy czym:

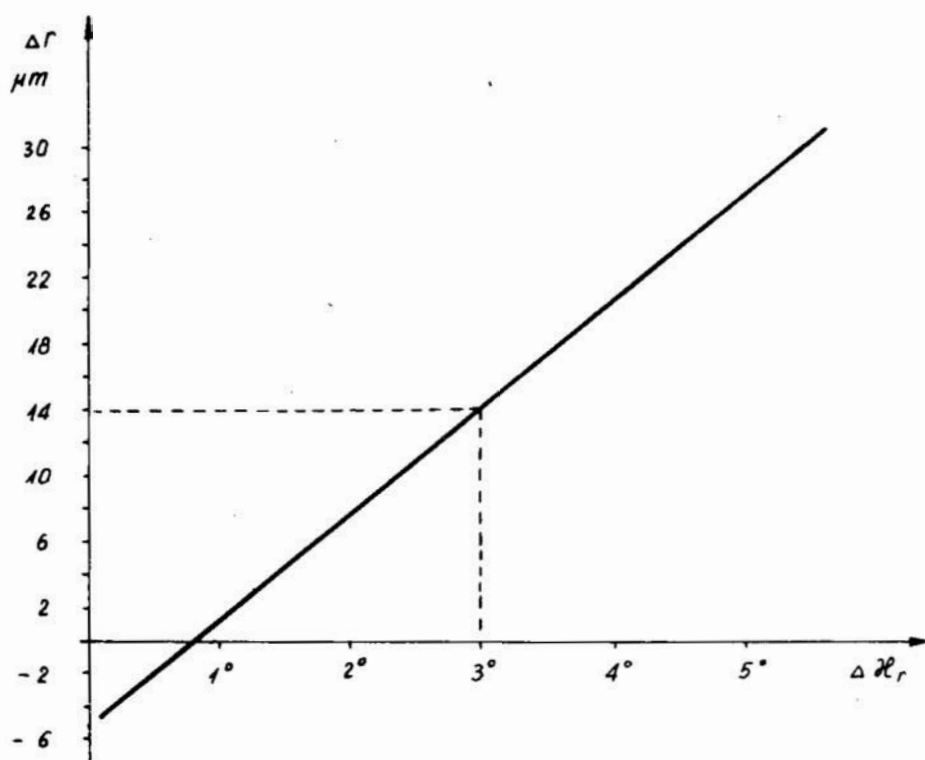
$$R = \frac{D_w}{2} \text{ — promień wiertła}$$

(brak wzoru) — promień wierconego otworu

Po przedstawieniu f_y i f_z do wzoru (11) otrzymano:

(brak wzoru)

Graficzną postać przebiegu funkcji $\Delta r = f(\Delta \kappa_r)$ dla wiertła o średnicy $D_w = 44$ mm przedstawiono na rysunku 5.



Rys. 5. Przebieg rozbicia otworu w funkcji różnicy kątów przystawienia

Fig. 5. Course of the hole inaccuracy vs. difference in the cutting edge angle

3. Podsumowanie

Przeprowadzona analiza, dotycząca kierunku działania siły wypadkowej, została zweryfikowana doświadczalnie podczas prób wiercenia otworów w stali 45. Próby wiercenia przeprowadzono wiertłem wykonanym według założeń przyjętych do obliczeń. Zastosowano różnicę kątów przystawienia $\Delta \kappa_r = 3^\circ$. W czasie wycofywania wiertła z otworu nie stwierdzono kontaktu naroża

płytki zewnętrznej z powierzchnią obrabianą otworu, co wskazuje, iż kierunek działania siły wypadkowej w płaszczyźnie poprzecznej do osi geometrycznej wiertła był właściwy i zgodny z założeniem przedstawionym na rysunku 1. Potwierdza to również możliwość sterowania kierunkiem działania siły wypadkowej różnicą kątów przystawienia $\Delta\kappa_r$.

4. LITERATURA

1. ERIKSEN E.: Untersuchung des Zerspinnerhaltens von Bohrwerkzeugen mit Hartmetall — Wendeschneidplatten. Darmstadt 1984 (Darmstadter Forschungsberichte für Konstruktion und Fertigung)

Streszczenie

W pracy zajęto się problemem określania równowagi sił obciążających wiertło w czasie skrawania, w kierunku poprzecznym do jego osi geometrycznej. Wyprowadzono zależność na rozbieżność średnicy wierconego otworu Δr w funkcji różnicy kątów przystawienia $\Delta\kappa_r$ głównych krawędzi skrawających.

Na podstawie wspomnianej zależności dla wybranego rozwiązania konstrukcyjnego części roboczej wiertła przeprowadzono analizę wpływu parametru $\Delta\kappa_r$ na kierunek działania siły wypadkowej. Pozytywne wyniki weryfikacji doświadczalnej potwierdziły istotność wpływu parametru $\Delta\kappa_r$ na kierunek działania siły wypadkowej.

Equilibrium of forces acting on drill holder with the insert bits during work

Summary

The aim of the paper is equilibrium of forces acting on the drill holder with the insert bits during cutting, crosswise to its geometric axis. A relationship of the drilled hole diameter error Δr vs. difference in the edge angles $\Delta\kappa_r$ of the main cutting edges is derived.

Based on the mentioned relationship for a selected design solution of the work drill part, an analysis of the effect of parameter $\Delta\kappa_r$ on the direction of acting of the resultant force has been carried out. Positive results of the experimental verification have proved the importance of the effect of parameter $\Delta\kappa_r$ in the direction of acting of the resultant force.

Mieczysław Feld
Jerzy Wiśniewski
Jan Wiese

KONSTRUKCJA, TECHNOLOGIA I PRÓBY EKSPLOATACYJNE WIERTEŁ I ROZWIERTAKÓW SKŁADANYCH

1. Wstęp

Automatyzacja procesu obróbki, większe możliwości obrabiarek w zakresie dokładności i wydajności obróbki spowodowały, że najslabszym elementem układu OUPN jest narzędzie. Na przełomie lat 60 i 70-tych wprowadzono nowe konstrukcje wielu narzędzi, w tym również wiertel i rozwiertaków składanych. Obecnie już prawie każda licząca się firma narzędziowa na świecie produkuje wiertła składane jedno-, dwu- i wielopłytkowe. W krajach o wysoko rozwiniętym przemyśle narzędziowym istnieją również wyspecjalizowane firmy, produkujące różne odmiany rozwiertaków składanych, np. firma MAPAL (RFN), która oprócz rozwiertaków jednoostrzowych składanych do otworów cylindrycznych wprowadziła również rozwiertaki tego typu do otworów stożkowych i kształtowych [3].

Obecnie unowocześnieniem konstrukcji tego typu wiertel zajmuje się Politechnika Poznańska i Gdańska.

Do najważniejszych zalet wiertel i rozwiertaków składanych należą:

- stosowanie płytek, które jako ostrza mocowane mechanicznie w korpusie wyeliminowały problem ostrzenia oraz niebezpieczeństwa pęknięcia płytek lutowanych jako efekt powstałych naprężeń rozciągających,
- łatwe rozwiązania mechanicznego mocowania,
- wzrost trwałości korpusu narzędzia i wiążące się z tym znaczne oszczędności materiałowe i energetyczne.

Ponadto stosowanie rozwiertaków jednoostrzowych zapewnia [3]:

- możliwość uzyskania otworów o dużej prostoliniowości bez konieczności uprzedniego roztaczania nożem po wierceniu,
- małe chropowatości powierzchni obrabianej, zwiększone wygładzającym działaniem płytek prowadzących,
- możliwość uzyskania dużej współosiowości otworów przerywanych z wybraniami i wnękami.

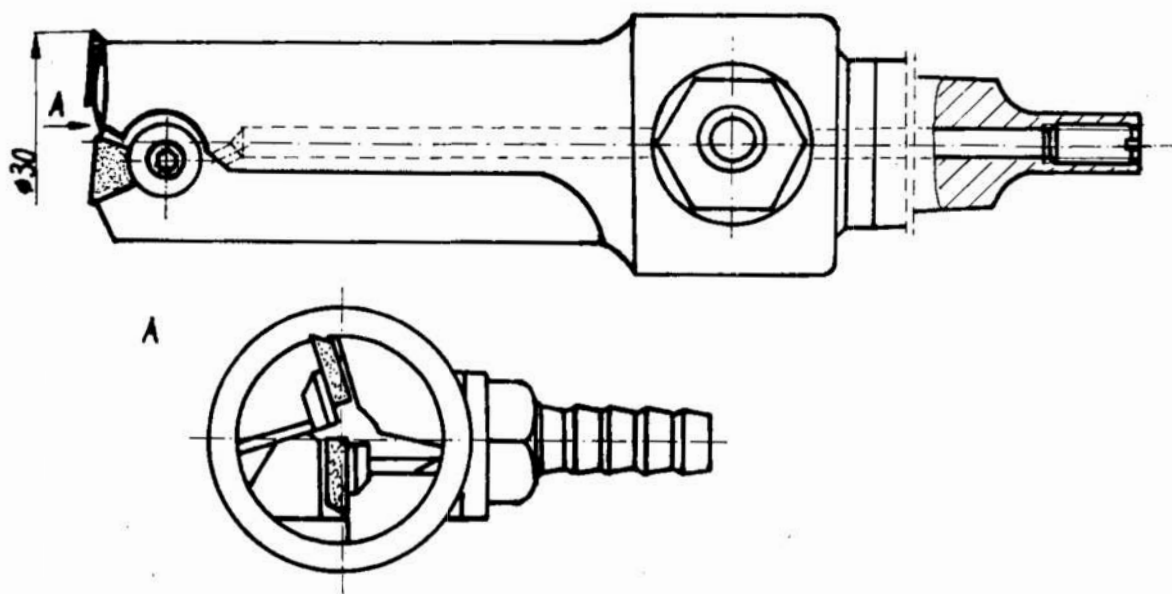
Jednocześnie w odniesieniu do wiertel zaistniała możliwość wiercenia otworów o średnicy $50 \div 270$ mm w pełnym materiale przy długości wiercenia do 3 m [1].

2. Konstrukcje wiertel składanych, opracowanych w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Gdańskiej

Przy opracowaniu własnych koncepcji wiertel składanych przyjęto następujące założenia:

- wiertło przeznaczone do obróbki otworów w stali, w pełnym materiale,
- płytki wielostrzowe z węglików spiekanych o typowymiarach wytwarzanych przez Hutę Baildon,
- chwyt stożkowy Morse'a,
- długość części roboczej $L_r \leq 3D_w$ (D_w — średnica wiertła),
- rowki wiórowe proste,
- położenie płytek w korpusie zapewniające jednoczesne rozpoczynanie fazy wcinania się przez naroża płytek skrawających.

W konstrukcji wiertła o średnicy 30 mm (rys. 1.) użyto płytek trójkątnych

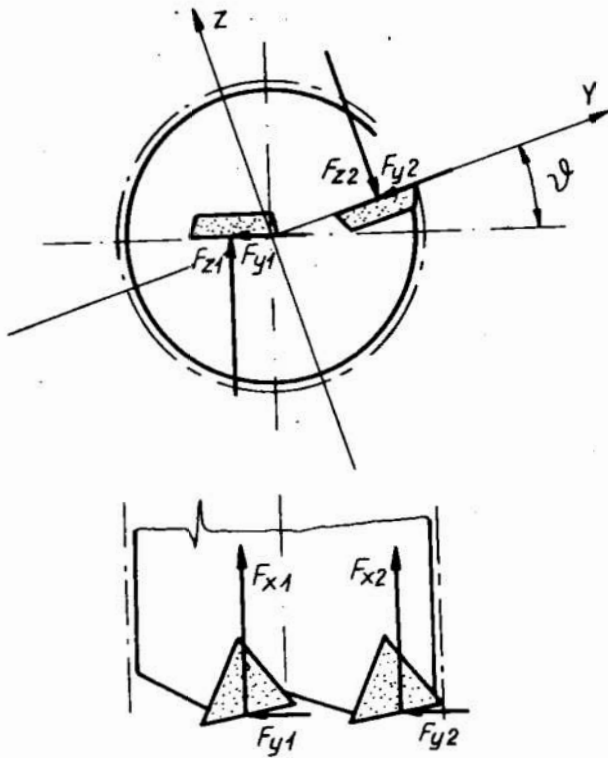


Rys. 1. Prototyp wiertła składanego o średnicy 30 mm

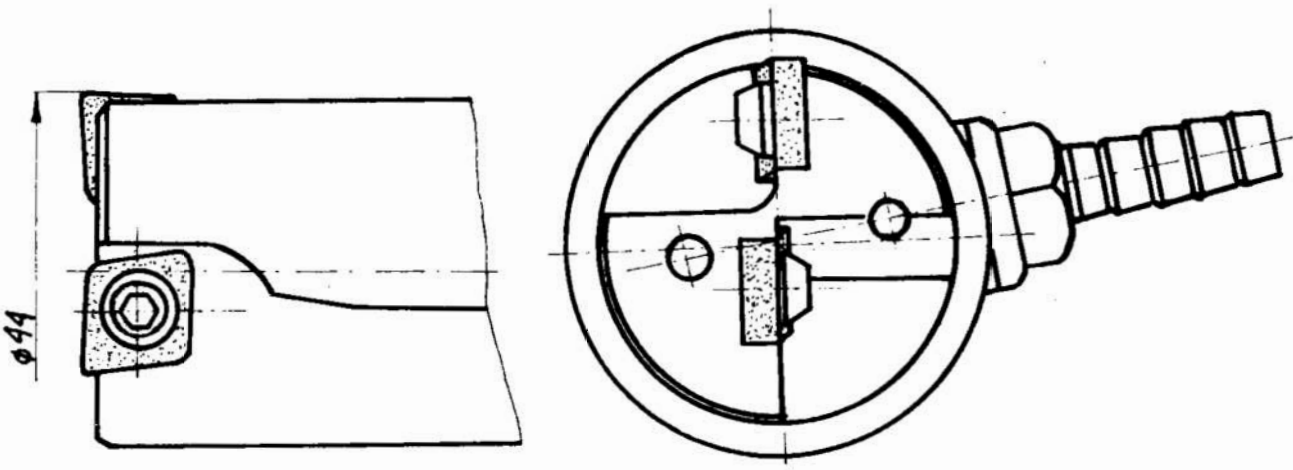
Fig. 1. Prototype of folding drill of diameter 30 mm

TPUN 110304, gatunek S20S. Stereometria wiertła jest następująca: $\gamma_{01} = 5^\circ$ i $\gamma_{02} = 4^\circ$, $\kappa_{r1} = \kappa_{r2} = 85^\circ$, $\alpha_{01} = \alpha_{02} = 7^\circ$. Charakterystyczne dla tej konstrukcji jest zastosowanie kąta $\nu \neq 0$ (rys. 2). Wartość tego kąta wynosi $\nu = 22^\circ$ i stanowi analitycznie wyznaczony warunek równowagi sił w osi Y.

Następną konstrukcją jest wiertło o średnicy 44 mm, w którym zastosowano płytki romboidalne CNMG 120408, gatunek NT 35, posiadające zwijacz wiórowy. Prototyp tego wiertła przedstawiono na rys. 3.



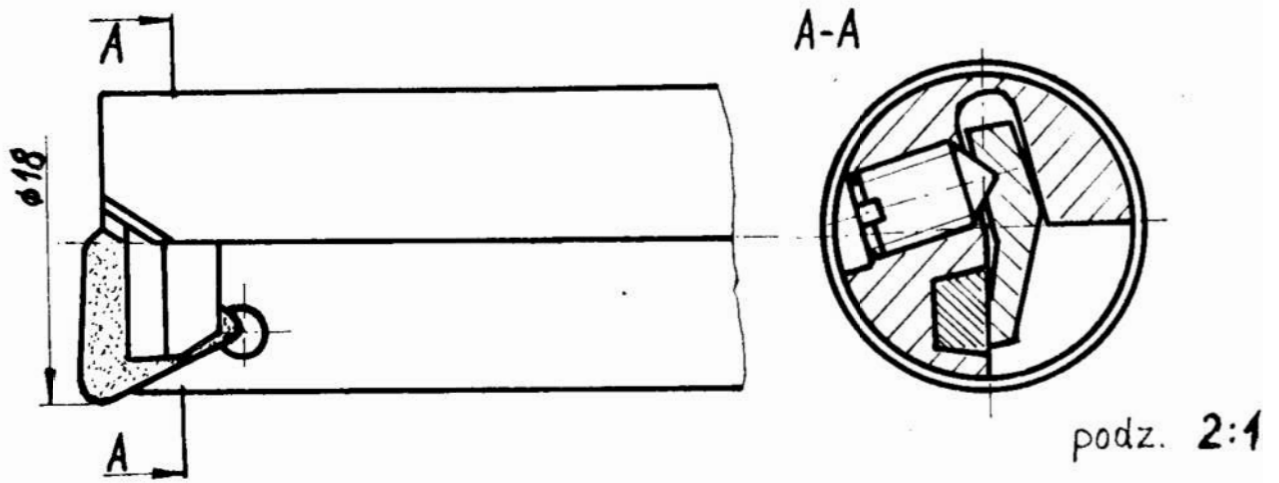
Rys. 2. Model obciążenia wiertła
Fig. 2. Model of the drill load



Rys. 3. Wiertło składane o średnicy 44 mm
Fig. 3. Folding drill of diameter 44 mm

Przy kącie $\nu = 0^\circ$ właściwy kierunek działania siły wypadkowej w płaszczyźnie poprzecznej do osi geometrycznej wiertła zapewniono poprzez zróżnicowanie kątów przystawienia głównych krawędzi skrawających κ_{r1} i κ_{r2} o trzy stopnie [2]. Wielkości parametrów stereometrycznych wiertła przedstawiają się następująco: $\gamma_{01} = \gamma_{02} = 7^\circ$, $\alpha_{01} = \alpha_{02} = 7^\circ$, $\kappa_{r1} = 93^\circ$, $\kappa_{r2} = 96^\circ$.

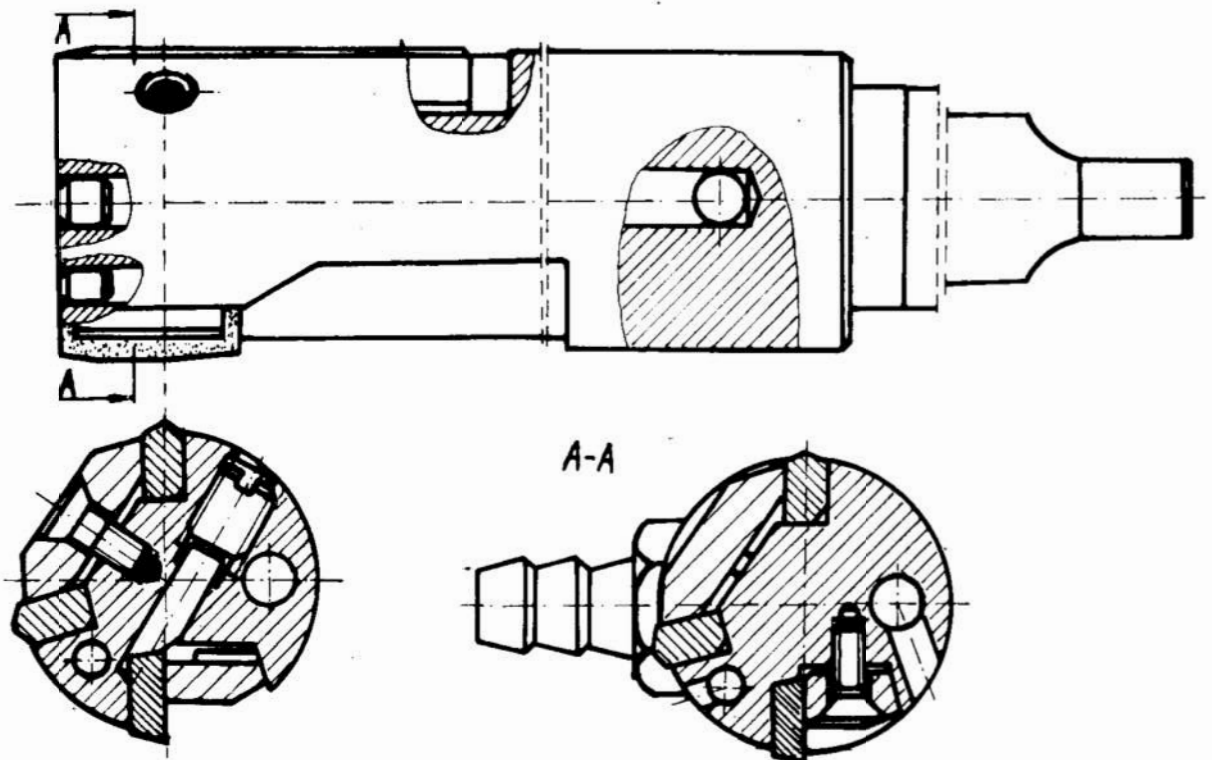
Obecnie trwają prace nad wiertłem składanym o średnicy 18 mm. W konstrukcji zastosowano jedno ostrze (rys. 4). Wiertło składane jednoostrzowe jest próbą rozwiązania konstrukcji wiertel tego typu o mniejszych średnicach i porównanie ich do możliwości jakie daje wiertło dwuostrzowe.



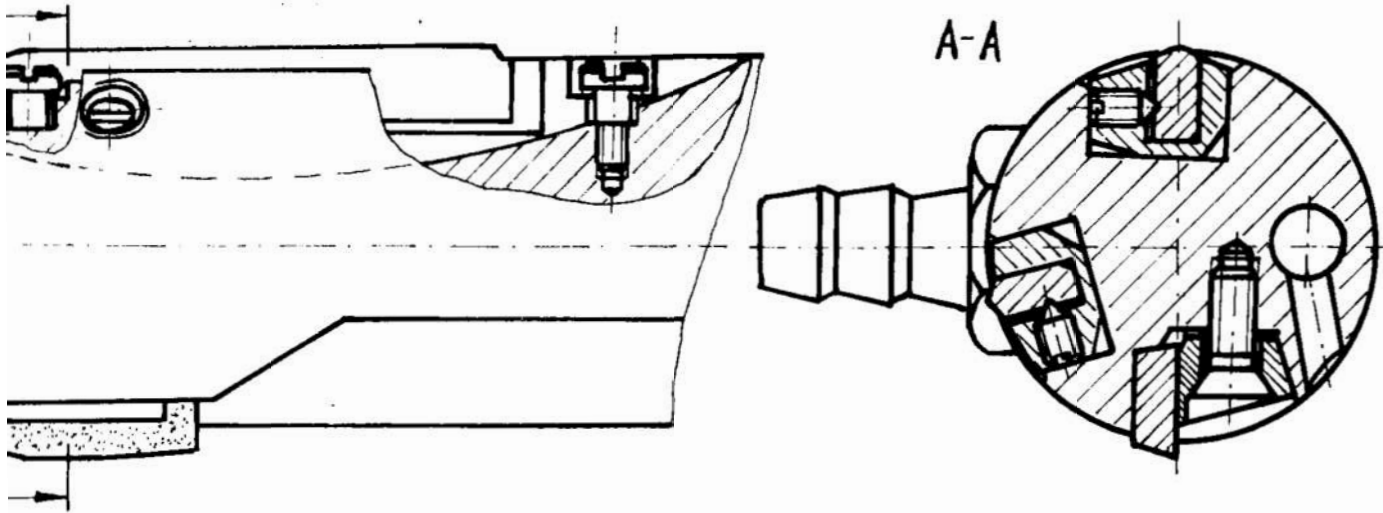
Rys. 4. Wiertło składane jednoostrzowe o średnicy 18 mm
 Fig. 4. Folding single-point drill of diameter 18 mm

3. Konstrukcje rozwiertaków składanych opracowanych w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Gdańskiej

Rozwiertaki składane mogą być budowane jako jedno i dwuostrzowe. Konstrukcje rozwiertaków dwuostrzowych zapewniają wyższą wydajność obróbki niż jednostrzowych, ale są bardziej wrażliwe na wpadanie w drgania samowzbudne, co powoduje gorszą chropowatość obrobionej powierzchni otworu oraz graniastość otworu o pięciu wierzchołkach [3]. Biorąc pod uwagę powyższe ujemne cechy eksploatacyjne zdecydowano się na konstrukcje rozwiertaków jednostrzowych (rys. 5 i 6) o średnicy z zakresu $\varnothing 44 \div \varnothing 45$ mm.



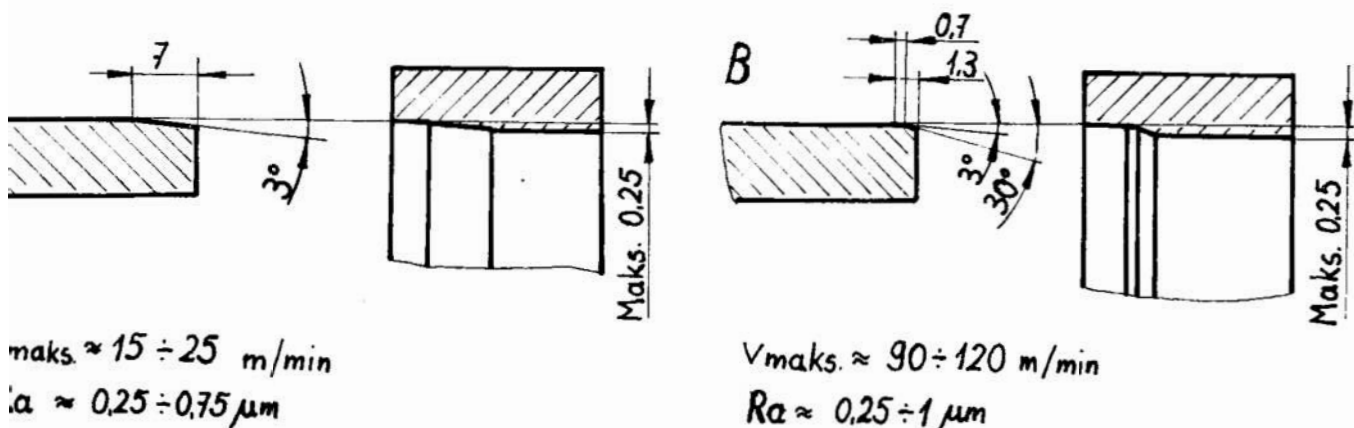
Rys. 5. Rozwiertak jednostrzowy składany RJ-01
 Fig. 5. Folding single-point reamer RJ-01



Rys. 6. Rozwiertak jednoostrzowy składany RJ-02
 Fig. 6. Folding single-point reamer RJ-02

W konstrukcji tych rozwiertaków ustawienie ostrza płytki skrawającej (na wymiar) jest regulowane. Rozmieszczenie płytek prowadzących wynika z analizy sił działających na rozwiertak. Dla stabilnej pracy tego narzędzia ważne jest, aby kierunek wypadkowej sił: obwodowej i poprzecznej przechodził między środkami płytek prowadzących lub aby leżał on w zakresie szerokości płytki umieszczonej za płytką skrawającą. W konstrukcji rozwiertaka przedstawionej na rysunku 6, płytki prowadzące osadzone w korpusie narzędzia wahliwie. Sposób ten eliminuje niepełne przyleganie elementów prowadzących do powierzchni obrabianej otworu i nierównomierne ich zużywanie na długości.

W stereometrii rozwiertaka bardzo ważnym jest kąt przystawienia κ nakroju i kąt natarcia γ_o . Na rysunku 7 przedstawiono nakroje dla otworów przeloto-



Rys. 7. Rodzaje nakrojów rozwiertaków jednoostrzowych [3]
 Fig. 7. Kinds of chamfers of single-point reamers [3]

wych (A) i nieprzelotowych (B) wraz z krótkimi wytycznymi dotyczącymi ich zakresów zastosowań. Wartość kąta natarcia do obróbki stali i żeliwa przyjęto $\gamma_o = 0^\circ$, kąt przyłożenia $\alpha_o = 11^\circ$. Przed zacieraniem się płytek prowadzących zabezpiecza powiększenie ich kąta przystawienia o $0^\circ 30' \div 1^\circ$ [3] względem kąta przystawienia płytki skrawającej.

4. Technologia wykonania wiertel i rozwiertaków składanych

Korpus wiertel i rozwiertaków składanych wykonano ze stali 45. Zostały one poddane azotonasiarczaniu dyfuzyjnemu. Gniazda pod płytki skrawające wykonano metodą drążenia elektroerozyjnego, celem zwiększenia twardości powierzchni. W korpusach narzędzi, oprócz wiertła o średnicy 18 mm, wykonano otwory umożliwiające doprowadzenie płynu obróbkowego do strefy skrawania i stref prowadzenia w materiale obrabianym. Płytki prowadzące rozwiertaków wykonano ze stali NC6. Szerokość płytek prowadzących dobrano w ten sposób, by uzyskać ich dodatkowe działanie wygładzające powierzchni obrabianej. Szerokość łysinki wygładzającej wynosi około 1 mm. Płytki typu SPUN 190408 po zmianie geometrii zgodnie z rysunkiem 7, stanowią płytki skrawające rozwiertaka. Powierzchnie: kalibrującą, nakroju płytki skrawającej oraz płytek prowadzących poddano obróbce szlifowaniem, ponieważ chropowatość tych powierzchni ma istotny wpływ na jakość powierzchni obrabianego otworu.

5. Próby technologiczne wiercenia wiertłami składanymi

Próby wiercenia zrealizowano wiertłem składanym o średnicy 30 i 44 mm. Do prób wybrano tokarkę sterowaną numerycznie TZC-32N. Wiercono otwory w próbkach ze stali 45 o $HB \approx 183$ i $R_m \approx 650$ MPa. Wydatek płynu obróbkowego ≈ 5 l/min. Wykonano po 10 otworów o długości $L_o \leq 1,5 D_w$, stosując parametry technologiczne w zakresie wartości: posuw $p = 0,08 \div 0,15$ mm obr $^{-1}$, prędkość skrawania $v = 60 \div 124$ m \cdot min $^{-1}$.

Wykonane wiertła oceniono pozytywnie. Oceny dokonano na podstawie obserwacji pracy tych narzędzi w czasie prób wiercenia. Zauważono, że zastosowanie płytek skrawających CNMG ze zwijaczem wiórów jest korzystniejsze, gdyż wiór jest rozdrobniony. Zastosowanie płytek TPUN (bez zwijacza wióra) powodowało powstawanie wiórów wstęgowych, które miały tendencje do pakietowania się i zatrzymania w rowkach wiórowych.

Wystające ponad powierzchnię natarcia łby śrub mocujących płytki do korpusu nosiły ślady silnego starcia od strony sphywającego wióra. Można przypuszczać, że kontakt wióra ze śrubą mocującą płytkę zwiększa znacząco opory skrawania.

Obrabiane otwory charakteryzowały się chropowatością powierzchni obrabianej $R_a = 3,2 \div 12,1$ μ m. Wyższe wartości posiadały otwory wykonane wiertłem o średnicy 30 mm.

Pozytywne wyniki prób pozwalają stwierdzić, że konstrukcja wiertel o średnicy 30 mm i 44 mm jest poprawna i umożliwia praktyczne zastosowanie tych wiertel w przemyśle maszynowym do obróbki otworów w stali.

LITERATURA

1. **DARLEWSKI J., MELDNER B.:** Rozwój narzędzi w świetle GEMO w Hanowerze — Mechanik 1986 nr 8/9 s. 384 ÷ 385,
2. **ECKLE O.:** Kurzbohren mit Hartmetall — Wendeplattenbohrern, „Werkstattstechnik” 1984 nr 4, s.195 ÷ 200,
3. **MIKUCKI S.:** Rozwiertaki jednoostrzowe — Mechanik 1981 nr 8/9 s. 415 ÷ 419,
4. Prospekty firm: „Komet”, „Krupp Widia”, „SECO”.

Streszczenie

W pracy dokonano przeglądu konstrukcji wiertel i rozwiertaków składanych opracowanych w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Gdańskiej. W charakterystyce każdej konstrukcji podano wymiary, parametry stereometryczne ostrzy, rodzaj i gatunek użytych płytek z węglików spiekanych. Przedstawiono również krótką charakterystykę technologii wykonania tych narzędzi.

Ponadto przedstawiono wstępną ocenę zaprojektowanych wiertel na podstawie prób wiercenia wykonanych prototypami wiertel składanych o średnicy 30 i 44 mm, w stali 45.

Construction, technology and performu test of drills and reamers with bits

Summary

A review of desing of drills and reamers with the insert bits worked out in the Institute of Machine Building Technology, Technical University in Gdańsk, is performed in the paper. Each desing unit is characterized by dimensions, stereometric parameters of the tool points and type and sort of carbides used for the insert bits.

A short description of technology and the tools is also presented. Moreover, a preliminary evaluation of the designed drills is performed, based on the drilling trials in 45 steel with the prototype drills, with the insert bits, of diameters 30 and 44 mm.

Jan Gąsienica-Samek

ZASTOSOWANIE OSTRZY CERAMICZNYCH DO TOCZENIA STOPÓW KOBALTU

1. Wstęp

Żarowytrzymałe stopy używane są do produkcji części silników odrzutowych. Dzięki dużej odporności korozyjnej wykorzystywane są do produkcji elementów wszczepianych do organizmu ludzkiego (np. endoprotez stawu biodrowego, wszczepy zębne). Od 1979 roku w kraju sztuczne stawy biodrowe wytwarzają HZWD „Mikrohuta”, bazując przy produkcji na stopie kobaltu zwanym Mikromed I.

Trudności występujące przy obróbce odlewów takich endoprotez, były impulsem do przeprowadzenia badań nad skrawalnością stopów kobaltu. Obróbkę stopów kobaltu dla potrzeb przemysłu lotniczego prowadzi się według parametrów, które zostały określone na początku lat pięćdziesiątych dla ówczesnych gatunków ostrzy z węglików spiekanych. Obserwowany obecnie rozwój jakościowy ostrzy ceramicznych skłonił do podjęcia badań nad zastosowaniem ich do obróbki tego rodzaju stopów.

W czasie badań przeprowadzono toczenie lanych prętów ze stopu Mikromed I ostrzami ceramicznymi z Al_2O_3 , z dodatkiem $2 ZrO_2$ produkcji, ITEM w Warszawie. Badania obejmowały wyznaczenie zależności $T = F(v)$ oraz określenie przebiegu zużycia ostrzy ceramicznych.

2. Materiał obrabiany

Stop Mikromed I jest materiałem żarowytrzymałym i odpornym na korozję. Jego skład chemiczny zamieszczono w tabl. 1.

Tablica 1. Skład chemiczny stopu kobaltu Mikromed I □

Table 1. Chemical composition of a cobalt alloy Mikromed I, in per cent

C	Cr	Ni	Mo	Fe	W	Si	Mn	Co
0,33	29,7	0,07	5,4	0,13	0,06	0,49	0,02	reszta

Badania metalograficzne wykonano na mikroskopie Neophot 2, na próbkach trawionych elektrolitycznie. Obserwowana struktura lanego stopu Mikromed I ma osnowę typu austenitycznego, z widocznymi wyraźnie granicami ziaren oraz drobnodispersyjnymi wydzieleniami węglików umieszczonych w osiach dendrytów komórek. Twardość stopu wynosiła od 30 do 34 HRC. Stopy kobaltu należą do materiałów trudnoobrabianych. Na podstawie wcześniejszych własnych badań, prowadzonych na stopie kobaltu ŁK-4 (większa ilość Ni ~ 4) określono współczynnik skrawalności w stosunku do stali 45 przy toczeniu ostrzami z węglików spiekanych H10 na poziomie 12,4.

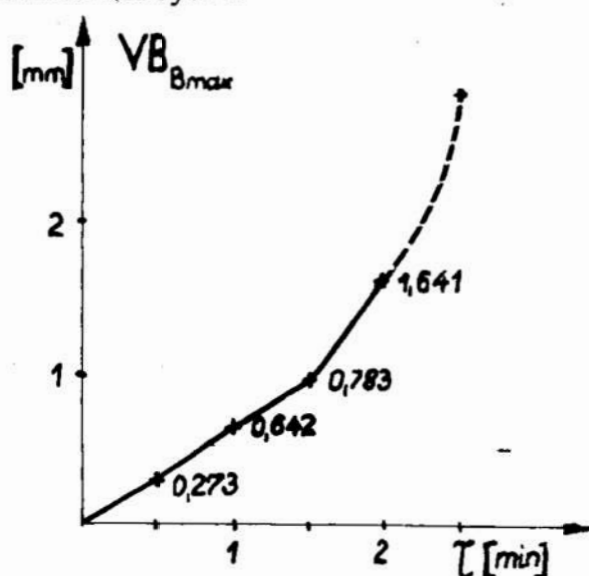
3. Przebieg badań

Badania były prowadzone na tokarce produkcyjnej TPC 40, wyposażonej w silnik o mocy 7 kW. Używano noża składanego NNZn, o przekroju trzonka 25 x 25, z płytką kwadratową SNGN 120412T. Czas skrawania mierzono ręcznie. Zużycie płytek określano parametrem VB_{Bmax} , mierzonym na mikroskopie warsztatowym. Do oceny stępienia ostrza przyjęto wskaźnik zużycia katastroficznego.

Po wstępnych próbach przyjęto jako parametry wzorcowe: głębokość skrawania 1,5mm; posuw 0,14mmobr. Dla tych parametrów przeprowadzono toczenie pręta kobaltowego ostrza ceramicznymi, podczas którego zdjęto charakterystykę przebiegu zużycia ostrzami. Następnie zrealizowano próbę dziesiętkrotnego toczenia dla sprawdzenia powtarzalności wyników trwałości ostrza. Na zakończenie wykonano serię pomiarów trwałości przy zmiennych prędkościach skrawania. Dla porównania podano wyniki z toczenia stopu Mikromed I ostrzami z węglików spiekanych H20.

4. Zużycie płytek

Dla prędkości skrawania 20 mmin toczono wałek, przerywając co 30 sekund próbę w celu określenia parametrów zużycia ostrza. Przebieg zmian wskaźnika zużycia VB_{Bmax} pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Zmiana wskaźnika zużycia VB_{Bmax} ostrza ceramicznego podczas toczenia stopu kobaltu

Fig. 1. Change of wear factor VB_{Bmax} of a ceramic point during turning the cobalt alloy

Zużycie charakteryzowało się powstawaniem wyraźnego wyłobienia w miejscu styku ostrza z powierzchnią obrabianą. Pogłębianie się tego wyłobienia w efekcie prowadzi do wyłamania płytki. Taki charakter zużycia jest spowodowany powstaniem utwardzonej warstewki powierzchniowej, powstałej w wyniku spęczania i silnego nagrzania. Dla ostrzy z węglików spiekanych nie obserwuje się podobnego przebiegu zużycia. W tym wypadku dominuje zużycie ściernie, równomierne na całej powierzchni natarcia. Może to być spowodowane niższą temperaturą w strefie skrawania.

5. Próba powtarzalności

Dla prędkości skrawania 50mmin wykonano dziewięciokrotną próbę toczenia do katastroficznego zużycia ostrza. Wyniki podano w tabl. 2. W stosunku do wcześniejszych badań przy toczeniu ostrzami ceramicznymi, nie stwierdzono pęknięcia płytek. Proces cechowała nadspodziewanie duża powtarzalność wyników trwałości.

Tablica 2. Trwałość ostrza ceramicznego w czasie toczenia stopu kobaltu ($g = 1,5 \text{ mm}$; $p = 0,14 \text{ mmobr}$; $v = 50 \text{ mmin}$)

Table 2. Ceramic point life during turning the cobalt alloy ($g = 1.5 \text{ mm}$, $p = 0.14 \text{ mmrev}$, $v = 50 \text{ mmin}$)

Nr próby	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Trwałość [min]	1,17	1,17	1,36	1,26	0,98	0,90	1,08	1,26	1,08
$T = 1,14$	$S_T = 0,146$		$S_T = 0,049$		$t_{\alpha = 0,05} = 2.306$				
	$T = 1,14 \pm 0,11$								

6. Zależność trwałości od prędkości skrawania

Zmieniając prędkość skrawania od 10 do 80 mmin wykonano pomiary trwałości ostrzy ceramicznych. Ze względu na brak większej ilości materiału do toczenia, wykonano próby pojedyncze, z wyjątkiem prędkości 80 mmin, dla której powtórzono pomiar, uzyskując taki sam wynik. Wartość trwałości dla prędkości 50 mmin była trwałością średnią z poprzednich prób. Wyniki podano w tabl. 3.

Tablica 3. Zmiana trwałości ostrzy ceramicznych dla różnych prędkości toczenia stopu kobaltu

Table 3. Change of ceramic points life various turning velocities of the cobalt alloy

Nr pomiaru	1	2	3	4	5	6	7
v [mmin]	80	70	50	40	30	20	10
T [min]	0,60	0,77	1,14	1,21	1,69	2,46	5,20
T_{obl} [min]	0,643	0,735	1,026	1,282	1,706	2,554	5,088

Związek pomiędzy trwałością ostrza i prędkością skrawania przyjmuje postać:

$$v = 51,192 T^{-0,998} \tag{1}$$

$$T = 50,250 v^{-0,995}, \tag{2}$$

dla której współczynnik korelacji $R = 0,9964$.

Sprawdzając istotność związku obliczono iloraz wariancji zniesionej przez resztkową:

$$r = \frac{S_R^2}{S_r^2} = \frac{3,1916}{0,0047} = 679 \quad (3)$$

i porównując ją z wartością krytyczną testu F dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$

$$F_{0,05 \ 1,5} = 6,61 < r = 679 \quad (4)$$

Ponieważ zachodzi nierówność $r > R$, można postawić wniosek, że w badanym zakresie prędkości wyprowadzony związek jest statystycznie istotny.

Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że w zakresie prędkości skrawania od 10 do 80 mmin wpływ prędkości toczenia na trwałość ostrzy ceramicznych, przy obróbce stopów kobaltu, jest odwrotnie proporcjonalny.

7. Skrawalność ostrzy ceramicznych

Dla porównania własności materiałów obrabianych stosowany jest wskaźnik skrawalności, który podaje stosunek okresowych prędkości toczenia materiału badanego i wzorcowego. Dla porównania własności ostrzy można używać wskaźnika skrawności ostrzy K_T . Definiowany jest on jako stosunek trwałości badanego ostrza do trwałości ostrza wzorcowego, uzyskanych w tych samych warunkach obróbki.

Traktując ostrze z węglików spiekanych $H20$ jako wzorcowe, wykonano toczenie stopu Mikromed I z prędkością 50 mmin. Trwałość ostrza z węglików spiekanych $H20$ wynosiła 0,29 i 0,32 minuty. Współczynnik skrawności ostrzy ceramicznych w stosunku do ostrzy z węglików spiekanych $H20$ dla toczenia stopu kobaltu Mikromed I wynosił :

$$K_T = \frac{1,14}{0,30} = 3,7. \quad (5)$$

8. Podsumowanie

Ostrza ceramiczne mogą być wykorzystywane do toczenia trudnoobrabialnych stopów kobaltu. Ze względu na dopuszczalne większe prędkości skrawania, ostrza ceramiczne mogą przyczynić się do zwiększenia wydajności obróbki. Wadą zastosowania tych ostrzy do toczenia kobaltu jest podwyższenie temperatury w strefie skrawania, która powoduje wzrost twardości powierzchni obrabianej, co w efekcie wpływa na szybsze zużycie ostrzy ceramicznych przez tworzenie głębokich wyżłobień na powierzchni natarcia.

LITERATURA

1. PN-83M-58350 Badania trwałości noży tokarskich

Streszczenie

Zaprezentowano wyniki badań zużycia i trwałości ostrzy ceramicznych z Al_2O_3 uzyskane w czasie toczenia stopu kobaltu Mikromed I.

Application of ceramic tool points to the cobalt alloys turning

Summary

The investigation results received during turning of Mikromed I cobalt alloys have been

Marian Jankowiak
Jerzy Kodym

CECHY STEREOMETRYCZNE POWIERZCHNI OBROBIONEJ ORAZ TRWAŁOŚĆ OSTRZY CBN PRZY FREZOWANIU CZOŁOWYM PEŁNYM STALI HARTOWANEJ PŁYTKĄ OKRĄGLĄ

1. Wprowadzenie

Znaczny postęp w produkcji materiałów narzędziowych pozwala na rozszerzenie możliwości obróbkowych o skrawanie wiórowe stali hartowanych. Z doniesień literaturowych oraz badań własnych [1, 2, 3, 4] wynika, że stosowanie dostępnych na rynku krajowym ostrzy radzieckich, produkowanych na bazie CBN, jest korzystne ze względu na jakość powierzchni obrobionej, zużycie i trwałość ostrzy oraz wydajność skrawania. Badania dotyczące głównie toczenia wskazują, że barierą ograniczającą stosowanie tych ostrzy do obróbki dokładnej może być znaczne wydłużenie cieplne ostrzy, warunkujące dokładność obróbki. Wprowadzenie nowych ostrzy z heksanitu R (K10), w postaci dwuwarstwowych płytek okrągłych ($d = 5,56$ mm), przeznaczonych do toczenia i frezowania, narzuca, z uwagi na inny kształt krawędzi skrawającej, potrzebę badania aspektów fizycznych i technologicznych związanych z ich stosowaniem.

2. Metodyka i zakres badań

Badania własne miały na celu określenie zależności między parametrami skrawania (p_z, g, v) a twardością ostrza (T), chropowatością powierzchni (R_a), odchyłkami zarysu powierzchni obrabianej w przekroju wzdłużnym (Δw) i poprzecznym (Δp) przy frezowaniu czołowym pełnym.

Badania realizowano według programu PSDK — 2^3 , przyjmując do opisu zależności następujące postacie modelu matematycznego:

— dla zużycia i trwałości:

$$VB = C_h \cdot t^\alpha \quad (1)$$

$$T = \left(\frac{0,3}{C_h} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (2)$$

— dla $R_a, \Delta w, \Delta p, \alpha, C_h = Y$:

$$Y = b_0 + b_1 \hat{x}_1 + b_2 \hat{x}_2 + b_3 \hat{x}_3 + b_{12} \hat{x}_1 \hat{x}_2 + b_{23} \hat{x}_2 \hat{x}_3 + b_{13} \hat{x}_1 \hat{x}_3 + b_{123} \hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3 \quad (3)$$

Wartości zmiennej x_i kodowano w następujący sposób:

$$x_i = \frac{2 (\ln x_i - \ln x_{imax})}{\ln x_{imax} - \ln x_{imin}} + 1, \quad (4)$$

gdzie: $x_1 = p_z$; $x_2 = g$; $x_3 = v$

Istotność współczynników regresji oraz adekwatność modeli matematycznych sprawdzono na poziomie istotności 0,05.

Badania frezowania czołowego stali hartowanej ŁH15 ($62 \pm 2\text{HRC}$), w postaci płyty o wymiarach $240 \times 88 \times 40$, przeprowadzono na frezarce FND-32F, produkcji krajowej. Frezowano głowicą jednoostrzową, o średnicy rozstawienia ostrzy $d = 90$ mm, stosując wymienne płytki skrawające RNMN050400 K10D (prod. ZSRR), mocowane w oprawce własnej konstrukcji.

Geometria ostrza była następująca: $\alpha_p = 8^\circ$; $\gamma_p = -8^\circ$, $r_\epsilon = 2,78$ mm. Stosowano następujący zakres parametrów skrawania: $v = 40 - 100$ mm/min, $p_z = 0,045 - 0,11$ mmostrze, $g = 0,05 - 0,2$ mm. Badania prowadzono w środowisku powietrza atmosferycznego, dla dwukierunkowych śladów obróbkowych. Zużycie ostrza oceniono szerokością starcia na powierzchni przyłożenia VB, przyjmując dla określenia trwałości ostrzy kryterium $VB = 0,3$ mm.

Chropowatość powierzchni obrobionej, określanej parametrem R_a , mierzono w płaszczyźnie II - II (rys. 1.) i zdefiniowano jako chropowatość początkową R_{a0} w punkcie przecięcia płaszczyzn II - II i A - A oraz chropowatość końcową R_{a1} w punkcie przecięcia płaszczyzn II - II i C - C. Analogicznie zdefiniowano początkową odchyłkę zarysu w przekroju poprzecznym Δp_0 dla płaszczyzny pomiaru A - A oraz końcową odchyłkę Δp_1 dla płaszczyzny C - C.

Do pomiaru chropowatości powierzchni oraz odwzorowania zarysu żłobka ostrza stosowano profilografometr typu A1 model 252 (prod. ZSRR), do pomiaru odchyłek zarysu czujnik indukcyjny MDKa, z miernikiem analogowym AIMETR 1 i rejestratorem współrzędnościowym X - Y ENDIM 620.20.

3. Wyniki badań

3.1. Zużycie i trwałość ostrzy

Na podstawie wyników badań otrzymano model matematyczny parametru VB zużycia ostrzy oraz okresu trwałości $T_{VB = 0,3}$:

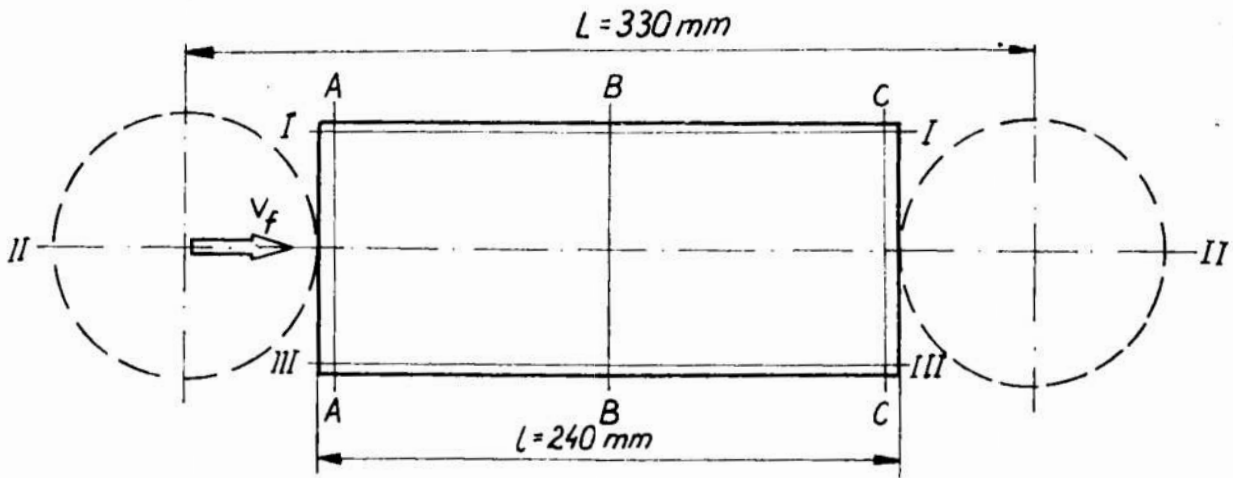
$$VB = C_h \cdot t^\alpha \quad (5)$$

$$T_{VB = 0,3} = \left(\frac{0,3}{C_h} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (6)$$

gdzie:

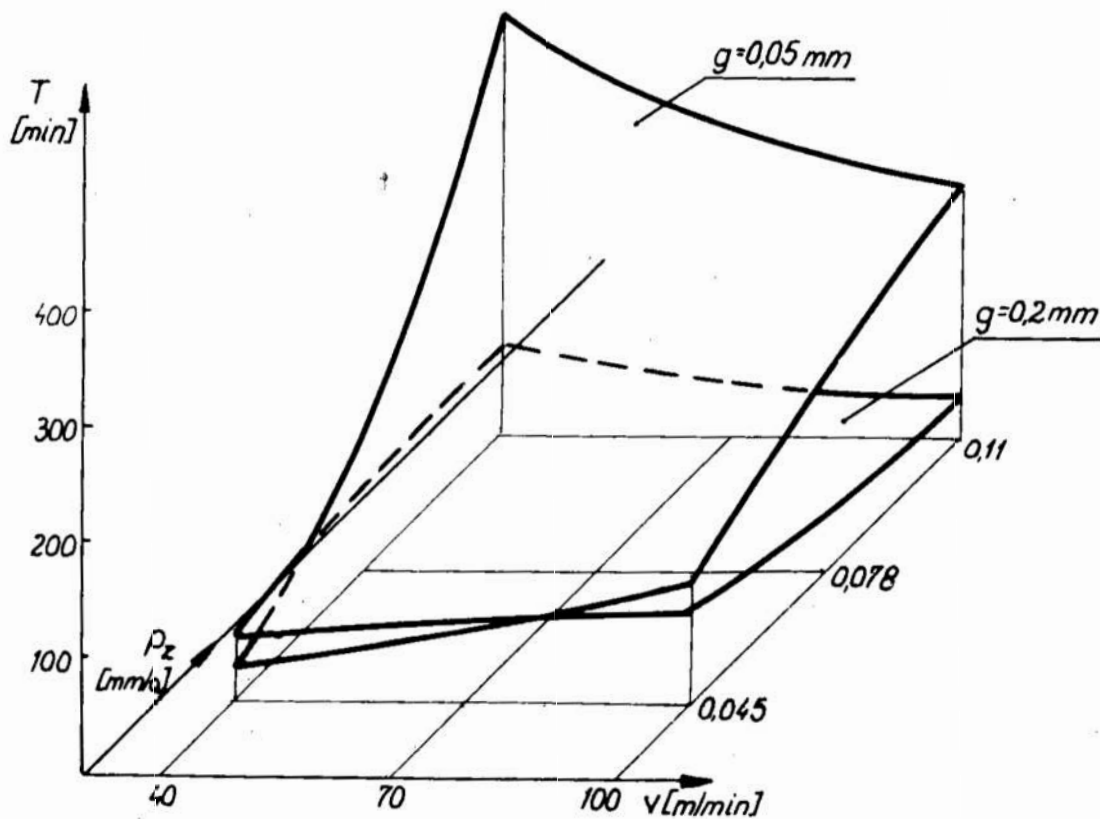
$$C_h = \exp(-3,0637 - 0,2121 \hat{x}_1 + 0,156 \hat{x}_2 \hat{x}_3 + 0,153 \hat{x}_3 \hat{x}_1) \quad (7)$$

$$\alpha = \exp(-0,8769 + 0,0542 \hat{x}_1 + 0,0818 \hat{x}_2 + 0,0974 \hat{x}_1 \hat{x}_2 - 0,0472 \hat{x}_2 \hat{x}_3) \quad (8)$$



Rys. 1. Płaszczyzny i punkty pomiarowe powierzchni obrabianej
 Fig. 1. Planes and points of measurements of the machined surface

Interpretację graficzną zależności $T = f(v, p_z)$ przedstawiono na rysunku 2.



Ry. 2. Wpływ parametrów skrawania na trwałość ostrzy K10D przy frezowaniu czołowym stali ŁH15(62 HRC)

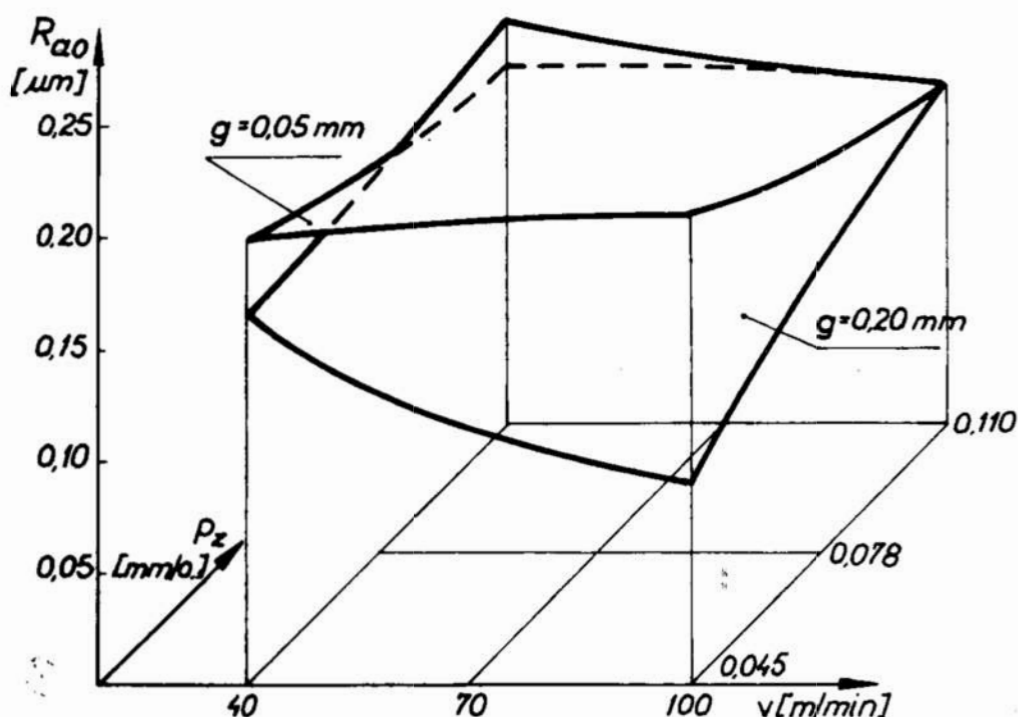
Fig. 2. The effect of cutting parameters on the K10D tool life at face milling of ŁH15 steel of 62 HRC

Modele matematyczne chropowatości początkowej R_{ao} i końcowej R_{af} przedstawiają zależności (9) i (10):

$$R_{ao} = \exp (-1,833 + 0,014\hat{x}_1 - 0,123\hat{x}_2 - 0,090\hat{x}_3 + 0,142\hat{x}_1 \hat{x}_2 + - 0,082\hat{x}_2 \hat{x}_3 + 0,038\hat{x}_1 \hat{x}_3 + 0,068\hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3) \quad (9)$$

$$R_{af} = \exp (-1,590 - 0,050\hat{x}_1 + 0,144\hat{x}_2 - 0,144\hat{x}_3 + 0,088\hat{x}_1 \hat{x}_2 + - 0,054\hat{x}_2 \hat{x}_3 + 0,236\hat{x}_1 \hat{x}_3 + 0,055\hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3) \quad (10)$$

Interpretację graficzną zależności (9) i (10) przedstawiono na rysunkach 3 i 4.



Rys. 3. Początkowa chropowatość powierzchni obrabianej po frezowaniu czołowym ostrzem K10D stali ŁH15(62HRC)

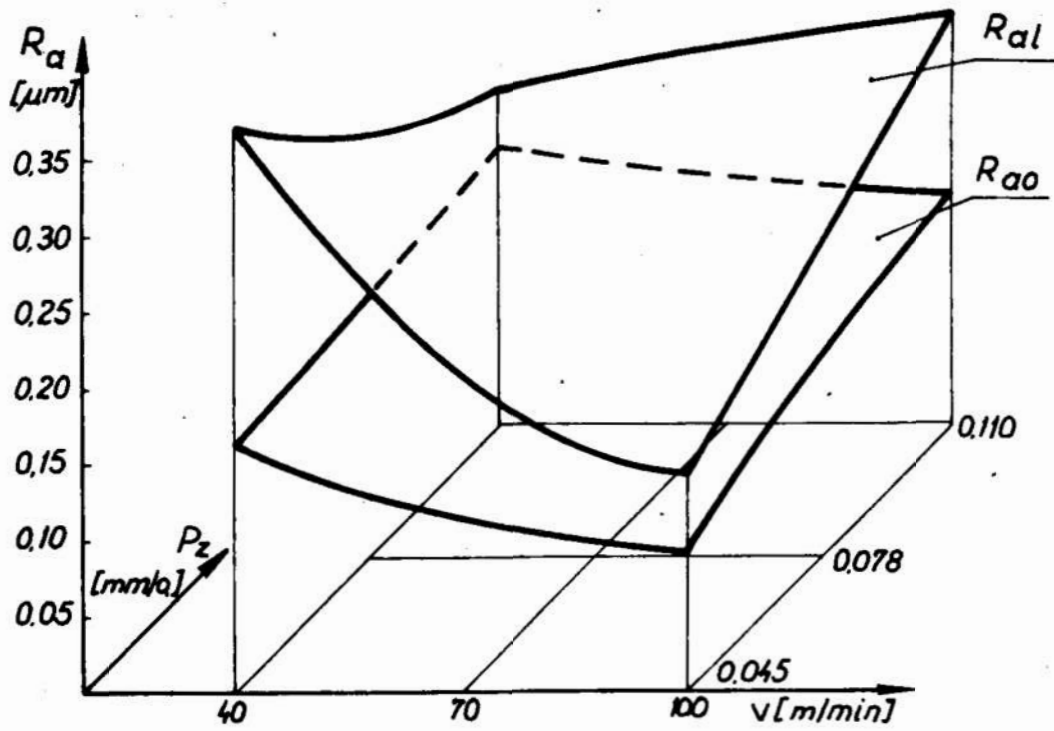
Fig. 3. Initial roughness of the machined surface after face milling of ŁH15 steel of 62 HRC, with the K10D point

3.3. Błąd zarysu w przekroju wzdłużnym i poprzecznym

Odchyłkę zarysu w przekroju wzdłużnym, określoną na długości $l = 240$ mm opisuje zależność:

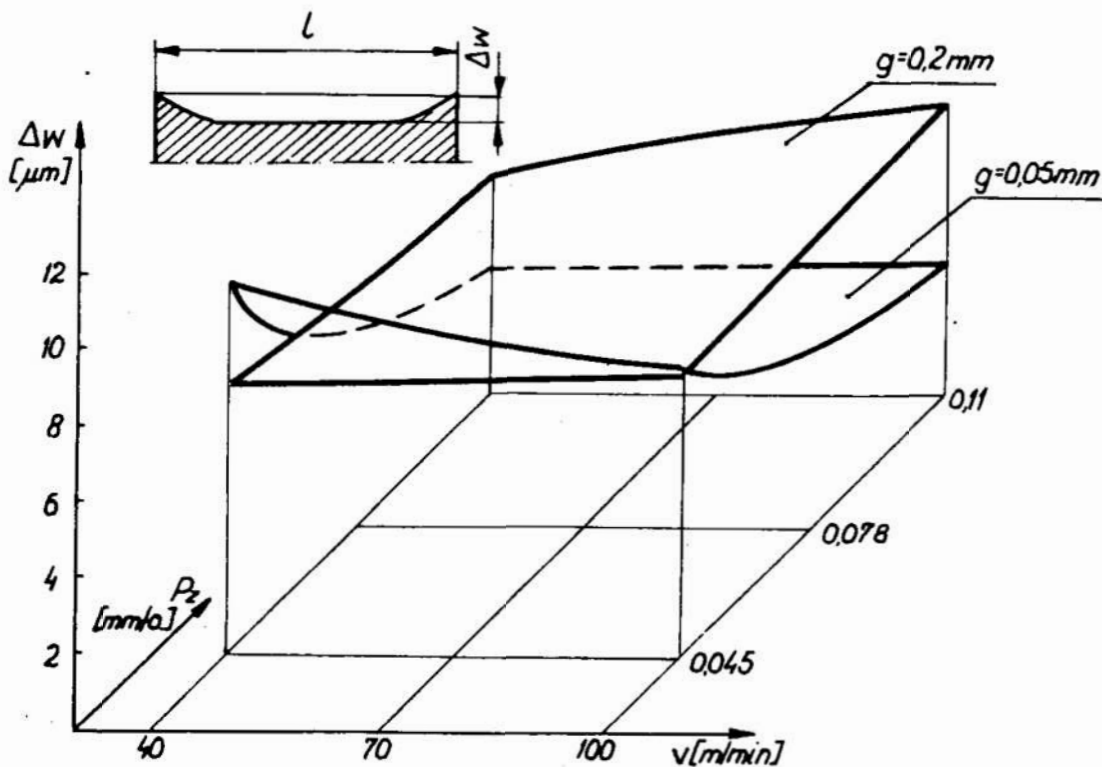
$$\Delta w = \exp (1,804 - 0,264\hat{x}_1 + 0,13\hat{x}_2 + 0,017\hat{x}_3 + 0,22\hat{x}_1 \hat{x}_2 + 0,069\hat{x}_2 \hat{x}_3 + 0,07\hat{x}_1 \hat{x}_3 - 0,002\hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3). \quad (11)$$

Zilustrowano ją na rysunku 5.



Rys. 4. Początkowa R_{a0} i końcowa R_{a1} chropowatość powierzchni obrabianej po frezowaniu czołowym ostrzem K10D stali ŁH15(62HRC) $g = 0,2 \text{ mm}$

Fig. 4. Initial R_{a0} and final R_{a1} surface roughnesses of machined steel ŁH15 of 62 HRC, $g = 0.2 \text{ mm}$, by face milling with the K10D point



Rys. 5. Odchyłka zarysu w przekroju wzdłużnym ($l = 240 \text{ mm}$) po frezowaniu czołowym ostrzem K10D stali ŁH15(62HRC)

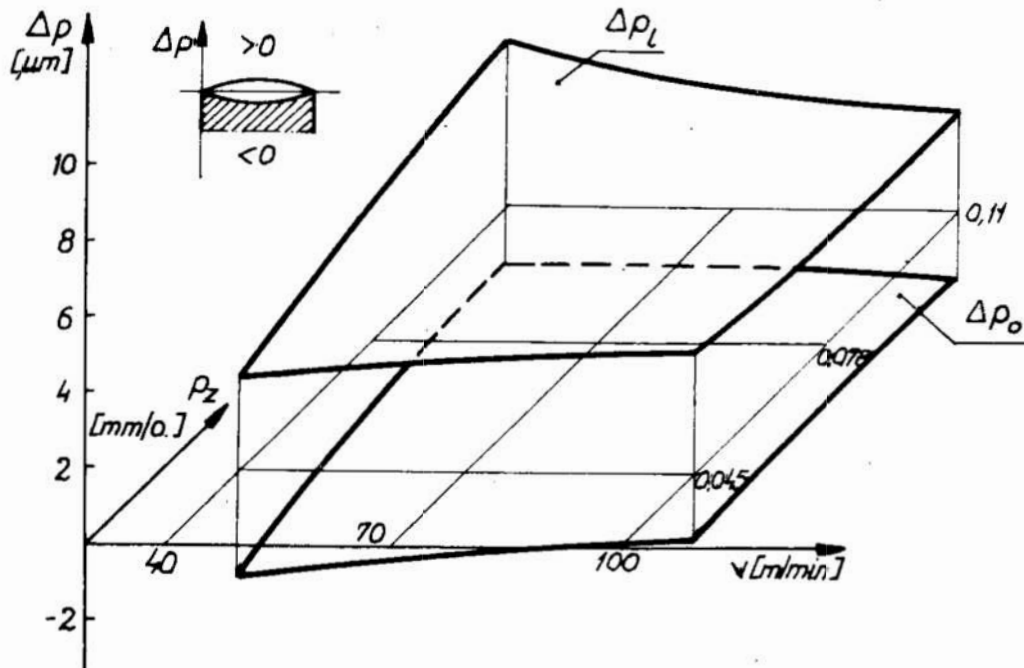
Fig. 5. Deviation of outline in the longitudinal section ($l = 240 \text{ mm}$) after face milling of ŁH15 steel of 62 HRC with the K10D point

Początkową odchyłką zarysu w przekroju poprzecznym p_0 wyznacza zależność (12), a odchyłkę końcową p_l zależność (13):

$$\Delta p_0 = -\exp (0,666 - 0,163\hat{x}_1 + 0,004\hat{x}_2 - 0,073\hat{x}_3 - 0,0195\hat{x}_1 \hat{x}_2 + 0,0113\hat{x}_2 \hat{x}_3 + 0,136\hat{x}_1 \hat{x}_3 + 0,0154\hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3) \quad (12)$$

$$\Delta p_l = \exp (1,168 - 0,044\hat{x}_1 - 0,046\hat{x}_2 + 0,027\hat{x}_3 + 0,132\hat{x}_1 \hat{x}_2 + 0,09\hat{x}_2 \hat{x}_3 - 0,083\hat{x}_1 \hat{x}_3 - 0,12\hat{x}_1 \hat{x}_2 \hat{x}_3) . \quad (13)$$

Ilustracją zależności (12) i (13) jest rysunek 6.



Rys. 6. Początkowa i końcowa odchyłka zarysu w przekroju poprzecznym przy frezowaniu czołowym ostrzem K10D stali ŁH15(62HRC), $g = 0,2$ mm

Fig. 6. Initial and final outline deviations in cross-section at face milling of ŁH15 steel of 62 HRC, $g = 0.2$ mm, with the K10D point

4. Omówienie wyników badań

Badania zużycia ostrzy podczas frezowania czołowego wykazały, że dla ostrzy na bazie sześciennego azotku boru K10D występowały, podobne jak dla toczenia, objawy zużycia [4]: starcie powierzchni przyłożenia i natarcia, przy jednoczesnym obniżeniu krawędzi skrawającej, oraz wyszczerbienia krawędzi skrawającej. Stwierdzono, że parametrem reprezentatywnym do opisu przebiegu zużycia oraz wyznaczania okresu trwałości ostrza jest szerokość starcia VB na powierzchni przyłożenia. Uzyskane w badanym zakresie trwałości ostrzy $T \approx 30 - 350$ min wskazują na właściwie dobrany zakres eksploatacyjnych parametrów skrawania. Funkcja $T = f(v)$ jest rosnąca dla mniejszych wartości posuwu ($p_z \geq 0,045$ mm/obr.) i malejąca dla posuwu $p_z \leq 0,11$ mm/obr. Wpływ posuwu i prędkości skrawania na trwałość ostrza jest najsilniejszy dla małych głębokości skrawania ($g = 0,05$ mm). Większy wpływ posuwu i głębo-

kości skrawania, niż prędkości skrawania, na trwałość ostrza, zwłaszcza dla $p_z \geq 0,07 \text{ mm}$ ostrze, świadczy o dominującym wpływie obciążenia mechanicznego na zużycie ostrzy.

Uzyskane wartości parametru R_a chropowatości początkowej mieszczą się w przedziale $R_{a0} \approx 0,09 - 0,21 \mu\text{m}$ a chropowatości końcowej, większe wskutek zużycia ostrzy w przedziale $R_{a1} \approx 0,14 - 0,37 \mu\text{m}$. Wpływ posuwu na chropowatość początkową zależy od głębokości skrawania, i dla $g = 0,05 \text{ mm}$ funkcja $T = f(p_z)$ jest malejąca, a dla $g = 0,2 \text{ mm}$ rosnąca. Różnice chropowatości końcowej i początkowej (rys. 4) zależą głównie od poziomu zużycia ostrza, przy czym można zauważyć tendencję, że większym wartościom zużycia odpowiada większa wartość parametru R_a .

Zarys powierzchni obrobionej w przekroju wzdłużnym (rys. 5) jest wklęsły głównie w wyniku wydłużenia cieplnego ostrza [1]. Wartości odchyłki w badanym zakresie wynoszą $\Delta w = 3,2 - 9,8 \mu\text{m}$. Wzrost posuwu powoduje zmniejszenie odchyłki Δw , a wpływ głębokości **jest powiązany** z prędkością skrawania.

Zarys powierzchni obrobionej w przekroju poprzecznym na początku powierzchni obrobionej jest wklęsły ($\Delta p_o < 0$), na końcu zaś wypukły ($\Delta p_l > 0$). Taki charakter powierzchni obrobionej wynika z odkształceń sprężystych układu głowica — wrzeciono, w warunkach zmiennych obciążeń mechanicznych. Wartość początkowej odchyłki wynosi $\Delta p_o = -1,6 - 2,9 \mu\text{m}$, a końcowej $\Delta p_l = 2,4 - 4,4 \mu\text{m}$.

5. Podsumowanie

Wyniki badań własnych, dotyczące frezowania czołowego pełnego, potwierdziły możliwość dokładnego skrawania wiórowego ostrzami RNMN050400 K10D stali hartowanej ŁH15(62HRC) zarówno z uwagi na uzyskane duże trwałości ostrzy ($T > 30 \text{ min}$), jak i małą wysokość chropowatości powierzchni ($R_a < 0,4 \mu\text{m}$) i małe błędy kształtu (5 klasa dokładności). Wyniki wcześniejszych prac [1] oraz przesłanki teoretyczne wskazują, że efekty technologiczne frezowania można poprawić poprzez zmniejszenie stosunku B/D (frezowanie niepełne) oraz zastosowanie chłodzenia strefy skrawania.

LITERATURA

1. JANKOWIAK M., KODYM J.: Wybrane cechy stereometryczne powierzchni obrobionej po frezowaniu czołowym stali hartowanej ostrzami z sześciennego azotku boru. Materiały V Ogólnopolskiej Konferencji NT „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej” GOBiEN Gorzów Wlkp. — Lubliniewice 1985.
2. KAYEMBE T.: Frezowanie czołowe hartowanej stali ostrzami na bazie CBN. Praca dyplomowa ITBM Politechnika Poznańska 1987.
3. SUBERA P.: Badanie dokładności powierzchni po frezowaniu czołowym stali hartowanej. Praca dyplomowa ITBM Politechnika Poznańska 1987.
4. Materiały niepublikowane: „Skrawanie wiórowe hartowanych stali ostrzami z materiałów na bazie CBN”. Sprawozdanie CPBP 02.04 ITBM Politechnika Poznańska 1987.

Streszczenie

Artykuł zawiera wyniki badań własnych dotyczących zastosowania okrągłych płytek wymiennych CBN do frezowania czołowego stali hartowanej ŁH15. Przedstawiono modele matematyczne

okresu trwałości ostrzy, parametru R_a chropowatości powierzchni oraz odchyłek zarysu w przekroju wzdłużnym i poprzecznym przy frezowaniu czołowym pełnym ostrzem K10D.

**Stereometric features of the machined surface and life of CBN
tool points during full - face milling of hardened steel with a round tip**

Summary

The paper contains the results of the authors' own investigations concerning application of the round throw - away CBN tips to the face milling of hardened bearing steels ŁH15. Mathematical models of the tool life, R_a parameter of surface roughness and profile deviations in the longitudinal and transverse cross - sections during full - face milling with the K10D tool point are given R_a .

Jerzy Kodym
Stanisław Krzyżaniak
Krzysztof Kloczkowski

BADANIA PORÓWNAWCZE ZUŻYCIA OSTRZY NA BAZIE AZOTKU BORU PRZY OBRÓBCE STALI HARTOWANEJ I ŻELIWA

1. Wprowadzenie

Zastosowanie ostrzy supertwardych na bazie polikrystalicznego azotku boru do obróbki stali hartowanych i żeliwa stanowi istotne rozszerzenie możliwości technologicznych obróbki wiórowej.

Producentów, klasyfikację, własności i zakresy zastosowania oraz bibliografię dotyczącą ostrzy supertwardych przedstawiono we wcześniejszych pracach własnych [1—3]. Liczne odmiany materiałów supertwardych, stosowanych na ostrza oferowane przez producentów, narzucają konieczność oceny ich skrawności w różnych warunkach skrawania. W pracy przedstawiono wyniki badań zużycia wybranych ostrzy oferowanych przez STANKOIMPORT na rynku krajowym, przy obróbce różnych stali o twardości 42 — 63 HRC oraz specjalnego żeliwa stopowego.

2. Cel, zakres i metodyka badań

Celem badań było porównanie właściwości skrawnych różnych ostrzy supertwardych na bazie polikrystalicznego azotku boru, identyfikacja objawów zużycia, określenie charakterystycznych parametrów zużycia oraz ich zmian w czasie.

Badaniami objęto grupę ostrzy supertwardych produkcji radzieckiej, o symbolach: kompozyt 01 (K01, elbor-R), kompozyt 05 (K05C), kompozyt 10 (K10, hexanit-R), oraz ostrza ceramiczne produkcji Feldmühle o symbolu SN 60 (ceramika na bazie Al_2O_3). Materiałami obrabianymi były: ŁH 15 (61 — 63 HRC), NC 10 (54 — 56 HRC), NC 6 (42 — 46 HRC), specjalne żeliwo stopowe stosowane na gniazda zaworów (180 — 220 HB).

Próby toczenia wzdłużnego przeprowadzono na tokarce uniwersalnej TUM 25 B w środowisku powietrza atmosferycznego, w następującym zakresie parametrów:

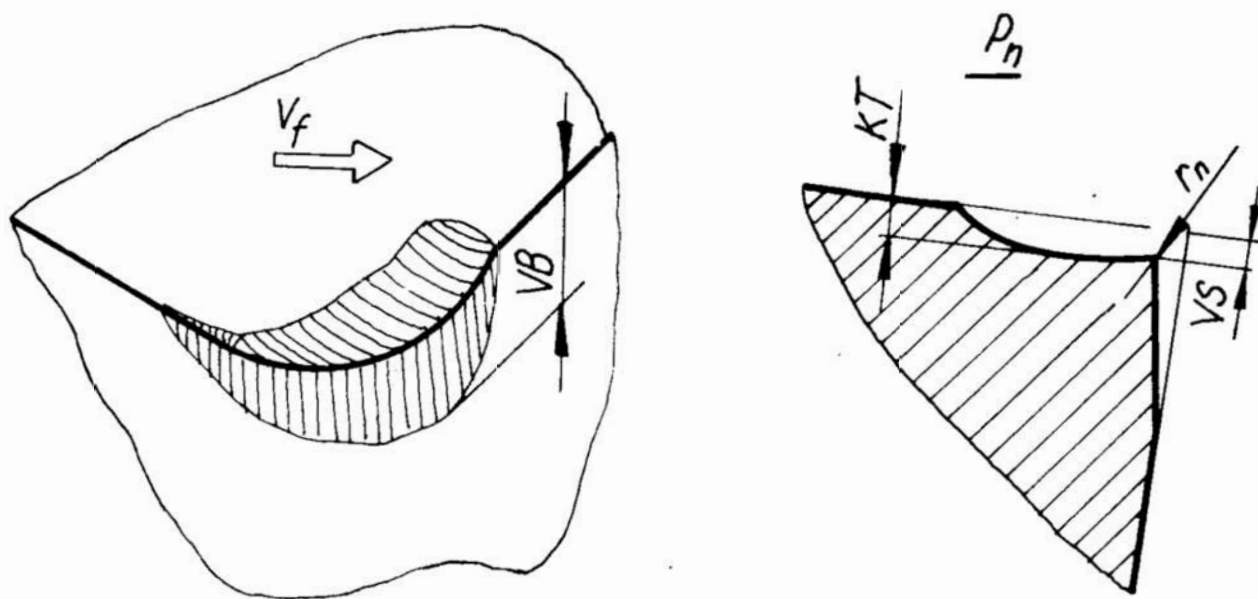
- $p = 0,08$ mm/obr,
- $g = 0,2$ mm,
- $v = 50 — 140$ m/min, przy obróbce stali,
- $v = 350$ m/min, przy obróbce żeliwa.

Ostrza skrawające z materiałów supertwardych wykonane były w formie wstawek o symbolach: PB 0202 K01, PB 0202 K10 i płytek wymiennych o symbolach: TNUN 08 T 308 K 05C, TNUN 08 T 308 TK 05C. Ostrza ceramiczne miały postać płytek wymiennych o symbolu SNGN 120808 T SN60. Geometria ostrzy stosowanych w badaniach była następująca: $\kappa_r = 45^\circ$, $\kappa'_r = 15^\circ$, $\alpha_o = 6^\circ - 8^\circ$, $\gamma_o = -6^\circ + 8^\circ$, $\lambda_s = 0^\circ$, $v_e = 0,8$ mm.

Czynnikami określanymi w badaniach były następujące parametry zużycia ostrzy: VB , KT , VS , r_n . Pomiarów dokonywano na mikroskopie warsztatowym oraz na podstawie profilu żłobka rejestrowanego przy pomocy profilografometru, model 252 produkcji radzieckiej, w określonych odstępach czasu. Próby powtarzano trzykrotnie, a na wykresach ilustrujących zmiany wartości badanych czynników przedstawiono wartości średnie.

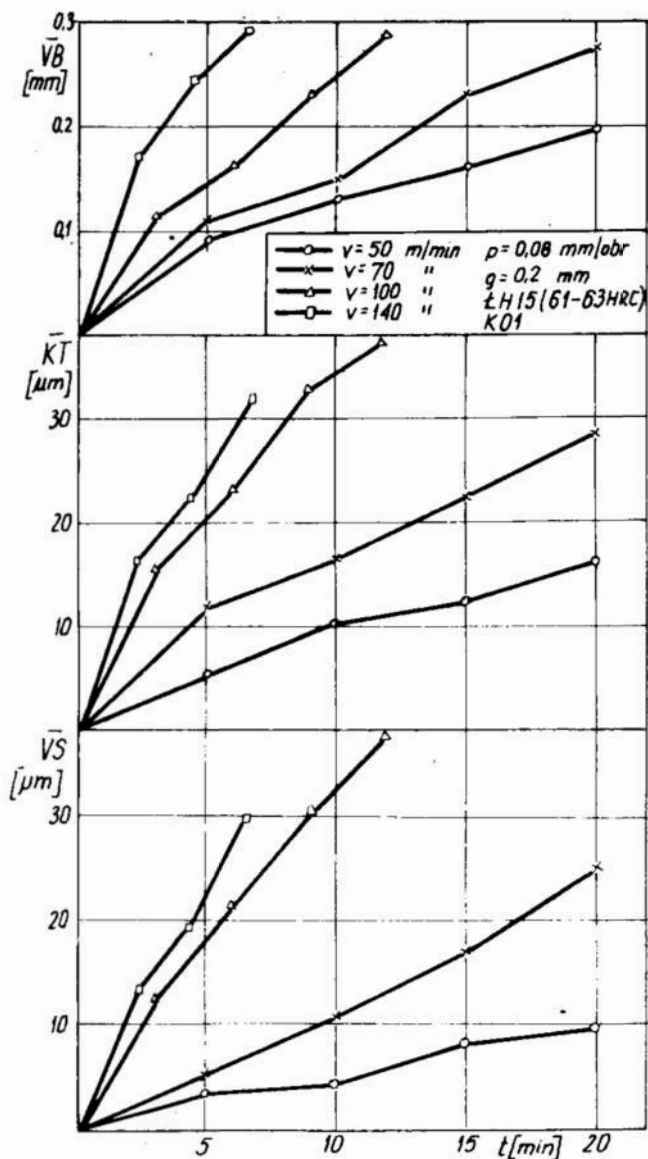
3. Wyniki badań

Typowy obraz zużycia badanych ostrzy supertwardych i ceramicznych przedstawia rysunek 1. Na rysunkach 2 i 3 zastosowano przebieg VB , KT , $VS = f(t)$ dla ostrzy K 01 i K 10, przy różnych prędkościach skrawania, przy obróbce stali ŁH 15 (61—63 HRC).



Rys. 1. Objawy i parametry zużycia ostrzy
Fig. 1. Symptoms and parameters of tool points wear

Oprócz parametrów zużycia ostrzy VB , KT i VS przy skrawaniu stali ŁH15 (61—63 HRC), oceniono również zmiany wartości promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej. Przykładowe przebiegi dla ostrza z kompozytu K01, przedstawiono na rysunku 4.

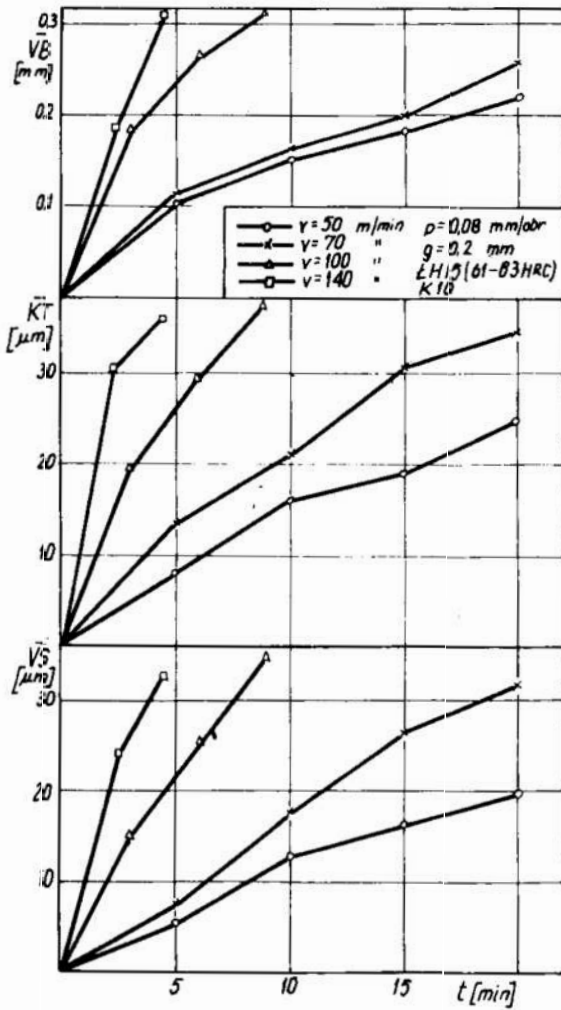


Rys. 2. Przebieg zmian wartości średnich parametrów VB , KT i VS w czasie skrawania stali ŁH 15 (61—63 HRC) ostrzem K01

Fig. 2. Course of changes of mean parameter values VB , KT and VS during cutting of steel ŁH15 of 61 — 63 HRC using K0 1 point

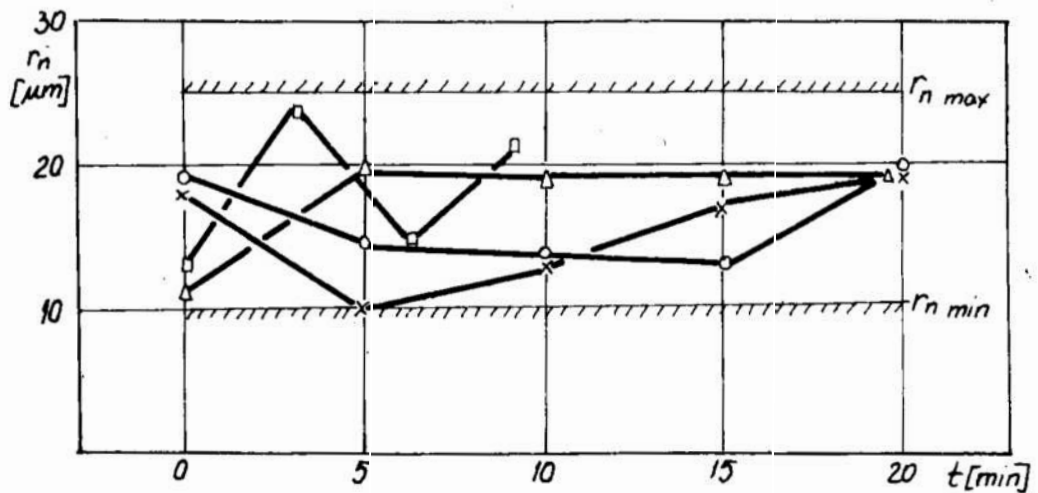
Wyniki badań zużycia ostrzy (parametru VB) z kompozytu K05C i K01 przy skrawaniu stali NC 6 (42—46 HRC), przedstawiono na rysunku 5.

Porównanie zużycia tych samych ostrzy przy obróbce stali NC 10 (54—56 HRC) zilustrowano rysunkiem 6. Na rysunku 7 przedstawiono porównanie w czasie zużycia ostrzy (parametru VB) z kompozytu K05C i K01 oraz ostrza SN 60 z ceramiki Al_2O_3 przy skrawaniu żeliwa stopowego (180—220 HB).



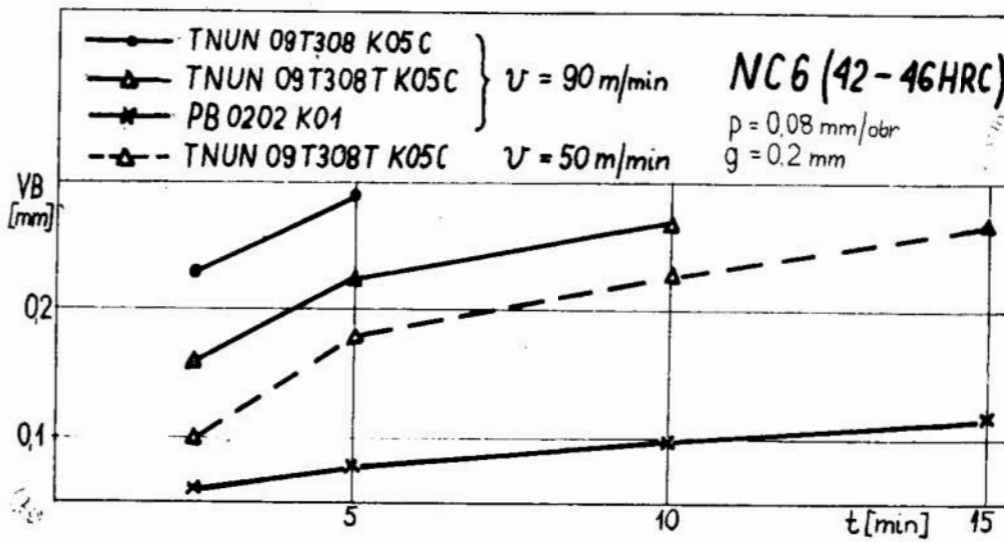
Rys. 3. Przebieg zmian wartości średnich parametrów VB , KT i VS w czasie skrawania stali ŁH 15 (61—63 HRC) ostrzem K010

Fig. 3. Course of changes of mean parameter values VB , KT and VS during cutting of steel ŁH15 of 61 — 63 HRC using K 10 point



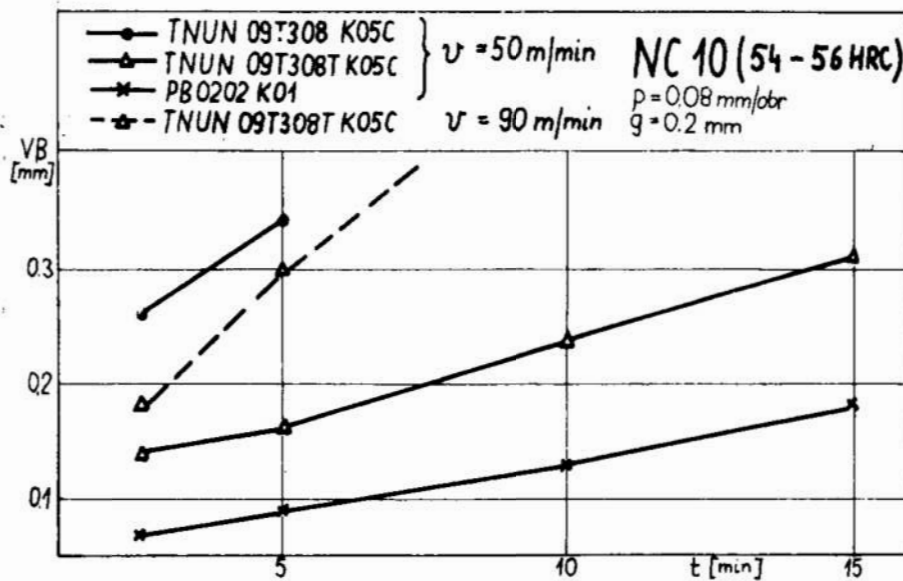
Rys. 4. Zmiany promienia r_n w czasie skrawania

Fig. 4. Changes of radius r_n during cutting



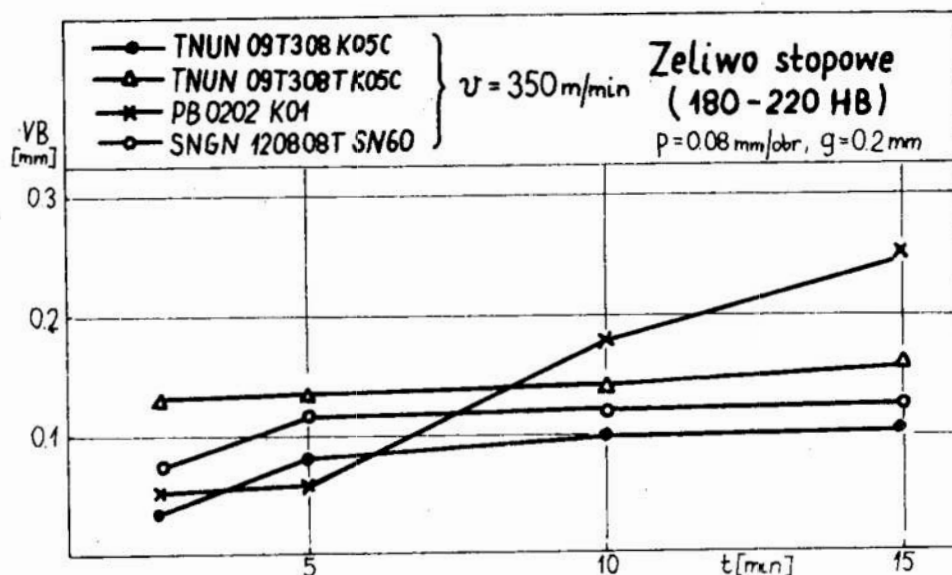
Rys. 5. Przebieg zmian wartości średnich parametrów VB w czasie skrawania stali NC6 (42—46 HRC) ostrzami K05C i K01

Fig. 5. Courses of changes of mean parameter values VB during cutting of steel NC of 42—46 HRC using K05C and K01 points



Rys. 6. Przebieg zmian wartości średnich parametrów VB czasie skrawania stali NC10 (54—56 HRC) ostrzami K05C i K01

Fig. 6. Courses of changes of mean parameter values VB during cutting of steel NC10 of 54—56 HRC using K05C and K01 points



Rys. 7. Przebieg zmian wartości średnich parametrów VB w czasie skrawania specjalnego żeliwa stopowego (180—220 HB) ostrzami K05C, K0 i SN60

Fig. 7. Courses of changes of mean parameter values VB during cutting of a special alloy cast iron of 180—220 HB using K05C, K0 and SN60 points

4. Analiza wyników badań

Ostrza supertwarde przy obróbce stali hartowanych o twardościach powyżej 42 HRC ulegały, w badanym zakresie warunków skrawania, zużyciu ciągłemu, któremu towarzyszyły mikrowyszczerbienia krawędzi skrawających. Typowymi objawami zużycia ciągłego było starcie powierzchni przyłożenia, żłobek na powierzchni natarcia, obniżenie i zaokrąglenie krawędzi skrawającej.

Przebiegi zmian parametrów VB , KT i VS w czasie są dla danego ostrza podobne jakościowo. Porównując ostrza K01 K10 stwierdzono, że przebiegi zmian odpowiednich parametrów są podane również ilościowo. Można zatem stwierdzić, że skrawność ostrzy z K01 i K10 przy obróbce hartowanej stali ŁH 15 (61—63 HRC) jest podobna, a praktycznie wystarczającym do oceny zużycia w czasie skrawania parametrem jest VB .

Efektom wspomnianych już mikrowyszczerbień krawędzi skrawającej jest proces jej „samoostrzenia”, co potwierdzają wyniki badań zmian promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n . Porównując zużycie ostrzy K05C i K01 przy obróbce stali hartowanych o twardości w zakresie 42—56 HRC można stwierdzić zdecydowanie lepszą skrawność ostrzy z K01 w stosunku do ostrzy z K05C i lepszą skrawność ostrzy z K05C ze ścinaną powierzchnią natarcia w stosunku do ostrzy z K05C bez ścian. Badania toczenia specjalnego żeliwa stopowego wykazały podobną skrawność ostrzy z K05C i ceramiki SN60.

5. Podsumowanie

Na podstawie otrzymanych wyników badań można stwierdzić, że:

1. Na powierzchni przyłożenia i natarcia występują w czasie skrawania typowe objawy, przy obniżeniu krawędzi skrawającej podlegającej procesowi „samoostrzenia”. Miarodajnym parametrem zużycia ostrzy jest VB .

2. Przy obróbce hartowanej stali ŁH15 nie stwierdzono różnic w skrawności ostrzy K01 i K10, co umożliwia ich zamienności w zastosowaniach praktycznych.
3. Kompozyt K05C ze względu na właściwości skrawne wykazuje, podobnie jak ceramika SN60, najlepsze przydatności do obróbki żeliwa.

Przedstawione wyniki badań potwierdziły przydatność różnych odmian ostrzy supertwardych na bazie azotku boru do obróbki hartowanych stali i żeliwa.

LITERATURA

1. **KAWALEC M., KLOCZKOWSKI K., KRZYŻANIAK S., LESZCZYŃSKI T.:** Zastosowanie supertwardych materiałów narzędziowych w dokładnej obróbce skrawaniem, *Mechanik* 2/83.
2. **KAWALEC M., KLOCZKOWSKI K., KODYM J., JANKOWIAK M.:** Technologiczne możliwości zastosowania ostrzy supertwardych do obróbki wiórowej hartowanych stali i żeliw, *Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej. Seria: Konferencje nr 9. IV Konferencja Naukowo-Techniczna „Narzędzia skrawające 86”*, Wrocław 1986.
3. **KAWALEC M., JANKOWIAK M., KODYM J., KLOCZKOWSKI K., KRZYŻANIAK S.:** Skrawanie wiórowe hartowanych stali ostrzami z materiałów na bazie CBN. Sprawozdanie z I etapu pracy w ramach CPBP 02.04. Materiały nie publikowane.

Streszczenie

Przedstawiono wyniki badań własnych dotyczących porównania skrawności ostrzy na bazie CBN przy toczeniu hartowanych stali ($42 \div 63$ HRC) i żeliwa ($180 \div 220$ HB). Dokonano identyfikacji objawów zużycia ostrzy oraz przedstawiono zmiany w czasie charakterystycznych parametrów zużycia.

Comparative investigations of the wear of cbn tool points during machining of hardened steels and cast iron

Summary

The results of the authors' own investigation, comparing the cutting ability of CBN tool points during turning of hardened steels ($42 - 63$ HRC) and cast iron of $180 - 220$ HB, have been presented. Symptoms of the tool point wear have been identified and the changes of characteristic wear parameters with time of cutting have been presented.

Václav Koutný

BADANIA WYBRANYCH NARZĘDZI TRZPIENIOWYCH WYKONANYCH ZE STALI SZYBKOTNĄCEJ POKRYTYCH WARSTWĄ TiN

1. Wstęp

Zwiększeniu jakości narzędzia poświęcona jest aktualnie wielka uwaga zarówno ze strony użytkownika jak i wytwórcy. Można to osiągnąć zarówno poprzez intensyfikację procesu technologicznego, efektywniejsze wykorzystanie materiału i energii, efekty ekonomiczne, jak również poprzez wprowadzenie nowych technologii.

Największe zastosowanie, przy zwiększeniu żywotności narzędzi skrawających, mają takie technologie, których celem jest wytwarzanie na powierzchni narzędzia bariery ochronnej, mającej nowe właściwości, które można zmieniać w szerokim zakresie — wybierając rodzaj metody lub optymalizując proces.

Do pokrywania narzędzi ze stali szybko tnącej, najczęściej stosowana jest technologia z grupy PVD (physical vapour deposition). Jest to fizyczna metoda nanoszenia cienkich warstw, która w swej zasadzie ma za zadanie przeprowadzenia nanoszonego twardego metalu do fazy gazowej. Zastosowanie przemysłowe tego procesu technologicznego datuje się od początku lat osiemdziesiątych.

Również w Czechosłowacji obserwuje się znaczną aktywność w tej dziedzinie. Trzeba zaznaczyć, że w chwili obecnej technologia ta znajduje się dopiero u progu rozwoju przemysłowego.

W przypadku zastosowania narzędzi pokrywanych warstwą TiN można oczekiwać następujących efektów:

- a) zwiększenia trwałości ostrza; jest to związane z większą twardością powierzchni ostrza, mniejszym ziarnem, chemiczną obojętnością warstwy i jej niemetalicznym charakterem, zmniejszeniem objawów dyfuzji, obniżeniem temperatury narzędzia i przedmiotu obrabianego,
- b) wyższej jakości warstwy wierzchniej powierzchni obrobionej; jest to związane ze zmniejszoną skłonnością do przylepiania się materiału obrabianego do ostrza i tworzeniu się narostu, jak również innym rodzajem wióra,

- c) możliwości podwyższenia parametrów skrawania; jest to związane ze zmniejszonym tarcieniem stykających się powierzchni, mniejszą temperaturą narzędzia oraz stabilniejszym skrawaniem,
- d) zmniejszenia drgań obrabiarki.

Nie zawsze i nie we wszystkich przypadkach muszą się ujawnić wszystkie przedstawione wyżej efekty zastosowania pokryć warstwą TiN. Wyniki będą zależały od rodzaju operacji, materiału obrabianego, parametrów skrawania, oraz od tego jak była przygotowana powierzchnia narzędzia przed pokrywaniem. Pokrycia warstwą TiN nie można uważać za uniwersalny środek do zwiększenia trwałości ostrza narzędzia.

W celu obiektywnej oceny narzędzia pokrytego warstwą TiN należy przeprowadzić jak najwięcej prób oraz badań. Na ČVUT Praha badano niektóre właściwości narzędzi trzpieniowych — wiertel i gwintowników, posiadających odporną na ścieranie warstwę TiN. Powłoka ta została naniesiona w zakładzie Ždanice należącym do kombinatu Nářadi.

Pierwsze przemysłowe urządzenie do pokrywania warstwą TiN, zainstalowane w Czechosłowacji pracuje w zakładzie Ždanice od 1982 roku. Jest to opatentowana konstrukcja radziecka BULAT-3T, gdzie nanoszenie warstwy TiN przebiega według licencyjnej technologii KIB, należącej do grupy technologii implantowania jonowego. Od 1986 roku zakład dysponuje doskonalszym urządzeniem nowej generacji ze zwiększoną wydajnością i lepszymi parametrami pracy — NNV 6.6-11. Pod koniec 1987 roku zostały zakupione dalsze urządzenia do implantacji jonowej. Zakład Ždanice jest produkującym zakładem w Czechosłowacji w zakresie wykonywania powłok TiN. Posiadane urządzenia są wykorzystywane głównie na własne potrzeby — powlekanie narzędzi do wykonywania gwintów. Dodatkowo, na zamówienie, wykonuje się pokrywanie warstwą TiN narzędzi do obróbki wiórowej, plastycznej oraz różnych części maszyn.

2. Metodyka oraz wyniki badań narzędzi pokrywanych warstwą TiN

Przy porównywaniu narzędzi w wykonaniu standardowym oraz pokrywanych warstwą TiN była brana pod uwagę przede wszystkim osiągnięta trwałość T , wartość i przebieg momentu obrotowego M_k oraz tworzenie się wióra, dokładność i chropowatość obrabianej powierzchni itp.

Poniżej przedstawiono przyjęte warunki przeprowadzonego eksperymentu.

Obrabiarka

W badaniach została zastosowana wiertarka promieniowa VR 4.

Materiał obrabiany

Przyjęto do obróbki następujące materiały:

- stal 12 050.1; obrabialność wg ČSN — 14 b, skład chemiczny: 0,46% C, 0,57% Mn, 0,21% Si, 0,021% P, 0,022% S, $R_m = 623$ do 662 MPa, $R_p = 325$ do 350 MPa, HB = 167 do 180,
- stal 11 373; obrabialność wierceniem wg ČSN — 13 b, $R_m = 370$ do 420 MPa,
- stal nierdzewna „COR” typu Cr13Ni4; skład chemiczny: 0,06% C, 0,30%

Mn, 0,34% Si, 11,78% Cr, 4,10% Ni, po obróbce cieplnej: $R_m = 1000$ MPa, $R_p = 750$ MPa, twardość 26-32HRC,

— stop Al-Si, SILUMIN według ČSN 42 4337.03, AlSi10Cu1MnMG.

Narzędzia skrawające

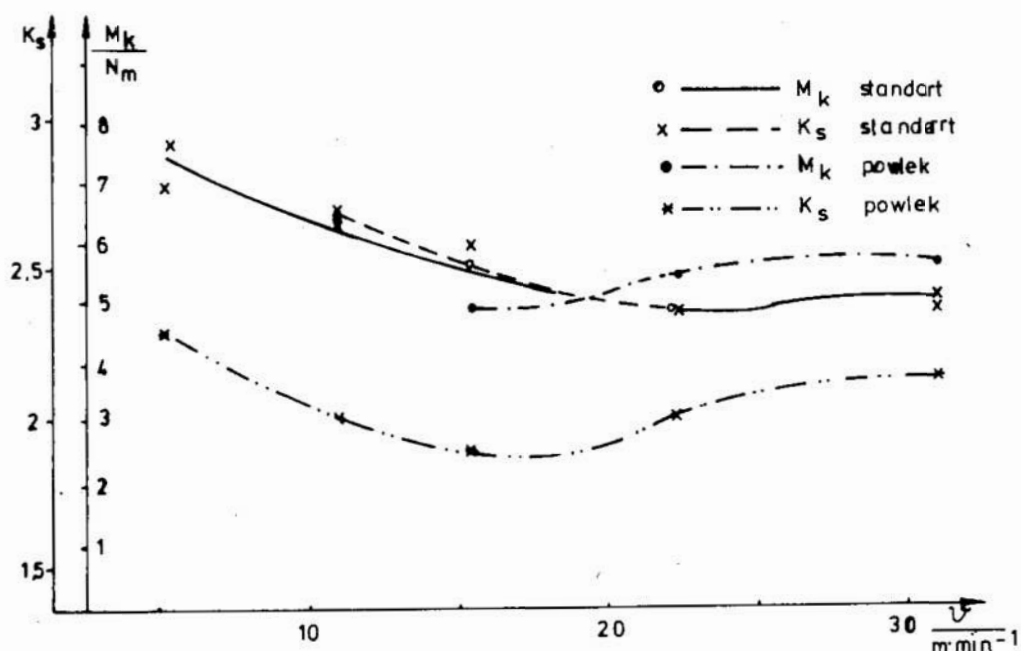
— wiertło $\varnothing 10$ wg ČSN 22 1121 i DIN 338 wykonane ze stali szybkotnącej 19 802 (POLDI HSS 02),

— gwintownik M12x1,75 wg ČSN 22 3043 i ČSN 22 3044,

— gwintownik P13,5; P16 i P21.

Wszystkie podane powyżej narzędzia były użyte zarówno w wykonaniu standardowym, jak i wykonaniu z pokryciem warstwą TiN.

Stosunek momentu maksymalnego M_k do momentu $M_{k/2}$ jest dla narzędzi pokrywanych niższy o ok. 10%. Dla $VB = 0,2$ mm moment $M_{k/2}$ wzrasta o ok. 10%.



Rys. 1. Zmiana współczynnika spęcznienia wióra K_s oraz momentu skrawania M_k w funkcji prędkości skrawania

Fig. 1. Change of chip swelling factor K_s and of cutting moment M_k vs. cutting speed

Trwałość wiertła

Wyniki badań zostały przedstawione w tabelicy 2. Wynika z niej, że narzędzia pokrywane osiągają, zwłaszcza dla wyższych prędkości skrawania, wyraźnie dłuższe okresy trwałości. Często tak jest również dla narzędzi pokrywanych przeostrzonych.

W przypadku wiercenia w stali odpornej na korozję wiertła pokrywane osiągnęły trwałość dwukrotnie większą — np. dla $v = 11,1$ m/min, $f = 0,16$ mm/obr, długość wiercenia $l = 18$ mm, przy zastosowaniu emulsji oraz $VB_{dop} = 0,4$ mm standardowe wiertło obrobiło 80 otworów a powlekanie warstwą TiN — 163 otwory.

Środek chłodząco-smarujący

Podczas prowadzenia badań, zastosowano następujące środki chłodząco-smarujące: w przypadku wiercenia — emulsja 5%, natomiast dla wykonywania gwintu M12 — KALOREX a dla gwintu P — olej J4.

2.1. Wyniki pomiarów uzyskane podczas wiercenia

Porównanie momentu obrotowego

Moment skrawania $M_{kl/2}$ Nm był mierzony w połowie głębokości wierconego otworu przy pomocy dynamometru TUMK IV — ČVUT (głębokość całkowita wierconego otworu wynosiła 24 mm). Następnie, przy końcu próby notowany był moment maksymalny M_{km} .

Przeprowadzono szereg badań przy pomocy narzędzi nowych i stępionych dla różnych parametrów skrawania. Jako przykład niech posłużą dane uzyskane przy wierceniu stali 11 373 z prędkością skrawania $v=31,4$ m/min, posuwem $f=0,16$ mm/obr. Uzyskane (po statystycznym opracowaniu) wyniki przedstawiono w tabelicy 1.

Tablica 1. Moment skrawania uzyskany w połowie głębokości wierconego otworu

Table 1. Cutting moment obtained in the middle depth of the drilled hole

Narzędzie	Moment skrawania $M_{kl/2}$ [Nm]		
	liczba pomiarów	wartość średnica	odchyłka standardowa
standardowe	10	5,40	0,52
pokrywane	10	5,02	0,64

Widać więc, że dla tej obróbki dochodzi, w przypadku narzędzi pokrywanych warstwą TiN, do zmniejszenia momentu skrawania o ok. 7%, co jednak przy osiągniętym rozrzucie zamierzonych wartości nie można uważać za miarodajne. Jednak dla innych parametrów skrawania można mieć do czynienia z istotną różnicą momentu dla narzędzia standardowego i pokrywanego. (rys.1)

Tablica 2. Wpływ pokrycia warstwą TiN na trwałość wiertła

Table 2. The effect of TiN layer coating on the drill life

	Trwałość wiertła									
	standardowego				powlekanego				powl. ostrz.	
	31,4		44		31,4		44		44	
v m/min	min	%	min	%	min	%	min	%	min	%
$V_{B_{dop}}=0,2$	33	100	7,5	100	77	233	47,4	632	16,2	216
$V_{B_{max}}=0,3$	22	100	7,5	100	74	366	28,6	381	14,8	198
$V_{B_{max}}=0,2$	17,5	100	5,2	100	38	217	24,0	461	10,4	200
średni wzrost T					2,6x		5x		2x	

Chropowość powierzchni

Chropowość powierzchni obrabianych otworów była zmierzona i opracowana statystycznie przy pomocy urządzenia TALYSURF 6. Do badań użyte były nowe i stępione wiertła w wykonaniu standardowym i powlekanym, jak również wiertła powlekane po ostrzeniu. Ze względu na fakt, że dokładność wiercenia jest niewielka i zmierzone wartości parametrów chropowości wykazują znaczny rozrzut, używanie tych wskaźników przy porównywaniu właściwości skrawanych narzędzi jest mało przydatne.

W eksperymencie przyjęto dwie kombinacje parametrów skrawania: $v=44$ m/min, $f=0,10$ mm/obr oraz $v=31,4$ m/min, $f=0,16$ mm/obr. Chropowość była mierzona na odcinku pomiarowym 4 mm w przybliżeniu w połowie długości wierconego otworu.

Komputer urządzenia pomiarowego drukował 20 parametrów chropowości, profil powierzchni, a w niektórych przypadkach wykres Abbot'a-Firestone. Zmierzone wartości parametru R_a przedstawiono w tablicy 3.

Tablica 3. Parametr chropowości R_a wierconych otworów
Table 3. Roughness parameter R_a of the drilled holes

Narzędzie	Parametr R_a [μm]			
	liczba pom.	R_a	odchyłka	rozrzut
standardowe	13	8,5	0,75	4,9—13,2
pokrywane TiN	13	1,5	0,60	0,65—2,14

W przypadku dalej prowadzonych pomiarów stwierdzono, że chropowość otworów wykonanych narzędziem pokrywanym jest jeszcze mniejsza — wahała się w granicach 9—13% wartości osiągniętych dla wiertel standardowych.

Dokładność otworów

Otwory były mierzone na obu czołach, w dwóch wzajemnie prostopadłych przekrojach przy pomocy mikroskopu. Pokrywane warstwą TiN wiertła wykonywały otwór o średnicy 10 mm z dokładnością około 0,1 mm lepszą, co praktycznie odpowiada polepszeniu dokładności o jeden stopień IT wg JSTU RVHP, jak to przedstawia tablica 4.

Tablica 4. Porównanie dokładności wierconych otworów
Table 4. Comparison of accuracy of the drilled holes

Narzędzie	Średnica otworu mm					
	czoło I			czoło II		
	liczba pom.	wartość średnia	odchyłka	liczba pom.	wartość średnia	odchyłka
standard	13	10,31	0,08	13	10,12	0,05
pokryw.	13	10,21	0,05	13	10,05	0,04

Tworzenie się wióra

Przy wierceniu stali 11 373 narzędziem pokrywanym z podanymi wyżej parametrami skrawania, tworzyły się przeważnie wióry krótkie spiralne. Dla wiertel standardowych tworzyły się wióry długie i skłębione.

Współczynnik spęcznienia

Współczynnik spęcznienia K_s wyznaczony był metodą wagową. Wyniki (rys. 1) uzyskano na podstawie uśrednienia zasadniczej liczby pomiarów otrzymanych przy powiercaniu otworu $\varnothing 8$ na $\varnothing 10$ przy posuwie 0,16 mm/obr w zakresie prędkości skrawania od 5,5 do 44 m/min.

Podsumowanie

Z punktu widzenia wartości momentu skrawania M_k nie udało się otrzymać wyraźnej różnicy pomiędzy pracą narzędzi standardowych i pokrywanych warstwą TiN. Wiertła pracowały w zakresie parametrów skrawania, w których w przypadku narzędzi standardowych intensywnie tworzy się narost. Ten swym wpływem na rzeczywistą geometrię ostrza może obniżać wartość M_k i to obniżenie może być większe niż efekt osiągnięty zmniejszonym współczynnikiem tarcia dla warstwy TiN. Zdaje się to potwierdzać przebieg zależności M_k , $K=f(v)$. Oscylogramy przebiegu M_k potwierdzają bardziej stabilne skrawanie w przypadku narzędzi pokrywanych warstwą TiN.

Potwierdził się równocześnie 2—5 krotny wzrost trwałości wiertel pokrywanych. Istotna jest poprawa jakości powierzchni wierconych otworów.

Należy zauważyć, że wiertła, ze względu na swą relatywnie niską cenę i znaczną liczbę możliwych przeostrzeń, (po których opisane efekty nie są już tak wyraźne), nie są z ekonomicznego punktu widzenia najwygodniejszym przedstawicielem narzędzi do pokrywania.

2.2. Wyniki pomiarów uzyskane przy wykonywaniu gwintów wewnętrznych

W przypadku tych badań przeprowadzono szeroki eksperyment zarówno w warunkach laboratoryjnych jak i przemysłowych. Ze względu na ograniczoną objętość artykułu przedstawione zostaną tylko niektóre wyniki badań.

Porównanie trwałości

Jako kryterium przyjmuje się najczęściej utratę dokładności wykonanego gwintu. Badania przerywano również, gdy aktualna wartość M_k dwukrotnie przekroczyła wartość momentu dla narzędzia nowego. Trzecim kryterium było wytrzymałościowe zniszczenie narzędzia.

Istnieje tendencja do szukania innych, bardziej jednoznacznych kryteriów zużycia gwintownika. Obiecującym wydaje się pomiar promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej R_k . Wymaga to jednak wysokiej techniki pomiaru (np. przyrząd FORM — Talysurf).

W przypadku wykonywania gwintów P13,5, P16 i P21 w stopie Al-Si stwierdzono (na podstawie wykonywanych ok. 700 000 otworów), że gwintowniki pokrywane warstwą TiN wykazywały większą trwałość od 150 do 400% wartości trwałości dla narzędzi standardowych, czyli przedłużały trwałość średnio o 2,5 raza. Znaczny rozrzut wyników badań był spowodowany przede wszystkim nierównomierną wytrzymałością materiału obrabianego.

W przypadku obróbki stali odpornej na korozję „COR” gwintowniki pokrywane warstwą TiN osiągnęły trwałość większą od 2 do 5 razy. Podobny wzrost trwałości zaobserwowano w przypadku obróbki stali 12 050.1.

Jakość gwintowanych otworów

Stwierdzono, że narzędzia powlekane warstwą TiN wykonują wewnętrzne gwinty dokładniej (gwint jest ciaśniejszy).

Przyrząd FORM — Talysurf pozwolił też na pomiar chropowatości powierzchni bocznej zarysu gwintu. Ze względu na krótki odcinek pomiarowy, dokonywano pomiaru bez filtrowania, co spowodowało powstanie pewnego błędu pomiaru związanego z falistością. Jednak ze względu na porównywanie tylko wyników pomiarów nie było to istotne. Narzędzia pokrywane warstwą TiN osiągały chropowatość powierzchni od 30 do 40% mniejszą od chropowatości uzyskanej dla gwintowników standardowych. Również rozrzut zmierzonych wartości był dla narzędzi pokrywanych mniejszy. Najlepsze wyniki osiągnięto stosując gwintownik wg ČSN 22 3044 — TiN — $R_{a\ min} = 0,92\ \mu\text{m}$.

Moment obrotowy M_k .

Z uwagi na otrzymanie znacznego rozrzutu wartości M_k można twierdzić, że przy gwintowaniu otworów użycie narzędzi pokrywanych nie powoduje wyraźnego spadku momentu.

WNIOSKI

Przeprowadzone badania potwierdziły tezę, że dzięki zastosowaniu narzędzi pokrywanych warstwą TiN można osiągnąć znaczne efekty, przejawiające się zwiększeniem trwałości oraz polepszeniem chropowatości powierzchni obrabianej. Jednak nie zawsze efekty te wystąpią w pełni — zależy to od rodzaju operacji, konstrukcji narzędzia, parametrów skrawania itp.

Fakt ten przemawia za kontynuacją dalszych prób i badań narzędzi pokrywanych warstwą TiN.

LITERATURA

1. GAZDA M.: Rychlořezné nástroje s otřuvzdorným povlakem nitridu titanu a zkušenosti s jejich použitím. Strojirenska výroba c. 10, SNTL, Praha, 1986.
2. KOUTNÝ V.: Výzkum nových typu povlakovaných osových nástrojů. Výzkumná zpráva c. 413, CVUT, Praha, 1985.
3. KOUTNÝ V.: Výzkum nových typu povlakovaných osových nástrojů. Výzkumná zpráva c. 42, CVUT, Praha, 1986.
4. PRACA ZBIOROWA: Zvyšování životnosti nástrojů. Sborník, CSVTS VÚSTE, Praha, 1986.
5. PRACA ZBIOROWA: Zvyšování životnosti nástrojů II. Sborník, MON, Praha, 1987.

Streszczenie

Opisano wyniki badań porównawczych trwałości wiertel i gwintowników pokrytych warstwą TiN i bez takiego pokrycia. Wykazano, że zastosowanie takiej warstwy prowadzi do 2—5 krotnego wzrostu trwałości badanych narzędzi.

Investigation of selected tools made of high-speed steel coated with TiN layer

Summary

Comparative investigation results of life of drills and screw-taps coated with the TiN layer and without the coat have been presented. It was stated the use of the layer leads to 2—5 times increase of life of the tool investigated.

Stanisław Krzyżaniak

DOBÓR EKONOMICZNEJ PRĘDKOŚCI OBROTOWEJ NARZĘDZIA LUB PRZEDMIOTU NA OBRABIARKACH ZE STOPNIOWANĄ REGULACJĄ PRĘDKOŚCI PRZY UWZGLĘDNIENIU ROZRZUTU TRWAŁOŚCI OSTRZA

Obrabiarki o stopniowanym ciągu prędkości obrotowej wrzeciona wciąż jeszcze stanowią przeważającą część parku maszynowego. Stopniowanie prędkości obrotowej utrudnia, bądź wręcz uniemożliwia stosowanie optymalnych wartości prędkości skrawania. Przyjęta postać funkcji celu optymalizacji (np. kosztu jednostkowego) pozwala jednak zawsze na wybór, spośród dostępnych wartości obrotowej wrzeciona, optymalnej prędkości obrotowej narzędzia lub przedmiotu.

1. Koszt jednostkowy w przypadku wymiany awaryjnej i zapobiegawczej narzędzia

Przedstawione rozważania dotyczą obróbki jednonarzędziowej, przy określonych, stałych wartościach posuwu i głębokości.

Jako wymianę awaryjną (WA) przyjęto wymianę następującą po przejściu ostrza w stan niezdatności i wytworzeniu jednego braku. Koszt jednostkowy w takim przypadku jest równy [3, 6]:

$$K_{1A} = K_o \cdot \frac{L}{p \cdot n} (1 + k_u) + \frac{x [K_o t_z (1 + k_u) + K_N + S_b] L}{p \cdot n \cdot T} \quad (1)$$

gdzie:

K_o — koszt minutowy pracy obrabiarki wraz z obsługą $\left[\frac{zł}{\text{min}} \right]$

K_N — koszt narzędzia przypadający na jeden okres trwałości [zł],

t_z — czas zmiany narzędzia [min],

L — droga narzędzia z posuwem p (odpowiadająca czasowi maszynowemu t_m) [mm],

x — stosunek czasu skrawania do czasu maszynowego,

- p — posuw [mm/obr],
 n — prędkość obrotowa narzędzia lub przedmiotu [obr/min],
 T — trwałość ostrza [min],
 S_b — strata związana z wytworzeniem braku (np. koszt naprawy braku) [zł],
 k_u — współczynnik czasu uzupełniającego (przyjęto, że czas zmiany narzędzia należy do czasu pomocniczego).

Na podstawie wyników przedstawionych w pracy [2] można stwierdzić, że jeśli $T = C v^{-s} = C_n n^{-s}$, to teoretyczna optymalna prędkość obrotowa wrzeczona w przypadku wymiany awaryjnej wynosi:

$$n_{eA} = \left[\frac{c_n}{x(s-1) \left[t_z + \frac{K_N + S_b}{(1+k_u)K_o} \right]} \right] \quad (2)$$

a wybór między rzeczywistymi wartościami n_i oraz $n_{i+1} = \varphi n_i$, gdy n_{eA}^e (n_i, n_{i+1}), zależy od relacji między wartościami n_{eA} oraz

$$n_{gr} = n_i^s \sqrt{(\varphi^s - \varphi)(s-1)(\varphi-1)}.$$

Mianowicie:

$$n_{eA} \in (n_i, n_{gr}) \Rightarrow K_{jA}(n_i) < K_{jA}(n_{i+1}), \quad (3)$$

$$n_{eA} \in \langle n_{gr}, n_{i+1} \rangle \Rightarrow K_{jA}(n_{i+1}) \leq K_{jA}(n_i). \quad (4)$$

W pracy [2] pokazano również, że z praktycznego punktu widzenia można przyjąć:

$$n_{gr} \approx \frac{n_i + n_{i+1}}{2}. \quad (5)$$

Losowy charakter trwałości ostrza uniemożliwia całkowite wyeliminowanie straty S_b , ale zastosowanie wymiany zapobiegawczej (WZ) [3, 6] pozwala na zmniejszenie ryzyka jej wystąpienia poprzez wymianę narzędzia po czasie τ_w . Jeśli dla danego narzędzia $T < \tau_w$, to następuje wymiana o charakterze awaryjnym. Koszt jednostkowy jest w tej sytuacji równy:

$$K_{jz} = K_o \cdot \frac{L}{p \cdot n} (1 + k_u) + \frac{K_o \cdot t_z \cdot (1 + k_u) + K_N F(\tau_w) \cdot S_b}{E(q)} \quad (6)$$

gdzie:

$F(\tau_w)$ — dystrybuanta rozkładu trwałości dla $t = \tau_w$ $F(\tau_w) = P(T < \tau_w)$,

$E(q)$ — oczekiwana liczba przedmiotów obrobionych jednym narzędziem:

$$E(q) = \frac{1}{t_s} \int_0^{\tau_w} R(t) dt = \frac{p \cdot n}{x \cdot L} \int_0^{\tau_w} R(t) dt, \quad (7)$$

przy czym $R(t) = 1 - F(t)$.

W praktyce τ_w musi być całkowitą wielokrotnością czasu skrawania t_s . Wtedy:

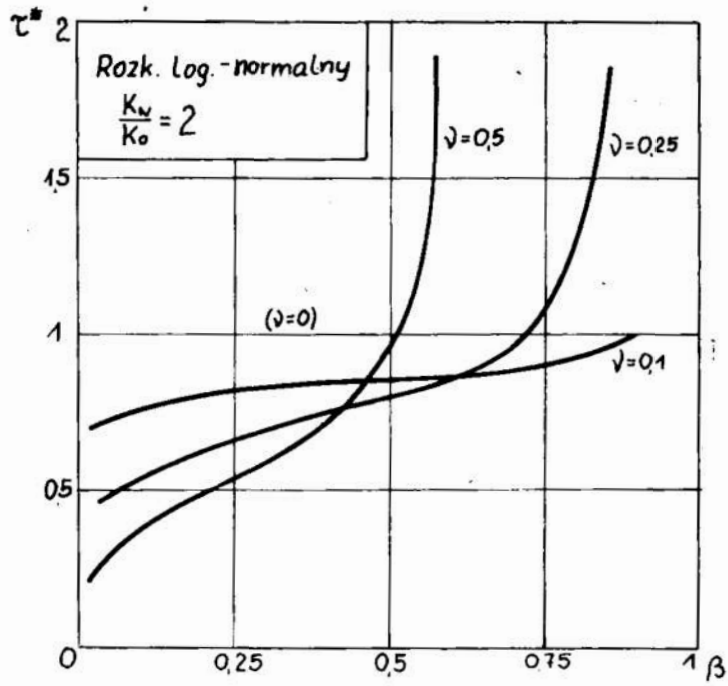
$$K_{jz} = K_{jz}(q_w, n) = K_o \frac{L}{p n} (1 + k_u) + \frac{K_o t_z (1 + k_u) + K_N + f(q_w \frac{xL}{pn}) S_b}{\sum_{i=1}^{q_w} R\left(i \cdot \frac{x \cdot L}{p \cdot p}\right)} \quad (8)$$

Z pracy [6] wynika, że optymalny moment wymiany τ_{we} zależy od współczynnika zmienności rozkładu trwałości ostrza v ($v = \frac{\delta_T}{T}$) gdzie δ_T jest odchyleniem standardowym rozkładu a T średnią trwałością, oraz od wartości współczynnika β , określającego udział strat w łącznych nakładach. W tym przypadku:

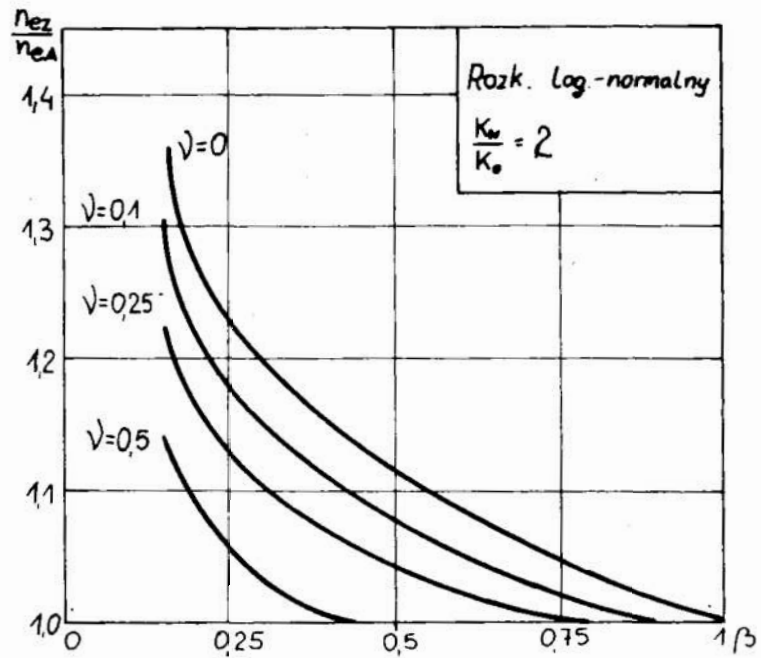
$$\beta = \frac{K_o t_z (1 + k_u) + K_N}{K_o t_z (1 + k_u) + K_N + S_b} \quad (9)$$

Współczynnik β może przyjmować wartości z przedziału (0,1). Na rysunku 1 pokazano przebieg zależności $\tau^* = f(\beta)$ dla rozkładu logarytmo-normalnego dla kilku wartości współczynnika v , przy czym $\tau^* = \tau_{we}/T$. Na rysunku tym, jak i następnym, uwzględniono także wartość $v = 0$, mimo że ma to sens raczej tylko z matematycznego punktu widzenia. Warto zauważyć, że wymiana zapobiegawcza przechodzi w awaryjną, gdy $\tau_w \rightarrow \infty$ (wtedy $F(\tau_w) \rightarrow 1$, a $E(q) \rightarrow \frac{1}{t} E(T)$).

Teoretyczna ekonomiczna prędkość obrotowa n_{eZ} zapewniająca minimum kosztu jednostkowego przy wymianie zapobiegawczej (8) jest większa od n_{eA} [3, 6], a stosunek n_{eZ}/n_{eA} jest funkcją zarówno β , jak i v . Przykładową zależność $n_{eZ}/n_{eA} = f(\beta)$ pokazano na rysunku 2.



Rys. 1. Zależność momentu wymiany τ^* od współczynnika β dla wymiany zapobiegawczej [3]
 Fig. 1. Dependence of replacement moment τ^* on the coefficient β for a preventive replacement [3]



Rys. 2. Zależność stosunku n_{ez}/n_{eA} od współczynnika β [3]
 Fig. 2. Dependence of the ratio n_{ez}/n_{eA} on the coefficient β [3]

2. Wybór prędkości obrotowej w przypadku gdy $v = \text{const}$

Przyjęcie, że współczynnik zmienności trwałości ostrza v jest stały dla rozpatrywanych prędkości obrotowych przedmiotu lub narzędzia, jest uzasadnione w wielu przypadkach, szczególnie wtedy, jeśli wszystkie narzędzia podlegają temu samemu rozkładowi trwałości, a zmiany prędkości nie obejmują tzw. stref nieokreślonego skrawania [4, 6].

Do obliczeń przyjęto następujące założenia i dane modelowe:

- przedmiot obrabiany: walec cylindryczny $\varnothing 50 \times 90$,
- posuw $p = 0,2 \text{ mm/obr}$,
- prędkości obrotowe: $n_{i-1} = 710 \text{ obr/min}$, $n_i = 900 \text{ obr/min}$, $n_{i+1} = 1120 \text{ obr/min}$, $n_{i+2} = 1400 \text{ obr/min}$,
- trwałość:

$$T = 11451,453 \exp(-0,1 \cdot v^{0,8}) = 11451,453 \exp(-0,0227455 \cdot n^{0,8}) \quad (10)$$

$$F(T) = \frac{1}{2} + \Phi\left(\frac{\ln T - m}{\sigma}\right) \quad (\Phi \text{ — funkcja Laplacea [1]})$$

$$\sigma = \ln(v^2 + 1), \quad m = \ln[T(n)] - 0,5\sigma^2,$$

$$x = 0,98, \quad t_z = 1 \text{ min}, \quad k_u = 0,12.$$

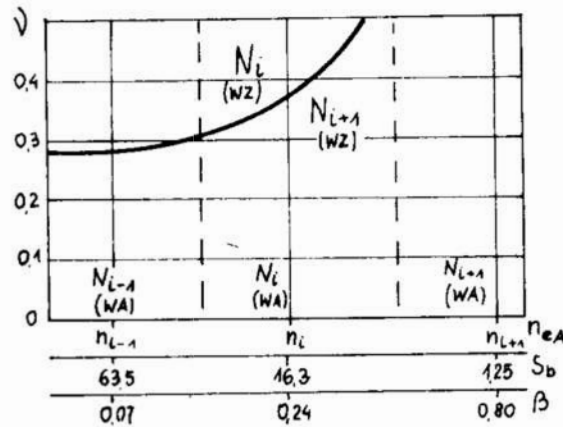
Z rysunku 2 wynika, że stosunek n_{eZ}/n_{eA} może przyjmować na tyle duże wartości, że w zależności od ilorazu ciągu prędkości obrotowych φ należy brać pod uwagę nie tylko prędkości n_i oraz n_{i+1} , ale i większe. Badania polegały na określeniu obszarów N_i , N_{i+1} , N_{i+2} , w których minimalny koszt jednostkowy otrzymuje się odpowiednio dla prędkości obrotowych n_i , n_{i+1} , n_{i+2} .

Na rysunku 3 przedstawiono te obszary przy założeniu, że współczynnik zmienności v nie zależy od rozpatrywanej prędkości obrotowej. Przyjęto, że: $K_N/K_O = 4 = \text{const}$, a zmiany stosunku S_b/K_o powodują zmiany wartości współczynnika β , a także wartości prędkości ekonomicznej v_{eA} (odpowiadającej wymianie awaryjnej). Prędkość v_{eA} musi spełniać warunek:

$$T(v_{eA}) = x [s(v_{eA}) - 1] \left[t_z + \frac{K_N + S_b}{(1 + k_u) K_o} \right] \quad (11)$$

gdzie $s(v) = - (d \ln T / d \ln v)$.

Na rysunku 3, obok obszarów N_i oraz N_{i+1} , odpowiadających wymianie zapobiegawczej, pokazano porównawczo takie same obszary dla wymiany awaryjnej.



Rys. 3. Obszary stosowania prędkości n_{i-1} , n_i , n_{i+1} gdy $v(n_{i-1}) = v(n_i) = v(n_{i+1})$

Fig. 3. Regions of use of velocities n_{i-1} , n_i , n_{i+1} when $v(n_{i-1}) = v(n_i) = v(n_{i+1})$

Przedstawienie obszarów N_i oraz N_{i+1} jak na rysunku 3, umożliwia dobór właściwej prędkości obrotowej dla wymiany zapobiegawczej, gdy znana jest prędkość ekonomiczna n_{eA} . Jeśli znana jest prędkość n_{eZ} , to wybór między prędkościami n_i oraz n_{i+1} w przypadku gdy $v = \text{const}$ jest podobny jak w przypadku wymiany awaryjnej (wzory (3) ÷ (5)). Wynika to z niezależności τ^* od prędkości skrawania.

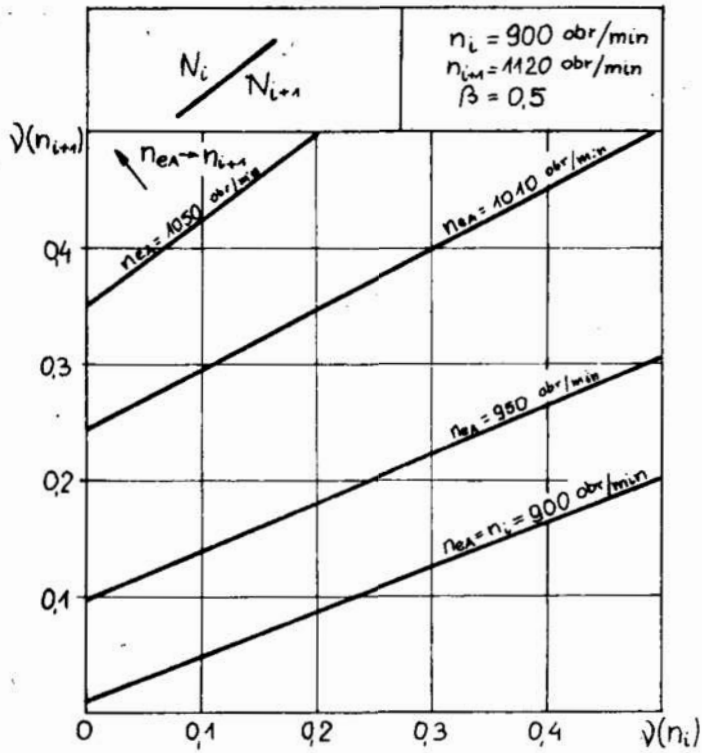
3. Wybór prędkości obrotowej w przypadku gdy $v = f(n)$

Uzasadnienie potrzeby rozpatrywania w pewnych przypadkach zależności $v = f(n)$ ($v \neq \text{const}$) znaleźć można m.in. w pracach [4, 5]. Wyniki badań przedstawiono jako obszary N_i , N_{i+1} w układzie $v(n_i) - v(n_{i+1})$. Na rysunku 4 pokazano te obszary dla $\beta = 0,5$. Wartości stosunków K_N/K_0 i S_b/K_0 zmieniały się tak, że zachowując stałą wartość β zmieniały n_{eA} od n_i do n_{i+1} .

Na rysunku 5 pokazano granice między obszarami N_i , N_{i+1} (linie ciągłe) oraz N_{i+1} , N_{i+2} (linie przerywane kropkowane) dla różnych wartości współczynnika β , przy $n_{eA} = n_i$. Obszar stosowania wyższych prędkości obrotowych powiększa się wraz ze zmniejszaniem się wartości współczynnika β i wzrastaniem różnicy między $v(n_{i+1})$ a $v(n_i)$ i $v(n_{i+2})$ a $v(n_{i+1})$.

4. Wnioski

1. W przypadku wymiany zapobiegawczej wybór właściwej prędkości obrotowej narzędzia lub przedmiotu uzależniony jest od znajomości ekonomicznej prędkości obrotowej dla wymiany awaryjnej oraz współczynnika zmienności trwałości ostrza i współczynnika β charakteryzującego udział strat związanych z wytwarzaniem braku w ogólnych kosztach.
2. W przypadku znajomości ekonomicznej prędkości obrotowej n_{eZ} dla wymiany zapobiegawczej, jeśli współczynnik zmienności v jest stały dla rozpatrywanych prędkości obrotowych, wybór właściwej prędkości może być prowadzony jak w przypadku wymiany awaryjnej.



Rys. 4. Obszary stosowania prędkości n_i, n_{i+1} dla wymiany zapobiegawczej przy $\beta = 0,5$ i $v(n_i) \neq v(n_{i+1})$
 Fig. 4. Regions of use of velocities n_i, n_{i+1} for the preventive replacement at $\beta = 0,5$ and $v(n_i) \neq v(n_{i+1})$

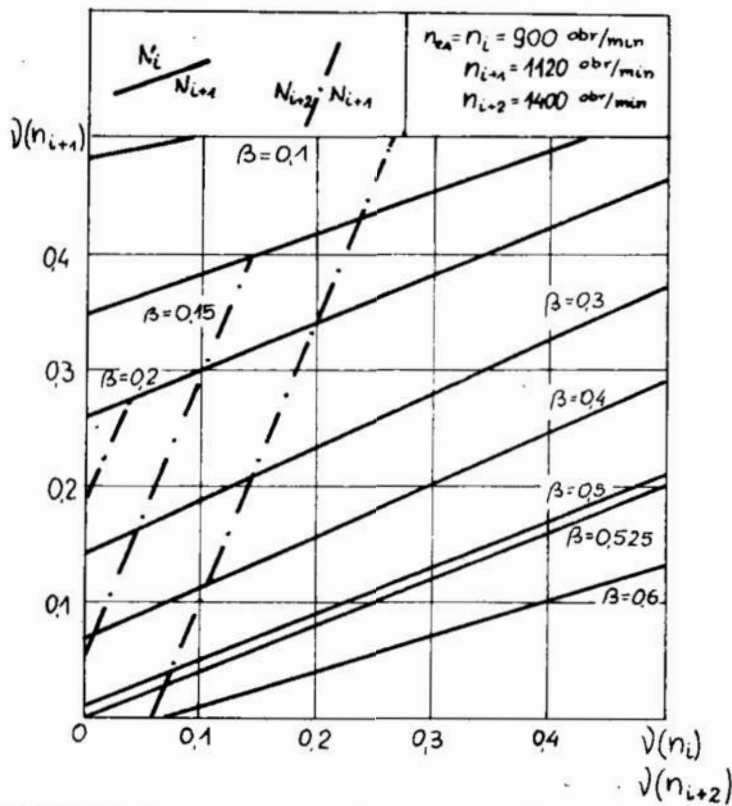


Fig. 5. Regions of use of velocities n_i, n_{i+1}, n_{i+2} , for the preventive replacement at $n_{eA} = n_i$ and $v(n_i) \neq v(n_{i+1}) \neq v(n_{i+2})$
 Rys. 5. Obszary stosowania prędkości n_i, n_{i+1}, n_{i+2} , dla wymiany zapobiegawczej przy $n_{eA} = n_i$ i $v(n_i) \neq v(n_{i+1}) \neq v(n_{i+2})$

3. W zależności od wartości współczynników ν , β oraz ilorazu ciągu prędkości φ , optymalna prędkość obrotowa dla wymiany zapobiegawczej może być o kilka stopni prędkości wyższa niż w przypadku wymiany awaryjnej, zwłaszcza jeśli współczynniki zmienności dla poszczególnych prędkości są różne.

LITERATURA

1. **BOBROWSKI D.:** Probabilistyka w zastosowaniach technicznych. WNT, Warszawa, 1986
2. **KRZYŻANIAK S.:** Metoda doboru ekonomicznej prędkości obrotowej narzędzia lub przedmiotu przy obróbce na obrabiarkach ze stopniową regulacją prędkości. Materiały konferencji „Narzędzia skrawające i ściernie — NASS '85”, Gorzów — Lubniewice, 1985
3. **KRZYŻANIAK S.:** Optymalizacja prędkości skrawania w obróbce jednonarzędziowej w warunkach rozrzutu trwałości ostrza oraz różnych strategii wymiany narzędzia. Praca doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań 1988 (w druku)
4. **MIERNIK M.:** Trwałość narzędzi skrawających w „obszarach nieokreślonego skrawania”. IV konferencja naukowo-techniczna: Narzędzia skrawające. Prace Naukowe Politechniki Wrocławskiej nr 31, seria konferencje nr 9, Wrocław 1986
5. **ROSSETTO S., LEVI R.:** Fracture and Wear as Factors Affecting Stochastic Tool-Life Models and Machining Economics Problems, Transactions of the ASME (Journal of Eng. for Industry) 1/1977
6. **SHEIKH A. K., KENDHAL L. A., PANDIT S. M.:** Probabilistic Optimization of Multitool Machining Operations. Transactions of the ASME (Journal of Eng. for Industry), 8/1980

Streszczenie

W referacie przeanalizowano sposób doboru ekonomicznej prędkości obrotowej narzędzia lub przedmiotu, ze stopniowaną regulacją prędkości, przy uwzględnieniu rozrzutu trwałości ostrza. Przedstawione rozważania dotyczą obróbki jednonarzędziowej, przy określonych stałych wartościach posuwu i głębokości

Selection of economical rotational speed of tool or workpiece on the machine tools having stepped velocity control taking into account the tool life scatter

Summary

The report presents a way to choose the economical rotary speed of tool and workpiece with a stepped control in respect to the point life scatter. The considerations presented are concerned with a single-tool machining at determined constant values of feed and depth.

Bogdan Meldner

SYSTEMY NARZĘDZIOWE W ZAUTOMATYZOWANEJ PRODUKCJI

1. Struktura zautomatyzowanego procesu produkcyjnego

1.1 Współzależność organizacyjna

Współczesna automatyzacja, dzięki sprzętowi informatycznemu, objęła prawie wszystkie aspekty procesu produkcyjnego. Równocześnie utwierdził się pogląd, że najlepsze efekty daje wielopoziomowy układ podsystemów i modułów, o możliwie największym stopniu autonomiczności na swoim poziomie.

W podanym na rys. 1 strukturalnym schemacie systemu produkcyjnego poziom nadrzędny stanowi komputer wiodący.

Poziom podporządkowany stanowią:

- podsystem narzędziowy, zarządzany przez odpowiedni komputer,
- podsystem zarządzający przedmiotami, przyrządami i paletami, również z własnym komputerem,
- moduły obróbcze, wyposażone we własne sterowniki CNC.

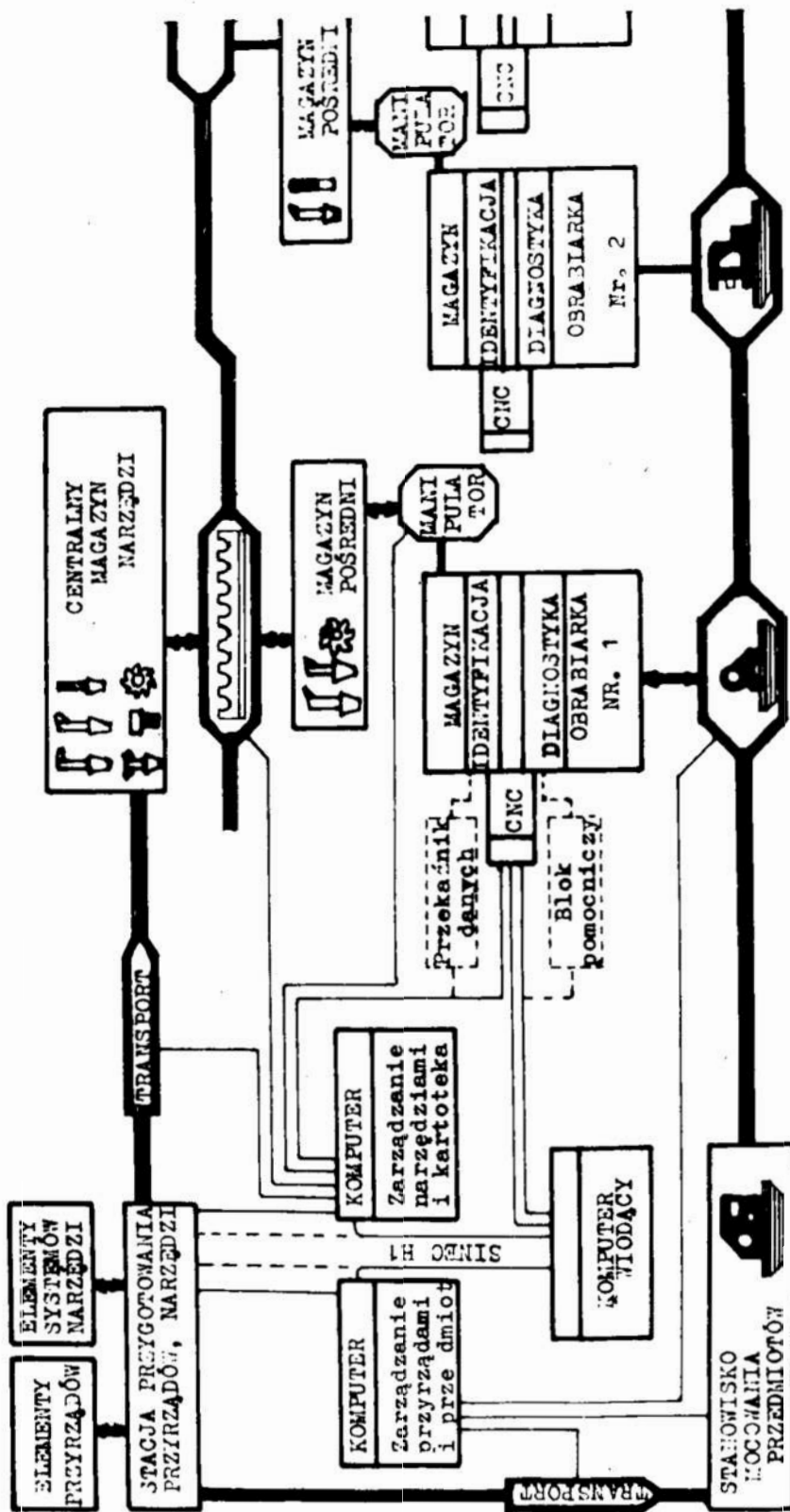
Sprawne funkcjonowanie sieci informatycznej wymaga łączy szybkiej komunikacji np. SINEC H1, LAN lub tp.

W omawianym schemacie stacja przygotowania przyrządów i narzędzi pełni dwoistą funkcję, umotywowaną podobieństwem zadań, oraz podobnymi, a w części nawet wspólnymi urządzeniami. Analogicznie w module obróbczym zbiegają się drogi narzędzi i przedmiotów. Zatem rozważając przede wszystkim podsystem narzędziowy, trzeba będzie z konieczności uwzględnić aspekty przyrządów i palet, oraz w większym stopniu obrabiarek.

1.2. Podsystem narzędziowy

W podsystemie narzędziowym komputer stanowi poziom nadrzędny. Jednostkami podporządkowanymi, o znacznym stopniu autonomiczności są:

- stacja przygotowania narzędzi z własnym terminalem, organizującym pracę stacji,
- magazyny, jeden centralny i kilka pośrednich, obsługiwane przez automatyczny transport,
- specjalny manipulator, wymieniający narzędzia w magazynach obrabiarek.



Rys. 1. Struktura zautomatyzowanego systemu produkcyjnego
 Fig. 1. Structure of automated production system

Warunkiem prawidłowego funkcjonowania podsystemu jest odpowiedni zestaw elementów składowych z których montuje się narzędzia, toteż zapleczem stacji jest magazyn tych elementów.

Narzędzie, obiegające stację, magazyny i obrabiarkę rozpoznawane jest w każdej z tych autonomicznych jednostek za pośrednictwem układu identyfikacji. Wynika stąd konieczność zwielokrotnienia głowic czytajaco-zapisujących. Podporządkowanie zespołów identyfikacji będzie zależało od wielkości systemu produkcyjnego oraz od liczby głowic jaką może obsługiwać jeden przekaźnik.

Aktualny stan narzędzia, jako skutek skrawania, jest monitorowany przez dość rozbudowane układy diagnostyki, zainstalowane na obrabiarce. Układy te stanowią strefę przenikania się podsystemu narzędziowego z modułami obróbczymi.

2. Elementy systemów narzędziowych

Systemy narzędziowe jako całość, a także jako elementy składowe były już wielokrotnie w literaturze opisywane [L. 1, 2, 4, 6]. W tym miejscu zostaną wymienione tylko niektóre aspekty, ważne z uwagi na automatyzację procesu produkcji.

2.1. Systemy — tokarski i wytaczarski

Do roku 1985 rozwijane były oddzielne systemy: tokarski — przykład BTS-Sandvik i wytaczarski — przykład VARILOC-Sandvik.

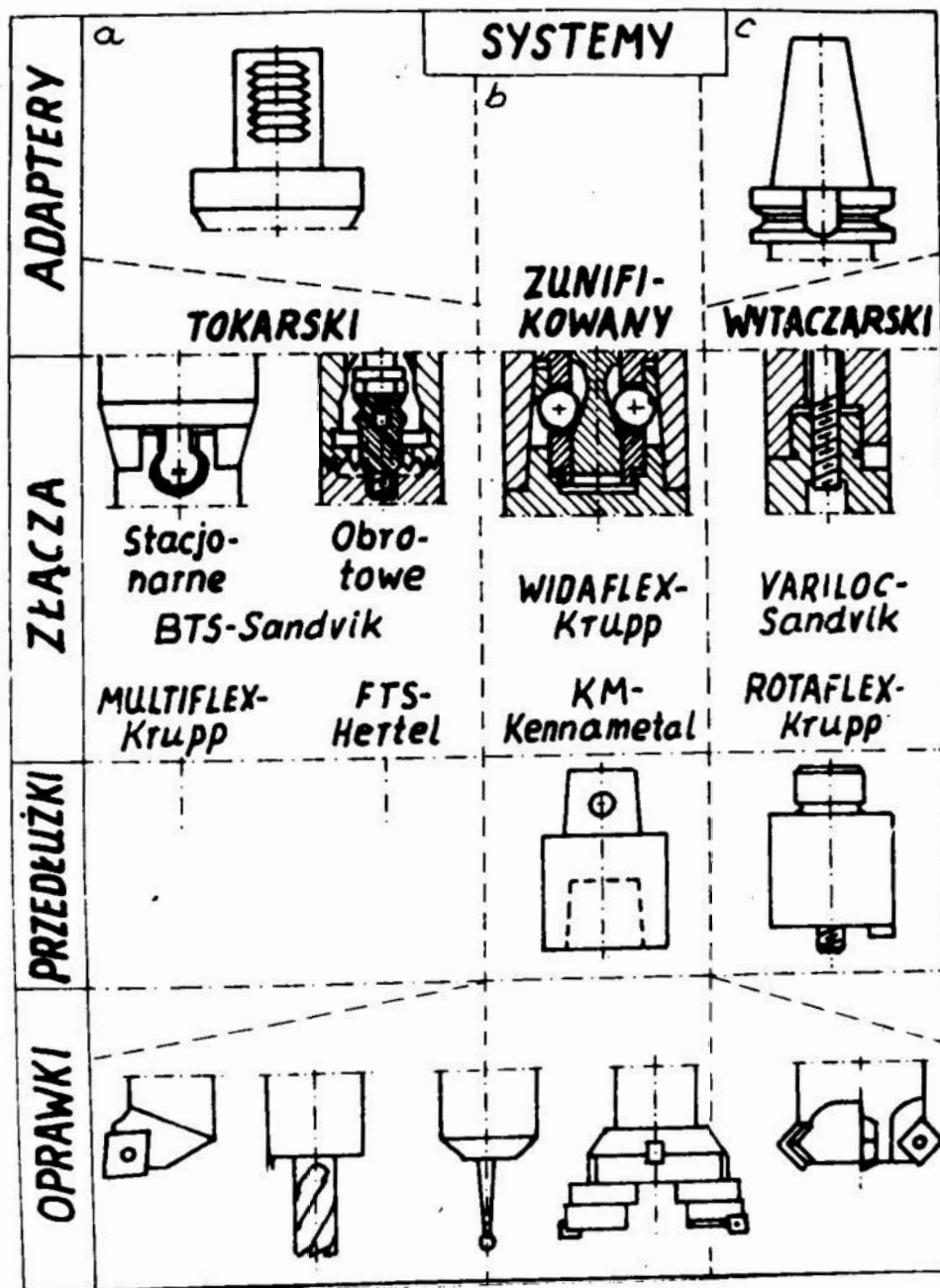
W systemie tokarskim najczęściej stosowany adapter miał postać oprawki VDI-3425, drugostronnie zakończony znanym złączem systemu BTS-Sandvik, FTS-Hertel lub innym (rys. 2a). Mocowane w tym złączu narzędzia, stacjonarne względnie obrotowe, mogły być używane tylko na tokarce.

W systemie wytaczarskim najczęściej stosowany adapter miał postać stożka ISO 7:24, drugostronnie zakończony złączem zaciskany śrubą jak np. VARILOC, klinami jak np. FTS-Valenite i wiele innych (rys. 2c). Mocowane w tych złączach oprawki, ewentualnie za pośrednictwem przedłużek, mogły być zaopatrzone w narzędzia standardowe lub firmowe, ale nadające się jedynie do pracy na wytaczarkach.

2.2. Systemy zunifikowane

W roku 1985 pojawiły się pierwsze przesłanki do unifikacji, a w 1987 zostały zaprezentowane zunifikowane systemy tokarsko-wytaczarskie WIDAFLEX firmy Krupp oraz KM firmy Kennametal (rys. 2b).

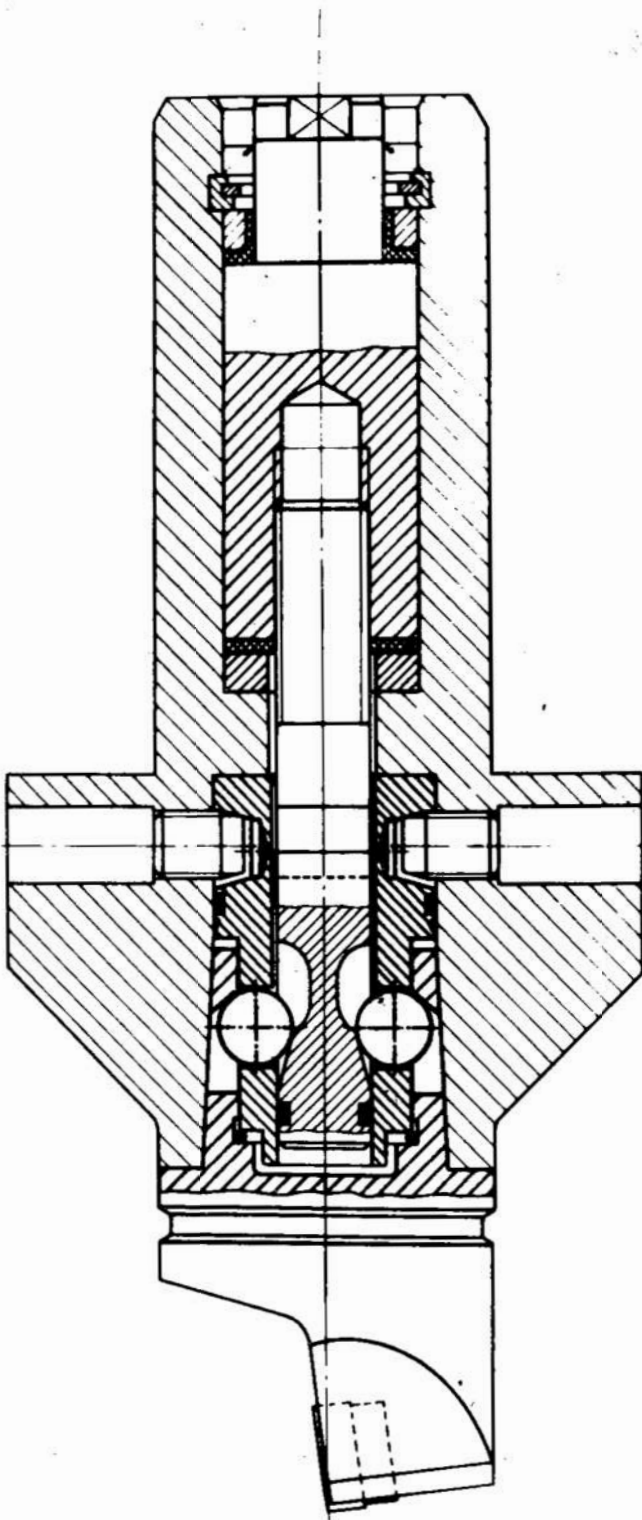
Zasadniczym elementem promującym te systemy jest analogiczne, nad-



Rys. 2. Elementy systemów narzędziowych
 Fig. 2. Elements of tool systems

zwyczaj dobrze dopracowane złącze, pokazane na rys. 3 [L. 6]. Spełnia on chyba wszystkie kryteria i wymagania stawiane współczesnym zunifikowanym systemom narzędziowym (ustalenie 6-ciu stopni swobody, sztywne połączenie z naprężeniem wstępnym i wzmocnieniem siły zacisku, drożności dla chłodziwa, pneumatycznie czyszczone i kontrolowane odnośnie prawidłowego połączenia, symetrycznie wg osi przenoszącej obciążenie itd.).

Wnikliwe omówienie systemu WIDAFIEX lub KM mogłyby stanowić odrębny niemały temat.



Rys. 3. Złącze zunifikowanego systemu narzędziowego [L. 6]
Fig. 3. Unified joint of the tool system [6]

2.3. Zestawy oprawek, chwytów i głowic

Wszystkie elementy systemu narzędziowego tworzą szeroką paletę adapterów przedłużek i oprawek, a także narzędzi firmowych. Przykładem może być system wytaczarski firmy Hertel rys. 4, obejmujący 7 wielkości złączy od +11 do +46 mm, przeznaczonych odpowiednio dla obrabianych średnic +22 — 30 oraz +116 — 150 mm. Do każdej wielkości złącza przystosowane jest po kilka (2 ÷ 4) przedłużek i odpowiednie głowiczki wytaczarskie. Cechą charakterystyczną omawianej koncepcji są złączki redukcje (1 ÷ 4 zależnie od wielkości złącza), umożliwiające zestawianie nawet dość znacznie skomplikowanych narzędzi. Liczba różnych elementów takiego zestawu nie wliczając części skrawających narzędzi wynosi co najmniej 85 ÷ 90 szt.

Systemy tokarskie, opracowane na zbliżonych zasadach, obejmują analogicznie kilkadziesiąt elementów.

Szacuje się, że w przypadku systemów zunifikowanych około 60 ÷ 65% elementów może być wykorzystywane zarówno dla tokarek jak i wytaczarek, co daje ogromne oszczędności i ułatwia zestawianie narzędzi.

Udana koncepcja elementów systemu kryje w sobie wiele niezauważalnych jeszcze możliwości. Przykładem może być propozycja firmy Komet zestawiania rozgałęźnego przedłużek i oprawek (rys. 5).

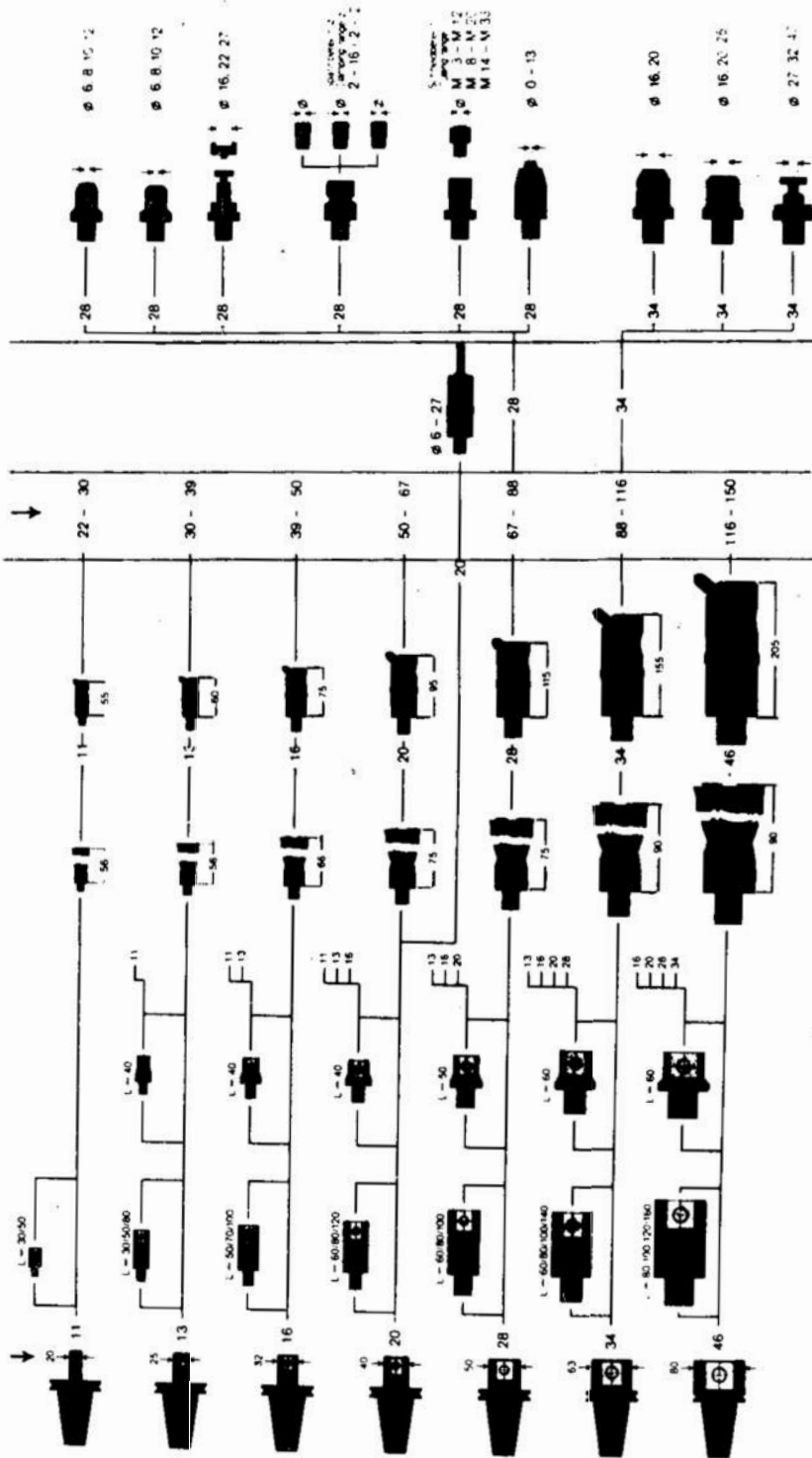
Ciągle jeszcze problematyczna jest automatyczna regulacja średnicy wytaczadła (wymiar R), lub kompensacja zużycia ostrza. Analogicznie zadaniem przyszłościowym jest przezbrajanie zużytych narzędzi na ostre w obrębie oprawki narzędzi wytaczarskich.

Uzupełnieniem omówionych zestawów elementów powinny być narzędzia tak zwane wielkogabarytowe, głowice wielofunkcyjne np. U-Flex firmy d' Andrea oraz głowice numerycznie sterowane np. NCP 60-2 firmy Wohlhaupter.

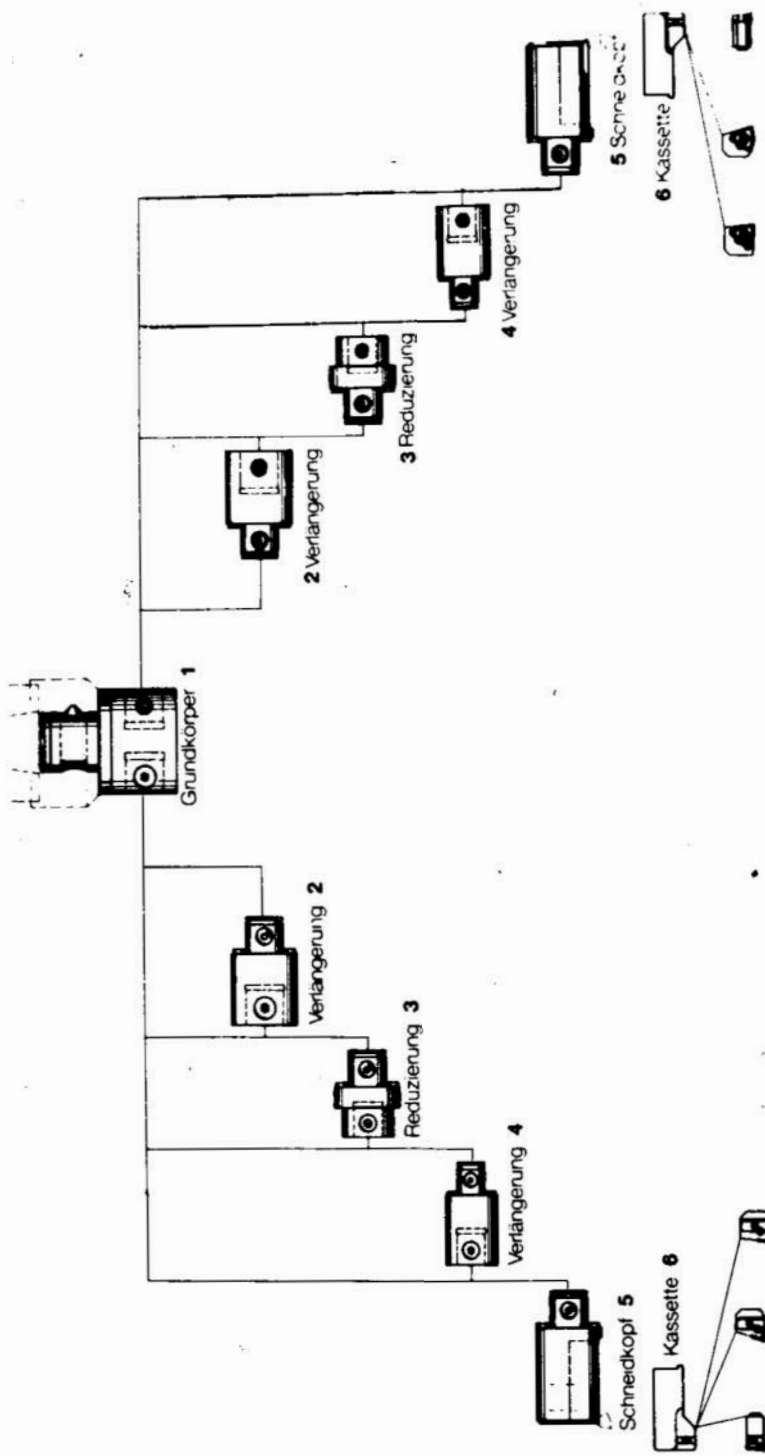
Każdy z elementów systemu jest opisany symbolem katalogowym i może być przez komputer dobierany dla zestawienia optymalnego narzędzia do odpowiedniego zadania obróbkowego. Funkcję taką może spełniać komputer narzędziowy lub przy znaczniejszym stopniu autonomiczności stacji narzędzi — terminal stacji, uwalniając od tego obowiązku obsługę.

3. Stacja przygotowana narzędzi

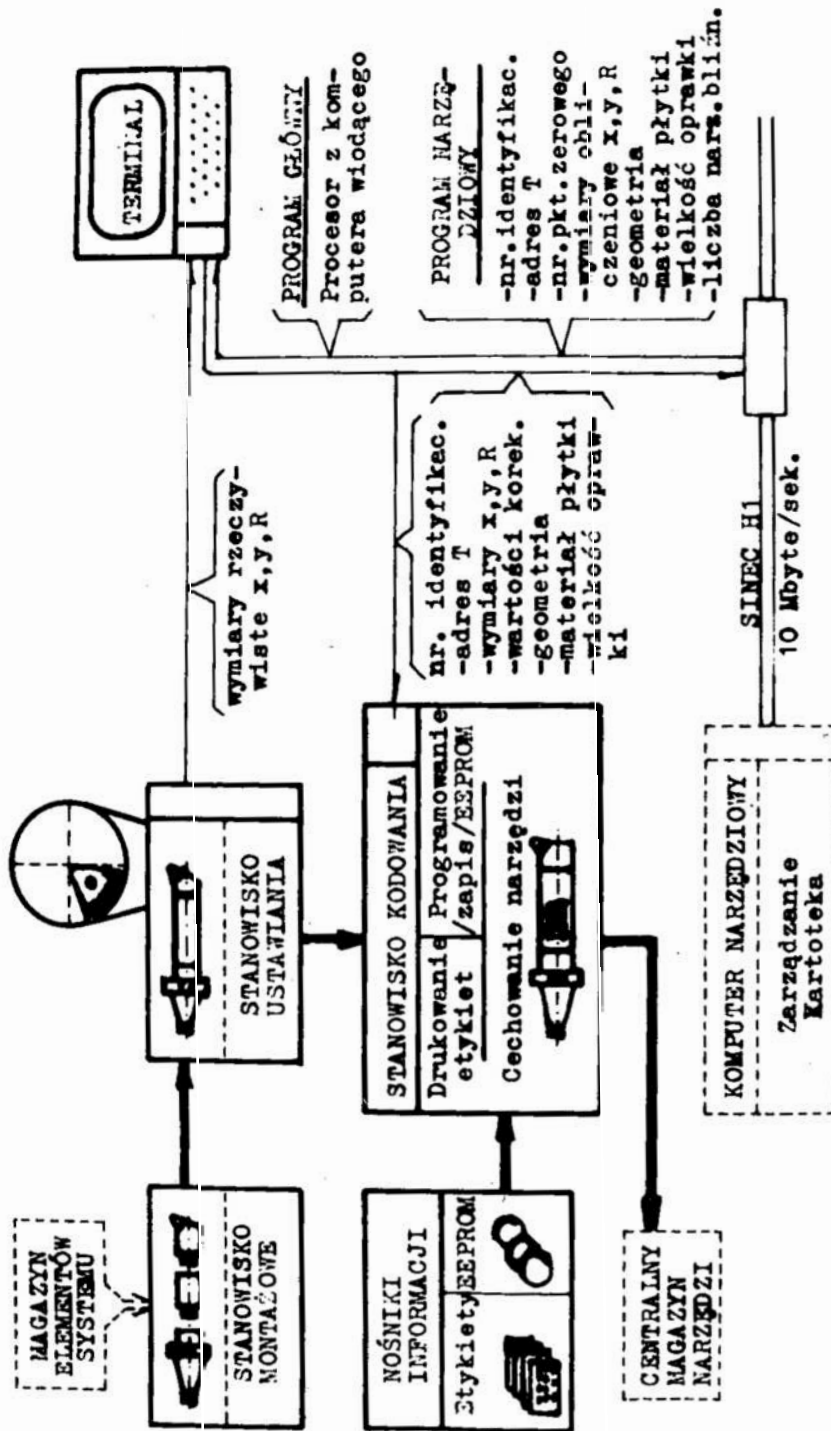
Schemat stacji przygotowania w części niezbędnej dla narzędzi, został przedstawiony na rys. 6. Spośród wymienionych członów funkcje wspólne dla części przygotowującej przyrządy i palety stanowi co najmniej terminal i stanowisko kodowania jak i magazynek nośników informacji. Ponadto wspólne jest również, nie pokazane na schemacie, całe zaplecze techniczno biurowe, a niekiedy i transport. Zbieżne są również niektóre funkcje stacji (gospodarka narzędziowa, statystyka).



Rys. 4. System narzędziowy ze wstawkami redukcyjnymi [L. 6]
 Fig. 4. A tool system with reducing inserts [6]



Rys. 5. Przykłady rozgałęźnego zestawienia przedłużek i oprawek [L. 6]
 Fig. 5. The example of branched setting up the extensions and holders [6]



Rys. 6. Stacja przygotowania narzędzi
 Fig. 6. Station of tools preparation

W aspekcie wykorzystania dla celów narzędziowych zostaną nieco bliżej omówione funkcje stanowisk montowania i kodowania, oraz terminal.

3.1. Stanowisko do montażu i ustawiania

Obsługa stacji, korzystając ze specyfikacji elementów i wymiarów narzędzia, podanych na ekranie terminalu, montuje narzędzie i przekazuje na stanowisko ustawiania.

Precyzyjnego ustawienia wymaga na ogół tylko wymiar R, wytaczadła, toteż tą wielkość obsługa musi najstaranniej wyjustować.

Wymiary x i y , które z reguły realizowane są na obrabiarce poprzez mechanizmy posuwu i dosuwu, mogą być ustawione z pewnym przybliżeniem, a następnie poprawione korektorami sterownika. Potrzebne do obliczenia wartości korekcyjnych, wymiary rzeczywiste są bezpośrednio (on line) przekazywane do terminalu. Trzeba podkreślić, że dla wyjustowania stanowiska (ustawiania) obsługa musi korzystać z adresu i współrzędnych punktu zerowego, podanych przez podprogram narzędziowy.

W tym samym trybie są podawane informacje o niezbędnej liczbie narzędzi bliźniaczych.

3.2. Stanowisko kodowania

Zmontowane i ustawione narzędzie jest przekazywane na stanowisko kodowania, gdzie jest zaopatrywane w nośniki informacji lub także etykietę.

Urządzenia programujące — zapisujące dane na nośnik typu EEPROM są analogiczne jak opisane w p. 6 — zespoły identyfikacji. Elektronicznie zapisane informacje mogą obejmować:

- nr lub inny kod identyfikacyjny narzędzia,
- adres T,
- wymiary rzeczywiste x , y , i R,
- wartości korekcyjne wymiarów,
- parametry geometrii narzędzia,
- materiał płytki,
- ewentualne informacje o wielkości oprawki np. że narzędzie należy do wielkogabarytowych.

Wszystkie ww. dane są opracowywane przez terminal i podawane na stanowisko kodowania do realizacji.

W niecałkowicie zautomatyzowanym procesie produkcyjnym część zadań realizuje obsługa. Wówczas narzędzie zaopatrywane jest dodatkowo w nalepianą etykietkę, drukowaną znakami alfanumerycznymi, czytelnymi dla obsługi.

Przykładem stanowiska do elektronicznego programowania EEPROM oraz drukowania etykiet, a nawet także nalepki z barcodem jest urządzenie typu ASN 2 firmy Royal-Veriset.

3.3. Terminal

Terminal stanowiący poziom podporządkowany komputerowi narzędziowemu, może mieć różny stopień autonomiczności. W prostym przypadku może

jedynie transmitować wszystkie dane do obsługi. W przypadku większej autonomiczności będzie otrzymywał program główny i podprogram narzędziowy (rys. 6 prawa strona) wraz z parametrami użytkowymi narzędzia, natomiast we własnym zakresie będzie opracowywał wytyczne dla zmontowania i ustawienia narzędzia ze zmagazynowanych elementów.

Zadaniem terminalu jest również pełna obsługa informatyczna stanowiska ustawiania (patrz p. 3, 1).

Komplet danych z podprogramu narzędziowego oraz ze stanowisk montażowego i ustawiania, po przetworzeniu stanowi dyspozycję dla stanowiska kodowania (patrz p. 3, 2) oraz informację dla komputera narzędziowego, przekazywaną na ogół sieciami szybkiej komunikacji np. SINEC H1.

Dane o narzędziu są magazynowane w pamięci stałej komputera narzędziowego jako kartoteka.

Dodatkową funkcją terminalu może być ewidencjonowanie magazynów elementów składowych narzędzi, nośników informacji oraz przygotowywania danych dla gospodarki narzędziowej i statystyki.

4. System wymiany narzędzi

Wymiana narzędzi za pomocą manipulatora daje dwie podstawowe korzyści: może się odbywać równolegle z obróbką w czasie maszynowym operacji. (bez wyłączania obrabiarki), oraz bez narażania na niebezpieczeństwo obsługę.

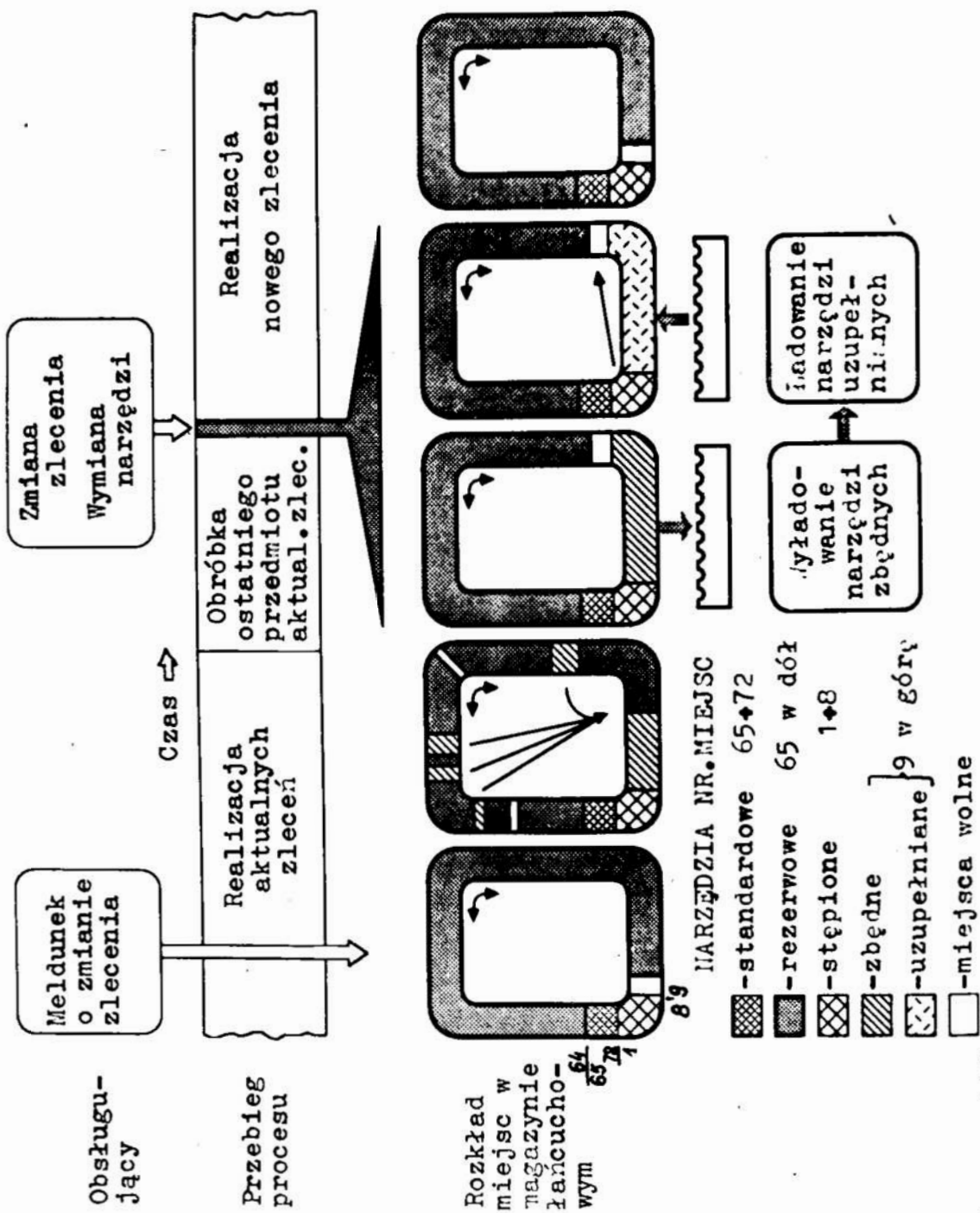
Dążność do autonomiczności modułów systemu powoduje, że duża część zadań związanych z wymianą, jest realizowana w obrębie obrabiarki i za pośrednictwem własnego sterownika CNC. Rozwiązanie takiego typu, realizowanego przez firmę Werner [L. 3] posłużyło za przykład do niniejszego omówienia.

4.1. Zasada lokalizacji i porządkowania w magazynie

W magazynie łańcuchowym wytaczarki, obejmującym 72 (lub 120) gniazd, stosuje się następującą zasadę rozkładu miejsc zobrazowaną na rys. 7. [L. 3]:

- narzędzia stępione odkłada się na miejsca o najniższych numerach, od 1 ÷ 8; odbierane z tej strefy narzędzia będą wyłączane z obiegu,
- narzędzia standardowe, na miejsca o najwyższych numerach od 72 w dół do 65,
- narzędzia zbędne, częściowo zużyte oraz nieprzydatne do dalszych zadań technologicznych odkłada się na miejsca od numeru 9 w górę; odbierane z tej strefy narzędzia będą kierowane do magazynu pośredniego lub centralnego, z zamiarem późniejszego wykorzystania reszty okresu trwałości,
- do tej samej strefy tj. od nr 9 w górę, będą dostarczane narzędzia uzupełniające potrzebny zestaw,
- inne miejsca są przeznaczone na narzędzia już wcześniej, zmagazynowane i przewidziane do wykorzystania.

Narzędzia stępione mogą odbierane doraźnie w ilości 1, 2 ÷ 4 lub 5 ÷ 8 sztuk, w miarę gromadzenia się w strefie o nr 1 ÷ 8.



Rys. 7. Przebieg wymiany narzędzi [L. 3]
 Fig. 7. Course of tools replacement [3]

Gospodarowanie pozostałymi narzędziami może być wyjaśnione za pomocą rys. 7. W trakcie pracy, chwytak obsługujący wrzeciono może odkładać sprawne narzędzia na dowolne miejsce w strefie o nr 9 ÷ 65. Po otrzymaniu meldunku (od komputera wiodącego lub od obsługi w przypadku niepełnej automatyzacji) o zmianie zlecenia — patrz rys. 7, sterownik podejmuje akcję porządkową, zgodnie z opisaną wyżej regułą, jeszcze w czasie realizacji bieżącego zlecenia. Już w czasie obróbki ostatniego przedmiotu aktualnego zlecenia narzędzia zbędne są odbierane a uzupełniające, potrzebne do nowego zlecenia, są podawane do magazynu obrabiarki. Cała manipulacja musi być zakończona przed wykonywaniem pierwszego przedmiotu nowego zlecenia.

4.2. Przebieg wymiany narzędzi

Manipulator narzędziowy operuje kasetami typu grzebieniowego z ośmiu gniazdami. Transport może zabrać jednorazowo 5 palet, tj. 40 narzędzi. Wymiana wszystkich 40 narzędzi trwa nie dłużej niż 4 min, natomiast 24 narzędzi, tj. 3 palety, 2,5 min, a jedno narzędzie około 30 sek.

Zabieg wymiany narzędzi musi być poprzedzony wymianą informacji między nadrzędnym komputerem narzędziowym a podporządkowanym manipulatorem, oraz sterownikiem obrabiarki. Mogą przy tym zaistnieć następujące okoliczności:

- 1^o Sterownik określa liczbę wolnych miejsc $N_{dysp.}$, oraz ustala czy liczba narzędzi uzupełniających $N_{uzup.}$ jest mniejsza, tj. czy spełniona jest nierówność $N_{dysp.} \geq N_{uzup.}$. Jeżeli nierówność nie jest spełniona, podejmuje się ponowne sterowanie, usuwając narzędzia bliźniacze. Mogą być poszukiwane jeszcze inne rozwiązania.
- 2^o Dla narzędzi tzw. wielkogabarytowych trzeba zapewnić opróżnienie sąsiednich miejsc w magazynie i palecie. Przepływ tych informacji musi nastąpić poprzez komputer narzędziowy.
- 3^o Manipulator, wyposażony we własny układ identyfikacji, kontroluje jakie narzędzia i w jakim stanie otrzymał z obrabiarki a także w którym gnieździe palety oraz w której palecie się ono znajduje. Po odstawieniu palety na określone miejsce w regale magazynu pośredniego, składa meldunek o wszystkich tych danych do komputera narzędziowego.

Wiele z elementów całego systemu wymiany narzędzi ma budowę tzw. klockową, co umożliwi uproszczenie w stosunku do pełnej automatyzacji.

Ocenia się, że oszczędność czasu w realizacji całego programu obróbki wynosi min. 9,5% a opłacalność gwałtownie wzrasta przy częstych przezbrowniach np. jedno lub dwukrotnych przezbrowniach w ciągu zmiany.

5. Diagnostyka

Urządzenia diagnostyki, monitorujące narzędzie stanowią nieco odrębny temat, toteż w tym miejscu zostaną jedynie wymienione funkcje informatyczne, spełniane przez te urządzenia na rzecz podsystemu narzędziowego. Są to:

1. Urządzenia do justowania narzędzia po zamocowaniu w imaku, pozwalające na poprawianie wartości korekcyjnych dla wymiarów x i y, ewentualnie także R (jest to tzw. punkt referencyjny).

2. Śledzenie stanu zużycia narzędzia, umożliwiające bieżące poprawianie korekcji wymiarów, oraz aktualizacje resztkowej wartości okresu trwałości.
3. Sygnalizowanie stopienia narzędzia przez starcie lub wykruszenie.

Rodzaj zaistniałego kryterium stopienia jest wykorzystany do prowadzenia katalogu narzędziowego (patrz pkt. 7).

Informacje z diagnostyki są przekazywane za pośrednictwem sterownika do komputera narzędziowego, oraz do zespołu identyfikacji dla aktualizacji zapisu na eepromce.

6. Zespół identyfikacji

Spośród różnych nośników kodu, dla wysokiego stopnia automatyzacji, nadają się EEPROM-ki, pozwalające na bieżącą aktualizację zapisu. Z tego względu tylko takie układy zostaną tutaj omówione.

Współcześnie wiele firm wykonuje urządzenia identyfikacji, o nieco różnym stopniu mobilności. Charakterystyki zbliżonych układów BIS-c firmy Balluff oraz WIDALOG firmy Krupp zostały porównane w tabl. 1, a ich zbliżona struktura zobrazowana na rys. 8.

6.1. Struktura zespołu identyfikacji

Zespół identyfikacji składa się z:

- nośnika kodu — EEPROM, instalowanego w narzędziu,
- głowicy zapisująco-czytającej,
- przetwornika sygnałów, ściśle związanego i zestrojonego z głowicą, oraz z
- przekaźnika danych, będącego mikroprocesorem dla zespołu, oraz współpracującego z układami informatycznymi i sterującymi.

Nośnik kodu posiada pamięć typu ROM, ale możliwą do zapisu i czyszczenia sposobem elektronicznym. stąd skrót EEPROM. Pojemność pamięci wynosi $64 \div 32$ bajtów lub zapis $128 \div 64$ miejsc dziesiętnych, co umożliwia rejestr wszystkich danych stałych, wymienionych w p. 3.2, a ponadto aktualizowanie wartości korekcji, stan zużycia, okres trwałości i sygnał o stopieniu.

EEPROM-ka jest nazywana „inteligencją dla narzędzia”.

Do przetwornika można podłączyć kilka głowic, obsługujących zbliżone miejsca jak np. magazyn obrabiarki, manipulator, magazyn pomocniczy itp.

Przekaźnik może współpracować z kilkoma przetwornikami i różnymi zespołami informatycznymi; może być we własnej obudowie, lub w formie kasyety wsuwanej do szafy sterownika CNC (wymiary 19" lub podwójny „europafomat”).

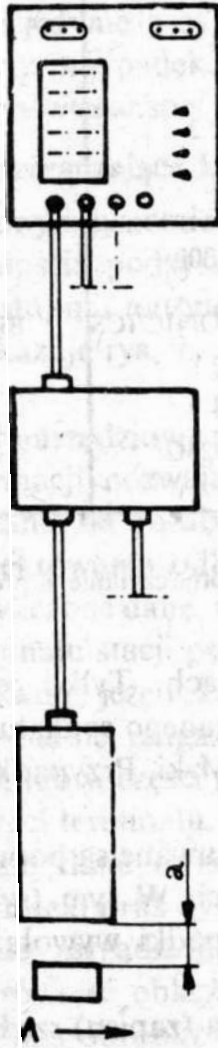
6.2. Zasada działania

Nośnik kodu EEPROM jest zespołem elektronicznym, o dużym stopniu integracji, zasilanym indukcyjnie z głowicy, bezstykowo, na odległość $a = 0 - 3$ mm (ostatnie rozwiązania nawet $8 - 10$ mm). W analogiczny sposób odbywa się transmisja danych. Sygnały o specyficznej postaci obiegają przetwornik, głowicę i nośnik kodu i wytwórcy nie ujawniają ich charakterystyki. Wiadomo jednak, że zasilanie nośnika odbywa się z częstotliwością rzędu kHz,

Nośnik kodu zapisu-
 EEPROM
 Głowica czytająca

Przetwornik sygnałów

Przełącznik danych



RS 232
 programowanie / zapis /
 czytanie

Aktualizacja zapisu

TERMINAL
 STACJA PRZYGOTOWANIA
 NARZĘDZI

CMC
 OBRABIAŁKI

Prędkość ruchu przy czytaniu $V=0.2/38$ / m/min

Odstęp przy czytaniu $a=0.2/8$ / mm

Zasilanie EEPROM: indukcyjne /? / kHz

Transmisja danych: indukcyjnie /? / MHz

- Znaczenie E- Electronically - elektronicznie
- skróców: E- Erasable - czyszczona,
 P- Programmable - programowana
 R- Read Only - i czytana
 M- Memory - pamięć

Rys. 8. Zespół identyfikacji
 Fig. 8. Identification set

Tabl. 1. Charakterystyka zespołu identyfikacji
Table 1. Characteristics of the identification set

Charakterystyka	KRUPP	BALLUFF
1. Nośnik kodu EEPROM	WIDALOG CHIP	BIS-C-100-01
1.1. Pojemność: miejsce dziesiętnych/byt'e	128/64	64/32
1.2. Wymiary d/h: mm	ø 12/4	M16/10,5
1.3. Cykli programowania — czytania	$> V 10^4/\infty$	$F > V 10^4/\infty$
2. Głowica	Schrieb/Lesekopf	BIS-C-300
2.1. Wymiary d/l: mm	M16/50	ø 14,5/35
2.2. Długość kabla (constans!): m	8	5
3. Współdziałanie nośnik-głowica		
3.1. Odstęp a przy współpracy - statycznej mm	0 ÷ 3,0	0 ÷ 2,0
- dynamicznej mm	—	0 ÷ 1,0
3.2. Niewspółosiowość - przy odstępnie 2mm: mm	—	± 1,5
- przy odstępnie 1 mm: mm	—	± 2,5
3.3. Ruch względny V - przy czytaniu: m/min	—	2
- przy zapisywaniu 1 byte: m/min	—	1
- przy zapisywaniu 32 byte: m/min	—	0,5
3.4. Czas ¹⁾ programowania - 64 byte: s	ca. 3	—
- 32 byte: s	—	0,6
- 1 byte: s	—	0,285
- czytania całości zapisu: ms	ca. 300	180
Przekaznik danych	WIDATRONIC ICS	BIS-C-400
4.1. Liczba gniazd dla przetworników, max	2	4
4.2. Liczba przyłączanych głowic, max	8	4
4.3. Przyłącza do CNC lub PC - rodzaj	RS 423C	RS232
- liczba	1	2

¹⁾ Czas obejmuje dwukrotne czytanie + kontrolę, względnie dwukrotne czytanie + programowanie + kontrola.

a transmisja danych MHz i to w wąskich pasmach. Tylko jednoczesne wystąpienie pola o częstotliwości zasilania i modulowanego sygnału o częstotliwości przekazu danych może zmienić zapis EEPROM-ki. Przypadkowy zbieg okoliczności jest mało prawdopodobny.

Sporadyczne przekłamania w transmisji danych usuwane są poprzez procedurę dwukrotnego czytania + kontrola poprawności. W tym trybie pewne formalne błędy mogą być poprawione, a inne przypadki wywołują żądanie ponowienia odczytu.

Cykl czytania trwa rzędu 300 ms a programowania (zapisu) rzędu 3 s. Tak szybkie tempo przekazu danych pozwala na funkcjonowanie w trakcie przesuwania się nośnika względem głowicy z dopuszczalną prędkością $v = 0,5$ m/min

przy zapisie i 2 m/min przy czytaniu. Wymienione w tym miejscu, oraz przytoczone w tabl. 1 wartości są w najnowszych rozwiązaniach, np. Microlog firmy Kennametal, zmieniane na korzyść działania, a więc mobilność zespołu.

Przetwornik może być przygotowany do odbioru sygnałów w naturalnym kodzie binarnym lub hexadecymalnym i pracować w kodzie ASCII: Analogicznie może być z językiem i przyjętą regułą zapisu danych. Bywają stosowane różne kody adresowe i reguły zapisu danych. Z tego względu zespół identyfikacyjny na ogół wymaga przekaźnika dopasowanego do przetwornika i jednocześnie kompatybilnego ze stosowanymi w obrabiarkach sterownikami oraz innymi urządzeniami informatycznymi. Trzeba jednak nadmienić, że pojawiają się już przetworniki, które bezpośrednio można łączyć z komputerami, np. jeżeli funkcjonują w oparciu o język N82 — Basic.

Sposób kodowania — programowania, wymagałby osobnego opisu.

7. Zarządzanie narzędziami

Systemy zarządzania — management — są oferowane przez różne firmy (Werner, Walter i inne) i przystosowane do różnego stopnia automatyzacji produkcji. Temat ten jest bardzo rozległy, toteż w ramach niniejszego opracowania może być jedynie zasygnalizowany w uproszczonej formie, jako pewien skomplikowany przypadek. (Wydaje się pożyteczne, aby sprawie zarządzania narzędziami poświęcić specjalną uwagę).

7.1. Funkcja zarządzająca komputera narzędziowego

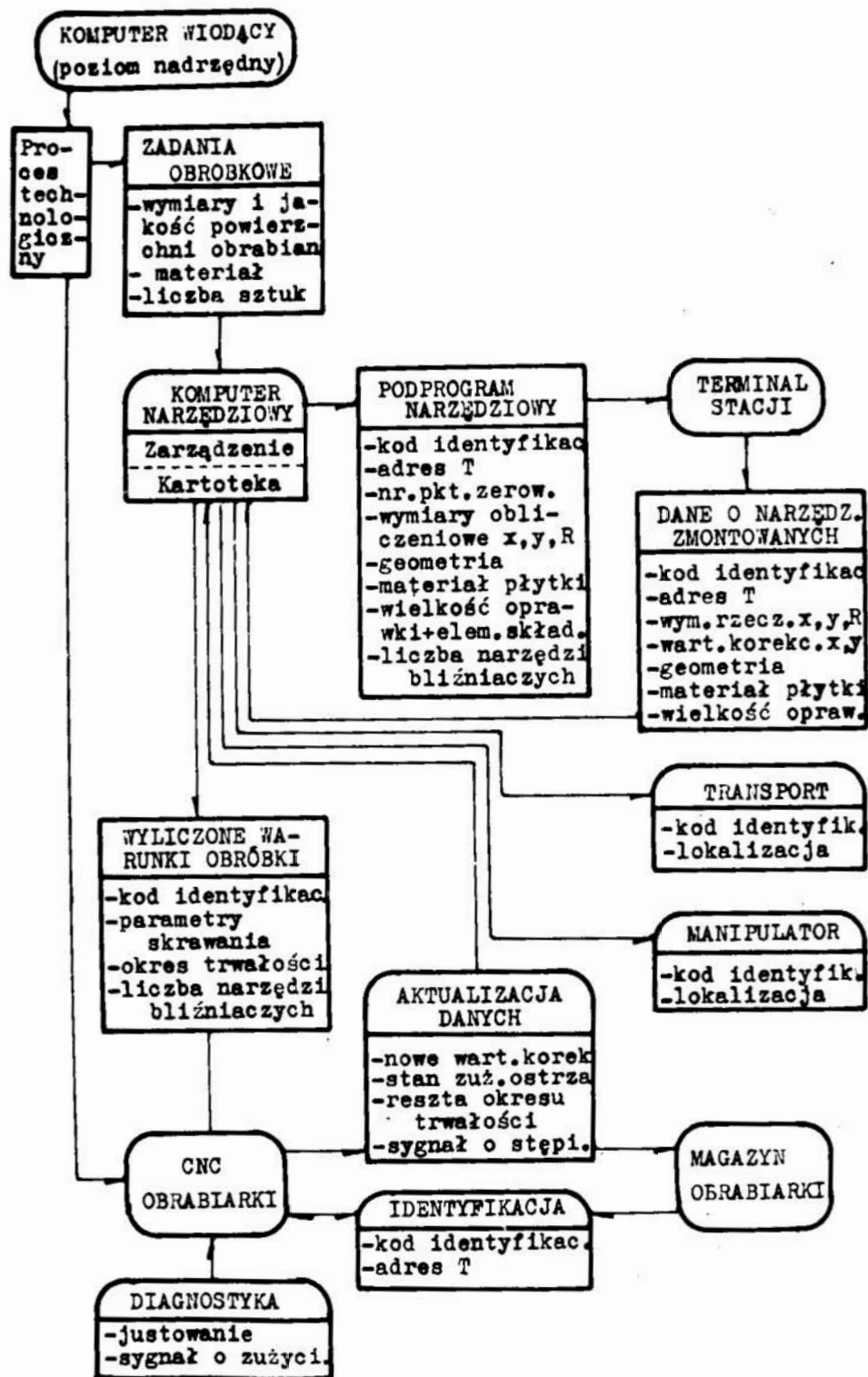
W nadrzędnym systemie zautomatyzowanej produkcji, komputer narzędziowy steruje całością podsystemu narzędziowego, tworząc na swoim poziomie w znacznym stopniu autonomiczny system narzędziowy. Układy wzajemnych powiązań pokazuje rys. 9.

Komputer narzędziowy przyjmuje zadanie obróbkowe, zawierające niezbędną ilość informacji, pozwalających na zaprojektowanie narzędzia i skierowanie do wykorzystania na obrabiarce (-kach).

Cykl projektowania odbywa się wg odpowiedniego, podprogramu narzędziowego. Wyliczone dane, wraz z informacjami identyfikacyjnymi są przekazywane do terminalu stacji przygotowania narzędzi. Na tym etapie mogą być to dane dyrektywne, jeżeli komputer narzędziowy ma w pamięci informacje o aktualnym stanie magazynu elementów systemu narzędziowego i płytek skrawających, lub w części postulatywne, jeżeli stan magazynów jest zlokalizowany w pamięci terminalu.

Rzeczywiste dane o zmontowanym narzędziu komputer przejmuje do rejestrów kartoteki oraz dysponuje do urządzeń transportowych i manipulatorów, w trybie zarządzania, gdzie skierować narzędzie. Rzeczywiste dane umożliwiają również obliczanie parametrów skrawania i okresu trwałości dla realizacji zadania obróbkowego.

Sterownik CNC obrabiarki przyjmuje z komputera narzędziowego wyliczone warunki obróbki dla narzędzia o określonym numerze. Dane o aktualnym



Rys. 9. Tryb zarządzania narzędziami
 Fig. 9. Course of tools management

stanie narzędzia o tymże numerze sterownik przyjmuje z EEPROM-ki za pośrednictwem zespołu identyfikacji.

Korektory współrzędnych x i y , lub gdy istnieje taka możliwość również R , są nastawiane z uwzględnieniem aktualnych danych z zespołu identyfikacji jak i diagnostyki — z podzespołu justowania.

Po każdorazowym użyciu narzędzia aktualizuje się zapis EEPROM-ki. Określenie stanu narzędzia odbywa się dwoma drogami:

- 1^o poprzez zliczanie czasu maszynowego i odejmowanie od obliczeniowego okresu trwałości, a równocześnie spisanie ostatnich wartości z korektorów,
- 2^o poprzez monitorowanie stanu zużycia ostrza i prognozowanie pozostałego jeszcze okresu trwałości.

Przyjęcie połączonej procedury pozwala na 100%-owe wykorzystanie zdolności skrawnych ostrza. Narzędzie częściowo zużyte, po wycofaniu do magazynu pośredniego, lub nawet centralnego, może być ponownie użyte na dowolnej obrabiarce, celem wykorzystania reszty okresu trwałości. Narzędzie stępione, jest odpowiednio oznakowane w EEPROM-ce i zostaje wycofane z obiegu, a meldunek o tym fakcie musi być przekazany do komputera narzędziowego.

7.2. Kartoteka narzędzi

Kartoteka jest prowadzona i wykorzystywana w szerokim zakresie. Prostą i oczywistą funkcją kartoteki jest ewidencjonowanie wszystkich narzędzi, zarówno odnośnie danych wymiarowych, bieżącego stanu zużycia, jak i aktualnej lokalizacji w magazynach. Wiadomości te pozwalają na natychmiastowe użycie zmagazynowanego narzędzia na dowolnej obrabiarce, racjonalne dobranie dla odpowiednio licznej serii a także wykorzystanie reszty okresu trwałości.

Dalszą nadzwyczaj ważną funkcją kartoteki jest gromadzenie wiedzy o narzędziach, które były już w przeszłości i są bieżąco eksploatowane. W konkretnych przypadkach mogą to być oceny pozytywne jak i negatywne i dotyczyć okresu trwałości, wydajności wiórowej, uzyskiwanej chropowatości powierzchni, tendencji do drgań itd. Nowo zaprojektowane narzędzie jest porównywane z zapamiętanymi przez komputer efektami pracy podobnego rozwiązania i nieakceptowane jeżeli ma negatywne wzorce.

Zachowanie omówionej wiedzy („doświadczenie” komputera) jest szczególnie cenne na wypadek jeżeli ma miejsce znaczna fluktuacja kadr.

Kolejną funkcją kartoteki jest sporządzanie w odpowiedni sposób przygotowanego raportu, który kierownictwu umożliwia ulepszanie gospodarki narzędziowej i wprowadzanie poprawek do programów sterujących komputerem narzędziowym.

Wybrane z kartoteki składniki ułatwiają gospodarkę narzędziami, obliczanie udziału kosztów narzędziowych w produkcji itp.

LITERATURA

1. **CZECHOWSKI Z.** – Systemy narzędziowe do OSN, Mechanik 1/85.
2. **DARLEWSKI J., MELDNER B.** – Rozwój narzędzi w świetle 6.EMO w Hanowerze, Mechanik 8 9/86.
3. **HAMMER H., VIEHWEGER B.** – Werkzeugschnellwechselsystem QTC ein neuartiges Verfahren für den schnellen und gezielten Werkzeugaustausch bei Bearbeitungszentren. Wydanie specjalne firmy Werner und Kolb Werkzeugmaschinen GmbH, Berlin.
4. **MELDNER B.** – Rozwój systemów narzędziowych. Materiały Konferencyjne Nr 31/86 Politechniki Wrocławskiej.

5. Praca zbiorowa pod redakcją B. Meldnera — Zwymiarowanie obszaru systemu narzędziowego dla automatyzacji obróbki skrawaniem, opracowanie w ramach CBKO, 10/1987 r., praca nie publikowana.
6. Katalogi firm — Balluff, Hertel, Kennametal, Komet, Krupp, Royal Veriset, Sandvik.

Streszczenie

Referat dotyczy problematyki związanej z systemami narzędziowymi w zautomatyzowanej produkcji. Omawiano strukturę zautomatyzowanego procesu technologicznego, elementy systemów narzędziowych, stację przygotowania narzędzi, system wymiarowy narzędzi, zespół identyfikacji oraz zarządzanie narzędziami.

Tool systems in automated production

Summary

The report covers the problems connected with the tool systems in automated production. Structure of the automated technological process, elements of tool systems, station of tools preparation, system of tools replacement, identification set and tools management, have been discussed.

Krzysztof Olejarczyk
Wojciech Jeziórski
Leszek Kwiatkowski

SKŁADOWE OPORU SKRAWANIA OSTRZAMI CERAMICZNYMI I SUPERTWARDYMI

Wstęp

Ze względu na specyficzne warunki skrawania ostrzami z materiałów ceramicznych i supertwardych (ostrza borazonowe i diamentowe), zachodzi konieczność dokładnego przebadania związków składowych oporu skrawania z parametrami technologicznymi (v , f , a).

Analiza szeregu publikacji, dotyczących badania składowych oporów skrawania podczas toczenia ostrzami z różnych rodzajów ceramiki i materiałów supertwardych wykazuje, że często badania te mają charakter fragmentaryczny, nie zawsze omawiane są warunki badań, aparatura pomiarowa oraz inne czynniki pozwalające ocenić wyniki badań.

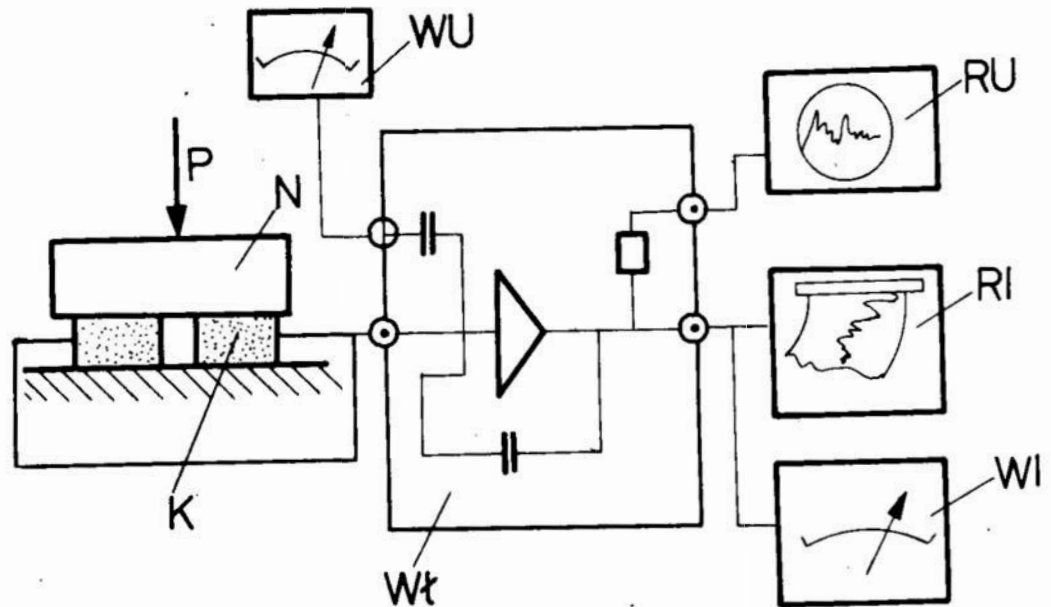
1. Stanowisko badawcze

Badania składowych oporów skrawania przeprowadzono na specjalnej tokarce badawczej firmy MAX-MÜLLER, wyposażonej w układ napędowy Ward-Leonarda z silnikiem głównym prądu stałego o mocy 47 kW przy $n = 3000$ obr/min. Zakres prędkości obrotowych wrzeciona wynosił 50–5600 obr/min, a zakres posuwów roboczych 0,04–0,9 mm/obr. Na podstawie przeprowadzonych pomiarów stwierdzono, że wszystkie badane posuwy mieszczą się w tolerancji zalecanej przez normę ISO 3685.

Schemat zastosowanego układu pomiarowego do badań oporów skrawania przedstawiono na rys. 1.

Zastosowano siłomierz piezoelektryczny firmy KISTLER typu 9263.

Do sprawdzenia chropowatości i dokładności kształtowej obrabianych pierścieni (stal Ł8115 – hartowana) zastosowano przyrząd do pomiaru chropowatości powierzchni Hommel Tester T1000, przyrząd do pomiaru chropowatości i błędów kształtu w przekroju osiowym MT-100, oraz wykonany na Wydziale Mechaniki Precyzyjnej PW przyrząd do pomiaru błędu okrągłości.



Rys. 1. Układ pomiarowy zastosowany do badania składowych oporów skrawania: N, K — elementy siłomierza piezoelektrycznego, WŁ — wzmacniacz ładunków, RU — rejestrator napięciowy, RI — rejestrator prądowy, WI — wskaźnik prądowy, WU — źródło wzorcowania

Fig. 1. Measurement system used to study the cutting resistance components: N, K — elements of a piezoelectric dynamometer, WŁ — charges' amplifier, RU — voltage recorder, RI — current recorder, WI — calibration source

2. Materiał obrabiany

Materiały przeznaczone do badań w zależności od ich twardości oraz własności mechanicznych podzielono umownie na cztery grupy. Podział ten został przedstawiony w tablicy 1.

Tablica 1. Grupy materiałów przeznaczonych do badań składowych oporu skrawania

Table 1. Groups of materials assigned for study of cutting resistances

Grupa materiałowa	Gatunek	Stan
I	ŁH15	odkuvka miękka
	45	pręty kute normalizowane
	15H11MF	pręty kute normalizowane
	Z1 250	odlew
II	45	hartowana i odpuszczona
	34HNM	normalizowana
III	ŁH15	hartowana
	15 HGM	nawęglana i hartowana
	20 HGMh	nawęglana i hartowana
IV	B 1010	odlew

Przyjęte możliwości obróbki różnych materiałów przy pomocy materiałów ceramicznych i supertwardych przedstawiono w tabelicy 2, natomiast przyjęte w badaniach zakresy parametrów skrawania pokazano w tabelicy 3.

Przeprowadzono badania składu chemicznego i analizę metalograficzną obrabianych materiałów. Badania te potwierdziły zgodność składu i struktury materiałów z PN.

Tablica 2. Plan badań przy pomocy ostrzy ceramicznych i supertwardych

Table 2. Plan of investigation with the ceramic and superhard points

Materiał obrabiany	Materiał ostrza	Ceramika			Borazon	Diament
		tlenkowa	mieszana	krzemowa		
I	ŁH15					
	45					
	Zl 250					
	15H11MF					
II	45					
	34HNM					
III	ŁH15					
	20HGMh					
	15 HGMh					
IV	B 1010					

Tablica 3. Parametry skrawania przyjęte w badaniach składowych oporu skrawania

Table 3. Cutting parameters accepted for the study of cutting resistances

Grupa	Ceramika			Borazon	Diament
	tlenkowa	mieszana	krzemowa		
I	f=0,1-0,6 a=0,1-2 v=50-600		f=0,08-0,5 a=0,1-3 v=100-250	f=0,08-0,6*) a=0,1-2 v=400-800	
II		f=0,08-0,15 a=0,1-0,5 v=150-300	f=0,08-0,15 a=0,05-1 v=100-150	f=0,05-0,2 a=0,05-1 v=50-160	
III		f=0,05-0,2 a=0,1-1 v=50-200	f=0,05-0,15 a=0,05-1 v=50-150	f=0,05-0,1 a=0,05-0,5 v=50-160	
IV					f=0,05-0,1 a=0,1-0,5 v=300-700

*) tylko żeliwo

3. Badania składowych oporu skrawania

Badania składowych oporu skrawania przeprowadzono zgodnie z danymi zawartymi w tabelicy 2, natomiast parametry skrawania dla każdej pary: materiał obrabiany — narzędzie, ustalano korzystając z tabelicy 3.

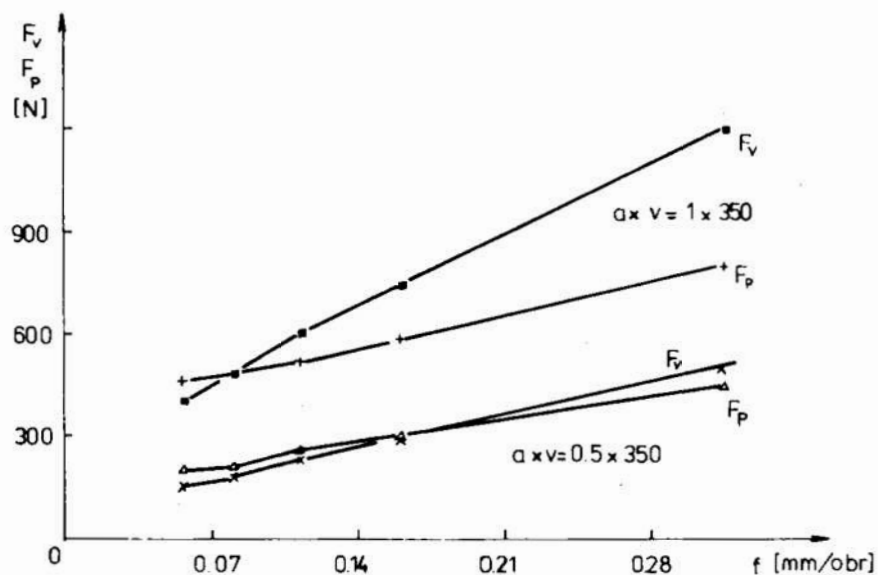
3.1. Materiały obrabiane grupy I

Materiały tej grupy obrabiane były ceramiką tlenkowo-cyrykonową, silinitem-P i kompozytem KO1.

Na podstawie przeprowadzonych badań nie stwierdzono istotnego wpływu rodzaju materiału ceramicznego ostrza na przebieg składowych siły skrawania.

Wraz ze wzrostem posuwu i głębokości skrawania składowe oporu rosną. Wzrost prędkości skrawania powoduje spadek składowych F_v, F_p, F_f , przy czym największy jest dla składowej F_v , przy dużym przekroju warstwy skrawanej $a \times f$.

W stosunku do konwencjonalnych materiałów narzędziowych (stal szybko-tnąca, węgliki spiekane) zaobserwowano zmianę wartości składowych F_v/F_p . Na rys. 2 widzimy, że istnieje pewien posuw graniczny, dla którego następuje zmiana stosunku F_v/F_p . Dla $f > f_{gr}$ siła obwodowa jest większa od siły odporowej, natomiast dla $f < f_{gr}$ większą wartość posiada siła F_p .



Rys. 2. Składowe oporu skrawania $F_v, F_p = f(f)$, materiał obrabiany: stal ŁH15 miękka, narzędzie: CSSNR 2525-12, SNGN 12412T 02020, ceramika cyrkonowo-tlenkowa

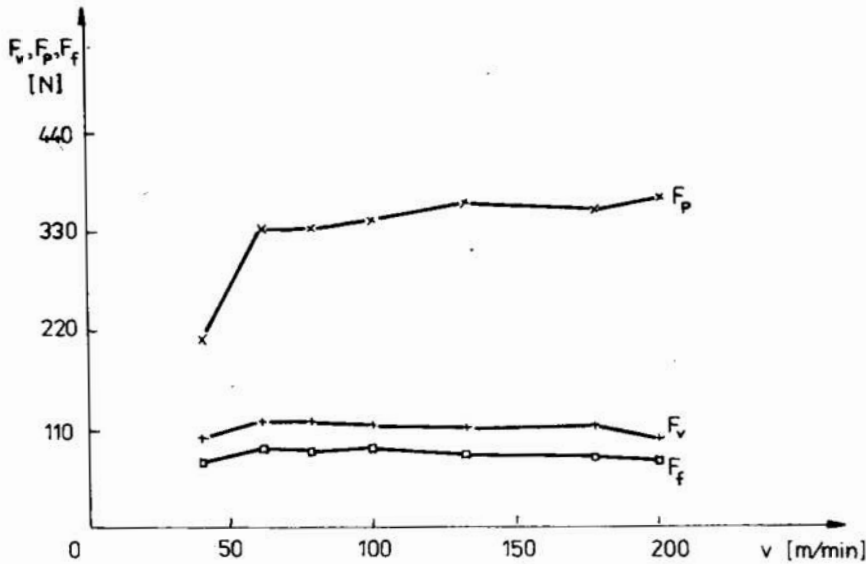
Fig. 2. Cutting resistance components $F_v, F_p = f(f)$, material machined: mild steel ŁH15, tool: CSSNR2525-12, SNGN 120412T 02020, zirconium-oxide ceramics

Zjawisko powyższe spowodowane jest prawdopodobnie zmianą kąta γ_{01} (dla ścina) wzdłuż czynnej krawędzi skrawającej oraz wpływem zaokrąglenia krawędzi promieniem r_n . Kąt γ_{01} dla wierzchołka ostrza dochodzi do -43° i powoduje znaczny wzrost składowej odporowej F_p .

Zmiana materiału ceramicznego na kompozyt KO1 w przypadku toczenia żeliwa ZI250 nie wprowadziła zmian jakościowych do przebiegu składowych oporu skrawania.

3.2. Materiały obrabiane grupy II

Zachowany został schemat zmian składowych oporu skrawania wraz ze zmianą parametrów skrawania z niewielką ilościową przebiegów. Dla stali 45 obrabianej cieplnie (50HRC), w przypadku obróbki ceramiką mamy do czynienia również z faktem, że $F_v/F_p < 1$ (rys. 3).



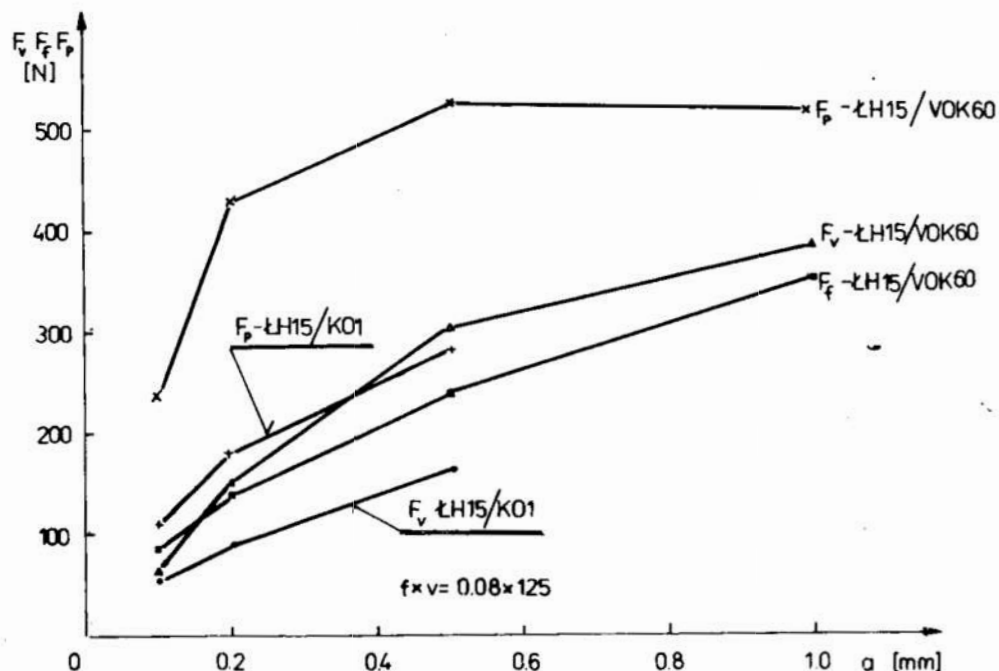
Rys. 3. Składowe oporu skrawania $F_v, F_p, F_f = f(v)$ dla wartości $a \cdot f = 0,2 \text{ mm} \cdot 0,08 \text{ mm/obr}$, materiał obrabiany: stal 45 hartowana, narzędzie: 710 03 022 05, SNGN 120812T 02020, ceramika mieszana SH1 (Feldmühle)

Fig. 3. Cutting resistance components $F_v, F_f, F_p = f(v)$, for values $a \cdot f = 0,2 \text{ mm} \times 0,08 \text{ mm/rev}$, material machined: quenched 45 steel, tool: 710 03 022 05, SNGN 12 08 12 T 02020, mixed ceramics SH1 (Feldmühle)

3.3. Materiały obrabiane grupy III

Do grupy tej zaliczone zostały materiały posiadające twardość — 60 HRC. Uzyskane wyniki pomiarów potwierdziły literaturową tezę, że różnica pomiędzy siłami F_p, F_v jest tym większa, im większa jest twardość materiału obrabianego, jednocześnie zmniejsza się ona dla mniejszej wartości promienia r_n i ostrza bez ścina na powierzchni natarcia (rys. 4).

Nie stwierdzono istotnego wpływu materiału ceramicznego ostrza (ceramika tlenkowo-węglkowa VOK-60 lub ceramika krzemowa SILINIT-P) na przebieg składowych oporu skrawania. Jedynie w przypadku obróbki kompozytem KO1 zaobserwowano znacznie niższe wartości poszczególnych składowych (rys. 4).



Rys. 4. Składowe oporu skrawania F_v , F_p , $F_f = f(a)$ dla stali hartowanej ŁH15 (62-63 HRC) obrabianej ceramiką VOK 60 i kompozytem KO1

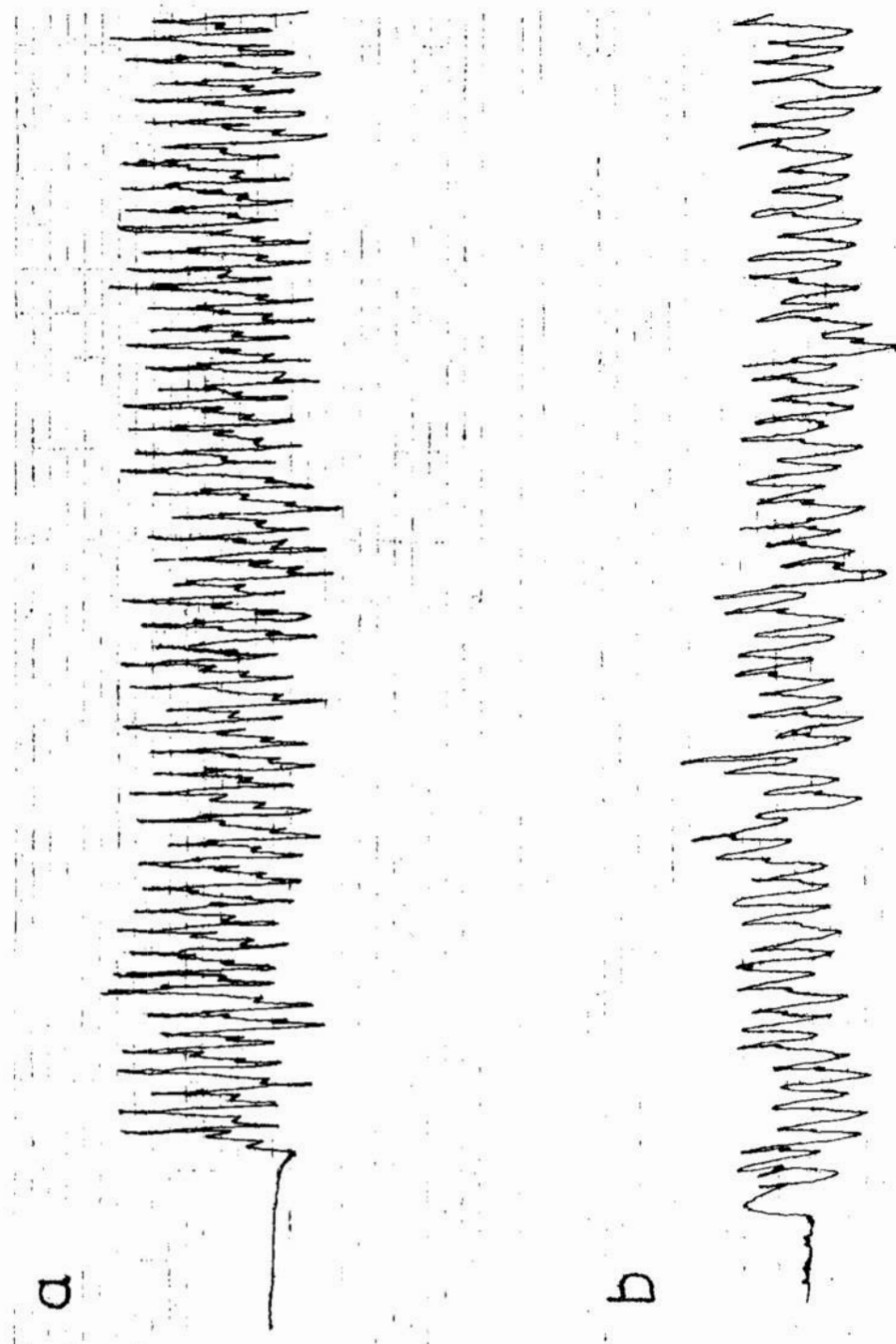
Fig. 4. Cutting resistance components F_v , F_p , $F_f = f(a)$, for quenched ŁH15 steel of 62-63 HRC machined with ceramics VOK 60 and composite KO1

Podczas toczenia stali hartowanej ŁH15 ostrzem z kompozytu KO1 zaobserwowano znaczny wzrost składowych oporu skrawania w miarę wzrostu starcia noża VB_c . Wzrost starcia noża do wartości $VB_c = 0,3$ mm spowodował wzrost składowej odporowej F_p o 30% (od wartości 165 N do 215 N).

Przeprowadzono pomiary parametru chropowatości R_a dla próbek toczonej z różnymi parametrami skrawania przy zastosowaniu trzech różnych materiałów ostrza. Przyjęte materiały ostrza, parametry skrawania oraz wyniki pomiarów zamieszczono w tabelicy 4.

Tabela 4. Parametry chropowatości powierzchni R_a dla próbek toczonej różnymi materiałami ostrza przy różnych parametrach skrawania

Parametry skrawania			Materiał ostrza; geometria	Parametr R_a [μm]
v	f	a		
80	0,056	0,05	VOK-60 $\kappa_r = 45^\circ$, $\alpha_o = 7^\circ$ $\gamma_o = -7^\circ$, $b_c = 0,2$ $\kappa_r = 45^\circ$, $r_\epsilon = 1,2$	0,28
125		0,1		0,22
160		0,5		0,22
100		0,05	SILINIT-P $\kappa_r = 45^\circ$, $\alpha_o = 7^\circ$ $\gamma_o = -7^\circ$, $b_c = 0,2$ $\kappa_r = 45^\circ$, $r_\epsilon = 1,2$	0,21
		0,1		0,22
125		0,05	KO1 $\kappa_r = 45^\circ$, $\alpha_o = 10^\circ$ $\gamma_o = -12^\circ$, $b_c = 0$ m $r_\zeta = 0,3$ mm, $\kappa_r = 15^\circ$	0,40
		0,07		0,48
		0,1		0,42



Rys. 5. Profilogramy powierzchni toczonych: a) ostrzem ceramicznym - VOK-60, b) kompozytem KO1. Powiększenie pionowe 10000x, poziome --- 40x

Fig. 5. Profilograms of the turned surfaces: a) with ceramic point - VOK-60, b) with the composition KO1. Vertical magnification 10000x, horizontal magnification 40x

Dla porównania zmierzono parametr R_a dla próbki szlifowanej wykonanej w Fabryce Łożysk Toczących w Kraśniku. Otrzymano parametr chropowatości $R_a = 0,74 \mu\text{m}$. Również błędy kształtu dla przekroju pomiarowego i osiowego uzyskane dla próbek toczących były porównywalne z błędami zmierzonymi na próbce szlifowanej. Pozwala to przypuszczać, że istnieje możliwość wyeliminowania operacji szlifowania zgrubnego w procesie technologicznym łożyska (szczególnie w przypadku łożysk wielkogabarytowych).

Przykładowe profilogramy powierzchni toczących przedstawiono na rys. 5.

3.4. Materiał obrabiany (grupa IV)

Przebiegi składowych siły skrawania przy obróbce brązu B1010 diamentem syntetycznym CARBONADO były jakościowo podobne do przebiegów uzyskanych dla materiałów grupy I. Wraz ze wzrostem posuwu i głębokości skrawania składowe oporu wzrastały, natomiast wzrost prędkości skrawania powodował ich spadek.

4. Wnioski

W przeprowadzonych badaniach, które objęły znacznie szerszy zakres materiałów obrabianych i materiałów ostrzy niż spotyka się to w literaturze technicznej, ujawniono wpływ podstawowych parametrów skrawania (a, f, v) na siły skrawania oraz ich wzajemne relacje.

Analiza parametrów i warunków skrawania oraz poczynione przy obróbce materiałów ulepszonych cieplnie ($\text{HRC} > 50$) obserwacje, szczególnie w zakresie małych głębokości i posuwów, doprowadziły do wniosku, że proces skrawania ostrzami z ceramiki i materiałów supertwardych przebiega w sposób jakościowo inny niż w tradycyjnych dotychczas warunkach skrawania (obróbka narzędziami ze stali szybko tnącej i węglików spiekanych).

Stwierdzono, że w przypadku obróbki ostrzami ceramicznymi i supertwardymi stosunek sił składowych $F_v/F_p < 1$, a siła F_p ma największą wartość ze wszystkich składowych. Szczególnie wyraźne różnice między składowymi F_v i F_p wystąpiły w przypadku obróbki materiałów o twardości większej od 50 HRC. Najmniejszą wartość stosunku F_v/F_p uzyskano dla stali ŁH15 o twardości 62-63 HRC.

LITERATURA

1. ASPINWALL D.: Superhard tooling ten years on. Metalworking Production, Nov. 1984
2. AUKENOV M. M.: Siły reżanija pri točeni čuguna reżcami osnašennymi reżusčeј keramikoј. IVUZ Mašinostrojenje 10/83
3. BÜTTER R.: Kräfte und Leistungen beim Drehen mit Schneidekeramik. Werkzeugmasch. 4/1972
4. CHRYSOLOURIS G.: Einsatz von Schneiden aus kubischen Bornitrid CBN zum Drehen gehärteter Stähle. Industrie Anzeiger, 75/1981
5. Praca zbiorowa: Badania oporów skrawania ostrzami ceramicznymi i supertwardymi; mechanika wcinania ostrza; związki oporów skrawania ze zjawiskami emisji akustycznej, Politechnika Warszawska ITM, Warszawa 1987

Streszczenie

Przedstawiono nowe rezultaty badań składowych oporu skrawania w szerokim obszarze parametrów skrawania dla czterech grup materiałowych (osiem różnych gatunków materiałów o różnej twardości i strukturze), a także trzech grup materiałów ostrza (ceramika, sześcienny azotek boru, polikrystaliczny diament).

Określono wyływ różnych czynników na składowe oporu skrawania a także zmiany stosunku sił F_v/F_p w zależności od posuwu i twardości materiału obrabianego.

Components of cutting resistance in turning with ceramic and superhard tool points

Summary

Some new results of the research of components of cutting resistance in a wide range of cutting parameters for the four groups of cut materials have been presented. Eight different sorts of materials with the differing structure and hardness and three groups of cutting materials, i.e. ceramics, CBN, and polycrystalline diamond, were investigated.

Analysis concerning the influence of some different factors on the cutting forces and relationship between the tangential and thrust forces in accordance to the feed and hardness of machined materials are performed.

Krzysztof Musiałek
Marek Chołda
Andrzej Kurleto

NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE DO OBRÓBK MATERIAŁÓW UTWARDZONYCH W WYBRANYCH OPERACJACH WIERTARSKO-FREZARSKICH

1. Przedmiot rozważań

Aktualnie rozwój technologii wiąże się między innymi z koniecznością obróbki skrawaniem materiałów trudnoobrabialnych, w tym materiałów utwardzonych, a nawet zahartowanych. Przegląd opracowań własnych [1], literatury [3 ÷ 6] i katalogów firm narzędziowych [7] świadczy o tym, że z obróbką materiałów o bardzo wysokiej twardości (rzędu 40 ÷ 60 HRC) spotykamy się coraz częściej i w pewnych przypadkach dochodzi do zastąpienia operacji obróbki wykańczającej szlifowaniem, obróbką skrawaniem. Dla realizacji tych zabiegów obróbki konstruuje się narzędzia skrawające, które dla osiągnięcia odpowiednio wysokiej wydajności i ekonomiczności obróbki (przykład przedstawiono na rys. 1 i 2) muszą charakteryzować się:

- wysoką skrawnością, zależną głównie od zastosowanego materiału narzędziowego, poprawnością obróbki cieplnej, cieplno-chemicznej i powierzchniowej,
- wysoką i bardzo wysoką dokładnością kształtowo-wymiarową oraz dokładnością obróbki, które wiążą się z konstrukcją i stereometrią ostrza (jakością użytkową narzędzi) oraz zastosowanymi parametrami obróbki,
- dysponowaniem o wysokim standardzie wyposażeniem technologicznym (obrabiarki, oprzyrządowanie).

W niniejszym referacie przedstawiono skrótowo wyniki prac własnych [1] nad zastosowaniem różnych typów i rodzajów narzędzi skrawających, stosowanych w operacjach wiertarskich i frezerskich do obróbki stali konstrukcyjnych utwardzonych i zahartowanych.

2. Narzędzia do obróbki materiałów utwardzonych

Narzędzia skrawające do obróbki materiałów trudnoobrabialnych, w tym materiałów zahartowanych i utwardzonych, wykonywane są głównie z trzech grup materiałów:

- stali szybkołnących o dużej zawartości kobaltu (określonych nazwą stali superszybkołnących);
- węglików spiekanych metali;
- materiałów kompozytowych, nazywanych supertwardymi (S.T.M), wykonanych na bazie diamentu lub sześciennego azotku boru.

Stale szybkołnące znajdują głównie zastosowanie w konstrukcji frezów, wiertel, narzędzi do gwintów i kół zębatach. Bardzo dobre efekty daje zastosowanie stali szybkołnących spiekanych (np. typu ASP30).

Zastosowanie węglików spiekanych w narzędziach jednolitych i składanych (pokrywanych i niepokrywanych) oraz materiałów supertwardych, niesie z sobą możliwość zastąpienia operacji szlifowania, dokładną obróbką skrawaniem narzędziami z nich wykonanymi. Osiągany w tych przypadkach [1, 5, 6] wzrost wydajności obróbki wynosi nawet $220 \div 680\%$.

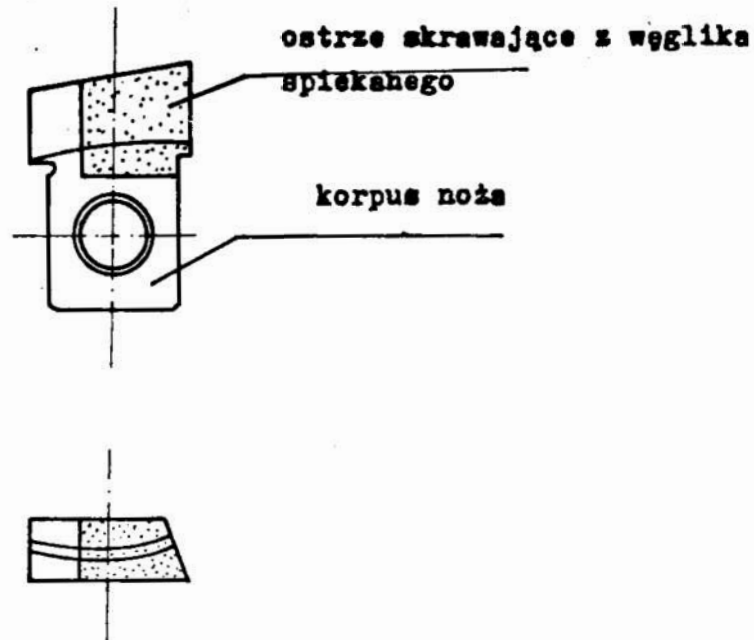
Wiele firm [7] oferuje narzędzia przeznaczone szczególnie do materiałów utwardzonych.

Z ciekawszych ofert można wymienić:

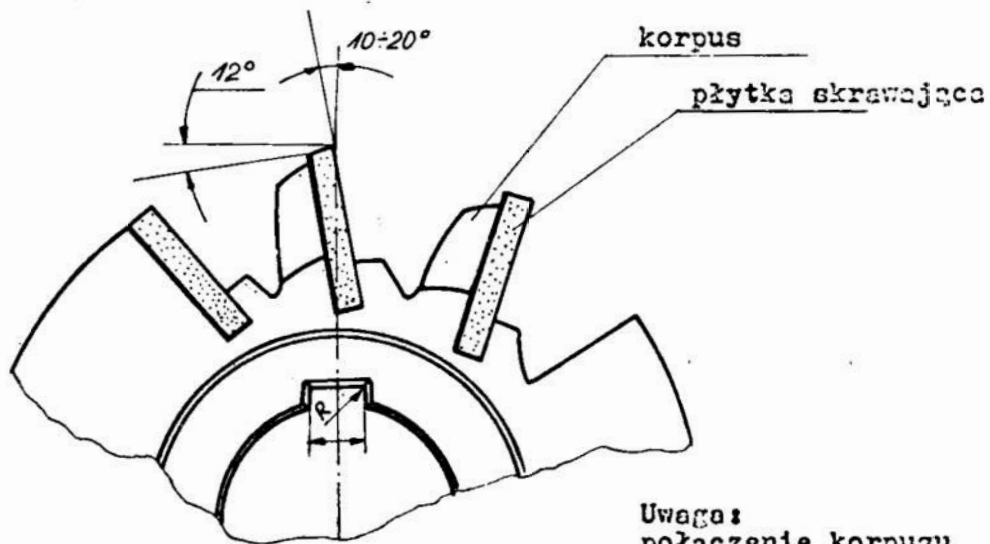
- narzędzia frezarskie firmy WALTER — RFN z ostrzami z węglików spiekanych;
- frezy trzpieniowe i nasadzane ze stali szybkołnących i węglików spiekanych firmy FRAISA — Szwajcaria;
- frezy ślimakowe z ostrzami z węglików spiekanych firmy PFAUTER — RFN, przeznaczone do obróbki wykańczającej hartowanych kół zębatach;
- głowice z ostrzami z węglików spiekanych firmy KLINGELNBERG — RFN, przeznaczone do obróbki wykańczającej hartowanych kół zębatach stożkowych;
- narzędzia trzpieniowe (frezy, wiertła kręte i piórkowe, gwintowniki) z węglików spiekanych firmy GÜHRING — RFN;
- głowice frezowe z ostrzami kompozytowymi opartymi na sześciennym azotku boru firmy TIZIT-Plansee — Austria;
- noże wytaczarskie, frezy tarczowe, głowice frezowe, noże do głowic frezowych prod. ZSRR, z ostrzami kompozytowymi [6].

Na podkreślenie zasługuje również, że dwie z powyższych firm (WALTER, FRAS'A), jako nieliczne w świecie, produkują frezy palcowe walcowo-czołowe z lutowanymi płytkami z węglików spiekanych o kształcie śrubowym.

Wszystkie firmy oferują swoje narzędzia również z ostrzami pokrywanych warstwami twardych związków tytanu, hafnu, tlenku glinu.



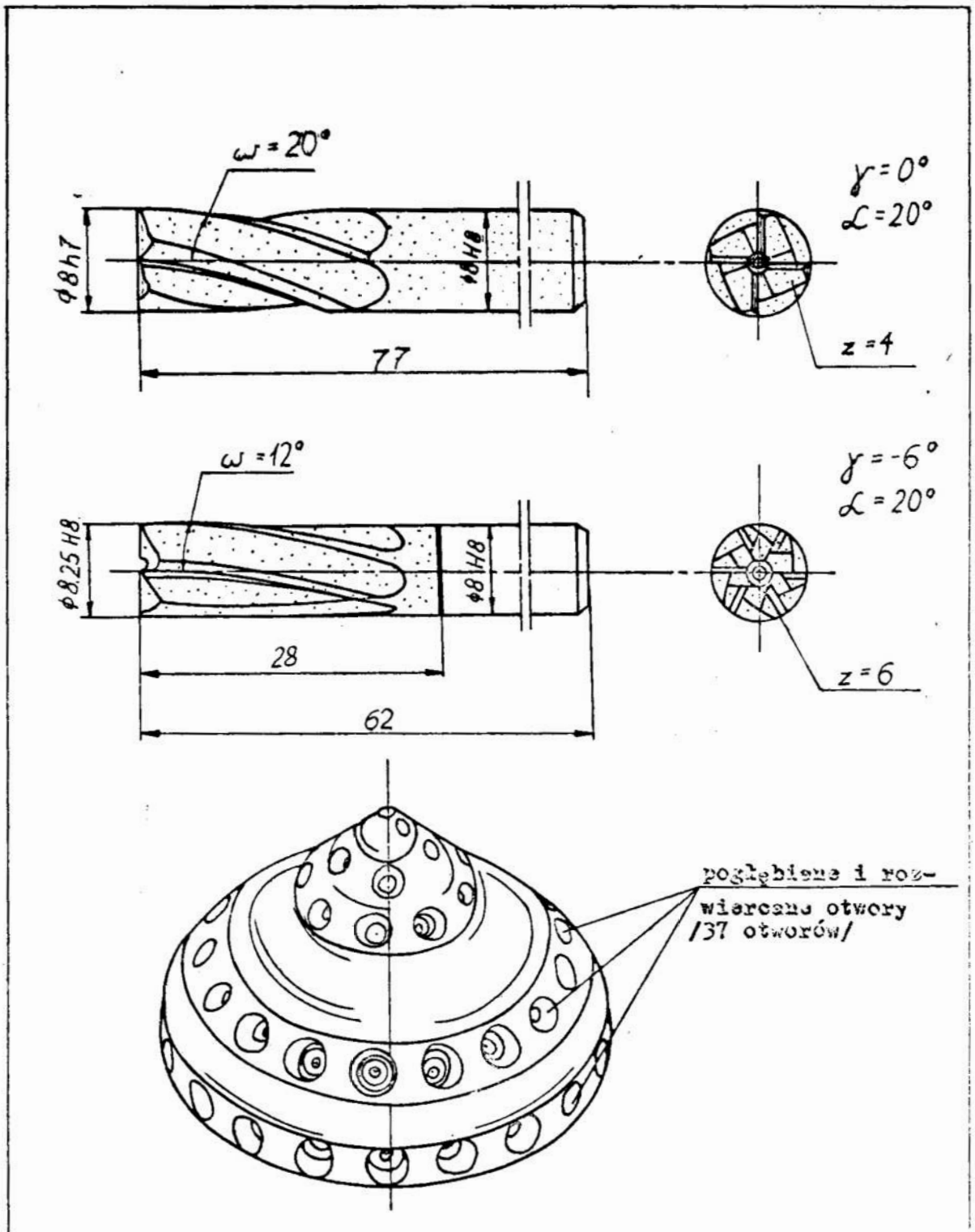
1. Nóż Gleasona



2. Frez ślimakowy

Uwaga:
połączenie korpusu
z ostrzami skrawającymi
za pomocą lutowania
lub klejenia

Rys. 1. Przykłady sposobu wykorzystania ostrzy z węglików spiekanych w konstrukcji noża Gleasona i freza ślimakowego do obróbki kół zębatach hartowanych



Rys. 2. Pogłębiacz $\phi 8h7$ i rozwiertak $\phi 8,25H8$ ze spiekanych węglików metali oraz przykład przedmiotu obrabianego — gryza wiertniczego $\phi 88 \times 61$ mm ze stali konstrukcyjnej stopowej 17N3MA o twardości $36 \div 55HRC$

3. Przykłady warunków i wyników obróbki

3.1. Obróbka trzpieniowymi frezami i rozwiertakami ze spiekanych węglików metali [1] ulepszonej do 41HRC stali konstrukcyjnej 45 oraz NC6 i 3H13

Przedmiotem prób były dwa rodzaje frezów:

- frezy walcowo-czołowe $\varnothing 8h8$, $\lambda_s = 30^\circ$ i $\lambda_s = 20^\circ$, $z = 4$
- frezy do rowków wpustowych $\varnothing 10$, $z = 3$, ze spiekanych węglików metali gatunków H10, SM-25,
- rozwiertaki wykańczające $\varnothing 10H7$, $z = 6$, $\lambda_s = 0^\circ$.

W wyniku przeprowadzonych prób frezami walcowo-czołowymi ustalono, iż optymalną prędkością skrawania jest $v = 18$ m/min, posuw minutowy $p_t = 22,4$ mm/min i gładkość skrawania $g = 2,0$ mm. W tych warunkach, przy poziomie zużycia ostrza $h_p = 0,50$ mm osiągnięto trwałość średnią $T = 85$ min. zaś chropowatość obrobionej powierzchni na poziomie $Ra = 0,35 \div 0,75 \mu\text{m}$. Dla narzędzi z węglików SM-25 możliwe jest zastosowanie posuwu rzędu $p_t = 35$ mm/min. Z rezultatów prób wynika również, że kąt pochylenia rowków wiórowych ma istotne znaczenie w odniesieniu do trwałości narzędzi. Zastosowane w warunkach przemysłowych w/w rodzaje narzędzi okazały się również bardzo przydatne przy skrawaniu narzędziowej stali NC6 o twardości 46HRC, stali stopowej 3H13 o twardości 55HRC jak również ulepszonej do 36HRC stali 45. Obróbka przebiegała w warunkach chłodzenia emulsją E 5%. Operacje obróbki otworów o długościach $L = 25$ i 39 mm przeprowadzono w ulepszonej do 41HRC stali konstrukcyjnej 45 rozwiertakami o obciążonych wartościach kątów przyłożenia w warunkach $v = 8,2 \div 14,1$ m/min i $p_t = 35$ mm/min, przy $g = 0,25$ mm. Rezultaty obróbki, szczególnie w przypadku niższej prędkości skrawania, były bardzo korzystne. Uzyskano bowiem chropowatość powierzchni na poziomie $Ra = 0,08 \div 0,18 \mu\text{m}$ ($\nabla 9 \div \nabla 11$) i dokładność otworu w klasie H6 \div H7, co z powodzeniem zastępuje zabieg szlifowania. Okazało się, że zastosowanie dla tych narzędzi zerowych kątów przełożenia [8] na stożkowej części skrawającej, zastępuje z powodzeniem bardzo kłopotliwe rozwiertaki z podziałką nierównomierną ostrzy. Otrzymane wyniki w zakresie dokładności obróbki i trwałości narzędzia są porównywalne z rezultatami narzędzi importowanych np. firmy Walter.

3.2. Obróbka otworów

3.2.1. Pogłębianie i rozwiercanie otworów nieprzelotowych w stalach stopowych 17N3MA i 20HN3MA o twardości 36 \div 55HRC

Do obróbki otworów w gryzach wiertniczych (szkic poglądowy na rysunku 2), zastosowano [1] dwa rodzaje narzędzi ze spiekanych węglików metali:

- pogłębiacze $\varnothing 6h7 \div \varnothing 13h7$ mm,
- rozwiertaki $\varnothing 6,25H8 \div \varnothing 13,24H8$ mm,

wykonane jako jednolite bądź składane (lutowane), których przykłady podano na rysunku 2.

Pogłębianie i rozwieranie otworów odbywało się w cyklu półautomatycznym na frezarko-wiertarce typu VEBOMAT RNC 32x2, przy zastosowaniu następujących parametrów obróbki:

- pogłębianie $v = 22$ m/min,
 - rozwieranie $v = 11,5$ m/min, $p_t = 125$ mm/m,
 - dokładność obróbki: klasa H8,
 - chłodzenie — emalia E5%,
 - dopuszczalny błąd okrągłości i stożkowatości otworów $\Delta k = 6,0$ μm ,
 - wymagana chropowatość powierzchni obrobionej na poziomie $Ra = 2,5$ μm .
- Przy pogłębianiu i rozwieraniu otworów $\varnothing 10\text{h}7$ i $\varnothing 10,25\text{H}8$ w warunkach produkcyjnych nie stwierdzono różnic w trwałości narzędzi jednolitych i składanych. Uzyskana średnia trwałość pogłębiaczy ($T = 33 \div 35$ min) i rozwiertaków ($T = 51 \div 52,0$ min) zabezpiecza co najmniej jednozmianową pracę obrabiarek. Trwałość i żywotność zaprojektowanych i wykonanych narzędzi [1] o łącznej liczności 160 szt. odpowiadała poziomowi jakościowemu z firm VEBO i PLAN-SEE [6]. Prace nad asortymentowym rozszerzeniem narzędzi są realizowane w IOS.

3.2.2. Wiercenie otworów przelotowych $\varnothing 30$ w stali do wyrobu szyn kolejowych

W ramach prac nad konstrukcją i eksploatacją narzędzi specjalnych, zastosowano stal kobaltową SK 10V w formie płytki wiertła piórkowego PDSA30, przeznaczonego do wiercenia otworów przelotowych $\varnothing 30 \times 16$ mm w trudnoobrabialnej stali o twardości $360 \div 380\text{HB}$ (stan hartowany) [1].

Próby eksploatacyjne dały pozytywne wyniki w zakresie twardości wiertel na poziomie narzędzi importowanych (produkcji firmy Geismar — Francja).

Parametry skrawania:

- prędkość skrawania $v = 8,5$ m/min,
- posuw $p = 0,1^0$ mm/obr.

Obróbka odbywała się w warunkach bardzo niskiej sztywności układu O-U-P-N (warunki polowe, wiertarka specjalna — torowa).

Uzyskano twardość rzędu 22 otworów, przy 15 otworach dla narzędzi importowanych (wykonanych ze stali będącej odpowiednikiem SK8M).

3.3. Skrawanie stali narzędziowych do pracy na gorąco typu WNL o twardości 240HB i ulepszonej cieplnie o twardości $39 \div 45\text{HRC}$

Omawiany poniżej przykład [1] dotyczy frezowania kopiowego matryc do kucia, wykonanych ze stali narzędziowej stopowej do pracy na gorąco gatunku WNL, zmiękczonej do twardości ok. 240HRC i obrabianej cieplnie do $39 \div 45\text{HRC}$.

3.3.1. Narzędzia i warunki obróbki

Przedmiotem prób były frezy trzpieniowe stożkowe do frezowania kopiowego o średnicy części chwytowej: $\varnothing 10, 12, 14, 20, 25$ mm z półkolistą końcówką (o

promieniach 2; 2,5; 3; 4; 6; 8 mm) wykonane ze stali szybko tnących konwencjonalnych SK8M, SW7M, SKC oraz stali spiekanej ASP30.

W trakcie eksploatacji przemysłowej, frezy były porównywane z narzędziami importowanymi firmy Starrag (Szwajcaria), wykonanymi ze stali typu 11-0-5-5, będącej gatunkiem o zbliżonym składzie chemicznym do stali SK5V.

Narzędzia były eksploatowane na frezarko-kopiarkach typu KAB-250 prod. Starrag.

Stosowano następujące parametry skrawania:

- prędkość skrawania $v = 4,4 \div 20,1$ m/min,
- posuw $p_f = 16 \div 120$ mm/min,
- głębokość frezowania $g = 1 \div 4$ mm,
- szerokość frezowania $S = 0,5 \div 5,5$ mm,
- chłodzenie: olej maszynowy.

3.3.2. Wynik doświadczeń

Poniżej przedstawiono wyniki 2 grup doświadczeń. Pierwsze dotyczą prób o charakterze laboratoryjnym, którym poddano narzędzia z wszystkich wymienionych stali szybko tnących, a drugie badań przemysłowych narzędzi importowanych i wykonanych w kraju ze stali spiekanej ASP30.

Próby laboratoryjne przeprowadzone zostały w stałych warunkach skrawania:

- $v = 4,4$ m/min,
- $p_f = 16$ mm/min,
- $g = 2,5 \div 4,0$ mm (głębokość odpowiada promieniowi wierzchołka ostrza freza),
- $S = 3 \div 5,5$ mm (szerokość jest równa promieniowi wierzchołka ostrza + 0,5 mm),
- materiał obrabiany: stal WNL o twardości ok. 45HRC.

Wyniki zestawiono w tabelicy 1.

Tablica 1. Porównanie trwałości frezów trzpieniowych

Table 1. Comparison shank cutter life

Materiał ostrza	Frezy importowane	SW7M	SKC	SK8M	ASP30
$T(\text{min})$	61,0	87,5	147,0	225	273,7
W_T	1,0	1,43	2,41	3,69	4,49

gdzie:

W_T — wskaźnik trwałości ostrza w odniesieniu do trwałości ostrza frezów importowanych

Próby charakteryzowały się dużą powtarzalnością wyników. Z zestawienia wynika, że najlepsze rezultaty osiągnęły stale szybkoobrotowe kabaltowe, zwłaszcza stale superszybkoobrotowe ASP30 i SK8M. W próbach przemysłowych, stosowane były zróżnicowane parametry skrawania (prędkość skrawania $v = 6,2 \div 20,1$ m/min, posuw $p_t = 60 \div 120$ mm/min, głębokość skrawania $g = 1 \div 3$ mm, szerokość skrawania $s = 0,5 \div 1$ mm). Eksploatacja tych narzędzi wykazała, że osiągnęły one podobne trwałości ostrza, tak przy obróbce matryc zmiękczonej, jak i obrabianych cieplnie, przy jednocześnie niskim rozproszeniu wyników (charakteryzowanym współczynnikiem $v = \frac{S}{T}$),

gdzie: S — średni błąd kwadratowy

T — wartość średnia, której współczynnik v zawiera się w przedziale $v = 0,015 \div 0,263$.

Zbiornicze wyniki zestawiono w tabelicy 2. Ogólnie przeprowadzono 24 warianty prób. W 10 przypadkach, trwałość narzędzi ze stali spiekanej ASP30 była wyższa w granicach $6 \div 42\%$ od trwałości narzędzi importowanych ze stali konwencjonalnej typu 11-0-5-5.

W 6 przypadkach, lepsze okazały się narzędzia importowane (w granicach $2 \div 30\%$ — różnica w obszarze naturalnego rozsiewu wyników). Próby wykazały wystarczającą jakość użytkową narzędzi wykonanych z obydwu technologii stali, tj. technologii spiekanej i konwencjonalnej, przeznaczonych do zastosowania przy obróbce stali wysoko utwardzonej, przy lepszej równomierności właściwości skrawanych narzędzi ze stali spiekanej ASP30.

Tablica 2. Trwałość frezów do kopiowania przy obróbce stali WNL
Table 2. Tracing mills life in machining of WNL steel

Material ostrza (narzędzia)	Zakres średnich okresów trwałości frezów T (min)	Wartość średnia trwałości T (min)
Obróbka stali w stanie zmiękczonej (twardość 240HB)		
Frezy importowane	225 ÷ 400,8	183,5 ÷ 432
ASP30	286,1	292,8
Obróbka stali WNL obrabianych cieplnie do 39 ÷ 45 HRC		
Frezy importowane	242,3 ÷ 420	222,5 ÷ 410
ASP 30	330,7	344,9

3.4. Frezowanie uzębień stożkowych w stali 40H o twardości 260 ÷ 290HB oraz uzębień walcowych w stali NC10 o twardości 55 ÷ 60HRC

3.4.1. Obrabiarka stali konstrukcyjnej stopowej 40H

Omawiany przykład obróbki [1] dotyczy nacinania zębów kół zębatach stożkowych o uzębieniu kołowo-łukowym ze stałą wysokością za pomocą głowicy Gleasona, wyposażonej w noże ze stali superszybko tnącej typu 7-4-2-5. Charakterystyka narzędzia:

- Głowica Gleasona dwustronna o średnicy nominalnej 18" (457,2 mm),
- liczba noży głowicy: 24,
- materiał ostrza SK5MCŻ,
- geometria noży — standardowe.

Warunki prób:

- Materiał obrabiany: stal 40H ulepszona cieplnie do twardości 260 ÷ 290HB,
- Charakterystyka obrabianego koła zębatego:
 - moduł czołowy $m_c = 10$ mm,
 - liczba zębów $z = 61$,
 - wysokość zębów $h_2 = 16,06$ mm,
 - kąt pochylenia linii zęba $\beta = 35^\circ$,
 - kierunek pochylenia zębów lewy,
 - wymiary gabarytowe koła: $\varnothing 612,3 \times 120$ mm,
 - szerokość wieńca $b = 90$ mm,
 - kąt stożka podziałowego $\delta = 75^\circ 18' 10''$.

Parametry skrawania:

- prędkość skrawania $v = 30$ m/min,
- posuw na ostrze $p_{rz} = 0,010$ mm/ostrze.

Chłodzenie olejem maszynowym. Kryterium stępienia ostrzy noży $h_p = 0,90$ mm.

Obrabiarka — frezarka obwodniowa do obróbki kół zębatach stożkowych typu 528C (prod. ZSRR).

Przedmiotowe noże były porównywane z analogicznymi narzędziami importowanymi z ZSRR, wykonanymi ze stali typu 18-0-1 (odpowiednik SW18).

Próby wykazały, że trwałości kompletu noży wynoszą odpowiednio:

- Trwałość $T = 12$ godz. dla noży importowanych, co odpowiada obróbce 2 kół o podanej charakterystyce, przy czym dla noży tych stosuje się mniejszy posuw ($p_{rz} = 0,008$ mm/ostrze),

Uwaga: W przypadku obróbki kół, których twardość odpowiadała górnej granicy, zaistniały przypadki nie wystarczająco niskiej trwałości, niezbędne do obróbki dwóch kół.

- Trwałość $T = 27,4$ godz. dla noży ze stali SK5MCŻ, przy maksymalnym stępieniu na dwóch nożach $h_p = 0,8$ mm, a na większości w zakresie $h_p = 0,10 \div 20$ mm.

Próby wykazały pełną przydatność na tego typu narzędzia stali krajowej gatunku SK5MC przetapianej elektrożuźlowo, które osiągnęły skrawność

wyższą od narzędzi importowanych o ok. 190%, przy jednocześnie wyższej o ok. 88% wydajności obróbki.

Osiągniętą skrawność noży sprawdzono w trudnych warunkach pracy, charakteryzujących się dynamicznymi obciążeniami noży, uznać należy za wysoką.

3.4.2. Obróbka uzębień walcowych o specjalnym zarysie ze stali NC10 o twardości 55 ÷ 60HRC

W ramach prowadzonych prac doświadczalno-wdrożeniowych na temat narzędzi specjalnego zastosowania [1], wykonano konstrukcję specjalnego jednolitego freza ślimakowego ze spiekanych węglików metali o następującej charakterystyce:

- moduł $m = 0,8$ mm,
- kąt przyporu $\alpha_o = 11^\circ$,
- wymiary $\varnothing 32 \times 30 \times \varnothing 13$,
- liczba rowków wiórowych: $z = 10$,

przeznaczonego do obróbki par kół zębatach ze stali NC10 o wysokiej twardości (55 ÷ 60HRC).

Charakterystyka kół

- liczba zębów $z = 120$ (zęby proste),
- szerokość wieńca $b = 2,5$ mm,
- wymiary koła zębatego: $\varnothing 100, 8 \times 8 \times 6,5$.

Koła znajdują zastosowanie jako elementy napędu łańcuchowego w wierszowej drukarce typu S12CDC prod. firmy Computer Peripherals Inc — USA.

Pozytywnym skutkiem pracy było wykonanie 10 par (20 szt.) kół o wyżej wymienionej charakterystyce wymiarowej, z powodzeniem zastosowanych w praktyce.

Zastosowano następujące parametry skrawania:

- prędkość skrawania $v = 48$ m/min,
- posuw $p_o = 0,05$ mm/obr.,
- chłodzenie: olej maszynowy o wydajności 20 l/min.

Narzędzia (frezy) po wykonaniu kół wykazały twardość $T = 200$ min, przy zużyciu $h_p = 0,15$ mm.

Wyniki pracy [1] umożliwiły rezygnację z importu elementów przekładni ze strefy dolarowej.

Innym przykładem zastosowania frezów ślimakowych ze spiekanych węglików metali, było nacinanie uzębienia walcowego frezem o $m = 1,5$ mm w kole zębatym ze stali konstrukcyjnej typu 20HN3MA o twardości 50HRC.

W obydwu przypadkach możliwe stało się zastąpienie pracochłonnej i technologicznie trudnej operacji szlifowania uzębień — nacinaniem obwiedniowym narzędziami ze spiekanych węglików metali.

4. Podsumowanie

1. Do obróbki materiałów utwardzanych zaleca się stosować narzędzia wykonane z następujących materiałów:
 - superszybkotnące stale typu: 7-4-2-5 (SK5MC), 2-9-1-8 (SK8M), 12-4-3-12 (SK10V) poddane dodatkowo procesom E.Ż.P. i przekucie na kowarkach (w przypadku przekrojów większych od $\varnothing 60$ mm),
 - narzędzia jednolite i składane ze spiekanych węglików metali, w gatunkach dostosowanych do materiałów obrabianych i przypadków obróbki (na ogół z grup zastosowań wg klasyfikacji ISO, P25, P30, M20, K20, K30),
 - narzędzia wyposażone w lutowane bądź mocowane mechanicznie ostrza (płytki kwadratowe, okrągłe, romboidalne) z materiałów supertwardych (diament, kompozyty). Należy zwrócić szczególną uwagę na możliwość powinowactwa chemicznego między materiałem obrabianym, a materiałem ostrza.
2. Niemal w każdym z przypadków, narzędzia stosowane do obróbki tych materiałów traktować należy jako specjalne, tak pod względem konstrukcji, jak i eksploatacji.
3. Niewątpliwie nową generację materiałów narzędziowych, a w związku z tym i narzędzi, stanowi technologia pokryć metodami PVD i CVD jedno (TiN) i wielowarstwowymi (TiC) (TiN) Al_2O_3 i inne), szeroko rozwinięta w krajach uprzemysłowionych i zapoczątkowana w kraju.
Jak wykazały badania własne oraz liczne publikacje, narzędzia powlekane charakteryzują się:
 - zmniejszonym współczynnikiem tarcia w procesie skrawania, a w związku z tym mniejszymi oporami skrawania co najmniej o 30%,
 - istotnie wyższymi trwałościami i żywotnościami, wynikającymi z wysokiej odporności na ścieranie powierzchni roboczych ostrzy,
 - nominalnie wyższymi wydajnościami obróbki (możliwość wzrostu prędkości skrawania w zakresie $20 \div 40\%$) przy nominalnym poziomie trwałości narzędzi.
4. Ekonomiczne stosowanie narzędzi z ostrzami z materiałów supertwardych, posiada specyfikę i szereg uwarunkowań. Do najważniejszych należą:
 - wysoka sztywność statyczna i dynamiczna układu obróbczego (w tym również przedmiotu obrabianego),
 - odpowiednio wysokie moce napędów głównych obrabiarek,
 - wysoka seryjność produkcji,
 - możliwość regeneracji niektórych typów ostrzy,
 - brak powinowactwa chemicznego między ostrzem narzędzia, a materiałem obrabianym.

LITERATURA

1. **CHOŁDA M., KASINA J., KOWAL A., KURLETO A., MUSIAŁEK K., POFELSKA-FILIP I., WSZOLEK I.:** „Prace naukowo-badawcze i wdrożeniowe nad dostosowaniem stali szybko-tnących i spiekanych węglików metali do obróbki materiałów trudnoobrabialnych”. PIOS Seria Sprawozdania, Kraków 1976—1987.

2. **MUSIALEK K.**., Wybrane zagadnienia doboru materiałów na wysokowydajne narzędzia skrawające do obróbki kół zębatach". Materiały Konferencji „Wytwarzanie i eksploatacja przekładni zębatach Technologia ogólna". Rydzyna 1987.
3. **IPATOW N. S.** „Effektiwnost primienienie instrumenta iz STM pri narezianiu trudno-obratywayajnykh materialow". Stanki i Instrument, 1984, nr 7.
4. **DULIEBO O. A.**., Riczcowyje wstawki z mechaniczeskim kreplieniem plastin iz STM". Stanki i Instrument, 1984, nr 7.
5. **SANDERS M. J.**., Obwiedniowe frezowanie łuszczeniem hartowanych walcowych kół zębatach". Materiały V Konferencji Naukowo-Technicznej „Technologia kół zębatach walcowych". Gdańsk-Tczew, 9 10.12.1987.
6. Materiały informacyjne:
 - Wysokoproizwoditelnyj rezuszcij instrument dła swierchtwiordych materialow. Niizmasz Moskwa 1984,
 - Technologia obrabotki detalej lezwijnymi instrumentami iz kompozyta. Niizmasz Moskwa 1987,
 - Progresiwnyi instrument dła metaloobrabotki. Niimasz, Moskwa 1987.
7. Katalogi i prospekty firm:
 - FRAISA SA PRASERFABRIK — Szwajcaria,
 - Plansee Tizit GmbH — Austria,
 - Gühring Vertriebsgesellschaft — RFN,
 - INGERSOLL,
 - Montenwerke Walter GmbH — RFN,
 - Klingelberg Söhne — RFN,
 - KENIMER, HAM RUBIG, WIDIA, VEBO — RFN,
 - DIXI, MIKRON, TECHNICA — Szwajcaria,
 - SECO — Szwecja.
8. Wzór użytkowy „Rozwiertak wykańczak wielostrzowy" nr 41696.

Streszczenie

W referacie omówiono warunki, jakim odpowiadać powinny narzędzia skrawające do obróbki stali konstrukcyjnych, ulepszonych cieplnie w zakresie twardości 35 — 45 HRC oraz stali hartowanych w przedziale twardości 45 — 60 HRC, ze szczególnym uwzględnieniem możliwości zastosowania stali superszybkotnących, spiekanych węglików metali oraz materiałów supertwardych.

Przytoczono szereg przykładów pozytywnych zastosowań narzędzi przy obróbce ulepszonych oraz hartowanych stali konstrukcyjnych węglowych i stopowych, jak również stali narzędziowych typu NC6, WNL.

Podano charakterystykę wymiarową niektórych rodzajów narzędzi. W podsumowaniu zaproponowano zalecenia w zakresie doboru gatunków stali szybkotnących i spiekanych węglików metali.

Cutting tools for machining of hardened materials in drilling and milling operations

Summary

The paper describes conditions which should be fulfilled by the cutting tools for machining the constructional steels toughened in the hardness range of 35—45 HRC and hardened steels with the hardness range of 45—65 HRC, with a special regard to the application possibilities of ultra-high-speed steels, sintered carbides and superhard materials.

The examples of positive applications of the tools in machining the toughened and hardened constructional carbon and alloy steels, as well as NC6 and WNL tool steels, are presented. Dimensional characteristics of the some tool types are also given. As a conclusion, recommendations for the selection of high-speed steels and sintered carbides are proposed.

Aleksander Streubel
Beata Wyczalek

OPORY SKRAWANIA PODCZAS WIERCENIA ŻELIWA ZI-200 WIERTŁAMI Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH

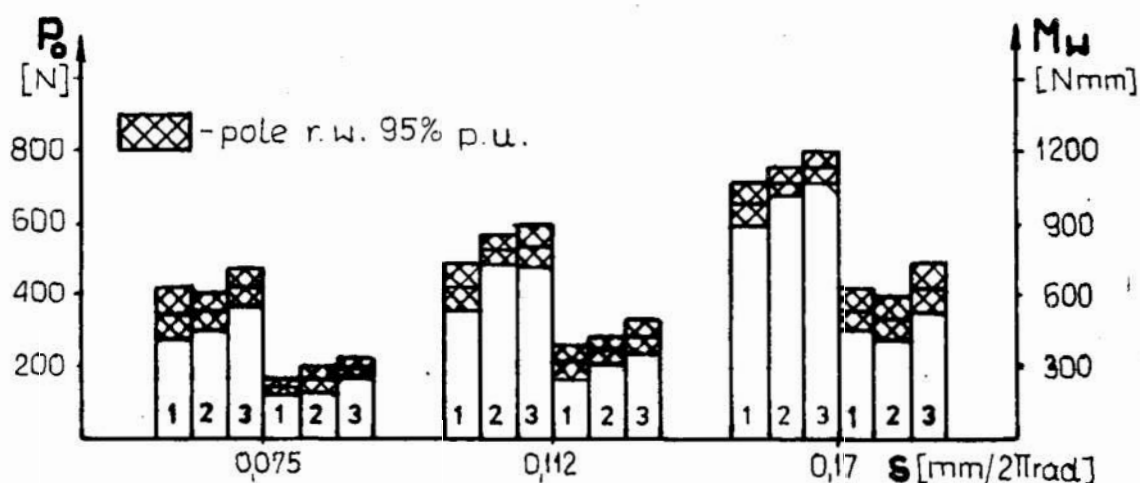
Wiertła kręte są znane od wielu lat, ich główne cechy konstrukcyjne przez ten czas niewiele się zmieniły. Zależnie od zastosowania, mogą między sobą różnić się wartościami kąta wierzchołkowego, kąta pochylenia linii śrubowej rowków wiórowych, kształtem powierzchni przyłożenia. Dotychczas, jako podstawowy materiał na wiertła kręte stosowano stal szybko tnącą SW7M. Wiertła te są często dodatkowo pasywowane w parze wodnej, lub mają naniesione warstwy innego materiału, np TiN. Powoduje to zwiększenie trwałości narzędzia w pierwszej fazie jego eksploatacji. Jednak każde ostrzenie powoduje zmniejszenie trwałości wiertła, aż do uzyskania takiej, jaką ma wiertło bez pokrycia. Wady tej nie mają wiertła w całości wykonane z węglików spiekanych, które coraz częściej można spotkać w katalogach. Według danych zawartych w materiałach informacyjnych producentów [1, 2]; pozwalają one na pracę z wyższymi parametrami skrawania i przy znacznie wyższej trwałości w porównaniu z wiertłami ze stali SW7M. Stosowanie jednolitych wiertel krętych z węglików spiekanych pozwala na wiercenie otworów w materiałach twardych i trudno obrabialnych, których obróbka wiertłami ze stali szybko tnącej jest niemożliwa. W materiałach informacyjnych [1, 2] brak danych odnoszących się do wartości oporów skrawania, towarzyszących wierceniu. W dalszej części zostanie omówiony wycinek z badań prowadzonych w ITEM Politechniki Wrocławskiej nad wierceniem wiertłami wykonanymi w całości z węgliku spiekane. Pokazane zostaną również wyniki uzyskane dla wiertel z lutowaną do stalowego korpusu płytką z węglików spiekanych.

1. Założenia i zakres badań

Stosowano wiertła jednolite z węglików spiekanych o oznaczeniu HM-K10 (wg ISO), o średnicach 4,6; 5,8 i 8 mm oraz wiertła z płytką lutowaną K10. Wiertła były produkcji firmy Gühring. Zaostrzenie wiertel było jednakowe — dwupłaszczyznowe, bo jak wcześniej wykazano [3], decyduje ono zarówno o oporach skrawania jak i jakości otworu. Wiertła kręte miały kąty $\delta_r = 120^\circ$ i $\lambda'_{s1} = 30^\circ$, natomiast wiertło z lutowaną płytką z węglików spiekanych miało kąty $\delta_r = 120^\circ$, $\lambda'_{s1} = 3^\circ$ i $\lambda'_{s2} = 30^\circ$ (wg DIN 8037). Materiałem wierconym było żeliwo Z1200, odlane metodą „Technica Guss” w postaci prętów o średnicy 20mm, z których wykonano próbki o długości 20 mm. Badania prowadzono na wiertarce promieniowej RF50. Opory skrawania mierzono siłomierzem tensometrycznym, współpracującym z aparaturą wzmacniająco-rejestrującą firmy Hottinger. Zakres parametrów był tak dobrany, aby mogły pracować wiertła wykonane z różnych materiałów. Stosowano trzy wartości obrotów: $n = 710, 1000, 1400$ obr/min., co dało dla poszczególnych wiertel prędkości skrawania: $d = 4,6$ mm — $v = 10; 15; 21$ m/min, $d = 5,8$ mm — $v = 13; 18,2; 25,5$ m/min; $d = 8$ mm — $v = 17,8; 25; 35,2$ m/min. Posuwy miały wartość $s = 0,075; 0,112; 0,17$ mm/ 2π rad. Jako chłodziwo stosowano emulsję SUPEREDGE—4PLUS. Wyniki badań opracowano statystycznie przy założeniu 95% poziomu ufności.

2. Wyniki badań

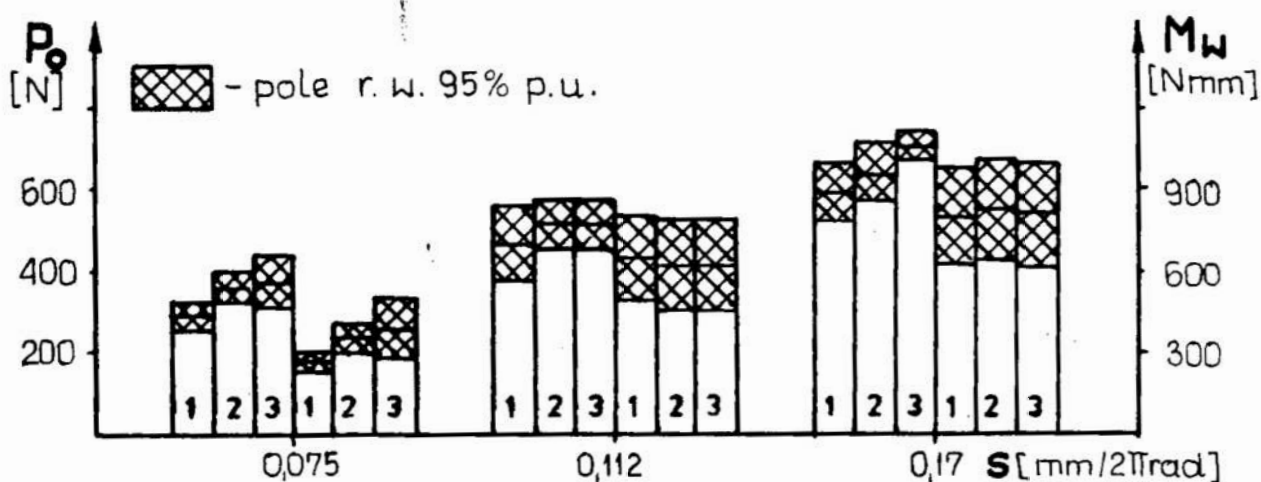
Zależność siły poosiowej i momentu wiercenia od posuwu, dla trzech prędkości skrawania, gdy średnica wiertła wynosiła $d = 4,6$ mm, pokazano na rysunku 1.



Rys. 1. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia 1 — $v = 10,0$ m/min, 2 — $v = 15,0$ m/min, 3 — $v = 21,0$ m/min, $d = 4,6$ mm, mat. Z1200

Fig. 1. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum, 1 — $v = 10.0$ m/min, 2 — $v = 15.0$ m/min, 3 — $v = 21.0$ m/min, $d = 4.6$ mm, mat. Z1200

Analizując wykresy można zauważyć, że dla każdej prędkości skrawania, ze wzrostem posuwu rośnie zarówno siła poosiowa, jak i moment wiercenia. Przyrosty te są znaczące, np: przy stałej prędkości skrawania $v = 21$ m/min, siła poosiowa wzrasta od 20 do 30%, natomiast moment od 15 do 30%. Jednocześnie można zauważyć, że dla każdego posuwu zwiększenie prędkości skrawania powoduje mniejsze przyrosty oporów skrawania i mieszczą się one w zakresie od 10 do 20%. Wyniki badań dla wiertła o średnicy $d = 5,8$ mm pokazano na rysunku 2.

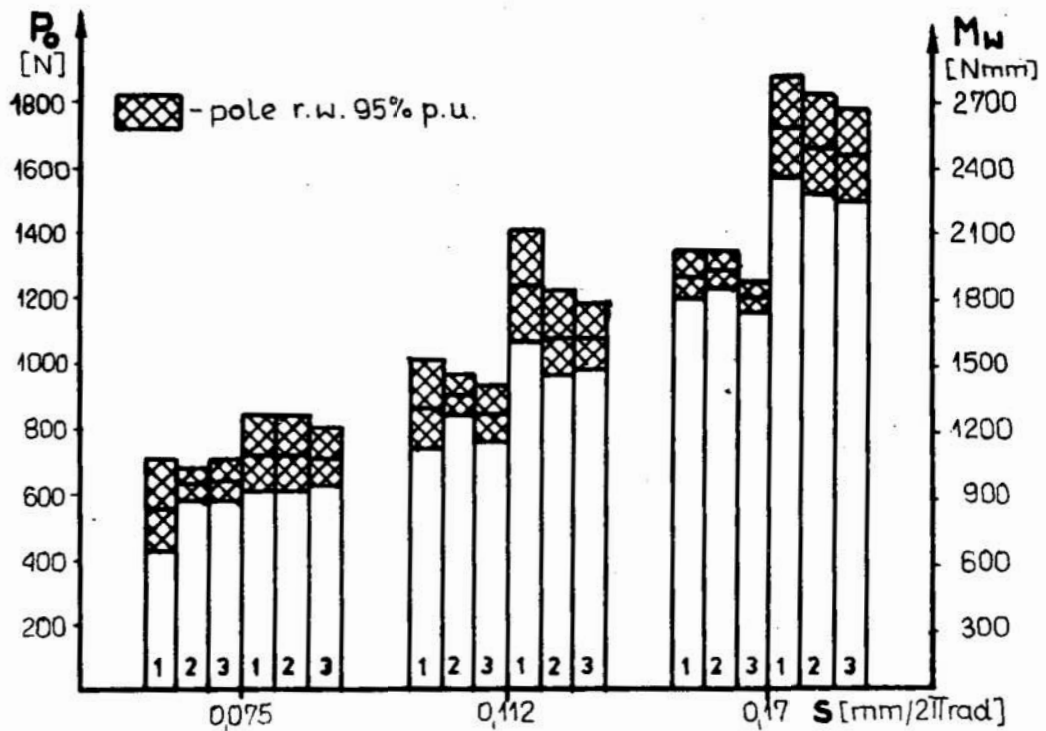


Rys. 2. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia 1 — $v = 13,0$ m/min, 2 — $v = 18,2$ m/min, 3 $v = 25,5$ m/min, $d = 5,8$ mm, mat. ZI200

Fig. 2. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum, 1 — $v = 13.0$ m/min, 2 — $v = 18.2$ m/min, 3 — $v = 25.50$ m/min, $d = 5.8$ mm, mat. ZI200

Jak można zauważyć, dla posuwu $0,075$ mm/2 π rad, wyniki uzyskuje się podobne jak dla wiertła o średnicy $d = 4,6$ mm. Dla większych wartości posuwu obserwuje się znaczące przyrosty momentu wiercenia do 30%. Stwierdzono również, że zwiększenie prędkości skrawania przy tym posuwie powoduje zmniejszenie momentu wiercenia średnio o 10%. Tłumaczyć to można tym, że wiertło o średnicy $d = 5,8$ mm ma większy przekrój rowków wiórowych, niż o średnicy $d = 4,6$ mm, co ułatwia usuwanie wiórów na zewnątrz otworu.

Rezultaty wiercenia wiertłem o średnicy $d = 8$ mm pokazano na rysunku 3. Jeżeli przeprowadzimy porównanie wyników uzyskanych dla wiertel o średnicy $d = 4,6$ i 8 mm, to dla tego ostatniego obserwuje się istotne przyrosty oporów skrawania — rzędu 100%. Potwierdzają się również obserwacje poczynione dla wiertła o średnicy $d = 5,8$ mm, a mianowicie, że dla stałej wartości posuwu, zwiększenie prędkości skrawania powoduje zmniejszenie momentu wiercenia — nawet o 15%.



Rys. 3. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia

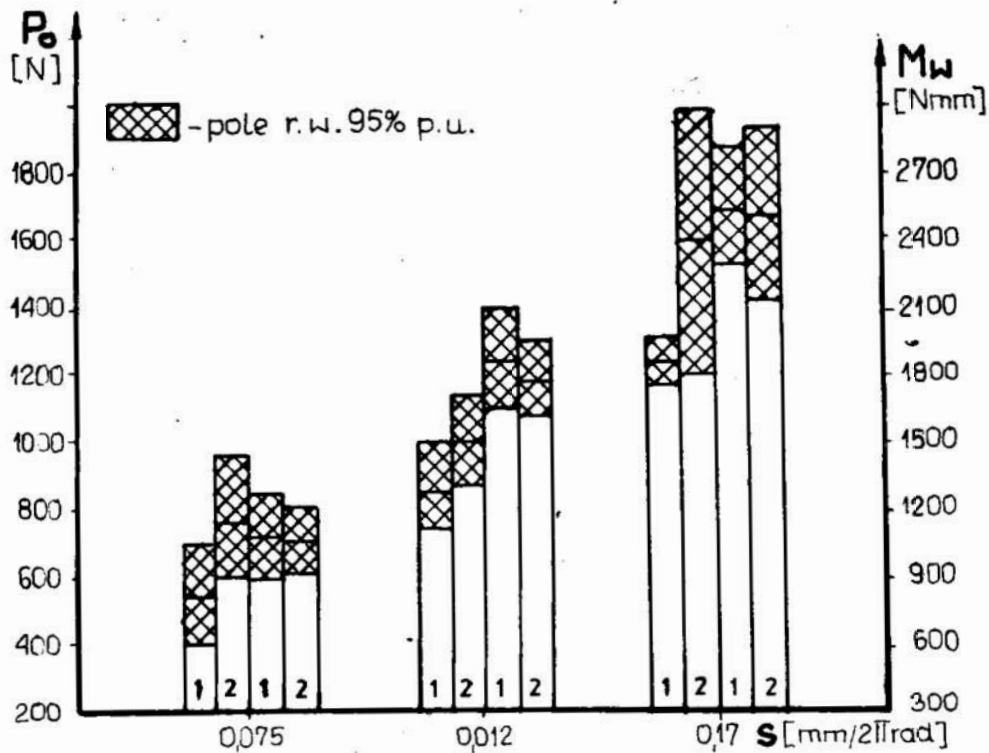
1 — $v = 17,8$ m/min, 2 — $v = 25,0$ m/min,
3 — $v = 35,2$ m/min, $d = 8$ mm, mat. ZI200

Fig. 3. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum,

1 — $v = 17.8$ m/min, 2 — $v = 25.0$ m/min,
3 — $v = 35.20$ m/min, $d = 8$ mm, mat. ZI200

Zgodnie z założeniem, przeprowadzono również serię badań porównawczych wiertłami o średnicy $d = 8$ mm, z lutowaną płytką z węglików spiekanych. Porównano wyniki uzyskane dla wiertel w całości wykonanych z węglików spiekanych i wiertel z wlutowaną płytką. Na rysunku 4 pokazano zależność siły poosiowej i momentu wiercenia od posuwu, przy stałej prędkości skrawania $v = 17,8$ m/min.

Można zauważyć, że wierceniu wiertłami jednolitymi towarzyszą mniejsze (od 10 do 20%) siły poosiowe w porównaniu z wiertłem z lutowaną płytką. Tłumaczyć to można korzystniejszym kątem γ w wiertłach jednolitych. Momenty wiercenia dla obu badanych wiertel były bardzo zbliżone. Na rysunku 5 pokazano wyniki badań, gdy prędkość skrawania wynosiła $v = 25,0$ m/min. Gdy porównamy je z pokazanymi na rysunku 4, to można zauważyć, że wartości siły poosiowej są bardzo zbliżone, natomiast momenty wiercenia są mniejsze o 10 do 15%. Zwiększenie prędkości skrawania do $v = 35,2$ m/min powoduje dalsze zmniejszenie oporów wiercenia od 10 do 15%, co wynika z porównania rysunków 5 i 6.

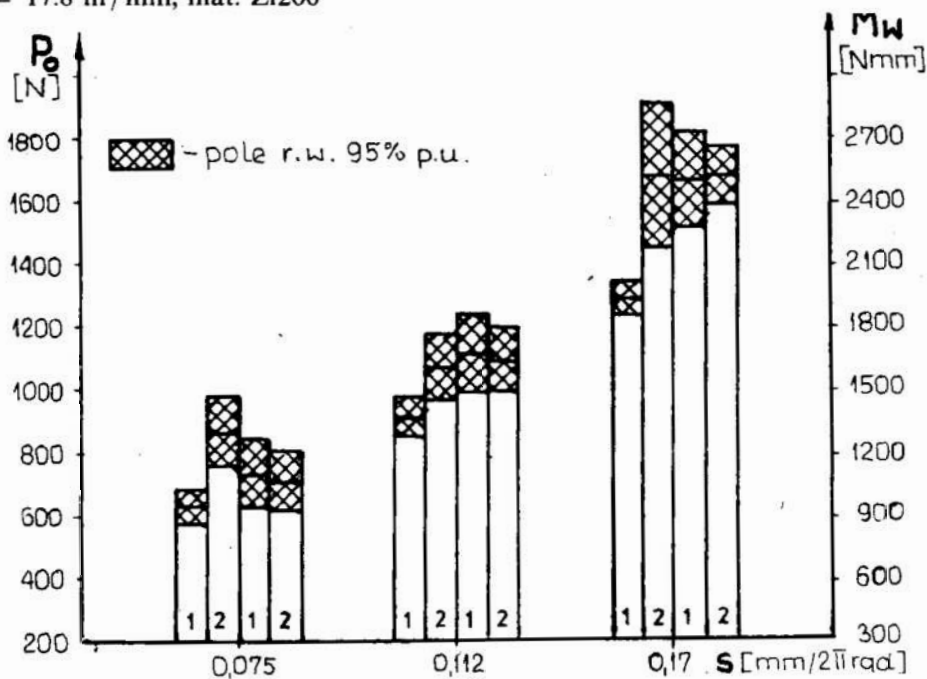


Rys. 4. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia

1 — wiertło jednolite, 2 — wiertło z lutowaną płytką z węglików spiekanych, $d = 8 \text{ mm}$, $v = 17,8 \text{ m/min}$, mat. Z1200

Fig. 4. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum,

1 — uniform drill, 2 — drill with the soldered insert of carbides, $d = 8 \text{ mm}$, $v = 17.8 \text{ m/min}$, mat. Z1200

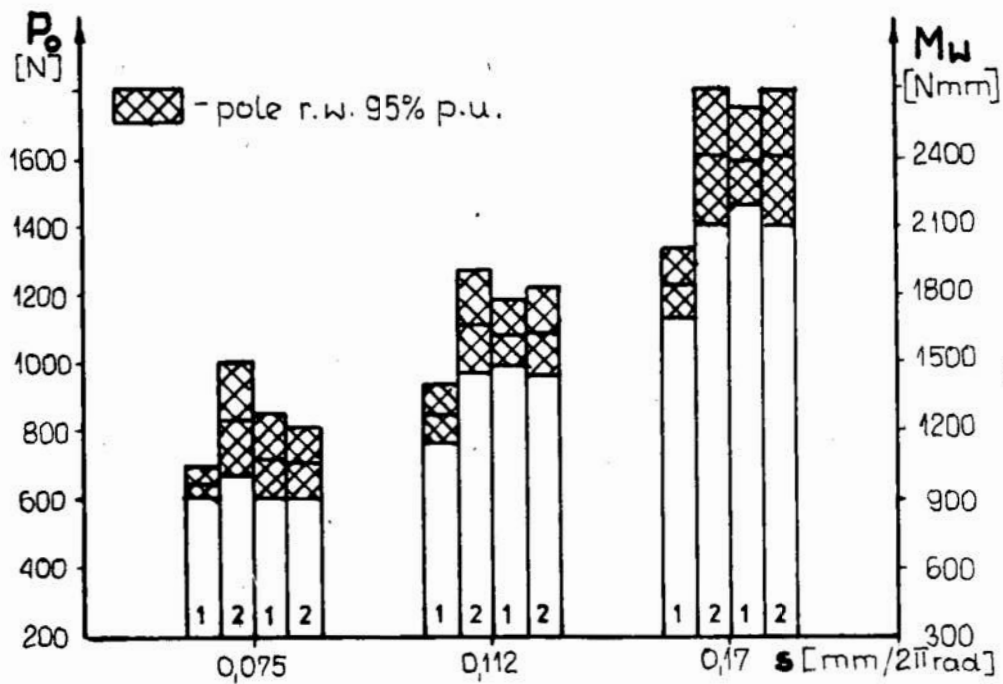


Rys. 5. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia

1 — wiertło jednolite, 2 — wiertło z lutowaną płytką z węglików spiekanych, $d = 8 \text{ mm}$, $v = 25,0 \text{ m/min}$, mat. Z1200

Fig. 5. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum,

1 — uniform drill, 2 — drill with the soldered insert of carbides, $d = 8 \text{ mm}$, $v = 25.0 \text{ m/min}$, mat. Z1200

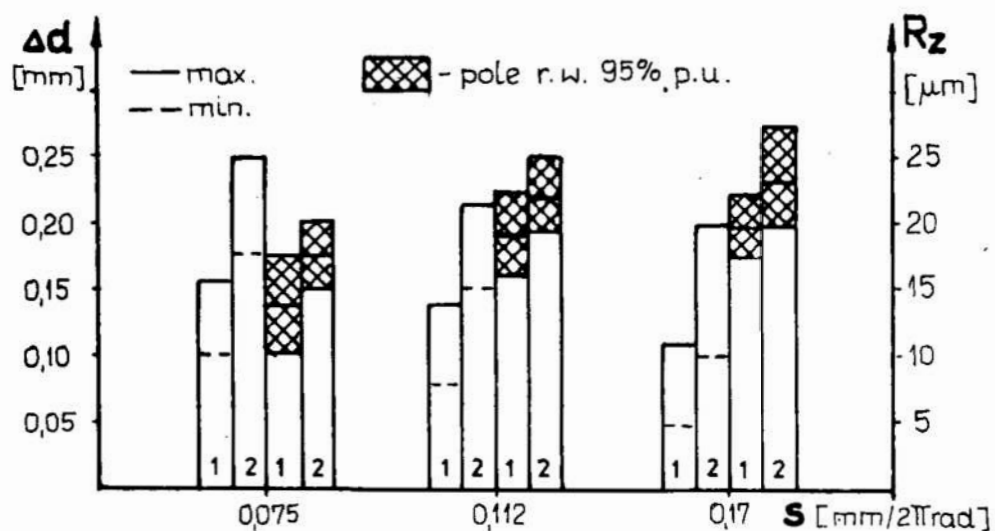


Rys. 6. Wpływ posuwu na siłę poosiową i moment wiercenia,

1 — wiertło jednolite, 2 — wiertło z lutowaną płytką z węglików spiekanych,
 $d = 8$ mm, $v = 35,2$ m/min, mat. ZI200

Fig. 6. The effect of feed on the axial cutting force and drilling momentum,

1 — uniform drill, 2 — drill with the soldered insert of carbides,
 $d = 8$ mm, $v = 35.2$ m/min, mat. ZI200



Rys. 7. Wpływ posuwu na rozbiecie i chropowatość otworu

1 — wiertło jednolite, 2 — wiertło z lutowaną płytką z węglików spiekanych,
 $d = 8$ mm, $v = 35,2$ m/min, mat. ZI200

Fig. 7. The effect of feed on the errors and hole roughness,

1 — uniform drill, 2 — drill with the soldered insert of carbides,
 $d = 8$ mm, $v = 35.2$ m/min, mat. ZI200

Podczas badań mierzono również efekty technologiczne wiercenia, jak rozbicie otworu, jego kształt i chropowatość. Na rysunku 7 pokazano zależność rozbicia otworu oraz jego chropowatość od posuwu, dla prędkości skrawania $v = 35,2$ m/min. Jak można zauważyć, dla obu badanych wiertel rozbicie otworu maleje wraz ze wzrostem posuwu, natomiast zwiększa się chropowatość powierzchni otworu.

Z rysunku wynika również, że wartość rozbicia otworu, jak i jego chropowatość są zdecydowanie większe dla wiertel z lutowaną płytką z węglika spiekane. Tłumaczyć to można tym, że wiertła te mają bardzo niekorzystną stereometrię (mały kąt γ), większą średnicę rdzenia oraz większą zbieżność ku chwytowi. Podczas prowadzonych badań zauważono również, że dla wiertel jednolitych, ostrzenie nie wpływa na efekty technologiczne wiercenia. Każde ostrzenie wiertel z lutowaną płytką powodowało pogarszanie jakości obróbnego otworu. Prowadzono również serię badań wiertłami ze stali SW7M, ostrzonymi metodą stożkową. Efekty technologiczne były zbliżone do uzyskanych dla jednolitych wiertel z węglików spiekanych. Znacznie mniejsze były natomiast opory skrawania, średnio o 30% (w znacznej mierze decyduje tu materiał, z którego wykonane jest narzędzie i metoda ostrzenia [3, 4]). Istotną wadą wiertel SW7M podczas wiercenia żeliwa była ich mała trwałość (nawet pięciokrotnie mniejsza) w porównaniu z wiertłami z węglików spiekanych.

3. Podsumowanie

Wiertła kręte jednolite z węglików spiekanych z powodzeniem nadają się do wiercenia żeliwa ZI200. Opory skrawania zwiększają się ze wzrostem posuwu, natomiast maleją ze wzrostem prędkości skrawania. Stwierdzono większe wartości oporów wiercenia dla wiertel z węglików spiekanych, niż dla wiertel ze stali szybkoobrotowej SW7M. Siły poosiowe podczas wiercenia wiertłami jednolitymi z węglików spiekanych są mniejsze, niż w wierceniu wiertłami z lutowaną płytką z węglików spiekanych. Wiercenie wiertłami jednolitymi z węglików spiekanych zapewnia efekty technologiczne zbliżone do tych dla wiercenia wiertłami SW7M, przy znacznie większej wydajności i trwałości ostrza.

LITERATURA

1. Materiały informacyjne zakładów Gühring
2. Materiały informacyjne zakładów Günther
3. SZUBERT Z., STREUBEL A.: Metody i sposoby ostrzenia wiertel krętych oraz ich wpływ na opory skrawania i dokładność wierconych otworów. IV Konferencja Naukowo-Techniczna „Narzędzia skrawające” Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej nr 34. Seria Konferencje 9,1986
4. STREUBEL A., SZUBERT Z.: Niektóre własności eksploatacyjne konwencjonalnych i pokrywanych wiertel ze stali szybkoobrotowej oraz z węglików spiekanych. III Ogólnopolska Konferencja Naukowo-Techniczna „Materiały Narzędziowe” nr 64 Rydzyna 1985

Streszczenie

Omówiono zależności oporów skrawania, rozbicia i chropowatości otworu od parametrów skrawania podczas wiercenia żeliwa ZI-200 wiertłami jednolitymi z węglików spiekanych oraz wiertłami z lutowaną płytką z węglików spiekanych.

Cutting resistance during drilling cast iron ZI-200 using drills of carbides

Summary

Dependences of cutting resistances, errors and hole roughness on the cutting parameters during drilling the cast iron ZI-200 using the uniform drills with the carbides and the drills with the cemented carbide tip soldered, are discussed in the paper.

Jan Wit

BADANIA PROTOTYPU GŁOWICY UNIWERSALNEJ DO WYTACZANIA I PLANOWANIA

1. Wstęp

Obserwowany w świecie rozwój w zakresie narzędzi i oprzyrządowania narzędziowego dotyczy m.in. głowic uniwersalnych do wytaczania i planowania. Przejawia się on w produkowaniu przez przodujące firmy nowych modeli głowic, bądź też zwiększenie ilości typowymiarów. Rozwój ten należy zawdzięczać dużym możliwościom technologicznym, jakie posiadają głowice uniwersalne. Pozwalają bowiem one na wykonanie szeregu operacji obróbkowych, takich jak: planowanie przedniej i tylnej powierzchni korpusów, wytaczanie otworów, toczenie zewnętrznych powierzchni obrotowych, wykonywanie rowków, nacinanie gwintów, wytaczanie stożków, a także prowadzenie obróbki zespołowej (rys. 1).

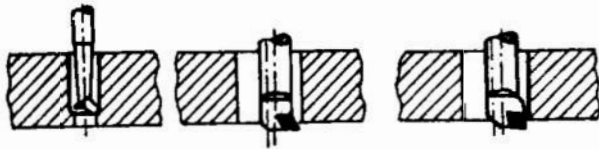
Z uwagi na powyższe zalety głowic uniwersalnych, oraz ograniczenie dewizowe w kraju (ceny głowic sięgają kilka tys. dolarów) — w IOS opracowano własną konstrukcję głowicy uniwersalnej do wytaczania i planowania.

2. Analiza stanu techniki w świecie w zakresie głowic uniwersalnych do wytaczania i planowania

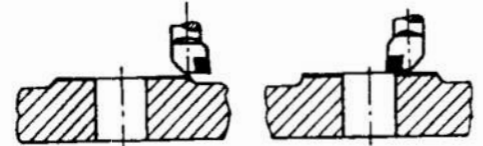
Ogólnie głowice uniwersalne można podzielić na głowice konwencjonalne i głowice sterowane numerycznie. W referacie główną uwagę zwrócono na głowice konwencjonalne, których różnorodność rozwiązań jest znaczna i produkuje je obecnie na świecie kilkanaście firm.

Analizując znane rozwiązania konstrukcyjne można wyodrębnić w nich kilka podstawowych węzłów konstrukcyjnych tj.: chwyt, mechanizm realizacji posuwu, sanki narzędziowe. Najbardziej istotnym jest sposób zamiany ruchu obrotowego chwytu na ruch posuwowy sanek narzędziowych.

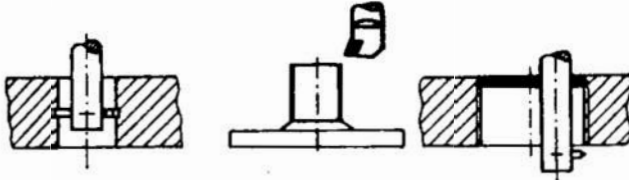
Spośród produkowanych w świecie głowic można wyróżnić:



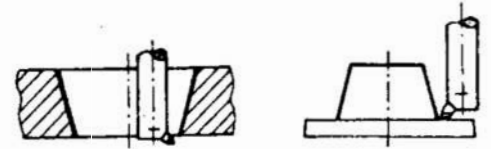
Wytaczanie przesuniętymi względem osi otworów nożami w zakresie $\phi 3 - \phi 400$



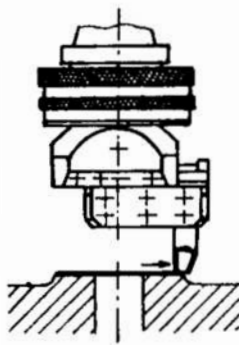
Toczenie poprzeczne



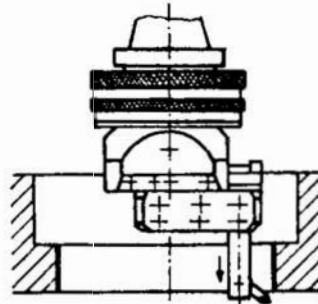
Wytaczanie rowków Obtaczanie zewn. pow. obrotowych Nacinanie gwintów



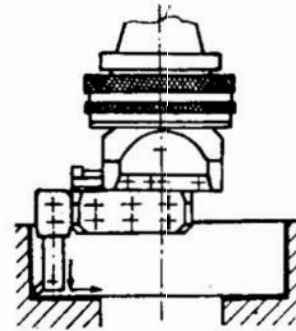
Wytaczanie stożków



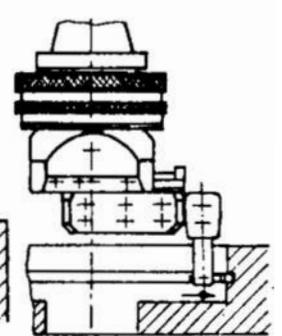
Toczenie poprzeczne nożem zamocowanym w podporcie narzędziowym



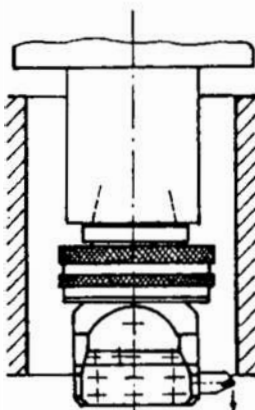
Wytaczanie długim wytaczadłem



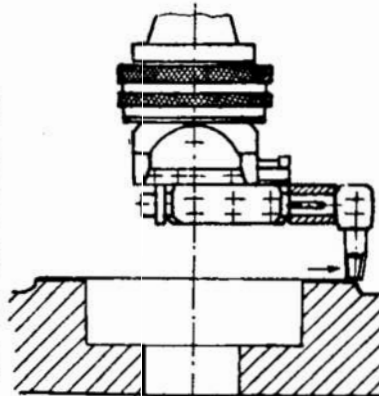
Wytaczanie i toczenie poprzeczne przy pomocy krótkiej oprawki i wytaczadła



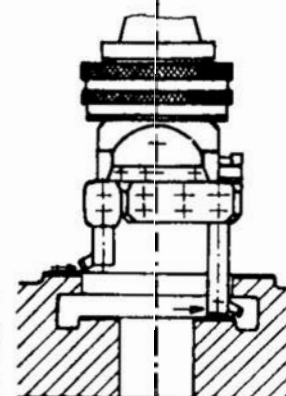
Wytaczanie rowków przy pomocy krótkiej opr. i wyt.



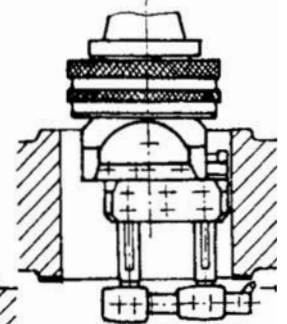
Wytaczanie głębokich otw. Mocowanie noża bezpośrednio w podporcie narz.



Toczenie poprzeczne dużych średnic przy pomocy długiej oprawki i noża



Toczenie poprzeczne jednocześnie dwóch pow. przy pomocy oprawki



Toczenie poprzeczne strony tylnej przy pomocy 2 opr. i wyt.

Rys. 1. Możliwości technologiczne uniwersalnej głowicy do wytaczania i planowania oraz przykłady zastosowania wyposażenia

Fig. 1. Technological possibilities of a universal head to reboring and planing and some examples of application of the equipment

- rozwiązania bazujące na dwustopniowej przekładni planetarnej oraz jednej lub dwóch przekładniach ślimakowych, przy czym stosuje się także zamiast jednej z przekładni ślimakowych mechanizm śrubowy lub zębatkowy. Rozwiązania tego typu stosują m.in. firmy: WOHLHAUPTER (typ UPA1 ÷ UPA3), HARTMANN (typ UFB1 ÷ UFB3), JOKE (typ LPA), KAISER (typ P60/30), D'ANDREA (typ T100, TA120), SCHMID—COSTA (typ UBS1 ÷ UBS4). Cechą charakterystyczną tych głowic jest stały płynny posuw promieniowy, a także możliwość szybkiego automatycznego ruchu wstecznego;
- rozwiązania, w których dla zamiany ruchu obrotowego wrzeciona obrabiarki na ruch posuwowy suportu narzędziowego (sanek narzędziowych) wykorzystuje się koło zapadkowe oraz okresowo zazębiające się z nim czopy (umieszczone przesuwnie w otworach wykonanych na obwodzie pierścienia sterującego), a ponadto: przekładnię ślimakową oraz mechanizm śrubowy. Koło ślimakowe stanowi jednocześnie nakrętkę dla śruby pociągowej. Niektóre rozwiązania tej grupy posiadają także dodatkowo przekładnię zębatą stożkową. Cechą charakterystyczną tego typu głowic jest skokowy charakter ruchu posuwowego sanek narzędziowych, przy czym o jego prędkości decyduje liczba jednocześnie współpracujących czopów z kołem zapadkowym. Szybki przesuw wsteczny sanek narzędziowych odbywa się najczęściej ręcznie. Rozwiązania należące do tej grupy stosowane są w głowicach uniwersalnych (głównie w większych typorozmiarach) następujących firm: NAREX (CSRR) — typ Whu (80, 100, 125, 140), WOHLHAUPTER (RFN) — typ UPA (4 ÷ 7S8), ISAS PASCANI (SRR), HARTMANN (RFN) — typ UFB (1 ÷ 7S8), a także opisanej danej głowicy IOS.
- rozwiązania inne, wykorzystujące przekładnie falowe, elementy z rowkami o zarysie Archimedesza, mechanizmy zapadkowe itp. Grupę tę należy uznać za najliczniejszą. Wiele firm posiada bowiem własne unikatowe rozwiązania, różniące się znacznie między sobą. Należą do nich m.in. firmy MAREN-Włochy, SUPER-Francja, GRANLUND-Szwecja.

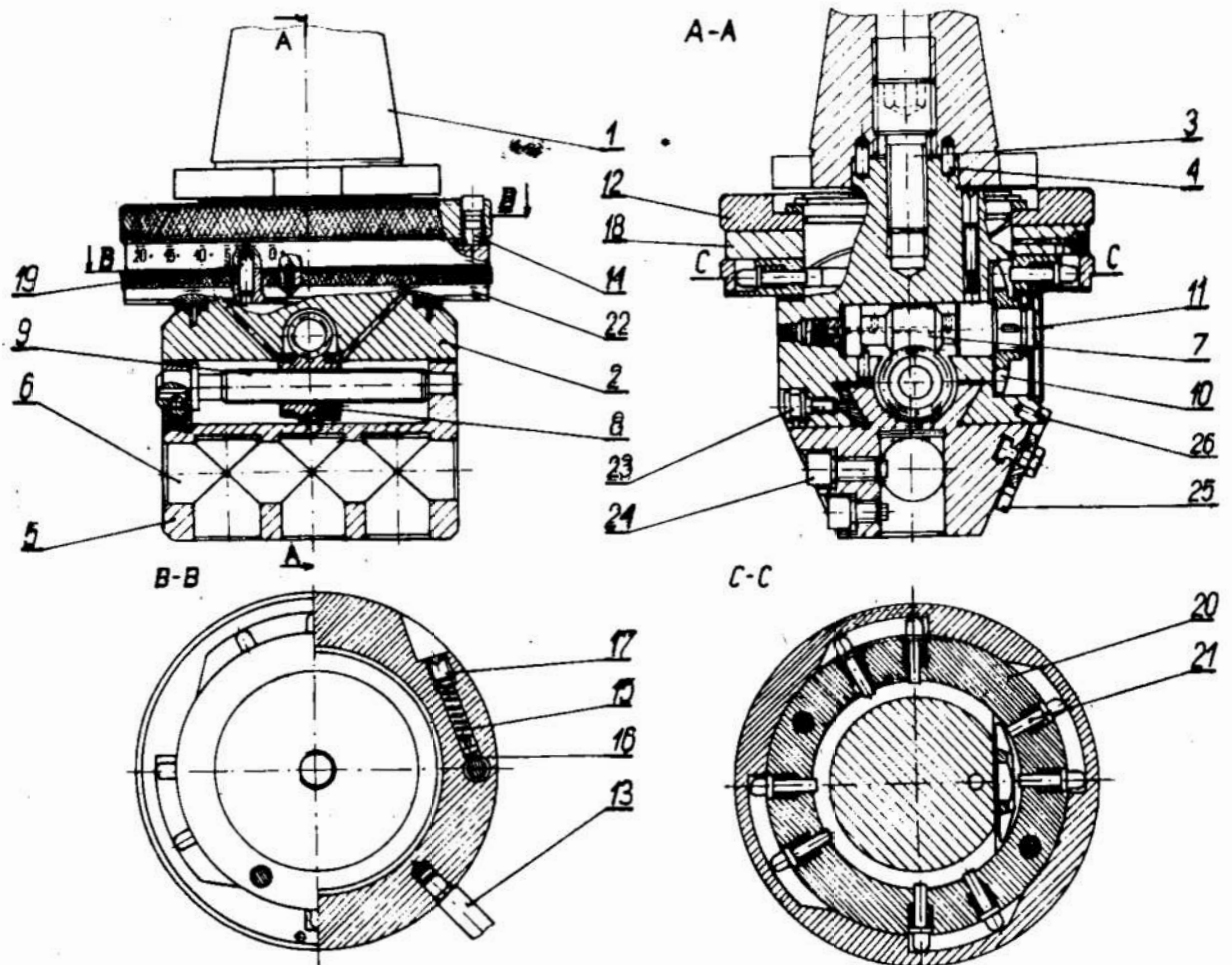
3. Charakterystyka oraz opis konstrukcji głowicy uniwersalnej opracowanej w IOS

Dane techniczno-eksploatacyjne głowicy przedstawiają się następująco:

- chwyt głowicy — stożkowy 7:24 nr 50 (istnieje również możliwość zastosowania chwytu 7:24 nr 40 oraz chwytu stożkowego Morse'a nr 5),
- maksymalny przesuw sanek narzędziowych — 64 [mm/ø],
- zakres toczenia poprzecznego i wytaczania — $\varnothing 3 \div \varnothing 400$ [mm],
- samoczynny posuw sanek narzędziowych — 0,05; 0,10; 0,15; 0,20 [mm / obr],
- nastawienie dokładne (wartość przesunięcia sanek po obrocie ślimaka o 1 działkę) — 0,01 [mm/ø],
- szybkie przestawienie wsteczne (wartość przesunięcia sanek po pełnym obrocie śruby pociągowej) — 6,0 [mm/ø],
- największa średnica sanek narzędziowych — 110 [mm],
- wysokość głowicy bez chwytu — 130 [mm],

- średnica gniazd pod nóż — $\varnothing 25$ [mm],
- masa głowicy bez chwytu — 9,2 [kg],
- dopuszczalna maksymalna prędkość obrotowa 600 [obr/min].

Konstrukcję głowicy przedstawiono na rys. 2 (rysunek przedstawia przekrój wzdłuż osi sanek oraz przekrój poprzeczny).



Rys. 2. Głowica uniwersalna do wytaczania i planowania opracowana w IOS
 Fig. 2. A universal head to re boring and planing elaborated in the IOS, Kraków

Głowica posiada wymienny chwyt stożkowy 7:24 nr 50 (1), połączony z korpusem głowicy (2) przy pomocy śruby ściągającej (3) z gwintem różnicowym. Elementami przenoszącymi moment obrotowy są kołki (4). W dolnej części korpusu osadzony jest przesuwne suport narzędziowy (5), posiadający prowadnice w kształcie jaskółczego ogona. Suport ma wykonane otwory (6), w których mocuje się noże oraz oprawki nożowe. W otworze nieprzelotowym korpusu osadzony jest ślimak (7), który współpracuje z kołem ślimakowym (8), stanowiącym jednocześnie nakrętkę dla śruby pociągowej (9), unieruchamianej zatrzaskiem. Na czopie ślimaka osadzone jest koło zapadkowe (10) oraz naniesiona jest skala (11). Na części walcowej korpusu osadzony jest obrotowo pierścień górny (12), unieruchomiony (podczas operacji planowania) rękojeścią (13) oraz pierścień pośredni, który może być połączony z pierścieniem górnym łącznikiem (14), stanowiącym wraz ze sprężyną (15), kulką (16) i wkrętem (17) sprzęgło przeciążeniowe. Pierścień pośredni (18) połączony jest kołkiem (19) z pierścieniem sterującym (20), w którym umieszczone są (w otworach wykonanych na obwodzie) czopy przesuwne (21), współpracujące z odpowiednio wyprofilowaną powierzchnią wewnętrzną pierścienia przełączeniowego (22) oraz kołem zapadkowym. W celu nastawienia suportu narzędziowego na odpowiedni wymiar zwalnia się śrubę (23) blokującą suport, a następnie po włożeniu klucza do gniazda ślimaka obraca się nim do uzyskaniażądanego wysuwu. W celu szybkiego przestawienia suportu lub zgrubnego nastawienia wymiaru, stosuje się szybki ręczny przesuw poprzez włożenie klucza do gniazda śruby pociągowej, (co powoduje wyłączenie zatrzasku) i obracanie nim. Wartość uzyskanego przesunięcia odczytuje się na czopie śruby pociągowej, przy czym pełny obrót śruby powoduje przesunięcie suportu o wartość 3 mm. W celu uzyskania automatycznego przesuwu promieniowego suportu, należy wcisnąć łącznik i unieruchomić przy pomocy rękojeści pierścień górny (9). W ten sposób zostają unieruchomione względem korpusu także pierścień pośredni oraz pierścień sterujący. Napęd z wrzeczona obrabiarki przenoszony jest kolejno: poprzez chwyt, koło zapadkowe (obracające się w wyniku współpracy z czopami przesuwanymi), parę ślimak — koło ślimakowe oraz śrubę pociągową. Po osiągnięciu przez suport położenia, w którym nastawiony uprzednio zderzak (25) dosunie się do kołka ograniczającego (26) (osadzonego w korpusie), następuje zadziałanie mechanizmu przeciążeniowego, a tym samym wstrzymanie ruchu posuwowego suportu. Poprzez obrót pierścienia przełączeniowego istnieje możliwość nastawienia czterech niezależnych szybkości posuwu samoczynnego. Posuw wsteczny sanek odbywa się ręcznie. W skład podstawowego wyposażenia głowicy wchodzi:

- cztery oprawki, w tym jedna długa oraz trzy krótkie,
- cztery tuleje redukcyjne dla noży wytaczarskich z chwytami cylindrycznymi o wymiarach: $\varnothing 8$, $\varnothing 10$, $\varnothing 12$, $\varnothing 16$ [mm],
- trzy wytaczadła o długościach: $l = 90$, $l = 135$, $l = 170$ [mm].

Poza tym głowica posiada wyposażenie dodatkowe, niezbędne do jej obsługi. Zalicza się do niego: rękojeść, klucz, przedłużacz klucza, klucz imbusowy do demontażu chwytu, pierścienie dystansowe oraz śruba do mocowania (poprzez pierścienie) długiej oprawki w poziomym otworze sanek.

4. Program, warunki przeprowadzenia badań oraz omówienie wyników

4.1. Badanie dokładności nastawienia wysuwu sanek narzędziowych

Badania te przeprowadzono na specjalnym stanowisku posiadającym we wrzecionie gniazdo stożkowe 7:24. Miały one na celu sprawdzenie wynikowej dokładności elementów informujących o dokonanym wysuwie sanek (skala i przeciwskazniki). W związku z tym, że głowica posiada dwa ruchy nastawcze, tzw. precyzyjny i szybki — pomiary dokonano oddzielnie dla obydwu przypadków. Przy ruchu szybkim, wysunięcie sanek mierzono suwmiarką z elektronicznym wskazaniem cyfrowym o działce elementarnej 0,01 mm (prod. VIS), natomiast przy ruchu precyzyjnym — czujnikiem zegarowym o działce elementarnej 0,001 mm. Pomiary dokonywano co jedną oraz pięć działek (w trakcie pełnego obrotu ślimaka), zarówno w położeniu zerowym jak i skrajnym. Dokładność wysuwu sanek przy ruchu nastawczym — szybkim była zadawalająca. Różnica wskazań między nastawą nominalną, a rzeczywistą nie przekraczała 0,02 mm. Podczas ruchu precyzyjnego, przy pomiarze co 1 działkę w położeniu zerowym sanek, wartość różnicy wskazań nie przekraczała 0,002 mm, natomiast dla położenia skrajnego 0,001 mm. Przy pomiarze co 5 działek różnice wskazań wynoszą odpowiednio 0,001 mm oraz 0,002 mm.

Porównując te wartości z danymi katalogowymi oraz wynikami badań głowic innych firm (ISAS PASCANI, WOHLHAUPTER) należy uznać dokładność wysuwu sanek za zadawalającą.

4.2. Badania dokładności posuwu promieniowego sanek narzędziowych

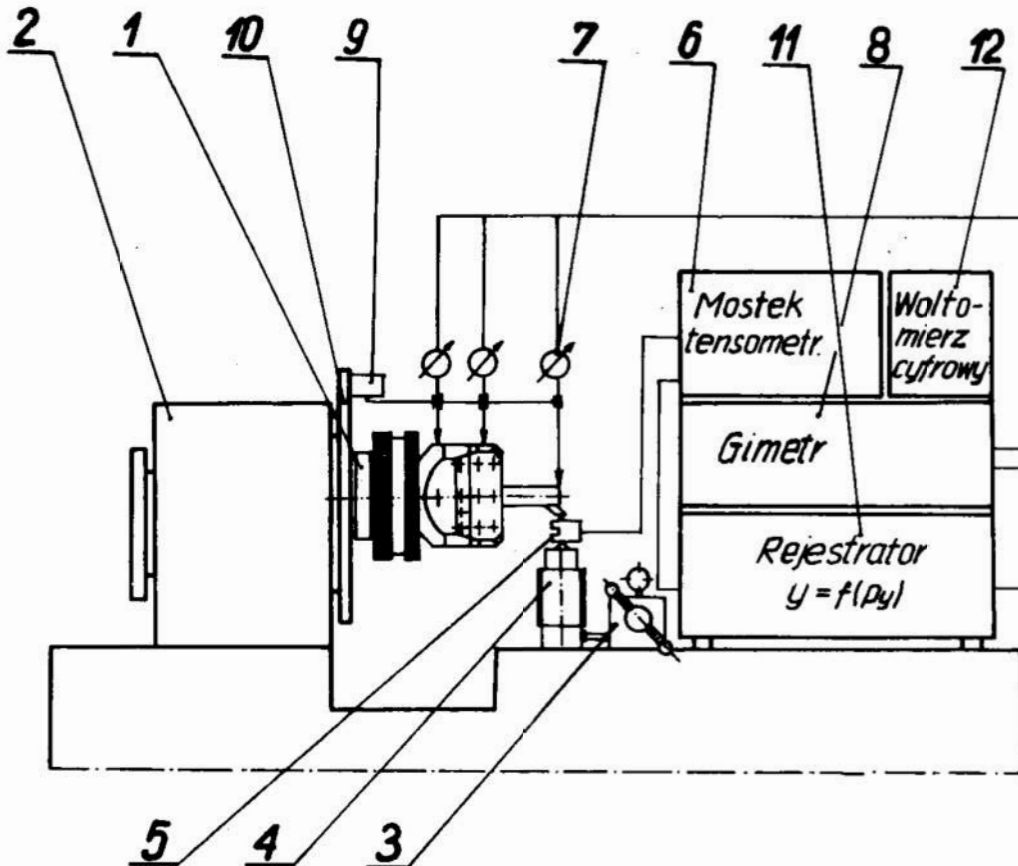
Pomiary dokładności posuwu promieniowego sanek narzędziowych przeprowadzono oddzielnie dla czterech wartości posuwów roboczych, tj. 0,05; 0,10; 0,15; 0,20 [mm / obr]. Liczbową wartość odchyłek określono błędem względnym z zależności:

$$L = \frac{L_1 - L_2}{L_2} \cdot 100\%$$

gdzie indeks 1 odnosi się do rzeczywistej wartości wysuwu sanek narzędziowych po n obrotach, a 2 do wartości nominalnej. Odpowiednie błędy względne wynoszą: $\delta_1 = -0,5$; $\delta_2 = +0,8$; $\delta_3 = +0,5$; $\delta_4 = -0,3$ [%].
Dokonane pomiary wykazują dużą dokładność posuwu promieniowego.

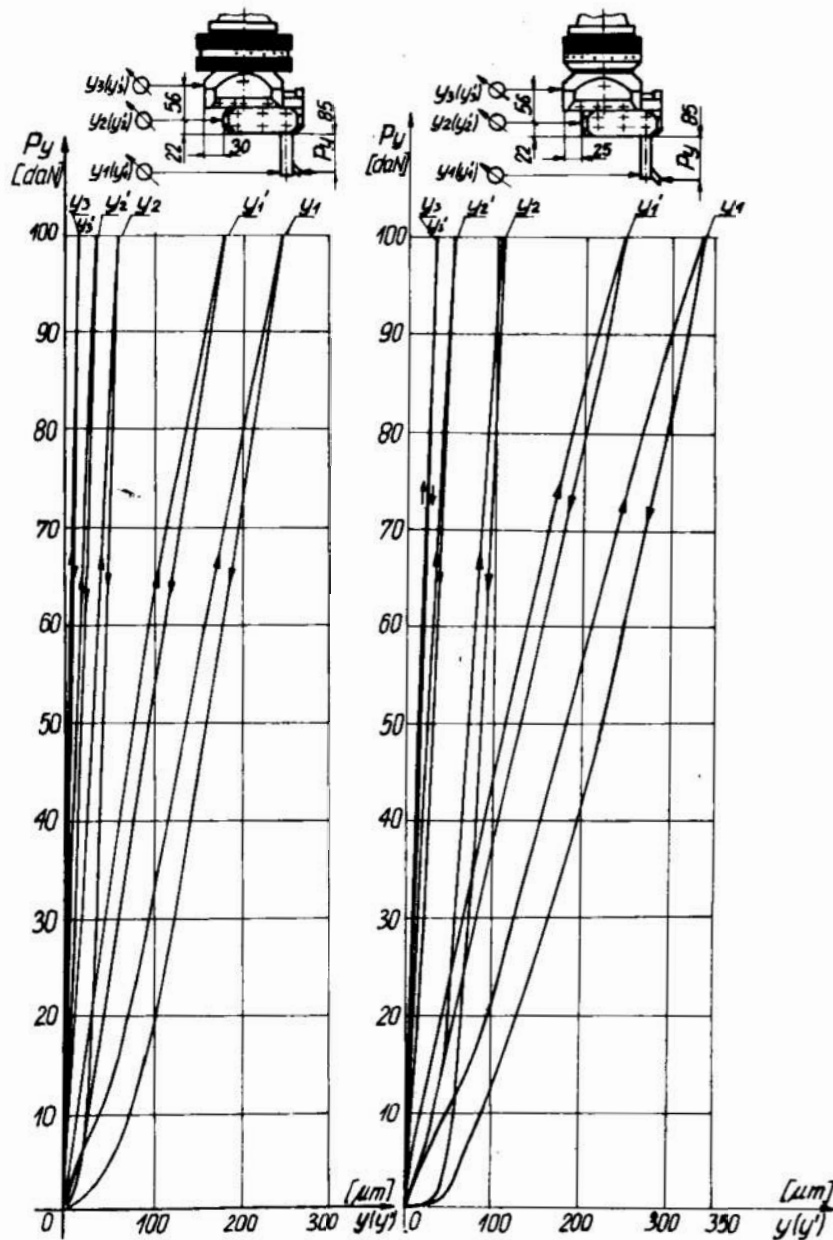
4.3. Badanie sztywności

Badania sztywności polegały na obciążeniu głowicy w warunkach statycznych siłą promieniową F_y i styczną F_z oraz rejestracji przemieszczeń wytaczadła oraz głowicy. Schemat stanowiska przedstawia rys. 3.



Rys. 3. Schemat stanowiska do pomiaru sztywności statycznej uniwersalnej głowicy do wytaczania i planowania (objaśnienia w tekście)

Fig. 3. Stand schematic for measurement the static rigidity of the universal head to reboring and planing (see text for the explanation)



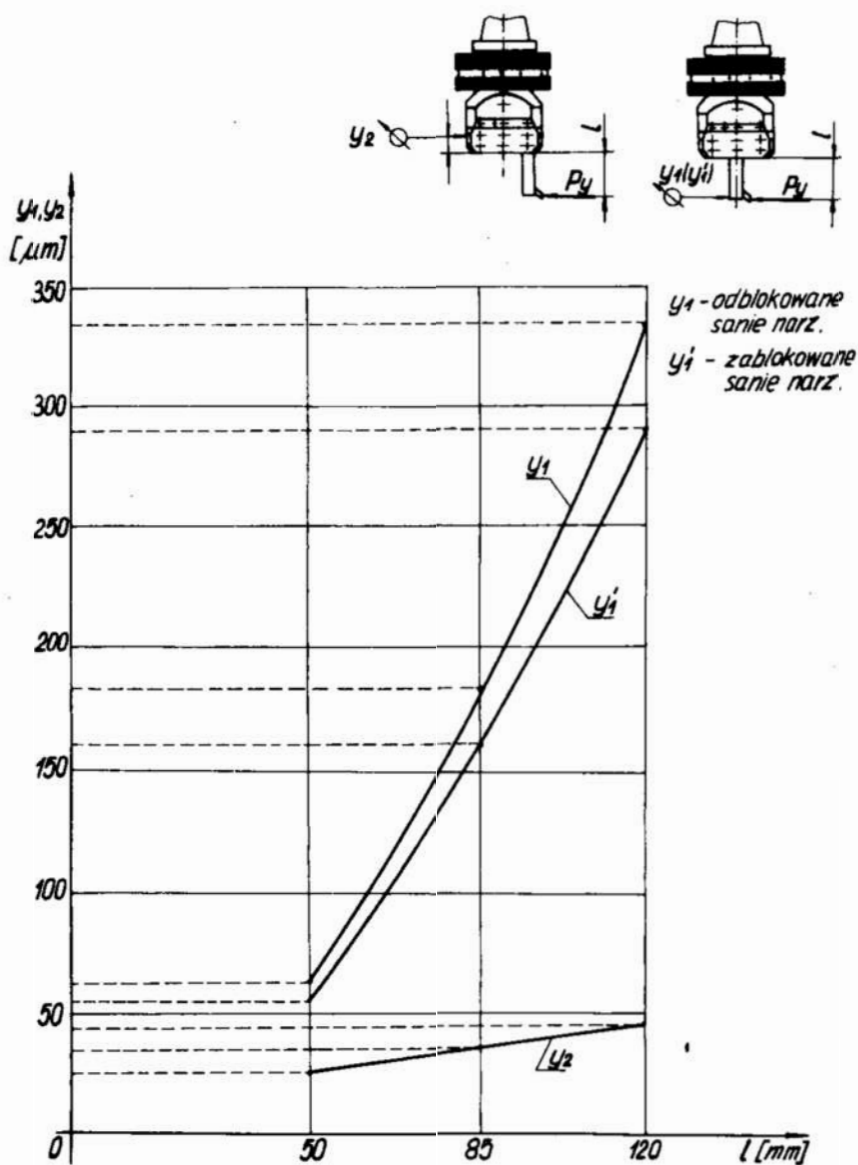
Rys. 4. Zależności odkształcenia $Y(y')$ od oporowej siły skrawania F_y :
 y — sanie odblokowane, y' — sanie zablokowane,
 a — dla głowicy IOS, b — dla głowicy firmy Wohlhaupter (RFN) typ UPA4

Fig. 4. Dependence of strain $Y(y')$ on the thrust cutting force F_y :
 y — slide unlocked, y' — slide locked,
 a — for the IOS's head, b — for the Wohlhaupter's head of type UPA4 (West Germany)

Głowicę (1) mocowano we wrzecienniku (2) (posiadającym obrotowe wrzeciono z gniazdem stożkowym 7:24 nr 50) poprzez śrubę wywierając na jej końcówkę (poprzez klucz dynamometryczny) siłę wynoszącą 10 daN. Określone wartości siły F_y oraz F_z uzyskano z siłownika hydraulicznego (3), zasilanego z ręcznej pompy hydraulicznej (4). Na końcówce cylindra osadzono dynamometr tensometryczny (zakres 1 kN), który poprzez kulkę stalową oddziaływał na element(w kształcie noża oprawkowego) zamocowany w gnieździe wytaczadła.

Przemieszczenie rejestrowano za pomocą czujnika indukcyjnego (7), współpracującego z miernikiem przemieszczeń (8). Na przedniej końcówce wrzeczona zamocowana była tarcza (10), stanowiąca bazę dla podstawki magnetycznej (9) czujnika indukcyjnego. Sygnał siły i przemieszczenia podawano na rejestrator współrzędnościowy XY (11), uzyskując charakterystyki $F=f(y)$. Badania przeprowadzono przy sile odciążającej i obciążającej dla różnych zamocowań noża. Maksymalną siłę ustalono na poziomie 100 daN. Dla celów porównawczych identyczne badania przeprowadzono dla głowicy firmy WOHLHAUPTER (RFN) — typ UPA 4.

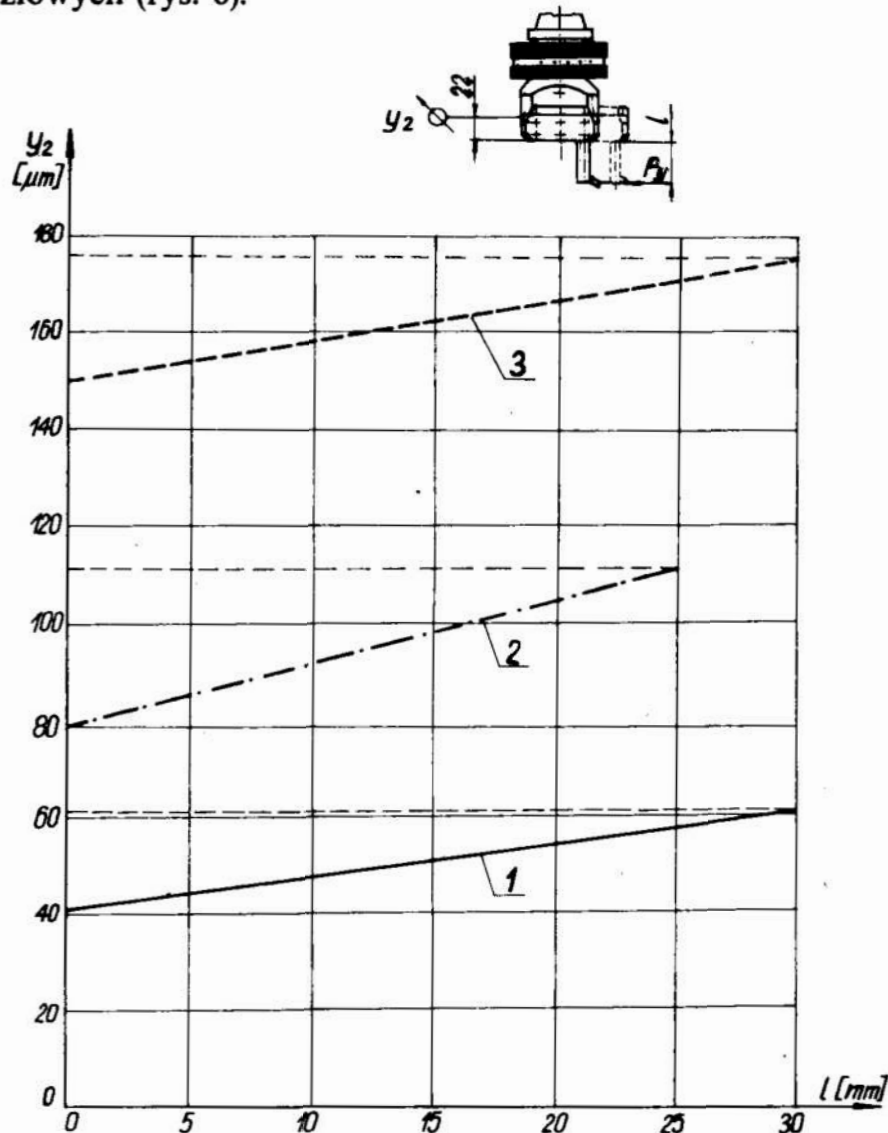
Na rys. 4 pokazano (przykładowo) jedną z charakterystyk sztywności promieniowej, uzyskaną podczas badań głowicy IOS (rys. 4a) oraz głowicy UPA4 (rys. 4b). Analiza uzyskanych charakterystyk pozwala na następujące stwierdzenia:



Rys. 5. Wpływ wyciągu wytaczadła l na odkształcenie y_1 i y_2 głowicy IOS ($F_y = 100$ daN)

Fig. 5. The effect of boring bar reach l on the y_1 and y_2 strains of the IOS's head ($F_y = 100$ daN)

- występują dość znaczne różnice wyników w zależności od miejsca zamocowania wytaczadła lub oprawki, ich długości, a także położenia sanek narzędziowych. Należy w związku z tym, zwłaszcza podczas obróbki wykańczającej, stosować odpowiednie położenie, zapewniające najmniejsze odkształcenie głowicy (wytaczadła), przy założeniu, że pozwoli ono na zrealizowanie danej operacji obróbkowej:
- największe odkształcenie występuje na wytaczadle (nożu) i jest ono tym większe, im większa jest jego długość (wpływ wysięgu wytaczadła na odkształcenia y_1 i y_2 przedstawia rys. 5).
- Odkształcenie y_1 przyjmuje większe wartości przy odblokowanych sankach narzędziowych, aniżeli przy zablokowanych:
- odkształcenia y_2 i y_3 wzrastają w miarę zwiększenia wysuwu sanek narzędziowych (rys. 6):



Rys. 6. Zależność odkształcenia y_2 od wysuwu sanek narzędziowych ($F_y = 100$ daN):
 1 — dla głowicy IOS, 2 — dla głowicy UPA4 firmy Wohlhaupter (RFN)
 3 — dla głowicy firmy ISAS PASCANI (SRR)

Fig. 6. Dependence of strain y_2 on the tool slide advance ($F_y = 100$ daN):
 1 — for the IOS's head, 2 — for the UPA4 head of Wohlhaupter (West Germany),
 3 — for the ISAS PASCANI's head (SRR)

- charakterystyki dotyczące przypadków mocowania z zablokowanymi sankami narzędziowymi cechuje mniejsza histereza. Zaleca się więc, aby były one zablokowane podczas operacji wytaczania otworów, w przeciwnym wypadku należy się liczyć z powstaniem luzów, mających niekorzystny wpływ na dokładność obróbki.

4.4. Próby pracą

Próby te potwierdziły wyniki badań sztywności. Dokładność wytaczanych otworów zawierała się w przedziale IT6 ÷ IT7 (w zależności od parametrów obróbki, materiału obrabianego oraz średnicy otworu). Dokładność głowicy podczas operacji planowania (badano ją poprzez zmierzenie odchyłek prostoliniowości na wykresach odwzorowujących profil powierzchni planowanej) była zadawalająca. Odchyłka prostoliniowości przyjmowała maksymalną wartość 0,006 mm (na średnicy 160 mm). Po dokonaniu pomiarów chropowatości (wartość pomiaru R_a) powierzchni czołowych oraz otworów otrzymano następujące rezultaty:

- dla aluminium — $R_a = 0,6 \div 1,2 \mu\text{m}$
- dla stali i żeliwa — $R_a = 1,4 \div 1,8 \mu\text{m}$.

Poza wyżej opisanymi pomiarami, podczas prób pracą sprawdzono także prawidłowość działania mechanizmu przeciążeniowego, nastawiając zderzak na określony wymiar. Próby te przebiegały bez zakłóceń.

5. Podsumowanie

Przeprowadzone badania, a także porównanie niektórych właściwości użytkowych z głowicami produkowanymi przez wysoko uprzemysłowione kraje pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

- 1) ogólny poziom techniczny głowicy należy uznać za wysoki. Podstawowe parametry technologiczno-eksploatacyjne są porównywalne z wyrobami przodujących firm.
- 2) Analizowana głowica może znaleźć zastosowanie przy obróbce przedmiotów na obrabiarkach konwencjonalnych grupy wiertarsko-frezarskiej. Dzięki wymiennemu chwytowi obszar jej zastosowania obejmuje wszystkie obrabiarki, pod warunkiem, że mają odpowiedni prześwit między wrzecionem a stołem.
- 3) Rozwiązanie konstrukcyjne poszczególnych węzłów, w tym szczególnie sposób połączenia chwytu z korpusem głowicy oraz mechanizm samoczynnego wysuwu sanek, należy ocenić pozytywnie. Podczas badań przeprowadzonych w warunkach statycznych, jak i przy próbach pracą, nie stwierdzono uchybień w działaniu pozostałych mechanizmów.
- 4) Uzyskane wyniki badań sztywności statycznej oraz próby pracą wykazały, że problem doboru długości wytaczadła lub noża, miejsce ich zamocowania oraz wielkość wysuwu sanek narzędziowych wpływają w sposób istotny na dokładność obróbki, w tym także na parametr chropowatości R_a .

- 5) Wyposażenie narzędziowe głowicy stanowi oddzielny problem. Istnieje możliwość zastosowania pewnych typów spośród krajowego asortymentu noży. Dotyczy to szczególnie noży oprawkowych oraz noży składanych.
- 6) Przeprowadzone dotychczas w IOS prace oraz uzyskane doświadczenia stanowią podstawę do dalszego rozwoju tej grupy wyposażenia obrabiarek, w tym także do opracowania głowic z automatyczną nastawą wymiarów oraz automatyczną wymianą.

LITERATURA

1. CZARNECKI B.: Badania głowicy uniwersalnej wytaczarskiej UPA 3 firmy Wohlhaupter. PIOS, seria: Sprawozdania, nr bibl. 1897
2. WANDAS W.: Badania głowicy uniwersalnej ISAS PASCANI (SRR). PIOS p. 2. 2. 2 planu współpracy naukowo-technicznej między IKSITMFS (SRR) i IOS na lata 1986-87
3. WIT J.: Badania prototypu modelowego głowicy uniwersalnej PIOS, seria: Sprawozdania, nr bibl. 6830.

Streszczenie

W pracy opisano konstrukcję i działanie głowicy uniwersalnej do wytaczania i planowania opracowanej w IOS. Omówiono program, metodykę oraz wyniki badań. Badania obejmowały m.in. pomiary: sztywności, dokładności nastawienia, dokładności posuwu samoczynnego oraz próby pracą.

A study of prototype of facing and boring head

Summary

Description of the construction and operating of the facing and boring head made by the Institute of Metal Cutting in Cracow. Discussion of the programme, method and results of the study. The study covers the measurements of rigidity, fine adjustment, accuracy of self-activated power feed and the work trials.

Żołobow A. A.

CECHY SZCZEGÓLNE POŁĄCZENIA MONTAŻU I OBRÓBKI MECHANICZNEJ NA PRZYKŁADZIE ŁOŻYSK ŚLIZGOWYCH

Jednym z ogniw, intensyfikujących proces technologiczny wytwarzania, jest obróbka partii detali na obrabiarkach, które automatycznie zapewniają otrzymanie pożądaných wymiarów. Jednakże przy obróbce detali łączonych na wcisk — typu „tulejka — korpus” (łożysko ślizgowe) — występuje złożone zadanie, polegające na zapewnieniu wymaganej dokładności średnic otworów w partii wtlaczanych tulejek tak, aby w pełni wykorzystać pola tolerancji kojarzonych powierzchni i otworu tulejki. Na rys. 1 przedstawiono rozkład pól tolerancji średnicy wewnętrznej i zewnętrznej tulejki (1 i 3), a także otworu w korpusie 2 przed montażem. Wtlaczanie tulejek powoduje pojawienie się najmniejszego oraz największego skurczu ich otworów:

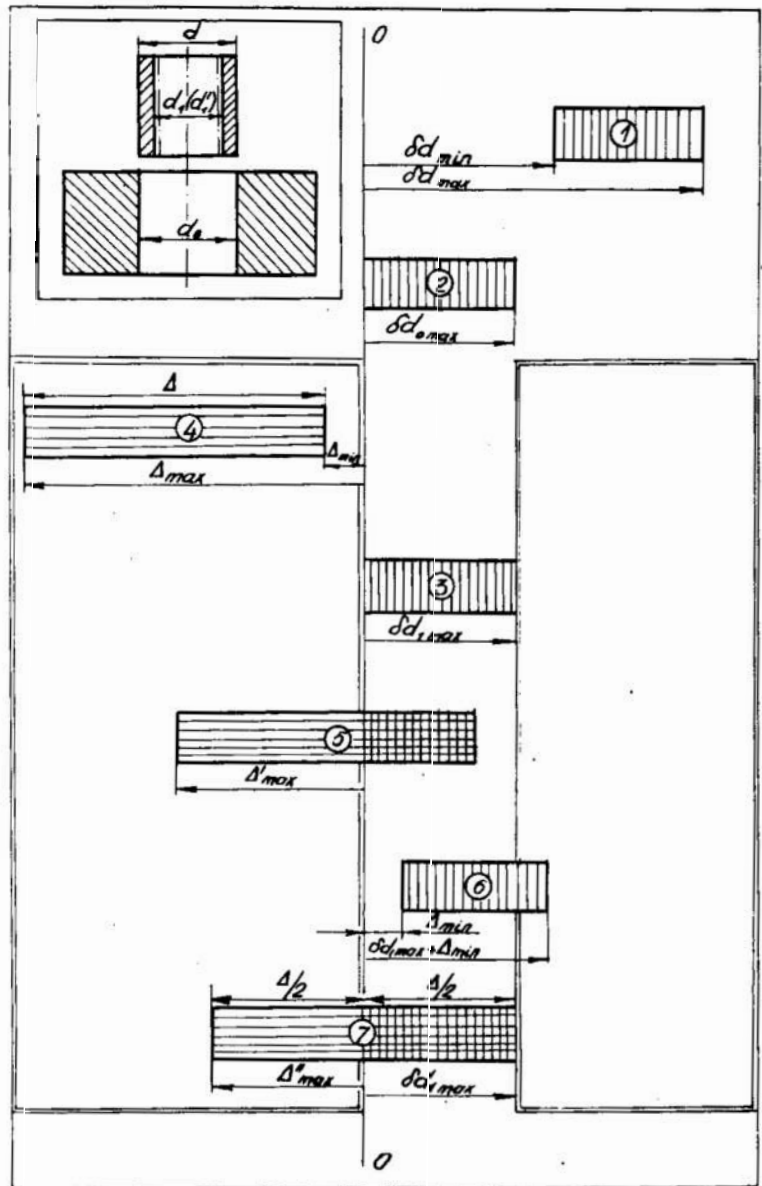
$$\Delta_{min} = \delta d_{min} - \delta d_{omax}; \quad \Delta_{max} = \delta d_{max} - \delta d_{omin} \quad (4)$$

Pole tolerancji otworu tulejki $\delta d_l(3)$ jest wielkością, umożliwiającą kompensację skurczu otworów tulejek, gdyż możliwy jest następujący wariant:

$$\Delta'_{max} = \delta d_{max} - \delta d_o - \delta d_{lmax}; \quad (5)$$

przy czym skurcz Δ'_{max} umożliwia usunięcie braku.

Wielkość braków można zmniejszyć poprzez korekcję średnicy otworów tulejek przed ich połączeniem, przy czym nie należy dopuścić do pojawienia się nienaprawialnego braku. Z przedstawionego schematu rozkładu pól tolerancji wynika, że korekcję otworów tulejek należy przeprowadzić w kierunku wzrastającego wymiaru średnicy, przy jednoczesnym przemieszczeniu pola tolerancji od linii zerowej o wielkość Δ_{min} (6). W takim przypadku występuje najlepszy wariant kompensacji największego skurczu (7). Jednakże i w tym wariantcie

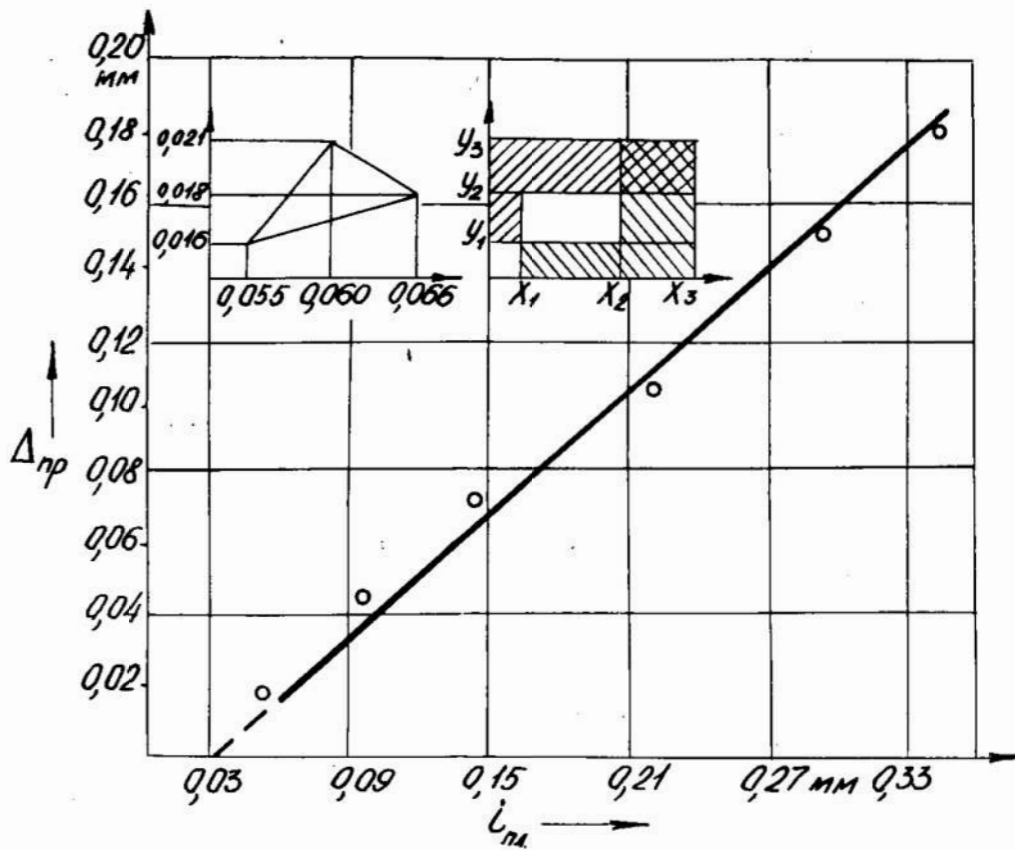


Rys. 1. Schemat rozkładu pól tolerancji wymiarów łączonych detali w partii

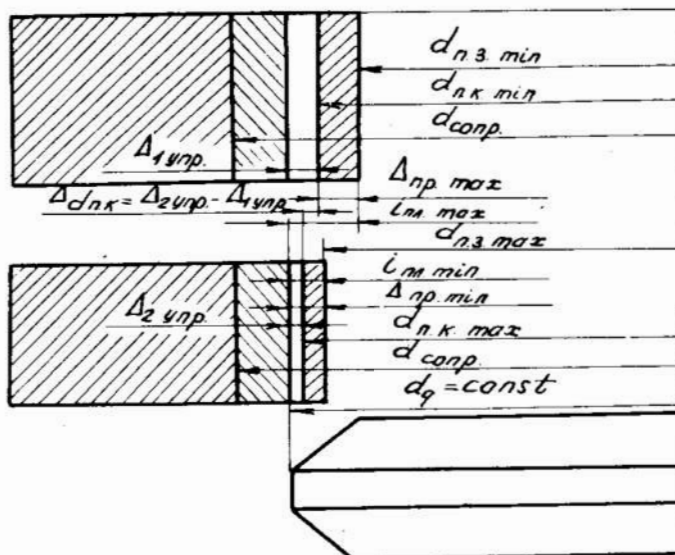
znaczna część tulejek w partii po ich połączeniu z korpusami osiąga wymiary nie wychodzące za obszar pola tolerancji $\Delta''_{max}(7)$.

W rzeczywistości prawdopodobieństwo wystąpienia ekstremalnych wymiarów jest bardzo małe, tym niemniej z analizy rozkładu pól tolerancji — przy pomocy rachunku wariacyjnego — wynika, że w połączeniach typu „tulejka — korpus” będzie występował brak. Ponadto podczas wtlaczania z towarzyszącym jemu przekoszeniem kojarzonych detali, ulega znacznemu rozszerzeniu rzeczywisty obszar rozrzutu wymiarów otworów w porównaniu z obszarem oczekiwanym [1].

Najbardziej obiecującym sposobem, pozwalającym na otrzymanie pożądanych wymiarów wciskanych tulejek, jest połączenie wciskania tulejek i powierzchniowego plastycznego odkształcania PPO ich otworów przebijkami lub rotacyjnymi przeciągaczami w jednej operacji, lub nawet podczas jednego przejścia [2].



Rys. 2. Graficzna zależność przyrostu średnic otworów włączanych tulejek do wcisku — wcisk z odkształceniami plastycznymi



Rys. 3. Schemat zmiany średnicy otworu włączanych tulejek pod wpływem wcisku — z odkształceniami plastycznymi

Na rys. 2 przedstawiono jeden z wariantów: wcisk PPO — przyrost średnicy otworu tulejki, a na rys. 3 przedstawiono schemat wpływu wcisku plastycznego odkształcania na średnicę otworu tulejki, gdzie: d_{n3i} d_{nk} — średnice otworów tulejek po wtłoczeniu i kalibrowaniu; d_g — średnica przebijaka; i_{n1} — wcisk PPO; Δ_{np} i Δ_{ynp} — odpowiednio odkształcenie szczątkowe i sprężyste. Na podstawie rys. 2:

$$d_{n.k.min} - d_{n.3.min} = i_{n1.max} - \Delta_{1ynp}$$

$$d_{n.k.max} - d_{n.3.max} = i_{n1.min} - \Delta_{2ynp}$$

lub,

$$i_{n1.max} = d_g - d_{n.3.min}; \quad i_{n1.min} = d_g - d_{n.3.max}$$

Przekształcając wyżej przedstawione zależności, średnica otworów tulejek po kalibrowaniu będzie:

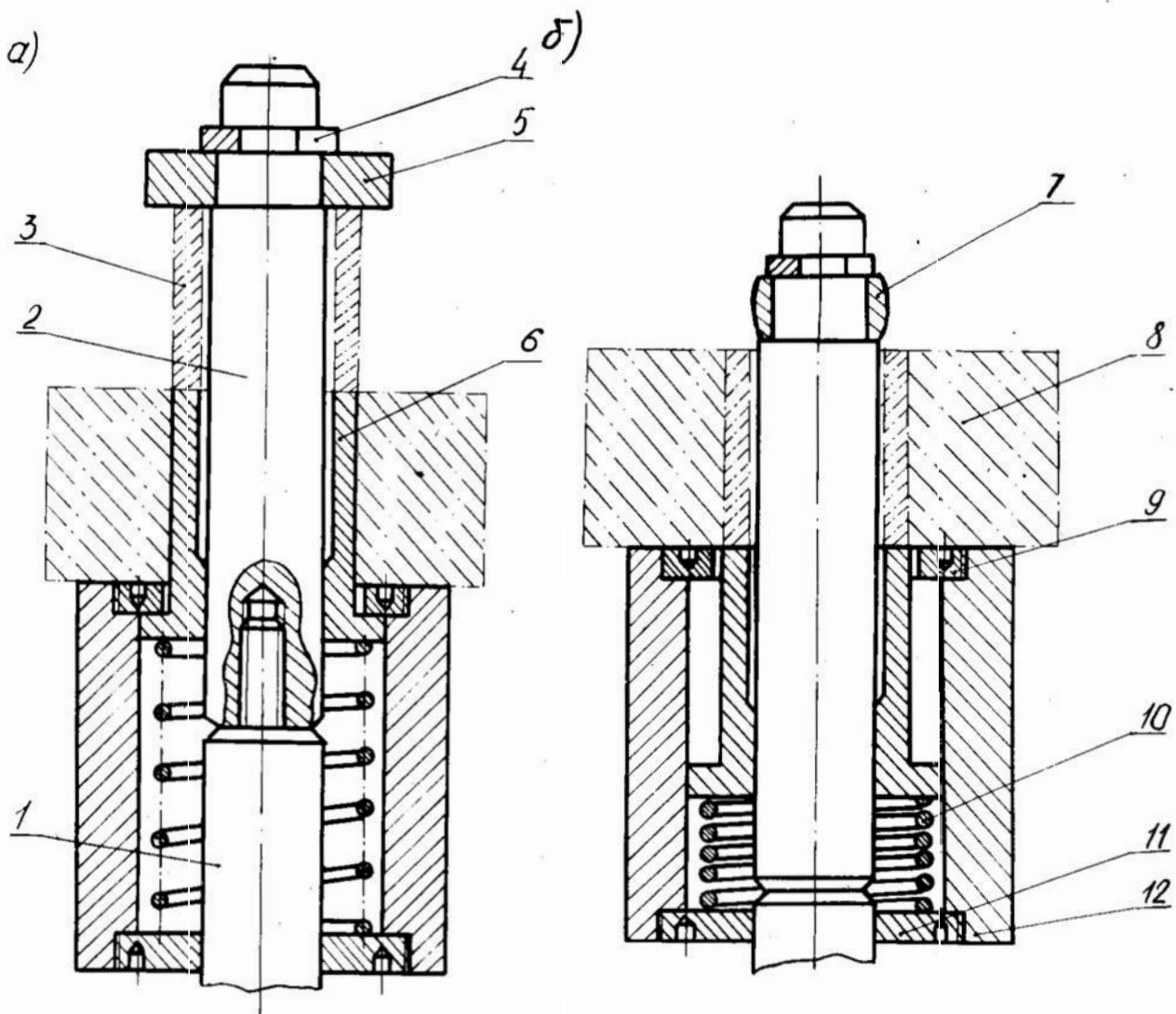
$$d_{n.k.min} = d_g - \Delta_{1ynp} \quad \text{i} \quad d_{n.k.max} = d_g - \Delta_{2ynp}$$

Po kalibrowaniu tulejek, posiadających przed obróbką znaczną różnicę średnic ($d_{n.3}$) odpowiadającą $i_{n1.max} - i_{n1.min}$, są wskazania, aby zawęzić obszar rozrzutu średnic otworów wtłaczanych tulejek ponieważ: $\Delta_{1ynp} - \Delta_{2ynp} < i_{n1.max} - i_{n1.min}$. Jest to widoczne na wykresie przedstawionym na rys. 2; przy wahaniach wcisków — z odkształceniami plastycznymi — na przykład w przedziale od 0,09 mm do 0,21 mm (120 μ m) różnica średnic kalibrowanych otworów jest równa 0,11 mm — 0,035 mm = 0,075 mm. Oznacza to, że oczekiwany współczynnik uściślenia będzie równy 0,12/0,075 = 1,6

Prace eksperymentalno-badawcze, przeprowadzone na katedrze Technologii Budowy Maszyn w Mogilewskim Instytucie Budowy Maszyn pokazały, że zastosowanie rotacyjnego przeciągania lub przebijania w celu kalibrowania otworów w partiach wtłaczanych tulejek z brązu, stali i żeliwa szarego gwarantuje pożądaną dokładność wymiarów tych tulejek w przedziale 7—8 klasy dokładności.

Z drugiej strony, proces wzdluznego łączenia tulejek z korpusami, a także przebijania i rotacyjnego przeciągania odbywa się na istniejących urządzeniach posiadających tylko jeden ruch roboczy — przemieszczenie wzdluz otworu tulejki. W związku z tym, jest możliwość na jednej obrabiarce, na przykład na przeciągarce lub prasie przeprowadzić zarówno wtłaczanie tulejek i ich kalibrowanie. Najprostszym połączeniem procesu montażu i obróbki mechanicznej kompletów „tulejka — korpus” jest przeprowadzenie w jednej operacji dwóch przejść technologicznych.

Przeprowadzona dalej analiza kinematyki przedstawionych wyżej procesów dała możliwość jego zrealizowania w jednym przejściu technologicznym z uwzględnieniem tego, że w przemyśle maszynowym są konstrukcje przebijań montażowych i rotacyjnych przeciągaczy, mogących zmniejszać (zrzucać) swój wymiar przy ich wyciągnięciu z obrabianego otworu — stąd pełna automatyzacja jednoczesnego łączenia z korpusami i kalibrowania otworów w tulejkach [3]. Na rys. 4 przedstawiono prosty schemat połączenia procesu w jedną operację wykonywaną w dwóch przejściach [4].



Rys. 4. Urządzenie do jednoczesnego wtlaczania tulejek i przebijania w nich otworów — proces w jednej operacji

Realizacja wyżej wymienionego schematu odbywa się przy pomocy urządzenia składającego się z cięgna 2, połączonego z ciągnącym trzpieniem 1 prasy, służącego do wciskania tulejek. W górnej części cięgna 2 na czopie osadzony jest pierścień 5 lub przebijak 7 (rys. 4), a także wytoczenie pod szybkozmienną nakrętkę 4. W urządzeniu tym przewidziano centrującą tulejkę 6, która może przemieszczać się osiowo — w górę i dół w otworze tulejki 12 — dzięki sprężystości 10, opierającej się na gwintowany kołnierz 11. Ogranicznik z gwintowanym kołnierzem 9 znajduje się w skrajnym górnym położeniu centrującej tulejki 6.

Zasada pracy takiego urządzenia jest następująca: na czoło tulejki 12 wstawia się detal 8, który centruje się swoim otworem pod działaniem sprężystej tulejki 6. Następnie na cięgło 2 nakłada się wciskaną tulejkę 3, pierścień 5 i szybkozmienną nakrętkę 4. Przy przemieszczeniu w dół trzpienia cylindra hydraulicznego, pierścień 5 wciska tulejkę 3 w korpus 8 (pierwsze przejście — patrz rys. 4). Po zakończeniu procesu wyciskania trzpień 1 powraca z cięgiem 2 w górne położenie, w miejsce pierścienia 5 wstawia się przebijak 7, który kalibruje otwór w dopiero co wciśnięte tuleje — drugie przejście, patrz rys. 2.

Przeprowadzone próby produkcyjne pokazały, że wydajność pracy z wykorzystaniem łączonego sposobu formowania połączenia zwiększa się od 1,5 do 2 razy. Jednocześnie procesowi powierzchniowego plastycznego odkształcania towarzyszy umocnienie — utwardzenie — powierzchni przedmiotu, z wytworzeniem w niej szczytkowych naprężeń ściskających. Przedstawione zjawiska podwyższają eksploatację charakterystyki omawianych połączeń.

W szczególności przeprowadzono specjalne badania, mające na celu uwidocznienie wpływu procesu kalibrowania na odporność na zużycie powierzchni wciskanych tulejek z brązu cynowo-ołowiowego OUC 5-5-5. Wyniki przeprowadzonych badań pokazały, że przy tarciu z prędkością $v = 1,25$ m/s i ciśnieniu 300 MPa w warunkach ograniczonego tarcia, odporność na zużycie wzrasta o 30—45%, a w warunkach ograniczonego tarcia ściernego (1% pyłu kwarcowego i olej maszynowy) o 15—25% w porównaniu z powierzchniami otrzymanymi poprzez roztaczanie z małymi naddatkami.

Dodatkowe badania wpływu procesu kalibrowania na trwałość połączenia z wciskaniem tulejek z korpusami wykazały, że zarówno przebijanie jak i rotacyjne przyciąganie sprzyjają podwyższeniu wytrzymałości połączenia kojarzonych detali: brąz — stal o 40—55% oraz: stal — stal o 25—35%. Jednocześnie badania porównawcze wykazały, że siły osiowe podczas procesu przebijania i rotacyjnego przeciągania są 5—6,5 razy mniejsze niż podczas przebijania.

LITERATURA

1. ŻABIN A. I., RYBAL'CZENKO P. S., ŠIŠMARIER L. I., KNOBLOCH V. P.: Opriedelenie dopuskov na obrabotku otwierstji vtolok, isklučajuščich ich šabrovku poslie zapriesovki. Viestnik mašinostrojenja. 1965, nr 5, s. 41—45.
2. ŻOŁOBOW A. A. ČISTOSIERDOV P. S.: Ustrojstva dla mehanizaciji processov sborki i obrabotki komplektov „Vtulka — korpus”. Nauczno-techničeskij progress v tehnologii, mehanizaciji i avtomatizaciji sboročnych rabot v mašinostrojenii, „Sborka - '79”: Tezisy dokladov Węsojuznoj naučno-techničeskoj konf. s učastiem zarubiežnych specjalistov stran SEV. M., 1979, s.158—159.

3. **ŽOŁOBOW A. A.:** Dorn dla avtomatizirovannogo proizvodstva Technologičeskije metody povyšenia kačestva i dolgoviečnosti izdelij: Kratkije tez. dokl. Z-j obl. nauč.-techn. konf. — Mogiliev, 1983. — s.26.
4. **ČISTOSIERDOV P. S., ŽOŁOBOW A. A., SURGUNT J. M.:** Zapriesovka vtulok i kalibrovanie v nich otvierstij — za odin process. Mašinostritel'. 1973, nr 9, s. 12.

Streszczenie

W artykule przedstawiono analizę możliwości połączenia dwóch zabiegów w jednym przejściu technologicznym — połączenie obróbki mechanicznej i montażu na przykładzie łożysk ślizgowych. Omówiono także wyniki badań eksploatacyjnych tych połączeń.

Particular features of combination of assembling and mechanical working exemplified by slide bearings

Summary

In the paper, an analysis of possibilities to mavege two treatments in to one technologicsl passage — i.e. combination of mechanical working and assembly exemplified by slide bearings, is presented. Operating investigation results of the combinations are also discussed.

Andrzej Bakoń
Daniela Herman

WYTRZYMAŁOŚĆ DIAMENTÓW SYNTETYCZNYCH NA ŚCISKANIE

Poznanie właściwości mechanicznych pojedynczych ziaren jest jednym z ważniejszych celów kontroli jakości ścierniwa diamentowego [1-6]. W artykule przedstawiono wyniki własnych badań wytrzymałości na ściskanie pojedynczych diamentów, stosowanych w narzędziach wiertniczych.

1. Rodzaje badanych diamentów

Przedmiotem badań było pięć gatunków syntetycznego ziarna diamentowego, stosowanego w krajowych narzędziach wiertniczych, tzw. impregnowanych [7]. Badane ścierniwa charakteryzowały się monokrystaliczną budową, przy czym ilościowo dominowały kubooktaedry (tabl. 1). Pod względem wielkości, ziarna można było scharakteryzować numerem 427, co oznaczało [8], że frakcje nominalne badanych ścierniw zawierały się w zakresie 455-302 mikrometrów. Diamenty MBS760 i SDA100 są zalecane przez ich producentów do pił i narzędzi wiertniczych, przeznaczonych do skał bardzo twardych, jak np. granit [9 - 10]. W przypadku diamentów krajowych, z ZSRR i z CSRS, były to ścierniwa najmocniejsze mechanicznie z oferowanych przez tych dostawców do Polski w roku 1987.

2. Aparatura i sposób wykonania badań

Metodyka badań była zbliżona do zasad pomiarów opisanych w pracach [2, 11 - 14]. Diamenty umieszczano pojedynczo pomiędzy pionowo ustawionymi płytkami z węglika spiekaneego, przy czym powierzchnię jednej płytki pokrywano warstwą smaru silikonowego, w celu „przyczepienia” ziarna do węglika. Siła ściskająca działała w poziomie, a jej płynny wzrost regulowano ręcznie.

Tabl. 1. Charakterystyka badanych diamentów (w% ziaren o danej postaci)

Table 1. Characteristics of the investigated diamonds (in per cent of grains of a given form)

Postać ziaren	Gatunek diamentu				
	MBS 760	SDA 100	MDS	DSKE	AS32
Kubooktaedr płaskościenny:					
— prawidłowo wykształcony	90	60	20	15	—
— nierównomiernie wykształcony	—	10	10	15	10
Kubooktaedr z wykruszeniami	10	20	50	30	30
Monokryształ nieregularnego kształtu — okruch większego diamentu	—	—	—	30	10
Zrost grubo polikrystaliczny	—	10	20	—	30
Nierównomiernie rozrośnięte ziarno z wgłębieniami i narostami	—	—	—	10	20

Czas działania siły do momentu zniszczenia diamentu wynosił 3-5 sekund. Wartość siły ściskającej mierzono za pomocą czujnika tensometrycznego, sprzężonego z układem rejestrującym jej wartość w sposób ciągły, w formie zapisu na taśmie papierowej. Za moment zniszczenia ziarna przyjmowano pierwszy trzask, który towarzyszył pękaniu kryształu. Wartość siły rejestrowanej w momencie trzasku przyjmowano za wytrzymałość danego ziarna na ściskanie — P_i .

Badano ziarna: 1 — losowo układane na płytce z węgla (tj. nie orientowane specjalnie w stosunku do kierunku działania siły ściskającej); 2 — specjalnie orientowane pod mikroskopem w stosunku do kierunku działania siły ściskającej. W drugiej serii pomiarów stosowano ziarna SDA100 i MBS760, które dodatkowo przesegregowano pod mikroskopem pod względem wymiarów liniowych, pokroju oraz rodzaju i umiejscowienia zdefektowań w ziarnach.

Ziarna ścismano na śrubowej prasie wytrzymałościowej typu W, produkcji firmy Monsanto (USA). Zastosowana aparatura była tą samą, którą użyto w pracy Jaworskiego i Jurkowskiego [14]. Jednakże w przeciwieństwie do tych badaczy, którzy wytrzymałość wyznaczali na podstawie ściskania 10-20 diamentów, w niniejszej pracy średnią wytrzymałość pojedynczych ziaren na ściskanie „ P_{sr} ” wyznaczono zgodnie z zaleceniami normy [2], tj. jako średnią z dwóch próbek z danego gatunku diamentu, po 50 ziaren każda. Do obliczeń wykorzystano wzór:

$$P_{sr} = 0,5 (P'_s + P''_s) = 0,5 \left(\frac{\sum_{i=1}^{50} P'_i}{50} + \frac{\sum_{i=1}^{50} P''_i}{50} \right),$$

gdzie: P'_i, P''_i — wytrzymałość na ściskanie pojedynczych ziaren z pierwszej (P'_s) i z drugiej (P''_s) próbki. Jednocześnie, zgodnie z [2], liczono także wytrzymałość na ściskanie pojedynczych diamentów „ P_k ” z wzoru, w którym odrzucano wartości P'_i i P''_i większe od P_{sr} ponad dwa razy:

$$P_k = 0,5 \left(\frac{\sum_{i=1}^{50} P'_i - \sum_{j=1}^k P'_j}{50 - k'} + \frac{\sum_{i=1}^{50} P''_i - \sum_{j=1}^k P''_j}{50 - k''} \right),$$

gdzie: P'_j, P''_j — wytrzymałości na ściskanie większe ponad dwa razy od wartości P_{sr} ; k', k'' — ilości ziaren o wytrzymałości większej ponad dwa razy od P_{sr} w poszczególnych próbkach.

3. Wyniki badań

Wyniki badań ziaren nie orientowanych przedstawiono w tabl. 2. Badane diamenty charakteryzowały się znacznymi różnicami w wytrzymałości na ściskanie. Najmocniejszymi okazały się ziarna typu MBS760 i SDA100, które w największym stopniu przedstawiały sobą kuboektaedry prawidłowo wykształcone. Jednocześnie badania narzędzi wiertniczych produkcji OBRTG-Warszawa wykazały [15], że koronki z tymi gatunkami diamentu umożliwiły uzyskiwanie najdłuższych i powtarzalnych przewiertów w skałach twardych i odpornych na ścieranie (np. rejon Suwałk i Dolnego Śląska).

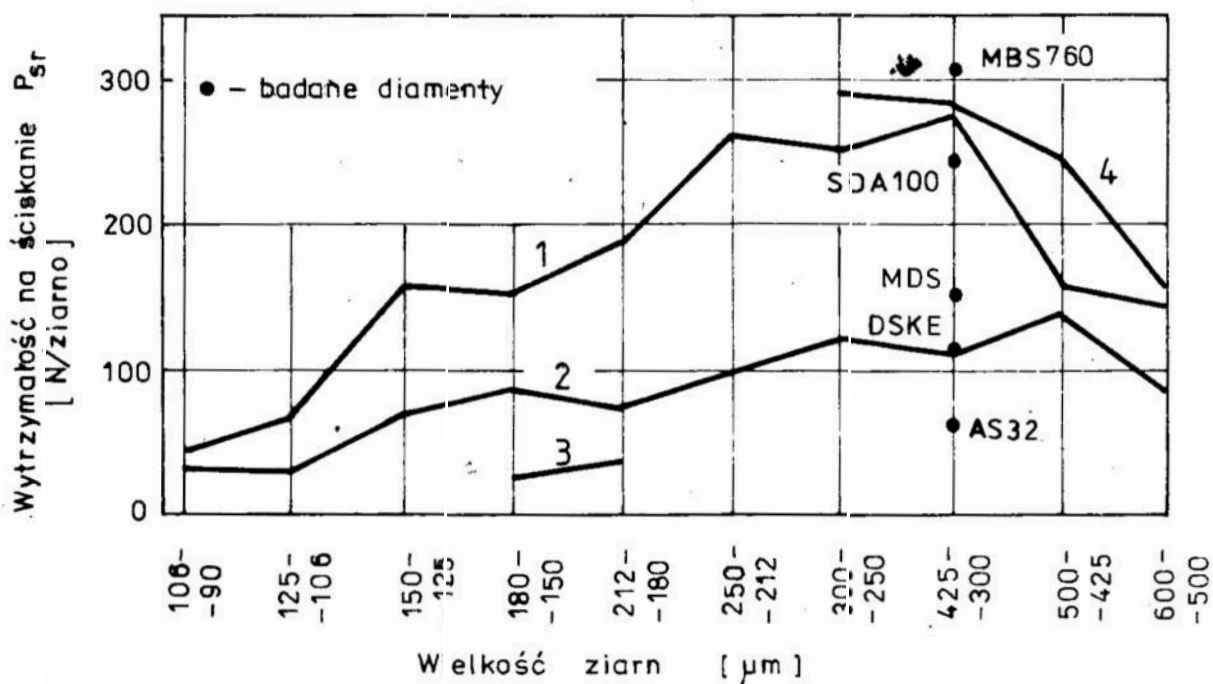
Krajowy diament syntetyczny MDS okazał się znacznie słabszy na ściskanie w porównaniu z ziarnem zachodnim, lecz był mocniejszy od ziaren importowanych z CSRS i z ZSRR. Na rys. 1 porównano uzyskane wyniki z danymi z badań [14]. Badane przez Jaworskiego i Jurkowskiego diamenty MDS i MDS-K były monokryształami specjalnie wysegregowanymi. Były to ziarna pozbawione rys, pęknięć i dyslokacji wewnętrznych. Ziarna będące przedmiotem prezentowanych badań były ścierniwem standardowym, oferowanym przez Unitrę-Cemat. Obserwacje mikroskopowe budowy tych ziaren (tabl. 1) wykazały, że diamenty krajowe są w dużym stopniu mieszaniną kryształów o różnej budowie.

Standardowo produkowane ziarno MDS okazało się słabszym na ściskanie w porównaniu z diamentem specjalnie preparowanym. Prawdopodobnie w wyniku zmian w dotychczasowej segregacji, będzie można znacznie podwyższyć wytrzymałość mechaniczną ziarna diamentowego, oferowanego przez przemysł krajowy.

Tablica 2. Wyniki pomiarów wytrzymałości statycznej na ściskanie pojedynczych ziarn diamentowych (w Nziarno)

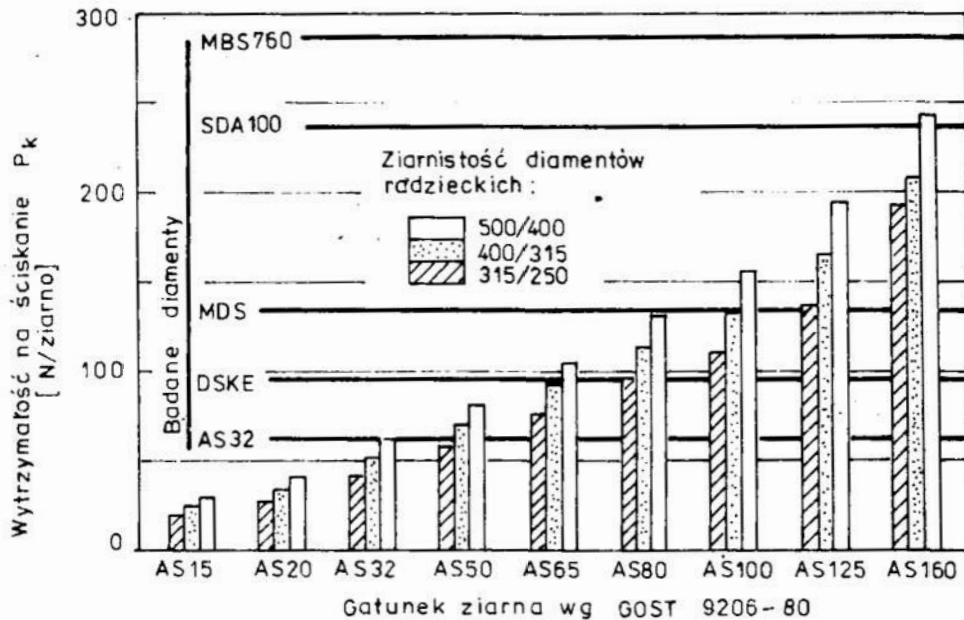
Table 2. Measurement results of statical compressive strength of single diamond grains (in Ngrain)

Analizowany parametr	Gatunek diamentu				
	MBS760	SDA100	MDS	DSKE	AS32
Wytrzymałość na ściskanie pojedynczego ziarna:					
P'_s	312	248	146	105	69
P''_s	314	247	164	121	61
P_{sr}	313	248	155	113	65
P_k	284	236	134	96	61
Rozrzut wyników pomiarów	50-910	40-540	40-430	20-325	20-170
Odchylenie standardowe — s	176	133	70	59	28
Współczynnik zmienności = $(s \cdot 100\%) / P_s$	56	54	45	53	43



Rys. 1. Porównanie wytrzymałości na ściskanie badanych diamentów z wynikami pomiarów [14] specjalnie segregowanych ziaren: MDS (1), MDS-K (2) i PDS (3) wytworzonych przy użyciu kobaltu; MDS wytworzonych przy użyciu kowaru (4)

Fig. 1. Comparison of compressive strength of the investigated diamonds with the measurement results [14] of extra segregated grains: MDS(1), MDS-K(2) and PDS(3) manufactured with the use of cobalt; MDS manufactured with the of kovar (4)

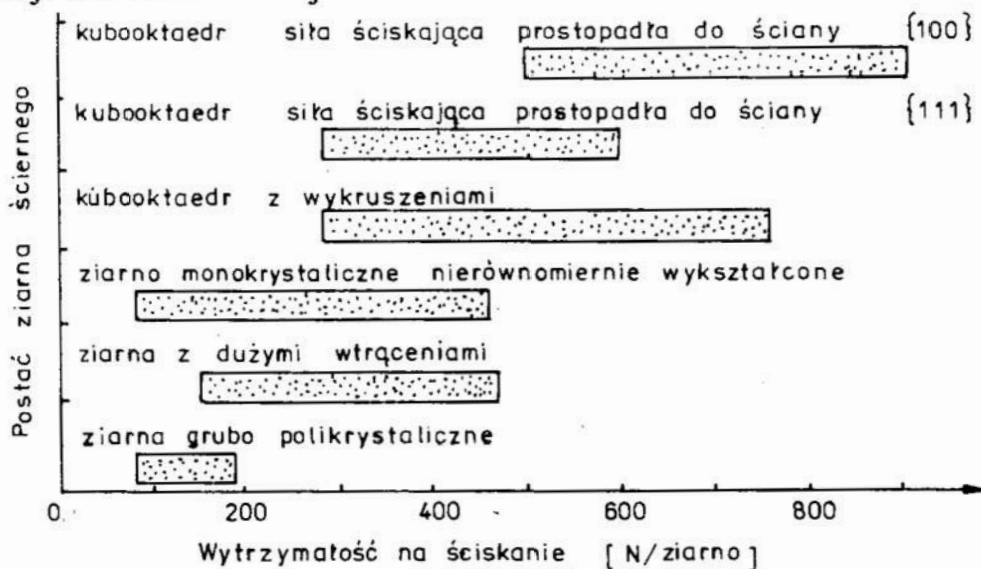


Rys. 2. Porównanie wytrzymałości na ściskanie badanych diamentów z wytrzymałością diamentów syntetycznych produkcji ZSRR według [2]

Fig. 2. Comparison of compressive strength of the investigated diamonds with the strength of synthetic diamonds of the USSR production, acc. to [2]

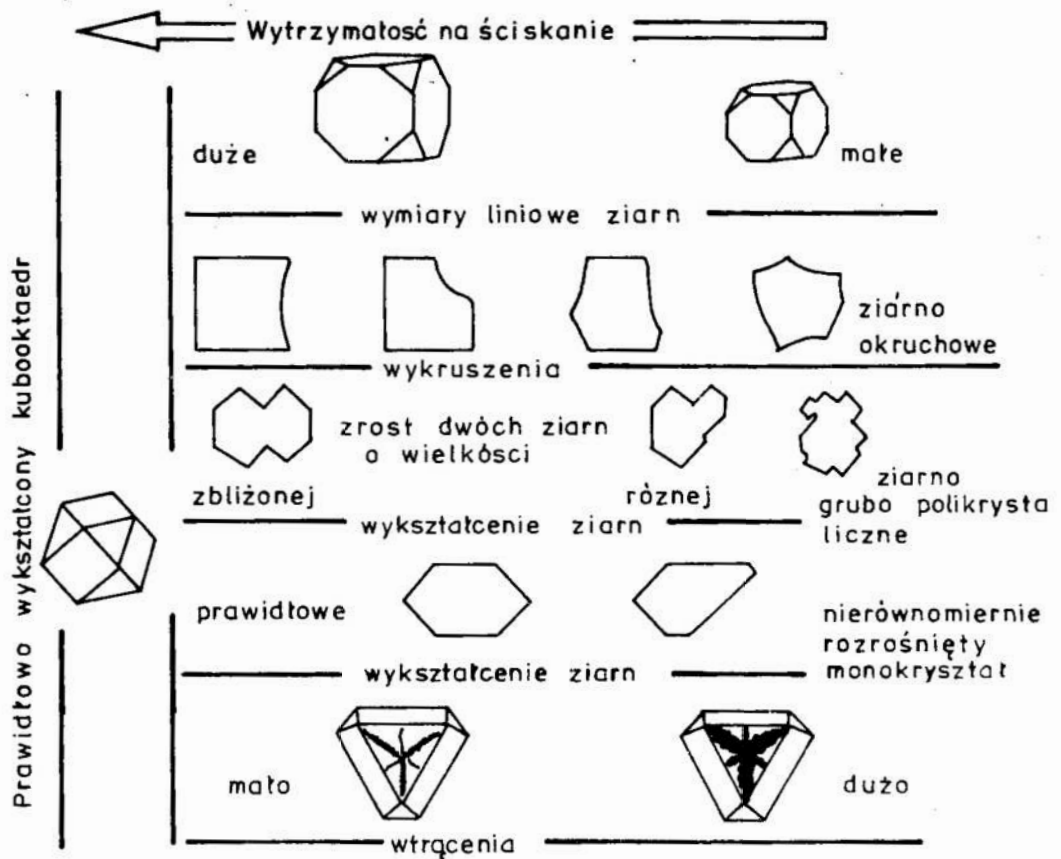
Na rys. 2 porównano uzyskane wyniki z danymi zamieszczonymi w normie [2] na temat wytrzymałości na ściskanie pojedynczych ziaren produkcji radzieckiej. Pomimo różnic w aparaturze pomiarowej, uzyskane wartości wytrzymałości dla ziarna AS32 pokrywały się z wymaganiami tej normy dla tego diamentu.

W tabl. 2 przedstawiono rozrzuty pomiędzy wynikami pomiarów, współczynniki zmienności i odchylenia standardowe pojedynczych pomiarów w przypadku ziaren losowo układanych na płytce węglkowej. Rozrzuty w wartościach poszczególnych pomiarów są stosunkowo znaczne. Podobnej wielkości rozrzuty miał także Drexler [11] podczas swoich badań ziaren produkcji czechosłowackiej.



Rys. 3. Wyniki badań wytrzymałości na ściskanie pojedynczych ziaren, w zależności od ich budowy

Fig. 3. Compressive strength investigation results of the single grains dependent on their structure



Rys. 4. Charakter ziaren wytrzymałości na ściskanie pojedynczych ziarn w zależności od ich budowy

Fig. 4. Character of changes of compressive strength of the single grains dependent on their structure

Przeanalizowano wpływ orientacji i wielkości ziarn na wielkość tego rodzaju rozrzutów w pomiarach. Na rys. 3 przedstawiono zakresy wielkości sił niszczących ziarna orientowane SDA100 i MBS760. Najmocniejszymi okazały się w pełni prawidłowo wykształcone kuboooktaedry, bez wykruszeń krawędzi i wierzchołków, w przypadku, gdy siła ściskająca działała prostopadle do ściany $\{100\}$ diamentu. Spróbowano oszacować także wytrzymałość na ściskanie w jednostkach kNmm^2 . W tym celu dzieleno wartość siły rejestrowanej w momencie pęknięcia ziarna przez powierzchnię ściany $\{100\}$, która stykała się z ruchomą (przyciskającą) płytką z węglika. Pomiar powierzchni ścian $\{100\}$ wykonywano za pomocą mikroskopu wyposażonego w podziałkę. Wyliczone wartości wytrzymałości na ściskanie pojedynczych kuboooktaedrów zawierały się w zakresie 9,0 — 11,1 GPa. Są one zbliżone z obliczeniami Nowikowa i Woronina [16], którzy dla diamentów syntetycznych o postaci kuboooktaedrów syntetyzowanych w układzie Fe-Co-C, podają wartość wytrzymałości na ściskanie równą 10,2 GPa, w przypadku działania siły prostopadle do ściany $\{100\}$ diamentu. W przypadku działań siłą ściskającą prostopadle do ściany $\{111\}$ prawidłowo wykształconych kuboooktaedrów, pęknięcie ziaren następowało przy względnie mniejszych obciążeniach. Wyliczone szacunkowo wytrzymałości na ściskanie, uwzględniające wielkość powierzchni kontaktu diamentu z płytkami ściskającymi, zawierały się w zakresie 8,2 — 14,0 GPa. Wyliczony współczynnik zmienności w przypadku pomiarów prawidłowo wykształconych kuboooktaedrów wynosił: 22 — gdy siła działała prostopadle do ściany $\{100\}$;

11 — gdy siła działała prostopadle do ściany $\{111\}$. Współczynniki te były znacząco niższe w porównaniu do danych zamieszczonych w tabl. 2 dla ziaren losowo układanych na płytkach z węgliku.

Dopuszczalne różnice w wymiarach badanych ziaren były duże. Stosunek wielkości oczek sit w skrajnych przypadkach dla badanego ścierniwa wynosił 455 : 302, tj. 1,5. Stwierdzono, że wartość współczynnika zmienności malała wraz ze zmniejszaniem się różnic w wymiarach poszczególnych ziaren. Dokładniejsze wysegregowanie pod mikroskopem ziaren kuboooktaedrycznych pod względem ich wymiarów umożliwiło zmniejszenie współczynnika zmienności do 5. Jednocześnie, w obu przypadkach ściskania kuboooktaedrów, wraz ze wzrostem ich wymiarów liniowych, konieczne było stosowanie większych sił do uszkodzenia kryształu.

Istotny wpływ na wyniki miał też stopień i rodzaj zdefektowania kryształów. Czarne wtrącenia (węglkowe i grafitowe), widoczne przy 10-krotnym powiększeniu, sprzyjały pękaniu przy znacznie mniejszych naciskach. Gorszą wytrzymałością charakteryzowały się kuboooktaedry w postaci zrostów, zwłaszcza w postaci ziarna dużego, zrosniętego z kilkoma mniejszymi. Mniej odporne na ściskanie były kuboooktaedry z wykruszeniami, przy czym ziarna płaskościernie, z jedną ścianą powstałą w wyniku rozpadnięcia się ziarna zrostowego, okazywały się mocniejsze od kryształów z wykruszonymi krawędziami i wierzchołkami (rys. 4). Wyliczone współczynniki zmienności dla ziaren kuboooktaedrycznych z wykruszeniami, które segregowano pod względem wielkości i orientowano na płytce, nie przekraczały 19. Najśłabszymi z badanych ziaren okazały się kryształy o budowie zrostowej oraz ziarna nierównomiernie rozrosnięte, z wgłębieniami i narostami na powierzchni.

4. Podsumowanie

Przeprowadzone badania potwierdziły przydatność zastosowanej metody pomiarowej do porównywania wytrzymałości na ściskanie pojedynczych diamentów z różnych gatunków i od różnych producentów. Wydaje się celowym wdrożenie opisanej metody badawczej, jako jedno z kryteriów oceny jakości ścierniwa diamentowego, produkowanego w kraju i importowanego.

Błąd popełniany podczas pomiarów można znacznie zmniejszyć prowadząc jednocześnie badania mikroskopowe budowy ziaren i prowadząc równoległe badania wytrzymałości ziaren orientowanych w stosunku do kierunku działania siły ściskającej.

LITERATURA

1. BAKOŃ A. i in.: Charakterystyka i metodyka badań ziarna diamentowego. *Mechanik* 1981, nr. 1, str. 13-17
2. Norma radziecka GOST 9206-80 (wersja znowelizowana z 1987 r.)
3. WOŹNIAK K.: Materiały ściernie — wytwarzanie i własności, WNT Warszawa 1982
4. BORKOWSKI J.: Badania statycznej wytrzymałości na ściskanie ziarn ściernych. *Mechanik* 1974, nr 9, str. 502 - 505

5. PAKLENIK I.: Testing the toughness of abrasive particles, *Ind. Diam. Rev.* 1960, tom 20, str. 166-179.
6. HUNTER R.H.: Fourty Years of Diamond Abrasive Quality Control Development. Referat prezentowany na: Fourth DWMI International Technical Symposium - Des Plaines XI 1978
7. BAKOŃ A.: Sposoby określania zawartości diamentu w narzędziach. *Techn. Poszuk. Geol.* 1986, nr 3, str. 8-16.
8. PN-86M-59108
9. DE BEERS PRODUCTS — katalog firmy De Beers (1988 r.)
10. GENERAL ELECTRIC SUPERABRASIVE PRODUCTS — katalog firmy General Electric (1988)
11. DREXLER J.: Meřeni individualni pevnosti diamentovych zrn, *PPM - VUPM* 1974, nr 3, str. 33-43
12. NIKITIN.J. i in.: Metody kontrola kacestva almaznych poroskov, *Sint. Almazy* 1970, nr 6, str. 9-13
13. CYPIN N.V., GAGARIN V.G.: Ustanovka dla ispytaniya almaznych zieren na procnost, *Sint. Almazy* 1973, nr 3, str. 16-18
14. JAWORSKI A., JURKOWSKI G.: Wytrzymałość statyczna diamentu syntetycznego. *Prace ITME* 1986, nr 21, str. 30-38
15. Dane OBR Techniki Geologicznej w Warszawie na temat wyników eksploatacyjnych krajowych narzędzi wiertniczych
16. NOVIKOW N.V. (red.): *Fiziceskije svoistva almaza*. Naukova Dumka, Kijev, 1987

Streszczenie

Przedstawiono wyniki pomiarów wytrzymałości na ściskanie pojedynczych diamentowych ziaren ściernych. Badano diamenty syntetyczne o wielkości D427, pochodzące z różnych firm. Przeanalizowano wpływ kształtu i budowy wewnętrznej ziaren na wyniki pomiarów

Compressive strength of synthetic diamonds

Summary

The results of compressive strength tests of single synthetic diamonds are presented. The size of diamond abrasives was D427. The grits were produced by different manufacturers. The influence of the shape and internal structure of diamonds on the results of tests has been analysed.

Adam Barylski

ROZDRABNIANIE MIKROZIAREN ŚCIERNYCH W PROCESIE DOCIERANIA ŻELIWA Zs 50007

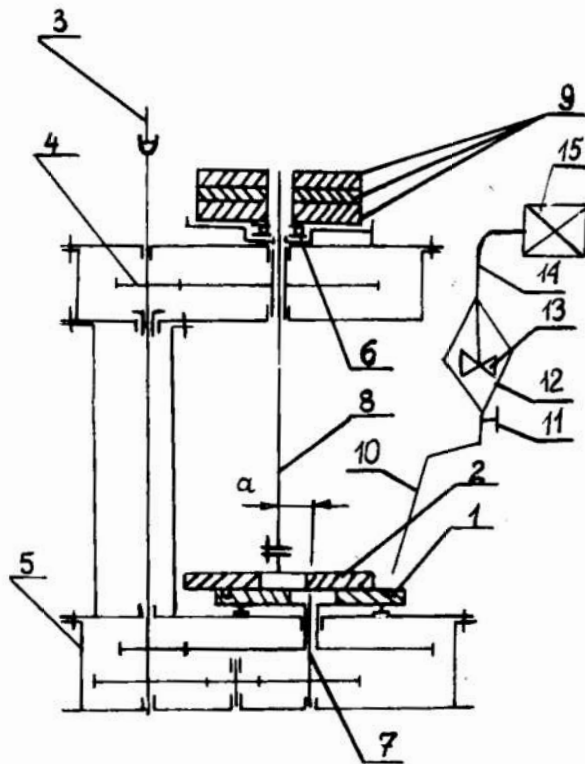
1. Uwagi wstępne

W procesie docierania, szczególnie w pierwszej fazie procesu, zachodzi intensywne pękanie mikroziaren ściernych. Związane jest to ze stosunkowo dużym obciążeniem ziaren aktywnych. Towarzyszy temu tępienie się naroży, wykruszenia, wzrost oporów skrawania i zmniejszenie wydajności obróbki. Powstawanie drobniejszych ziaren ułatwia zmniejszenie chropowatości powierzchni docieranej. Stan ten utrudnia jednak określenie wstępnej koncentracji i ziarnistości ścierniwa, przy założonym naddatku i żądanych parametrach mikrostruktury powierzchni obrabianej. W tej sytuacji, jednym z aktualnych zagadnień badawczych staje się ocena stopnia rozdrobnienia mikroziaren ściernych. Problem ten poruszają m.in. prace [1, 6, 7], będące wynikami badań doświadczalnych, a także [2, 3] i monografia [4], ujmujące zagadnienie w aspekcie badań modelowych, w warunkach ściskania ziaren siłą statyczną. Ramy pracy pozwalają jedynie na odesłanie do cytowanych powyżej publikacji.

2. Warunki i wyniki badań

Podstawowym celem przeprowadzonych badań własnych było doświadczalne określenie stopnia rozdrobnienia mikroziaren elektrokorundu i węgla krzemu podczas docierania żeliwa sferoidalnego w funkcji nominalnego nacisku jednostkowego p , prędkości średniej v i czasu docierania t , przy określonej koncentracji wagowej K mikroziaren w zawieszynie ścierniej, podawanej w strefie obróbki w sposób kroplowy (okresowo — 30 kropel na próbę). Próby wykonano na stanowisku do obróbki dwustronnej płaszczyzn (rys. 1), podczas wyrównywania tarcz metodą wzajemnego docierania ($a = 0,04$ m) [5]. Badaniami objęto mikroziarna 99C o numerze F 800/7 ($K = 15\%$) oraz 95A o numerze F 600/9 ($K = 10\%$). Jako nośnik zastosowano techniczny glikol etylenowy. Docierano tarcze z żeliwa Zs 50007 (3,4%; 0,55% Mn; 1,9% Si; 0,04% S; 0,15% P, mikrostruktura ferrytowo-perlityczna, parametry grafitu: średnica

przekroju $Gp = 18,0$ (12,0), liczebność przekrojów na 1 mm^2 $N_A = 131$, ortotropowy współczynnik kształtu $\eta = 93,7\%$, średnica wydzielenia $G = 16,0$ (11,0), liczebność wydzieleń w 1 mm^3 $N_V = 8003$, objętość przypadająca na 1 mm^3 $V_v = 0,097$, (podano wartości średnie a w nawiasach odchylenie standardowe).



- 1- tarcza docierająca dolna,
- 2- tarcza docierająca górna,
- 3- wrzeciono wiertarki,
- 4- przekładnia,
- 5- korpus,
- 6- łożysko wzdłużne,
- 7- wał tarczy dolnej,
- 8- wał tarczy górnej,
- 9- obciążniki,
- 10- drut podający zawieszę ścierną,
- 11- zawór,
- 12- zbiornik zawiesziny ściernej,
- 13- mieszadło,
- 14- wał giętki,
- 15- silnik repulsyjny.

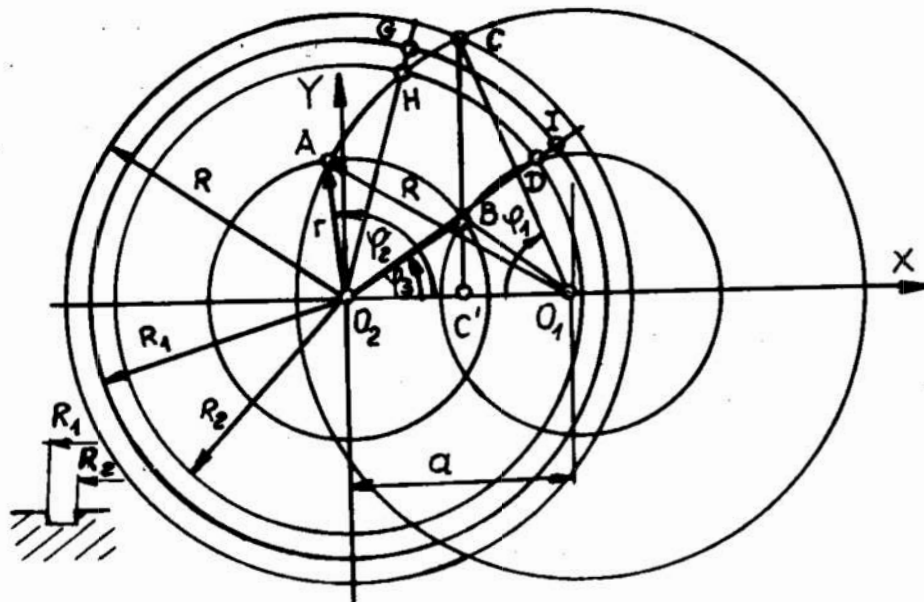
Rys. 1. Schemat konstrukcyjno-kinematyczny stanowiska

Fig. 1. Desing and kinematic stand scheme

Parametry badane zmieniano w zakresie : $t = 60 \dots 360 \text{ s}$, $v = 0,059 \dots 0,23 \text{ m/s}$, $p = 0,085 \dots 0,19 \text{ MPa}$. Wielkości powierzchniowego nacisku jednostkowego wyznaczono na podstawie zależności pośrednich, podanych na rys. 2. Eksperyment przeprowadzono według programu ortogonalnego, przyjmując równanie regresji opisujące wpływ v , p oraz t na wartość oczekiwaną średniego rozmiaru mikroziaren \bar{z} , w postaci:

$$\bar{z} = b_0 + b_1v + b_2p + b_3t + b_4v^2 + b_5p^2 + b_6t^2 + b_7vp + b_8pt + b_9vt.$$

Na podstawie wyników prób określono przebiegi dystrybucyjności $F(z)$ średniego rozmiaru mikroziarna (rys. 3) oraz wartości oczekiwane \bar{z} dla poszczególnych prób (tabl. 1). Wyznaczone równania regresji podano w tabl. 2. Dla przypadku A współczynnik korelacji wielowymiarowej wyniósł $R_{z\bar{z}} = 0,9359$, zaś dokładność równania regresji $E = \pm 0,70\%$ przy $\alpha = 0,05$, zaś dla B — $R_{z\bar{z}} = 0,9816$ i $E = \pm 0,55\%$.



$$A = 4A_{ABC} - 2A_R$$

$$A_{ABC} = A_{AO_1C} + A_{AO_2O_1} - A_{CC'O_1} - A_{BO_2C'} - A_{AO_2B}$$

$$A_{AO_1C} = \frac{\pi R^2}{180^\circ} / \text{arc cos } \frac{a}{2R} - \text{arc cos } \frac{a}{2r} /$$

$$A_{AO_2O_1} = \frac{ar}{2} \left[1 - \left(\frac{r^2 + a^2 - R^2}{2ar} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$A_{CC'O_1} = \frac{aR}{4} \left[1 - \left(\frac{a}{2R} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$A_{BO_2C'} = \frac{ar}{4} \left[1 - \left(\frac{a}{2r} \right)^2 \right]^{1/2}$$

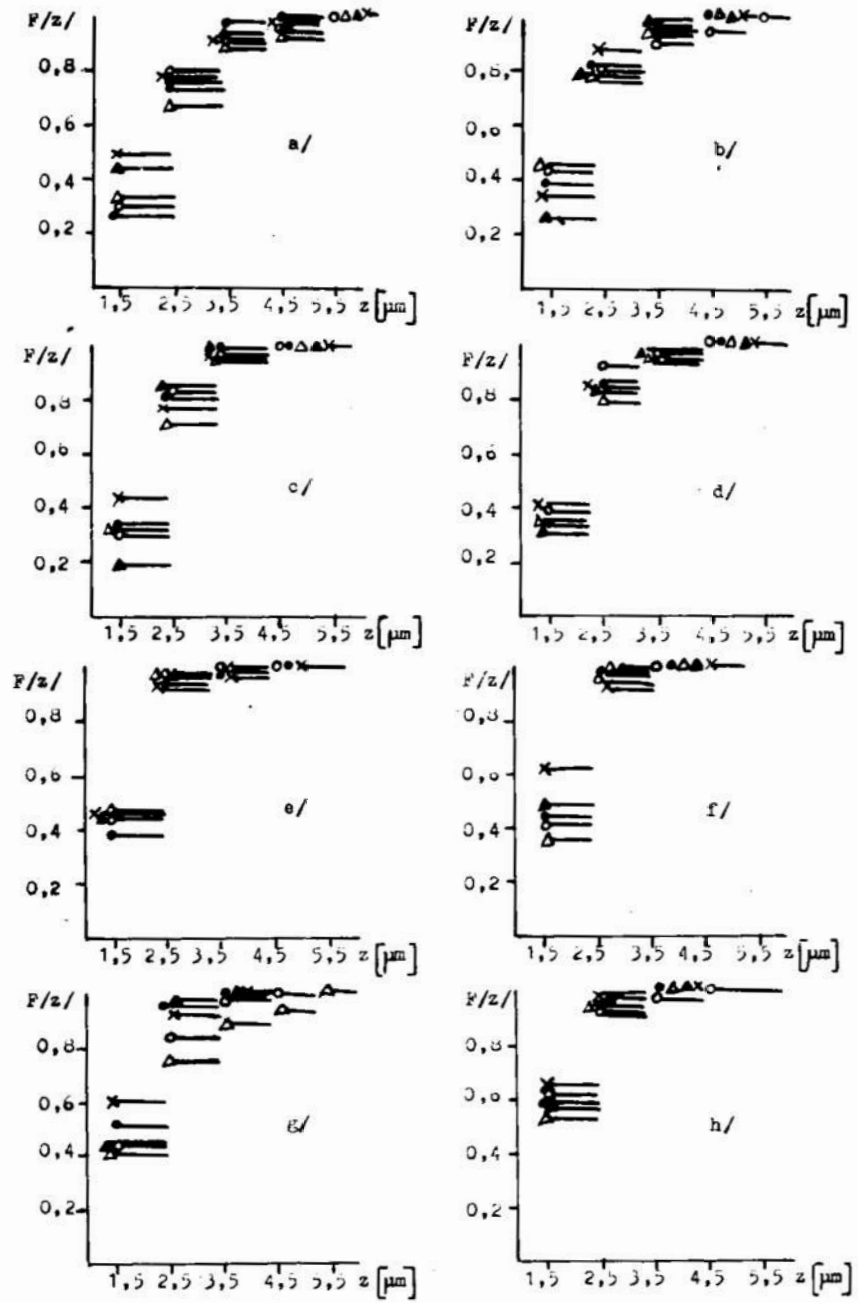
$$A_{AO_2B} = \frac{\pi r^2}{180^\circ} / \text{arc cos } \frac{a^2 + r^2 - R^2}{2ar} - \text{arc cos } \frac{a}{2r} /$$

$$A_{GO_2I} = \frac{\pi R^2}{180^\circ} / \text{arc cos } \frac{a}{2R} - \text{arc cos } \frac{a}{2r} /$$

$$A_{HO_2D} = \frac{\pi R^2}{180^\circ} / \text{arc cos } \frac{a}{2R} - \text{arc cos } \frac{a}{2r} /$$

$$A_R = A_{GO_2I} - A_{HO_2D}$$

Rys. 2. Schemat dla wyznaczenia nominalnego nacisku jednostkowego tarcz docierających
 Fig. 2. Scheme for determining nominal unit pressure of the lapping discs



Rys. 3. Wykresy dystrybuanty $F(z)$ średniego rozmiaru mikroziaren z (warunki prób podano w tabl. 1)
 Fig. 3. Distribution function diagrams $F(z)$ of the average micrograin size z (for data and conditions see Tabl 1)

Tabl. 1. Wyniki badań rozdrobnienia mikroziaren ściernych
 Table 1. Investigation results of pulverizing of abrasive micrograins

Próba ozn. na rys./wykresie	Warunki docierania			Składnik zawiesiny ściernej	
	v	p	t	95A F 600/9	99C F 800/7
	$\left[\frac{m}{s} \right]$	[MPa]	[s]	Wartość oczekiwana średniego rozmiaru mi- kroziarna po docieraniu \bar{z} [μm]	
3a/o* 3e/c**	0,095	0,11	121	2,43	2,15
3a/o	0,185	0,11	121	2,35	2,10
3a/ Δ	0,095	0,17	121	2,37	2,12
3a/ Δ	0,185	0,17	121	2,31	2,08
3a/x	0,095	0,11	300	2,37	2,13
3b/o	0,185	0,11	300	2,28	2,06
3b/o	0,095	0,17	300	2,34	2,10
3b/ Δ	0,185	0,17	300	2,25	2,04
3b/ Δ	0,059	0,14	210	2,40	2,04
3b/x	0,23	0,14	210	2,35	1,99
3c/o	0,14	0,085	210	2,44	2,21
3c/o	0,14	0,19	210	2,37	2,02
3c/ Δ	0,14	0,14	60	2,53	2,25
3c/ Δ	0,14	0,14	360	2,41	2,08
3c/x	0,14	0,14	210	2,26	2,00
3d/o	0,14	0,14	210	2,24	1,97
3d/o	0,14	0,14	210	2,28	2,02
3d/ Δ	0,14	0,14	210	2,27	2,04
3d/ Δ	0,14	0,14	210	2,25	1,99
3d/x	0,14	0,14	210	2,28	2,02

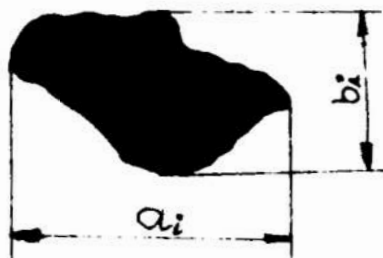
* dla 95A

** dla 99C

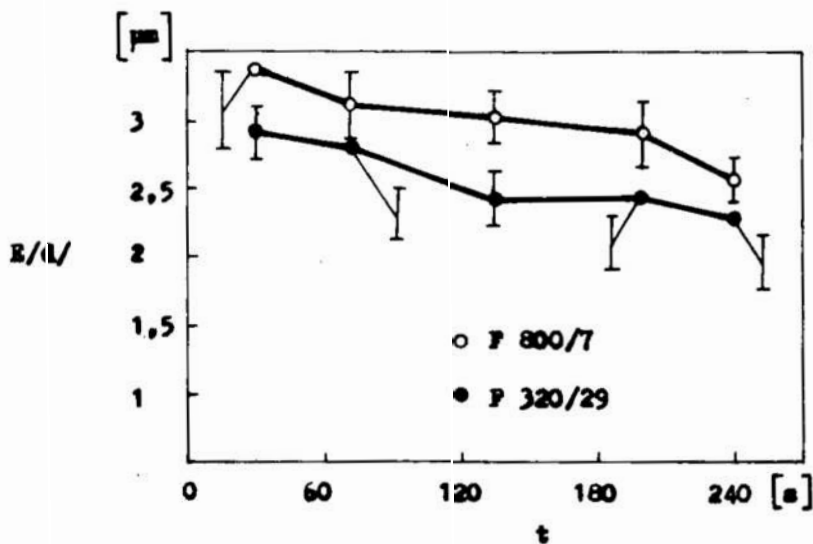
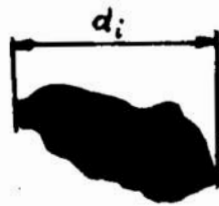
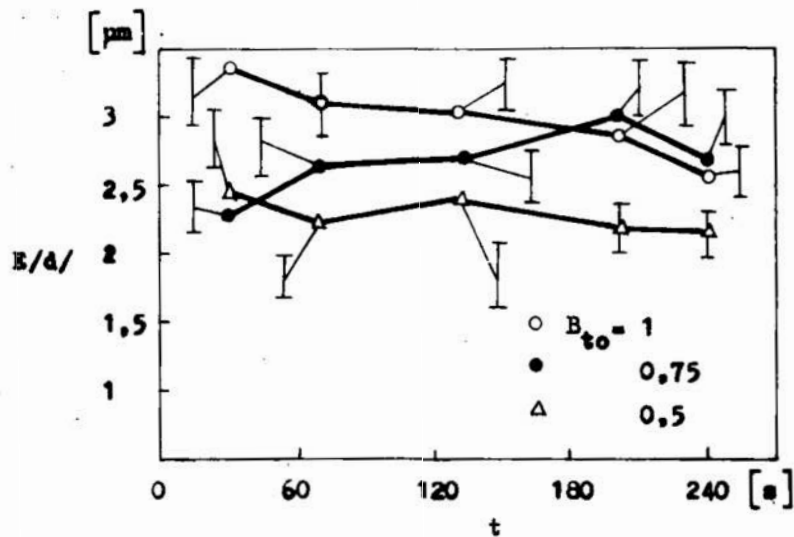
W dyskusji wyników badań należy podkreślić, że rozmiary mikroziaren ściernych określono na podstawie obserwacji z zastosowaniem mikroskopu skaningowego BP 3002 (pow. 100 ... 6000x, obrazy w elektronach wtórnych, $U_p = 35$ kV, $i_p = 10^2 \dots 10^3$ pA), przy czym analizowano mikroziarna większe od 1 μm . Zaobserwowano w procesie docierania zmianę kształtu mikroziaren,

Tabl. 2. Parametry równań regresji
Table 2. Parameters of regression equations

95A F 600/9			
A	$\bar{z} = b_0 + b_1v + b_2p + b_3t + b_5p^2 + b_6t^2$		
Współczynnik regresji	min.	Wartość średnia	maks.
b_0	2,9753	3,3401	3,7050
b_1	-0,8291	-0,4573	-0,0855
b_2	-16,7767	-11,8013	-6,8260
b_3	-0,004173	-0,003246	-0,002319
b_5	20,9605	38,7916	56,6227
b_6	0,00004776	0,00006928	0,0000980
99C F 800/7			
B	$\bar{z} = b_0 + b_1v + b_2p + b_3t + b_4v^2 + b_5p^2 + b_6t^2$		
b_0	3,0852	3,3996	3,7140
b_1	0,9240	4,9849	9,0456
b_2	-22,1679	-17,2555	-12,3431
b_3	-0,00515	-0,004223	-0,003289
b_4	-34,4358	-19,9853	-5,5350
b_5	41,7158	60,1390	78,5619
b_6	0,00007246	0,00009633	0,00001202



który zbliżał się wraz z wydłużaniem czasu obróbki do izometrycznego, a także zwiększanie się promieni zaokrąglenia wierzchołków i ich kątów. Dla porównania, na rys. 4 zamieszczono wyniki badań rozmiarów mikroziaren skażających powierzchnię żeliwa Zs 55002 po docieraniu. Stwierdzono zmniejszanie się rozmiarów mikroziaren wraz z wydłużaniem czasu obróbki. Ponieważ przy tym samym nominalnym nacisku jednostkowym i współczynniku upakowania, obciążenie jednostkowe mikroziaren o dużym numerze jest wyższe od mikroziaren drobnych, stąd wzrost wartości prawdopodobieństwa pierwszego wykruszenia, co jest zgodne z danymi podanymi w pracy [4].



Rys. 4. Wpływ współczynnika upakowania B_{10} , (a) i numeru mikroziarna (b) zielonego węgla krzemu w zawieszynie ścierniej na wartości oczekiwanej rozmiaru mikroziaren $E(d)$ (analizowano poziomą średnicę Fereta d_i) wgnięcionych w powierzchnię żeliwa Zs 55002 ($p = 0,19$ MPa, $v = 0,46$ m/s)

Fig. 4. The effect of packing fraction B_{10} (a) and the micrograin number (b) of green silicon carbide in the abrasive suspension on the expected value of the micrograins size $E(d)$ (horizontal Feret's diameter d_i has been analysed) of the micrograins indented in the surface of Zs 55002 cast iron ($p = 0,19$ MPa, $v = 0,46$ m/s)

3. Uwagi końcowe

W podsumowaniu badań należy zaznaczyć, iż analizowane w docieraniu mikroziarna ściernie nie poddano segregacji kształtowej. Przykładowo, mikroziarna 99C F 800/7 posiadały wartość oczekiwaną $E(\varphi)$ współczynnika kształtu ($\varphi_i = a_i/b_i$) równą 0,56, zaś odchylenie standardowe $D(\varphi) = 0,21$. Z badań [4] wynika, że najmniejszą wytrzymałość mają ziarna iglaste, obciążone siłą wzdłuż ich osi geometrycznej, największą zaś ziarna płytkowate i blaszkowate. Zarówno w ziarnach iglastych jak i blaszkowatych, wartość siły powodującej pierwsze wykruszenie ziarna oraz siły powodującej jego całkowite pęknięcie są do siebie zbliżone. Natomiast w ziarnach płytkowatych i izometrycznych różnice te są większe. Korzystając w praktyce z wyprowadzonych w pracy zależności należy mieć na uwadze powyższe prawidłowości.

LITERATURA

1. **BOGOMOLOV N. I.:** O pričinach sniženija reżyščej sposobnosti abraziva v processe dovodki. Stanki i Instrument 1956 nr 9 s. 22—23.
2. **BORKOWSKI J.:** Badanie statycznej wytrzymałości na ściskanie ziarn ściernych. Mechanik 1974 nr 9 s. 502—505.
3. **BORKOWSKI J.:** Badanie mechanicznych i technologicznych własności ziarn ściernych. Pr. Nauk. Inst. Technol. Bud. Maszyn Politechniki Wrocławskiej 1975 nr 9.
4. **BORKOWSKI J.:** Elementarne zjawiska zużycia ziarn i narzędzi ściernych. WSI w Koszalinie. Monografia nr 16, 1983.
5. **CHOWANIEC W., PSZCZOŁOWSKI W.:** Dobór parametrów zrównywania tarcz docierających metodą wzajemnego docierania. Politechnika Wrocławska. Instytut Technologii Budowy Maszyn. 1971, maszynopis
6. **NEVLJUDOV I. S., DUDKO P. D.:** Issledovanie razrušenija almazno-abrazivnych zeren v processe dovodki. Rezanie i Instrument 1978 vyp. 19 s. 11—17.
7. **STOTKO H.:** Ein neuer Weg zur Prüfung von Iosem Schleikorn. Ind. -Anz. 1969 nr 42 s. 49—50.

Streszczenie

Referat dotyczy oceny stopnia rozdrobnienia mikroziaren elektrokorundu i węgla krzemu, podczas docierania żeliwa sferoidalnego w funkcji minimalnego nacisku jednostkowego, prędkości średniej i czasu docierania przy określonej koncentracji wagowej mikroziaren w zawieszynie ścierniej.

Size reduction of abrasive micrograins in the process of lapping of Zs 50007 cast iron

Summary

The report is concerned with the evaluation of size reduction degree of aloxite and silicon carbide micrograins during lapping of a ductile cast iron vs. minimal unit pressure, mean velocity and lapping time at determined weight concentration of the micrograins in abrasive suspension.

Mieczysław Feld
Adam Barylski

PROBLEMATYKA ZUŻYCIA I WYRÓWNYWANIA DOCIERAKA DOCIERARKI TARCZOWEJ DO PŁASZCZYZN

1. Wprowadzenie

Zagadnienia zużycia docieraków i wpływu kinematyki obróbki płaszczyzn na płaskość powierzchni czynnych narzędzi należą do jednych z podstawowych w zakresie docierania maszynowego. Optymalizowane są przede wszystkim parametry kinematyczne układów wykonawczych docierarek w aspekcie korzystnego rozkładu prędkości wzdłuż promienia narzędzia. Wymienić tu można m.in. prace Kubika [8, 9], Orlova [10 ... 13], Fischera [4 ... 7] oraz Spura i Simpfendörfera [15 ... 18]. Innym problemem są warunki wyrównywania tarcz. Pszczołowski [14], analizując wyrównywanie docieraków przez ich wzajemne docieranie, określił najkorzystniejszy zakres przesunięcia osi tarczy górnej w zakresie 0,25 ... 0,35 jej średnicy zewnętrznej, przy zgodnych kierunkach obrotów tarcz.

Odmienne podejście zaprezentowano w pracy Une i Ueno [19], gdzie parametrem regulującym płaskość docieraka, oprócz prędkości, jest nacisk jednostkowy. W przypadku stwierdzenia lokalnej wypukłości — nacisk przedmiotu zwiększa się, a przy wklęsłości — maleje. Wymaga to zastosowania ciągłego pomiaru płaskości tarczy oraz płynnej zmienności parametrów kinematycznych i nacisku elementów.

W przypadku docierarki jednotarczowej zwykle elementami wyrównującymi tarczę są pierścienie prowadzące. Według posiadanych danych, aktualnie produkowanych jest w ZSRR i przez 9 firm zachodnioeuropejskich 131 typów docierarek jednotarczowych, przy czym liczba pierścieni prowadzących może wynosić od 1 do 4. W praktyce przemysłowej o położeniu pierścieni i czasie wyrównywania decyduje obsługujący obrabiarkę, stąd aktualność podjętej tu tematyki badawczej. Szczegółowy przegląd literatury z tego zakresu znaleźć można w pracy [3].

2. Analiza teoretyczna współpracy docieraka z pierścieniami prowadzącymi

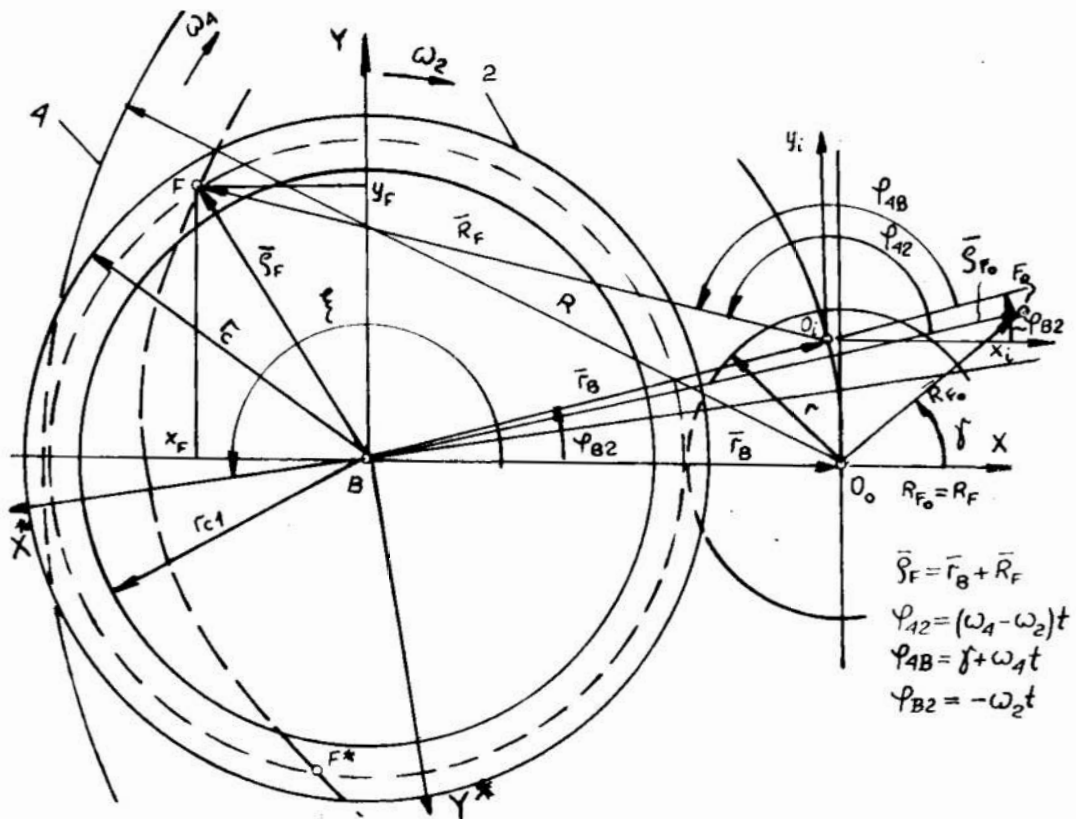
Zgodnie z metodyką przyjętą w pracy [2] teoretyczne określenie zużycia tarczy wymaga wyznaczenia drogi L_t jaką przebędzie punkt $F(R_F\gamma)$ powierzchni docieraka 4 na czynnej powierzchni pierścienia prowadzącego 2 (rys. 1). Ponieważ długość wektora $\bar{\varphi}_F$:

$$\rho_F = [r_B^2 + R_F^2 - 2r_B R_F \cos \varphi_{4B}]^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

zaś współrzędne punktu F opisane są przez zależności:

$$x_F = r_B \cos \omega_{B2} + R_F \cos \omega_{42} \quad (2)$$

$$y_F = r_B \sin \omega_{B2} + R_F \sin \omega_{42} \quad (3)$$



Rys. 1. Schemat do wyznaczania prędkości względnej i drogi styku punktu F docieraka 4 z pierścieniem prowadzącym 2: ω_4 — prędkość kątowna docieraka, ω_2 — prędkość kątowna pierścienia prowadzącego o promieniu maksymalnym r_c i minimalnym r_{c1}

Fig. 1. Scheme of assigning the relative velocity and the contact path of a point F of lap 4 with the guiding ring 2:

ω_2 — angular velocity of the guiding ring of maximal r_c and minimal r_{c1} radii,

ω_4 — lap angular velocity

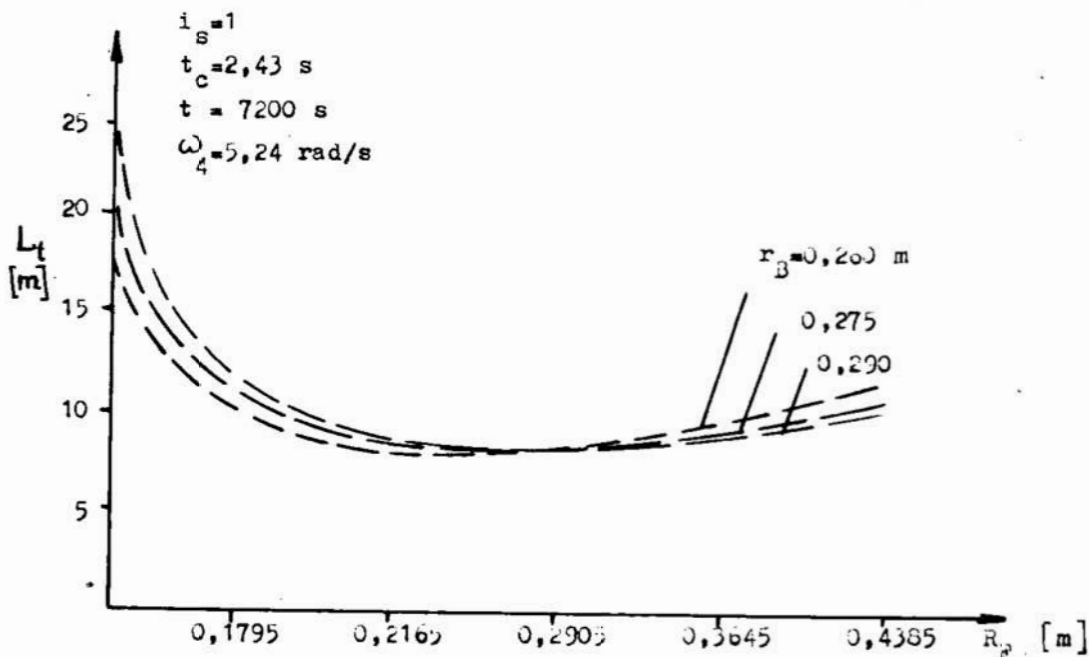
stąd prędkość względna docieraka i pierścienia prowadzącego

$$v_{42}(t) = \left[\left(\frac{dx_F}{dt} \right)^2 + \left(\frac{dy_F}{dt} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \left[r_B^2 \omega_{B2}^2 + R_F^2 (\omega_{B2} + \omega_{4B})^2 + 2r_B R_F \omega_{B2} (\omega_{B2} + \omega_{4B}) \cdot \cos(\gamma + \omega_4 t) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

Zatem ostatecznie:

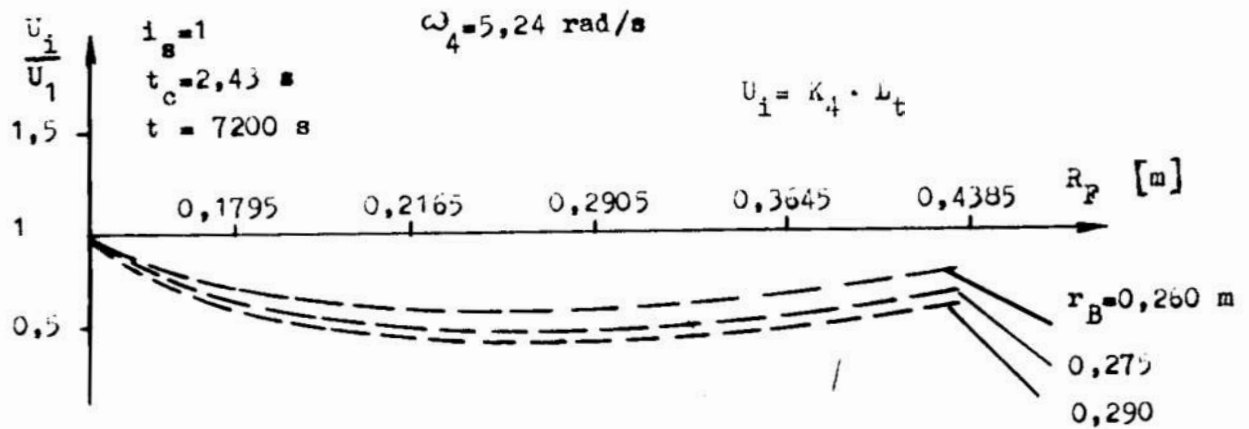
$$L_t = \frac{i_s \omega_4 t}{2\pi} \int_{t_p}^{t_k} v_{42}(t) dt \quad (5)$$

gdzie czasy początku t_p i zakończenia t_k styku punktu F z pierścieniem prowadzącym obliczono na podstawie pracy [2]. Na rys. 2 i 3 przedstawiono przykładowe wyniki obliczeń numerycznych, wykonanych dla docierarki Lapmaster 36 ($\omega_4 = 5,24$ rad/s, $\omega_2 = 2,58$ rad/s, $t = 7200$ s, $\gamma = \pi/3$ rad, $r_c = 0,210$ m, $r_{cl} = 0,185$ m, $R = 0,457$ m, $r = 0,087$ m).



Rys. 2. Charakter zużycia tarczy docierającej dla trzech położzeń pierścienia prowadzącego ($i_s = 1$); t_c — czas cyklu, t — czas obróbki

Fig. 2. Character of wear of the lapping wheel plate for three positions of the guiding ring ($i_s = 1$); t_c — cycle time, t — machining time



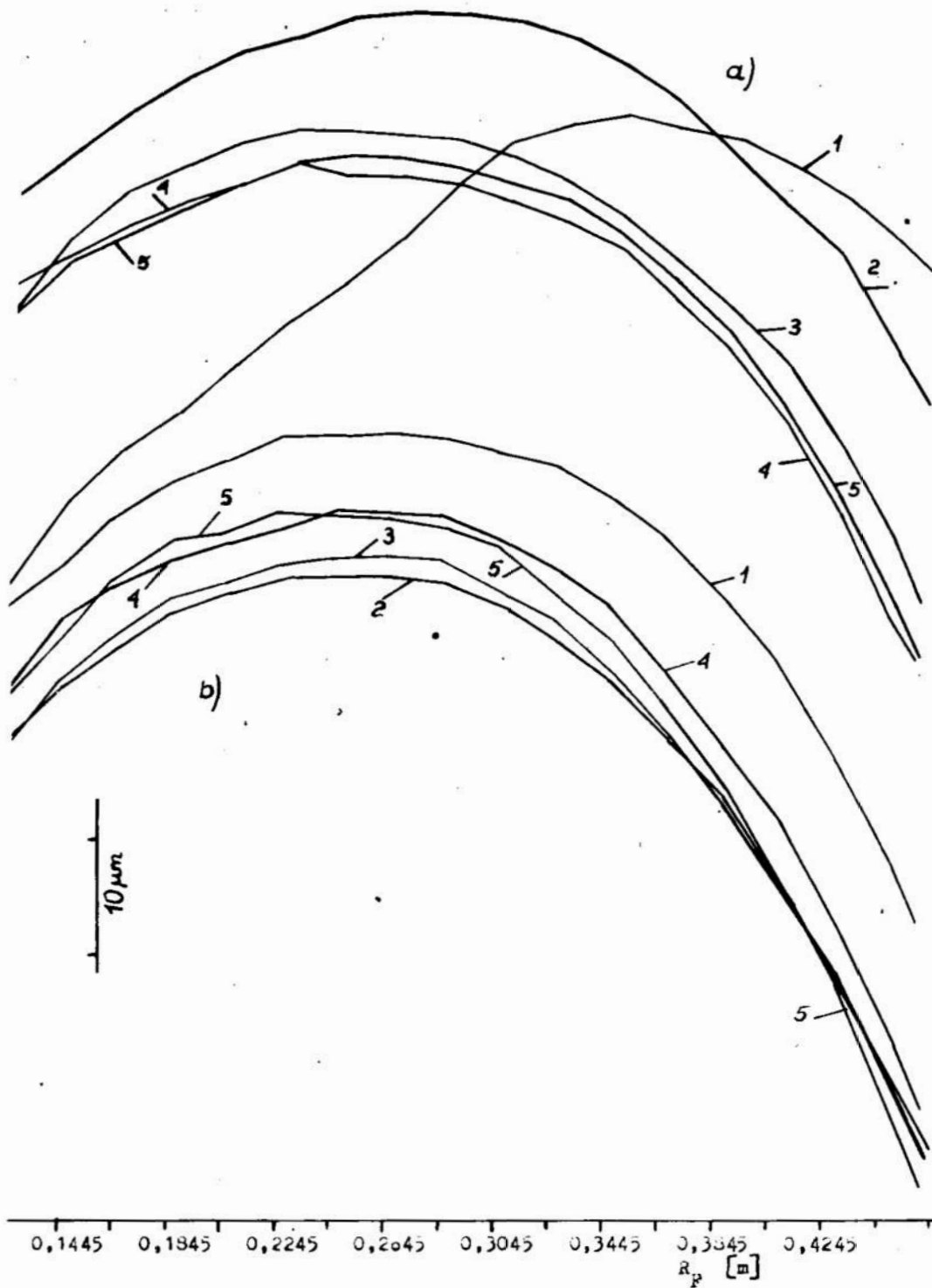
Rys. 3. Wartości zużycia względnego U_i/U_1 tarczy dla trzech położenia pierścienia prowadzącego (U_i – zużycie docieraka na promieniu R_{Fi} , U_1 – zużycie tarczy docierarki Lapmaster 36 na promieniu $R_{F1} = 0,087 \text{ m}$, $i_s = 1$), K_4 – współczynnik intensywności zużycia docieraka
 Fig. 3. Values of relative wear U_i/U_1 of the wheel plate for three positions of the guiding ring (U_i – lap wear on the radius R_{Fi} , U_1 – wear of the lapper disk of Lapmaster 36 on the radius $R_{F1} = 0,087 \text{ m}$, $i_s = 1$), k_4 – lap wear intensity coefficient

W podsumowaniu wyników obliczeń można stwierdzić, iż wraz ze zwiększeniem odległości r_B środka pierścienia prowadzącego w stosunku do środka tarczy docierającej, następuje intensyfikacja zużycia skrajnych, wewnętrznych fragmentów powierzchni docieraka, przy czym w zakresie analizowanych wartości r_B otrzymano wypukły kształt tarczy.

3. Wyniki eksperymentów

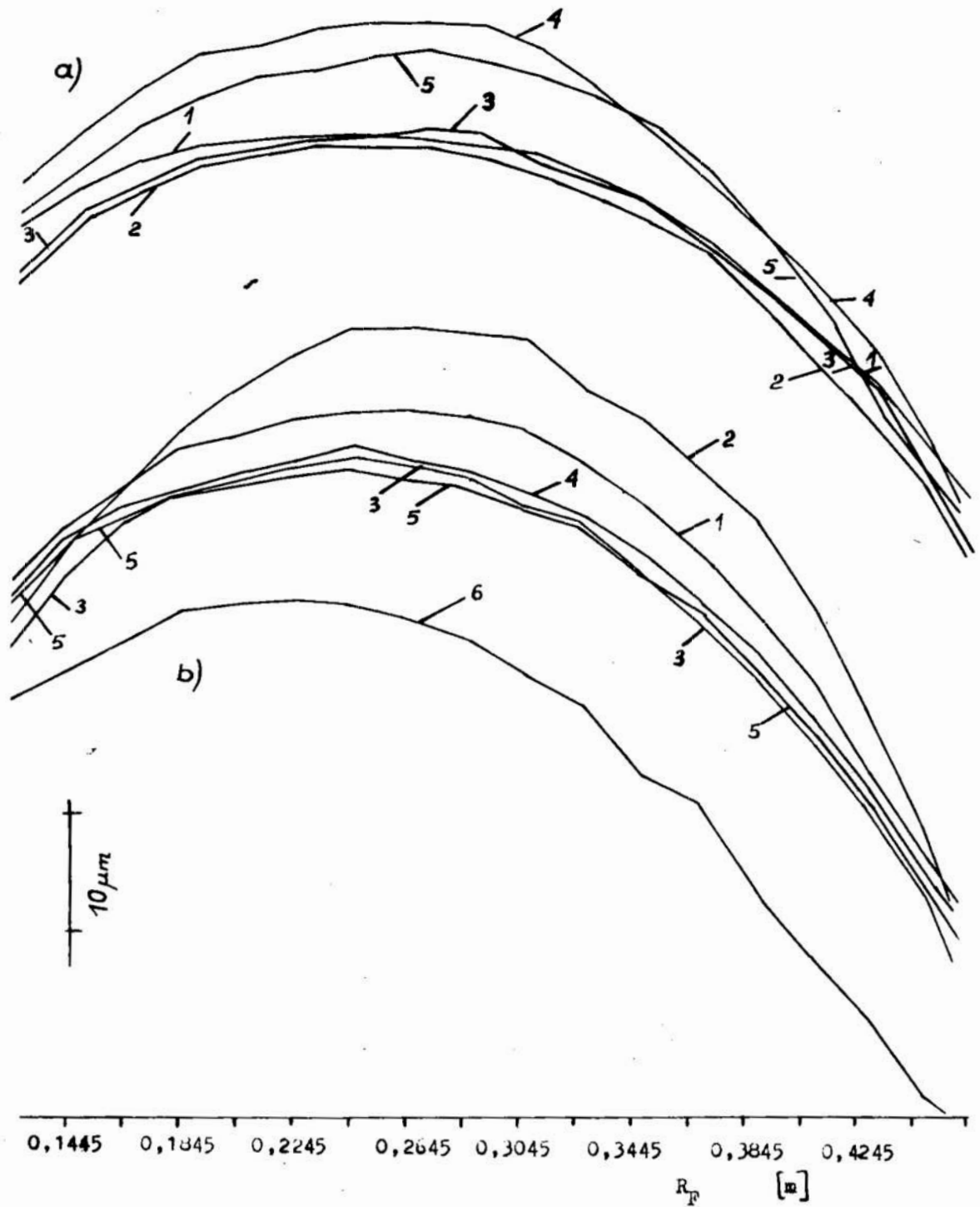
Badania doświadczalne zużycia tarczy docierarki Lapmaster 36 przeprowadzono przy pięciu położeniach pierścieni prowadzących (rys. 4 i 5). Dla przejrzystości rysunków oznaczono jedynie wartości średnie zarysów, wyznaczone na dwunastu przekrojach pomiarowych. Jako zawieszinę ścierną, dawkowaną w sposób ciągły, stosowano węgiel krzemu czarny, o numerze F320/29, przy czym składnikiem płynnym był glikol etylenowy techniczny, w stosunku wagowym 1 : 12. Specjalnie skonstruowany liniał zapewnił dokładność pomiaru prostoliniowości $\pm 2,14 \mu\text{m}$.

Nacisk jednostkowy, wywierany przez pierścienie prowadzące, wynosił $0,0065 \text{ MPa}$, zaś szerokość pierścienia czynnego tarczy $r_{cl} = 0,5 (R-r)$. Przesuwając pierścienie w położenia skrajne (IV lub V) zwiększamy powierzchnię styku z zewnętrznymi lub wewnętrznymi fragmentami tarczy, a tym samym powodujemy wzrost ich zużycia. Dla położenia pośrednich (I, II, III) obserwujemy szybsze zużycie na promieniach położonych bliżej środka docieraka. Podobnie jak w badaniach analitycznych, otrzymano każdorazowo wypukły kształt tarczy docierającej.



Rys. 4. Zarysy tarczy docierającej dla I (a) i II (b) położenia pierścieni: 1 — stan przed wyrównywaniem (pozostałe ozn. w tabl. I)

Fig. 4. Profiles of the lapping disk for I (a) and II (b) positions of the remaining denotatinos — see Table I)



Rys. 5. Zarysy tarczy docierającej dla III (a) oraz IV i V (b) położenia pierścieni: 1 — stan przed eksperymentem (pozostałe ozn. w tabl. 1)

Fig. 5. Profiles of the lapping disk for III (a) as well as IV and V (b) positions of rings: 1 — state before levelling (for the remaining denotations — see Table 1)

W tabl. 1 zastosowano wartości odchyłek prostoliniowości, określonych w przekrojach pomiarowych powierzchni czynnej tarczy docierającej oraz wyszczególniono strefę o najmniejszym gradiencie wielkości T_l^d . Jak pokazano na rys. 4a, odchyłka prostoliniowości przed pierwszą próbą wyniosła 18 μm , zaś strefa, w której stwierdzono najmniejszy gradient prostoliniowości zawierała się w zakresie promieni od 0,3245 do 0,3845 m. Po 120 min wyrównywania (dla $r_B = 0,260$ m) nie stwierdzono zmniejszenia się odchyłki T_l^d , zmianie zaś uległ zarys promieniowy tarczy — strefa o najmniejszym gradiencie prostoliniowości przesunęła się bliżej środka docieraka. Dalsze wydłużenie docierania tarczy (do 480 min) nie miało znacznego wpływu na stan płaskości, przy czym zwięźeniu uległa strefa powierzchni czynnej docieraka, odpowiadająca małym wartościom T_l^d . Zwiększenie odległości środków pierścieni prowadzących (do $r_B = 0,275$; 0,290 i 0,302 m) spowodowało zwiększenie T_l^d (tabl. 1), zaś ustawione pierścienie w położeniu najbliższym środka tarczy — zmniejszenie T_l^d . W prezentowanych badaniach celowo przyjęto stosunkowo dużą wstępną niepłaskość powierzchni docieraka dla wykazania intensywności oddziaływania pierścieni prowadzących.

Tabl. 1 Ocena prostoliniowości w przekroju promieniowym powierzchni roboczej docieraka przy współpracy z pierścieniami prowadzącymi

Table 1. Evaluation of rectilinearity in the radial cross-section of the working lap surface at mating with the guiding rings

Numer rys/wykresu	r_B [m]	t [min]	T_l^d [μm]	Strefa docieraka o najmniejszym gradiencie prostoliniowości (zakres R_F) [m]
4a/2	0,260	120	18	0,2445 — 0,3445
4a/3	0,260	240	22,5	0,2245 — 0,3245
4a/4	0,260	360	20,5	0,2245 — 0,3045
4a/5	0,260	480	22,5	0,2245 — 0,2845
4b/2	0,275	120	24,5	0,2245 — 0,3045
4b/3	0,275	240	26,5	0,2245 — 0,2845
4b/4	0,275	360	26,5	0,2445 — 0,2845
4b/5	0,275	480	24	0,2245 — 0,2845
5a/2	0,290	120	33	0,2045 — 0,2845
5a/3	0,290	240	35	0,2245 — 0,2845
5a/4	0,290	360	41	0,2245 — 0,2845
5a/5	0,290	480	40	0,2445 — 0,2845
5b/2	0,302	120	64	0,2445 — 0,3045
5b/3	0,245	120	42	0,2445 — 0,2845
5b/4	0,245	240	42	0,2445 — 0,2845
5b/5	0,245	480	35	0,2245 — 0,2845
5b/6	0,245	720	32	0,2245 — 0,2845

4. Uwagi końcowe

W podsumowaniu badań końcowych należy zaznaczyć, iż w produkcyjnej docierance jednotarczowej Lapmaster 36 nie jest możliwa zmiana stosunku u_{24} prędkości prowadzących ω_2 i docieraka ω_4 . Na wartości u_{24} mają jedynie wpływ warunki tarcia w układzie docierak — zawieszina ścierna — pierścień prowadzący. Jak wykazały badania modelowe [1], optymalna wartość stosunku u_{24} mieści się w przedziale 0,7 — 0,95.

W celu prognozowania kształtu tarczy docierającej, koniecznym jest wyznaczenie wartości normatywnych współczynnika intensywności zużycia K_d w funkcji kinematycznych, dynamicznych, materiałowych i technologicznych warunków docierania. Wyniki tego typu badań znaleźć można w pracy [3].

LITERATURA

1. **BARYLSKI A., FELD M.:** Teoretyczne i doświadczalne podstawy docierania płaszczyzn na docierarkach tarczowych. CPBP 02.04 Zadanie I. Badania analityczne kinematyki docierania płaszczyzn. Politechnika Gdańska 1986. Maszynopis
2. Dovodka precyzyjnych detalej mašin. Red. G. M. Ippolitov. Moskva, Mašinostrojenie 1978.
3. **BARYLSKI A., FELD M.:** Teoretyczne i doświadczalne podstawy docierania płaszczyzn na docierarkach tarczowych. CPBP 02.04 Zadanie II. Badania zużycia docieraków w aspekcie dokładności wymiarowo-kształtowej docierania płaszczyzn. Politechnika Gdańska 1987. Maszynopis
4. **FISCHER E.:** Rechnerische Optimierung technologischer Faktoren umlaufender Zwanglauf-Planläppmaschinen. Die Technik 1974 nr 9 s.576—582.
5. **FISCHER E.:** Kinematische Optimierung von Zwanglauf-Planläppmaschinen. Werkstatt u. Betrieb 1966 nr 10 s.732—730.
6. **FISCHER E.:** Erfassung der Verschleissverteilung beim Planläppen. Teingerätetechnik 1966 nr 9 s.412—416.
7. **FISCHER E.:** Die Kinematik als Gütekriterium in Verbindung mit der Form des Werkstückes und Werkzeuges beim Lppen. Feingerätetechnik 1964 nr 8 s.341—347.
8. **KUBIK K.:** Badanie docierania płasko-równoległe w układzie planetowym. Praca doktorska. Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny 1964. Maszynopis
9. **KUBIK K.:** Docieranie dwutarczowe w układzie planetowym. W: (Materiały) Krajowa Konferencja Naukowo-Techniczna „Rozwój obróbki ściernej wykańczającej” Łódź — Warszawa 1966 s.47—54.
10. **ORLOV P. N., CHARIVULO A. G.:** Opredelenie ugła ataki pri obrabotke na plaskodovodocnyh stankach. Stanki i Instrument 1971 nr 5 s.26—27.
11. **ORLOV P. N., ČIŽOV A. S.:** Rasčet stabilizovannogo processa dvuchstronnoj dovodki detalej. Mašinostrojenie 1975 nr 2 s.179—183.
12. **ORLOV P. N.:** Iznošivanie poverchnostej pritirov pri dvuchstronnoj dovodke detalej. Mašinostrojenie 1977 nr 2 s.166—170.
13. **ORLOV P. N.:** Osnovnye principy abrazivnoj dovodki detalej. Stanki i Instrument 1977 nr 1 s.33—35.
14. **PSZCZOŁOWSKI W.:** Wpływ niektórych czynników w docieraniu między dwiema tarczami ziarnem związanym na dokładność kształtu i wymiarów przedmiotów walcowych. Praca doktorska. Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny 1971. Maszynopis
15. **SIMPFENDÖRFER D.:** Kinematik des Plan läppens mit zentrischer Wälzanordnung und Zwangsführung. Ind. Anz. 1985 nr 44 s.49—50.

16. **SPUR G. SIMPFENDÖRFER D.:** Simulation der Kinematik des Plan (parallel) läppens. ZwF 1985 nr 7 s.318—324
17. **SPUR G. SIMPFENDÖRFER D.:** Numerische Vorherbestimmung des Werkzeugverschleiss beim Planläppen. VDI-Z 1986 nr 3 s.76—82.
18. **SPUR G. SIMPFENDÖRFER D., TRILK H.:** Rechnergestützte Werkzeugverschleissmessung beim Planläppen. ZwF 1987 nr 1 s.30—34.
19. **UNE A., UENO Y.:** Flatness control lapping (polishing machine. Precision Engineering 1982 vol. 4 nr 2 s.93—99.

Streszczenie

W referacie przedstawiono teoretyczną analizę zużycia tarczy docierarki do płaszczyzn. Ponadto również wyniki badań doświadczalnych zużycia tarczy docierarki Lapmaster 36 przy pięciu położeniach pierścieni prowadzących.

Problems of wear and levelling of lap for the disk lapper to planes

Summary

A theoretical analysis of wear of lapper's disk to planes is presented in the paper. The experimental investigation results of wear of the disk of lapmaster 36 lapping machine at five positions of grinding rings are also given.

Grzegorz Gawlak

WYRÓWNOWAŻANIE ŚCIERNIC W CZASIE ICH EKSPLOATACJI

1. Wprowadzenie

Stan niewyrównoważenia ściernicy podczas jej eksploatacji ulega ciągłym zmianom. Wiele źródeł niewyrównoważenia ściernicy kryje w sobie sam proces szlifowania, zatem ściernica w okresie eksploatacji powinna być wielokrotnie wyrównowazana. Pierwsze wyrównowazanie wykonuje się najczęściej poza szlifierką na urządzeniach do wyrównowazania grawitacyjnego, a następne są realizowane na wirującym wrzecionie bądź to za pomocą przenośnej aparatury do wyrównowazania, bądź też za pomocą specjalnych urządzeń, tworzących konstrukcyjną całość z wrzeciennikiem szlifierki. W referacie zanalizowano eksploatacyjne przyczyny niewyrównowazania ściernicy oraz oceniono urządzenia służące do korekcji tego niewyrównowazania.

2. Przyczyny eksploatacyjnego niewyrównowazania ściernic

Do najważniejszych przyczyn niewyrównowazania, związanych z realizacją procesu szlifowania, należą: nierównomierne zużywanie się ściernicy, spowodowane zróżnicowanym obciążeniem jej twardych i miękkich części, wzrost zawartości materiału obrabianego w porach ściernicy, nierównomierna absorpcja cieczy obróbkowej przez ściernicę, zmiana nierównomierności rozmieszczenia masy ściernicy oraz okresowo przeprowadzane obciążanie ściernicy. Wymienione czynniki tworzą niewyrównowazanie eksploatacyjne u_E , które można wyrazić następującym wzorem:

$$u_E = u_{ob} + u_z + u_m + u_{co} + u_{zr}, \quad (1)$$

gdzie:

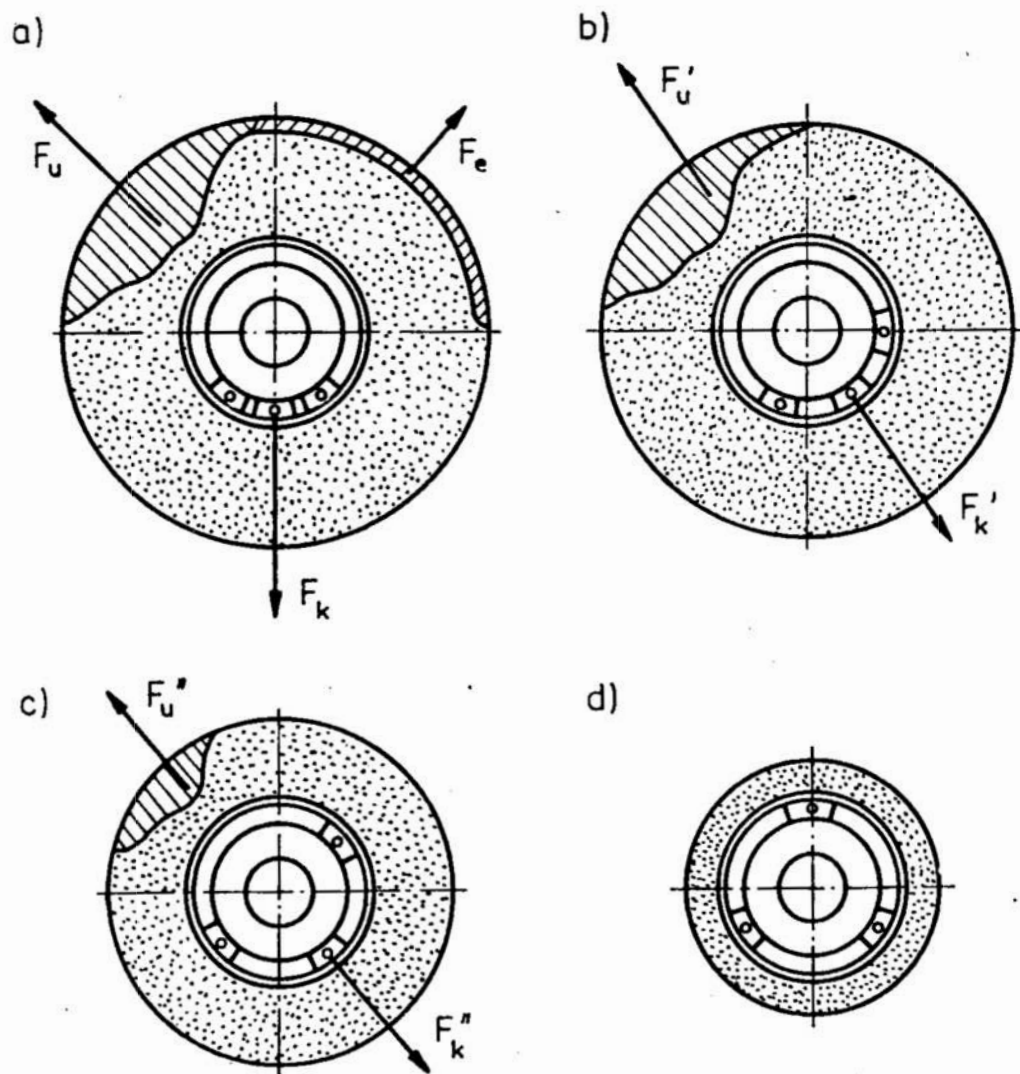
- u_{ob} — niewyrównowazanie spowodowane przez okresowo przeprowadzane obciążanie ściernicy,
- u_z — niewyrównowazanie wywołane nierównomiernym zużywaniem się ściernicy,
- u_m — niewyrównowazanie wywołane wzrostem zawartości materiału obrabianego w porach ściernicy,

- u_{co} — niewyrównoważenie spowodowane nierównomierną absorpcją cieczy obróbkowej przez ściernicę,
 u_{zr} — niewyrównoważenie wywołane zmianą rozmieszczenia masy ściernicy.

W czasie szlifowania ściernica zużywa się intensywnie, co jest przyczyną zmiany jej niewyrównoważenia. Na rysunku 1a pokazano ściernicę, której niewyrównoważenie spowodowane jest nierównomierną gęstością materiału. Z tej przyczyny w czasie wirowania ściernicy powstaje nie zrównoważona siła F_u . Poza tym przyjęto, że powierzchnia ściernicy jest mimośrodowo przesunięta względem środka obrotu, co powoduje powstanie siły odśrodkowej F_e . Przykładowo za pomocą wyrównoważania grawitacyjnego ustala się takie położenie trzech obciążników korekcyjnych, które wywołują wypadkową siłę równoważącą F_k i tym samym spokojną pracę ściernicy. Już po pierwszym obciążeniu ściernicy (rys. 1b) zostaje usunięta jej mimośrodowość i wskutek tego siła F_e już nie występuje. W ten sposób w ściernicy powstaje nowe niewyrównoważenie, które usuwa się mocując obciążniki korekcyjne w innym położeniu. W czasie szlifowania ściernica zużywa się nierównomiernie na obwodzie, tak że z cięższej jej części zostaje usunięta większa masa niż z części lekkiej i dlatego konieczne jest ponowne wyrównoważenie (rys. 1c). Pod koniec okresu eksploatacji ściernicy może okazać się, że wyrównoważyła się ona samoczynnie i wtedy obciążniki korekcyjne powinny być ustawione tak, aby wzajemnie się równoważyły (rys. 1d).

Stwierdzono, że w miarę zmniejszania się średnicy zewnętrznej ściernicy (wskutek jej zużywania się i okresowo przeprowadzonego obciążania) niewyrównoważenie ściernicy wywołane niejednorodnością rozkładu masy będzie się zmniejszało [2].

Zapychanie się porów ściernicy zachodzi przede wszystkim przy szlifowaniu metali ciągliwych, jak np. stali o niskiej zawartości węgla, stopów aluminium, miedzi i jej stopów oraz znajdujących zastosowanie w przemyśle lotniczym stopów o wysokiej wytrzymałości, żarowytrzymałych i odpornych na korozję, a więc głównie stopów na osnowie niklu. Zapychanie się porów ściernicy może nastąpić na skutek bądź to nalepiania się cząsteczek metalu na ziarna ściernic, bądź też mechanicznego zakleszczenia się wiórów w porach ściernicy i mikro-nierównościach ziaren ściernych. W przypadku szlifowania stopów na osnowie niklu przyczyną zapychania się porów ściernicy jest odporność tych stopów na korozję, wykluczająca korodowanie wióra, które tak powszechnie występuje przy szlifowaniu zwykłych metali. Tworzący się wiór z metalu odpornego na korozję łatwo przylega do powierzchni ziaren ściernych, zwłaszcza przy występowaniu powinowactwa chemicznego między materiałami przedmiotu szlifowanego i ściernicy. Niejednorodność wypełniania się porów ściernicy materiałem obrabianym wzrasta w czasie i doprowadza do utraty stabilności procesu szlifowania.



Rys. 1. Zmiana stanu niewyrównowazenia ściernicy w czasie jej eksploatacji
 Fig. 1. Chngne of the wheel unbalance state during its performance

Zmniejszenie niewyrównowazenia ściernicy spowodowanego wypełnianiem się porów ściernicy materiałem obrabianym możliwe jest przez dobre oczyszczenie roboczej powierzchni ściernicy. Osiągnąć to można stosując odpowiednią metodę podawania cieczy obróbkowej, np. strumieniowo-ciśnieniową, ultradźwiękową lub wielokrotnego odbicia.

Kolejną przyczyną niewyrównowazenia ściernicy, związaną z procesem szlifowania, jest nierównomierne absorbowanie cieczy obróbkowej przez ściernicę. Z uwagi na różnej wielkości pory i niejednakowe nasiąkanie spoiwa można powiedzieć, że rozkład cieczy obróbkowej na obwodzie ściernicy w czasie jej ruchu będzie nierównomierny. Z tego względu w procesie szlifowania powstaje niewyrównowazenie, przy którym moduł mimośrodowości może wynosić

50—250 μm [3]. Aby zminimalizować to niewyrównoważenie, trzeba przy włączeniu szlifierki najpierw zamknąć dopływ cieczy obróbkowej, a unieruchomienie ściernicy poprzedzić odwirowaniem zaabsorbowanej cieczy. Przy włączeniu szlifierki powyższe czynności należy wykonać w odwrotnej kolejności.

Z zagadnieniem zapychania się porów ściernicy bardzo ściśle wiąże się metoda podawania cieczy obróbkowej. Jedną z najbardziej efektywnych metod podawania cieczy obróbkowej (zwłaszcza przy szlifowaniu otworów) jest doprowadzanie cieczy przez pory ściernicy. W tym przypadku ciecz pod wpływem siły odśrodkowej przedostaje się od otworu ściernicy do jej powierzchni roboczej. Do poważnych mankamentów tej metody można jednak zaliczyć niedostateczne oczyszczanie cieczy obróbkowej oraz możliwość zapychania się ściernicy od wewnątrz wskutek tego, że pory ściernicy działają jak filtry i nie przepuszczają drobnych cząsteczek znajdujących się w cieczy obróbkowej. Ponadto pory ściernicy nie są jednakowe, a rozmieszczenie ich nosi charakter przypadkowy. W związku z powyższym metoda doprowadzania cieczy obróbkowej przez pory ściernicy staje się jedną z przyczyn niewyrównoważenia eksploatacyjnego.

W celu zmniejszenia tarcia w procesie szlifowania stosuje się niekiedy nasycanie ściernic takimi substancjami, jak: parafina, kwas stearynowy, wosk japoński, alkohol cetylowy, lanolina, spermacet, wosk pszczeli i sterynian ołowiawy. W związku z niejednorodną budową ściernic i zmianami w rozkładzie masy ściernicy w miarę jej zużywania się, substancje te dodatkowo wywołują zmianę stanu niewyrównoważenia.

Z podanego opisu wynika, że z realizacją procesu szlifowania wiąże się szereg przyczyn niewyrównoważenia ściernicy. W związku z tym, ściernica w okresie eksploatacji powinna być wielokrotnie wyrównowazana.

3. Sposoby wyrównowazania ściernic podczas ich eksploatacji

Obecnie znanych jest wiele rozwiązań konstrukcyjnych urządzeń do wyrównowazania, ściernic. Ze względu na miejsce przeprowadzenia procesu wyrównowazania urządzenia te można podzielić na:

- urządzenia umożliwiające wyrównowazanie ściernicy poza szlifierką,
- urządzenia pozwalające wyrównowazyc ściernicę bezpośrednio na wrzecionie szlifierki.

Do pierwszej grupy urządzeń zalicza się wyrównowazarki grawitacyjne (prowadnicowe, tarczowe, kołyskowe) oraz wyrównowazarki kinetostatyczne i dynamiczne, natomiast do drugiej grupy — urządzenia przenośne oraz specjalne urządzenia wbudowane lub zamocowane na szlifierce.

Porównawcze badania różnych sposobów wyrównowazania grawitacyjnego wykazały, że najdokładniejsze jest wyrównowazanie na wyrównowazarkach kołyskowych, w dalszej kolejności na wyrównowazarkach tarczowych i wreszcie na wyrównowazarkach prowadnicowych. Mimo że wyrównowazarki prowadnicowe są najmniej dokładne, to znalazły one najszerze zastosowanie. Główną

zaletą wyrównowazarki prowadnicowej jest prosta jej budowa i związana z tym łatwość wykonania. Najczęściej stosuje się prowadnice walcowe, gdyż w przypadku ich zużycia w jednym miejscu, obraca się je o mały kąt i w ten sposób otrzymuje ponowny kontakt czopa trzpienia z nie uszkodzoną powierzchnią prowadnicy.

Biorąc pod uwagę niezbyt dużą dokładność i stosunkowo długi czas operacji wyrównowazania grawitacyjnego należy stwierdzić, że ten sposób powinien się stosować jedynie do wstępnego wyrównowazania ściernicy, jeszcze przed jej pierwszym założeniem na wrzeciono szlifierki.

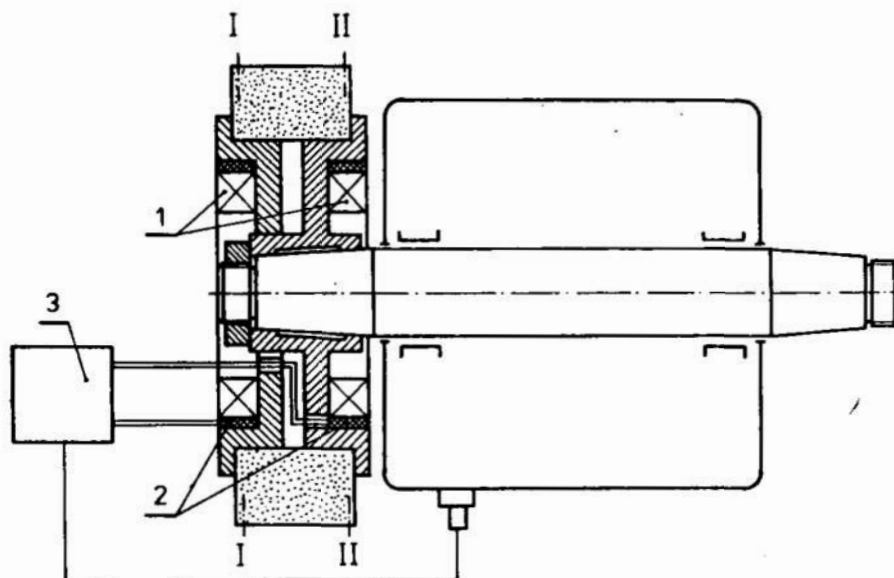
Znacznie większą dokładność i krótszy czas wyrównowazania ściernicy przed jej założeniem na wrzeciono szlifierki można osiągnąć na specjalnych wyrównowazarkach, w których ściernica wykonuje wymuszony ruch obrotowy. W zależności od rozwiązania konstrukcyjnego wyrównowazarki te mogą zapewnić wyrównowazanie kinetostaticzne lub dynamiczne. Wyrównowazanie kinetostaticzne wykonywane jest na wirującej ściernicy i polega na wyznaczeniu i zmniejszeniu wektora głównego niewyrównowazania. Wyrównowazanie dynamiczne przeprowadzane jest w dwóch płaszczyznach. Wyrównowazaniu kinetostaticznemu lub dynamicznemu powinny być w miarę możliwości poddawane wszystkie ściernice przed założeniem na wrzeciono szlifierki. W pierwszej kolejności wymóg ten dotyczy oczywiście ściernic szerokich, a więc np. ściernic do szlifowania bezkłowego oraz ściernic ślimakowych do szlifowania kół zębatach metodą Reishauera. W podobny sposób powinny być również wyrównowazane ściernice składające się z korpusu metalowego i nakładki proszku diamentowego lub regularnego azotku boru. Należy jednak pamiętać, że ten sposób wyrównowazania nie usuwa niewyrównowazania powstałego po zamontowaniu ściernicy na wrzecionie szlifierki oraz niewyrównowazania eksploatacyjnego. Oznacza to, że wyrównowazanie ściernicy na wrzecionie jest niezbędne.

Spośród urządzeń do wyrównowazania ściernicy zamocowanej na wrzecionie szlifierki, najbardziej rozpowszechnione są aktualnie urządzenia przenośne. Związane to jest ze stosunkowo niskim kosztem tych urządzeń oraz ich uniwersalnością, umożliwiającą wyrównowazanie za pomocą jednego urządzenia ściernic zamocowanych na wielu szlifierkach. Zasadniczą wadą urządzeń przenośnych jest skomplikowana i czasochłonna procedura wyrównowazania ściernicy. Stąd też kierunkiem rozwojowym w zakresie eksploatacyjnego wyrównowazania ściernic są urządzenia wbudowane lub ewentualnie zamocowane na szlifierce.

Przeprowadzona w pracy [1] ocena urządzeń do eksploatacyjnego wyrównowazania ściernic pozwala na stwierdzenie, że stosowane obecnie urządzenia nie odpowiadają pod wieloma względami stawianymi im wymaganiom. Stanowią one bowiem skomplikowane konstrukcje, złożone z wielu elementów koniecznych do otrzymania wysokiej dokładności. Duża liczba części składowych powoduje, że są one kosztowne, a ponadto stanowią źródło wielu błędów wykonania i działania. Po stosunkowo krótkim czasie pracy urządzenia te

ulegają uszkodzeniu i są niezdatne do właściwego wykonywania swoich zadań. Ponadto zdecydowana większość urządzeń umożliwia tylko jednopłaszczyznową korekcję stanu niewyrównowazenia, wskutek czego nie są one zdolne do usunięcia niewyrównowazenia dynamicznego.

W związku z tym, że obecnie znane urządzenia do wyrównowazania ściernic nie spełniają wielu wymogów, autor opracował nowe urządzenie [4], którego schemat przedstawiono na rysunku 2. Urządzenie to umożliwia automatyczne



Rys. 2. Urządzenie do samowyrównowazania ściernicy [4].

Fig. 2. Appliance for the wheel self-balance

i dynamiczne wyrównowazenie ściernicy. Masę korekcyjną stanowi w nim niskotopliwy stop Wooda, który znajduje się w dwóch pierścieniowych komorach (1), wokół tych komór umieszczone są elementy grzejne (2). Działanie urządzenia jest następujące. Jeśli dopuszczalna amplituda drgań wrzeciennika ściernicy zostanie przekroczona, wówczas układ sterowania (3) odpowiednio reguluje dopływ prądu do elementów grzejnych (2) w każdej z dwóch płaszczyzn korekcji I—I i II—II. Wskutek wydzielonego ciepła stop Wooda topi się i przemieszcza w komorach (1) w lżejsze miejsce zespołu wrzecionowego. Z kolei dopływ prądu zostaje odłączony i stop ulega skrzepnięciu. Czas wyrównowazania za pomocą tego urządzenia wynosi ok. 1 min. Proces samowyrównowazania jest zautomatyzowany i może być realizowany w przerwach między szlifowaniem kolejnych przedmiotów.

4. Podsumowanie

Przedstawione przyczyny eksploatacyjnego niewyrównowazenia ściernic mają uświadomić użytkownikom ściernic konieczność ich częstego wyrównowazania. Spośród analizowanych urządzeń do wyrównowazania ściernic najskuteczniejsze są urządzenia wbudowane lub zamocowane na szlifierce. W związku z tym, że znane dotychczas urządzenia posiadają szereg wad, zaleca się stosowanie nowego urządzenia do samowyrównowazania ściernic.

LITERATURA

1. **GAWLAK G.:** Synteza zjawisk mechanicznych związanych z procesem wyrównowazania układów wirnikowych ze szczególnym uwzględnieniem ściernic, Rozprawa habilitacyjna (praca oddana do druku).
2. **KALISZER H., TRMAL' G.:** Apparent run out of the grinding wheel periphery and its effect on surface topography. Proc. 13th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Birmingham 1972.
3. **ŁACZKOWSKI R.:** Wyważanie elementów wirujących, WNT, Warszawa 1979.
4. Opis patentowy, 139357, PL. Zgłosz. P 240 309 z 1983-01-25. Urządzenie do automatycznego dynamicznego wyrównowazania mas wirujących zwłaszcza wrzecion szlifierskich. Politechnika Poznańska, Poznań, PL. Twórca: G. Gawlak.

Streszczenie

W referacie przeanalizowano eksploatację przyczyny niewyrównowazania ściernic oraz oceniono urządzenia służące do korekcji z tego niewyrównowazania. Wykazano, że do niewyrównowazania ściernic najskuteczniejsze są urządzenia wbudowane lub zamocowane na szlifierce

Balancing of grinding wheels during their performance

Summary

Operating reasons for an unbalance of wheels have been analysed in the report, as well as appliances serving to correct the unbalance have been evaluated. It is proved that the most effective are the appliances built in or fixed on the grinders.

Marian Kordek
Janusz Partyka
Marek Wójczyk
Zofia Paszkiewicz
Piotr Izak

**NOWE SPOIWA DO SiC.
WPLYW DODATKU WYBRANYCH TLENKÓW
NA PARAMETRY MECHANICZNE TWORZYWA
NA SPOIWO DO SiC**

1. Wprowadzenie

Do łączenia ziaren SiC stosuje się spoiwa [3, 4], o własnościach odnoszących się do porcelany miękkiej [1]. Charakter tych spoiw podyktowany jest między innymi reaktywnością spoiwa z SiC, zależną od składu tlenkowego spoiwa, temperatury wypalania narzędzi, lepkości, zwilżalności i agresywności spoiwa w temperaturze wypalania. Stosowane w tej pracy spoiwa mają przybliżony skład, leżący w polu krystalizacji mulitu (układy: $K_2O - Al_2O_3 - SiO_2$ lub $Na_2O - Al_2O_3 - SiO_2$ [6, 7]). Z uwagi na możliwość rozkładu SiC oraz zajścia wtórnych reakcji z produktami utleniania, spoiwa winny zawierać przewagę tlenków kwaśnych, zwiększających napięcie powierzchniowe powstającego stopu skaleniowego. W związku z powyższym oraz w oparciu o dane literaturowe i prace wstępne, przy wyborze spoiwa podstawowego przyjęto założenie, wg którego zawartość alkaliu nie powinna przekroczyć 9% wagowych, przy czym stosunek $K_2O/Na_2O = 3,5$, natomiast zawartość SiO_2 winna być w granicach ok. 70% wag., a Al_2O_3 ok. 20% wag. [6, 7].

2. Badania i wyniki

Przyjęty skład racjonalny spoiwa podstawowego, obliczony w oparciu o powyższe założenia, przedstawia się następująco:

substancja ilasta	22% wag.
skaleń	45% wag.
kwarc	33% wag.

Spoiwo zestawiono przy użyciu surowców: glina Bolko, glina Jarosów, bentonit Milowice, skaleń Strzeblów, skaleń Alavus, piasek kwarcowy. Do spoiwa podstawowego wprowadzono tlenki modyfikujące (B_2O_3 , CaO, Li_2O , MgO, MnO_2) w ilościach:

B_2O_3	— 1, 4, 7% wag.
CaO	— 2, 4, 7% wag.
Li_2O	— 0,5 2, 5, 8% wag.
MgO	— 0,5 1, 1,5% wag.
MnO_2	— 0,5 1, 1,5% wag.

(w zestawie powyżej 100%).

Zestawy zmielono do pozostałości 2% na sicie 0,06 mm, wyprasowano pastylki, które następnie wypalono w elektrycznym piecu laboratoryjnym w temperaturze 1593 K, z półgodzinnym przetrzymaniem w maksymalnej temperaturze. Następnie określono stopień spieczenia oraz dokonano oceny makro- i mikroskopowej otrzymanych tworzyw. Na tej podstawie odrzucono spoiwa, które uległy nadmiernemu spieczeniu (za duży udział fazy szklistej) lub uległy spęcznieniu. Do dalszych badań wytypowano spoiwo zawierające dodatki w ilościach:

B_2O_3	— 1, 4, 7% wag.
CaO	— 2% wag.
Li_2O	— 0,5% wag.
MgO	— 0,5 1,5% wag.
MnO_2	— 0,5 1,5% wag.

W dalszym etapie przygotowano zestawy mas na ściernice, mieszając posiadane modyfikowane spoiwa z ziarnem SiC (nr 36) oraz dekstryną jako lepiszczem. W składach mas zachowano stałe stosunki ziarna do spoiwa do lepiszcza. Następnie zachowując jednakowe naważki i warunki prasowania uformowano kształtki, (belki o wymiarach 20 x 20 x 200 mm i krążki $\varnothing 55$ mm, $h=20$ mm), które po wysuszeniu na wolnym powietrzu, wypalono w temperaturze 1593 K z półgodzinnym przetrzymaniem w maksymalnej temperaturze. Na wypalonych kształtkach przeprowadzono następujące badania:

- dynamicznego modułu Younga [5] (tablica 1, rysunek 1),
- wytrzymałości mechanicznej na zginanie [6, 7] (tablica 2),
- twardości wg Nortona [6, 7] (tablica 2).

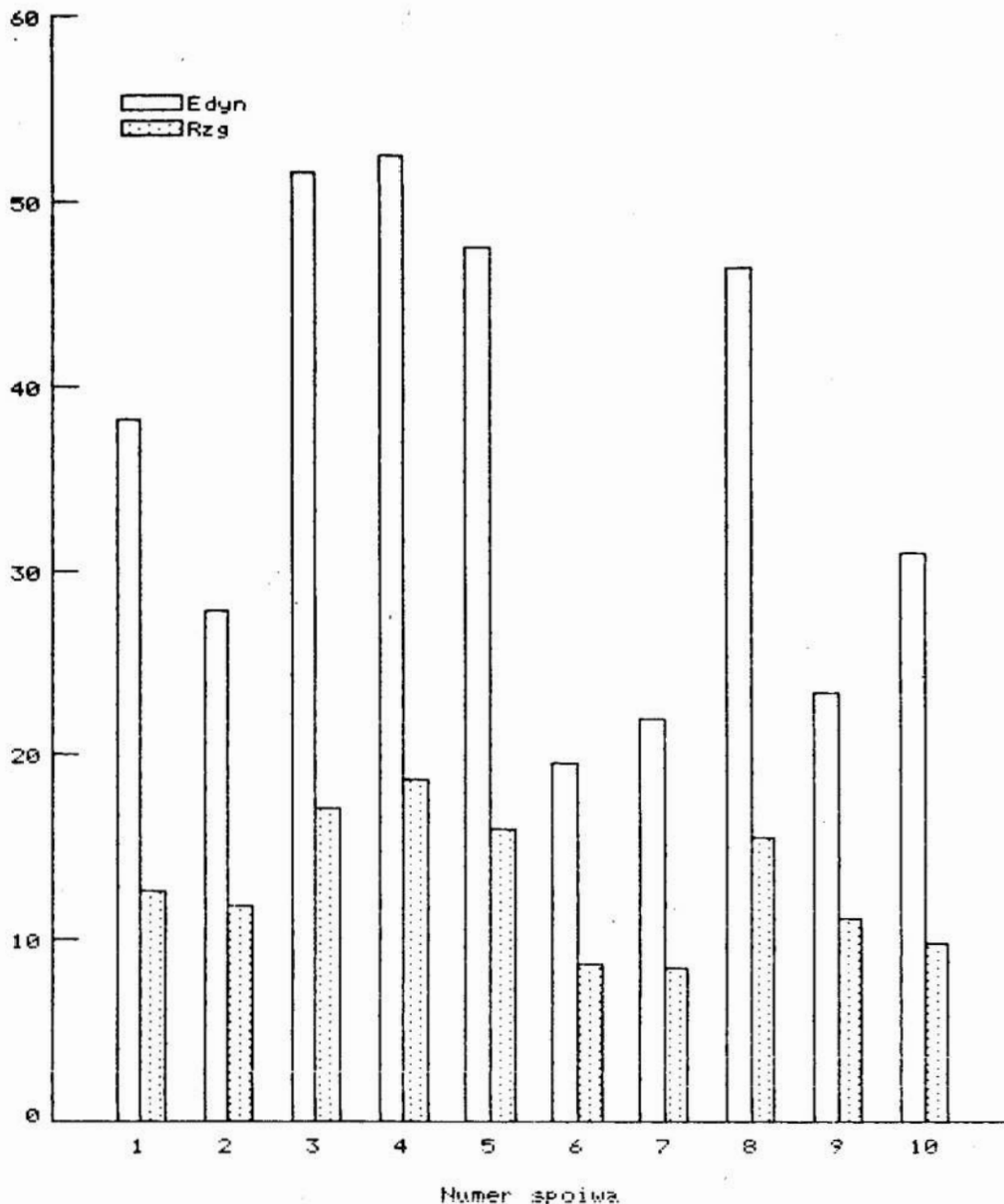
Tablica 1. Oznaczenie dynamicznego modułu Younga
Table 1. Designation of dynamic Young's modulus

Oznaczenie	Rodzaj dodatku	Wielkość % wag.	Gęstość (kg/m ³) x 10 ³	E _{dyn} (MPa) x 10 ³
P 0	—	—	1,961	38,171 ± 1,367
P 1	B ₂ O ₃	1,0	1,841	27,772 ± 1,154
P 2	B ₂ O ₃	4,0	1,936	51,573 ± 3,638
P 3	B ₂ O ₃	7,0	1,896	52,432 ± 3,113
P 4	CaO	2,0	1,876	47,446 ± 1,629
P 5	MgO	0,5	1,959	19,612 ± 3,821
P 6	MgO	1,0	1,894	21,956 ± 3,949
P 7	Li ₂ O	0,5	1,911	46,407 ± 2,763
P 8	MnO ₂	0,5	1,923	23,398 ± 1,628
P 9	MnO ₂	1,0	1,935	31,006 ± 4,641

Tablica 2. Wytrzymałość mechaniczna na zginanie, twardość wg Nortona.
Table 2. Mechanical bending strength, hardness in accordance to Norton

Oznaczenie	Rodzaj dodatku	Wielkość dodatku (% wag.)	R _{zg} (MPa)	Twardość wg Nortona
P 0	—	—	12,62 ± 2,63	O
P 1	B ₂ O ₃	1,0	11,89 ± 1,55	M
P 2	B ₂ O ₃	4,0	17,11 ± 2,36	Q
P 3	B ₂ O ₃	7,0	18,67 ± 3,02	R
P 4	CaO	2,0	16,05 ± 2,22	Q
P 5	MgO	0,5	8,72 ± 1,02	P
P 6	MgO	1,0	8,43 ± 1,32	K
P 7	Li ₂ O	0,5	15,60 ± 0,71	Q
P 8	MnO ₂	0,5	11,19 ± 1,69	N
P 9	MnO ₂	1,0	9,78 ± 2,57	Q

E_d [MPa $\times 10^3$], R_{zg} [MPa]



3. Podsumowanie

Uzyskane wyniki wskazują, że modyfikowanie spoiw do SiC tlenkami B_2O_3 , Li_2O , CaO , MgO i MnO_2 pozwala regulować parametry wytrzymałościowe, tj. wytrzymałość mechaniczną na zginanie oraz twardość narzędzi ściernych. Tlenki MgO i MnO_2 powodują znaczny, do ok. 35% spadek wytrzymałości mechanicznej na zginanie, przy niewielkich zmianach twardości ściernic. Wpływ ten jest zauważalny już przy niewielkich dodatkach rzędu 0,5% wag. Tak duża wrażliwość na zmiany zawartości tlenków MgO i MnO_2 jest niekorzystnym zjawiskiem, a zwłaszcza MgO , który występuje w wielu surowcach ceramicznych, a jego zawartość waha się w dość szerokich granicach, nawet w tym samym złożu. Tlenki CaO i Li_2O powodują wzrost wytrzymałości mechanicznej na zginanie o ok. 23% i twardości o dwa stopnie w skali Nortona. Największy wpływ posiada B_2O_3 , którego dodatek w ilości 4 i 7 % wag. podwyższa

wytrzymałość mechaniczną na zginanie odpowiednio o około 30 i 36 %, a twardość o 2—3 stopnie w skali Nortona. Podobne zależności obserwuje się przy oznaczaniu modułu Younga metodą ultradźwiękową. Obserwuje się również pewną korelację pomiędzy zmianami wytrzymałości mechanicznej na zginanie a zmianami modułu dynamicznego E.

Podwyższenie parametrów mechanicznych tłumaczyć można w przypadku tlenków Li_2O i B_2O_3 zwiększeniem zawartości fazy ciekłej w temperaturze wypalania, spowodowane ich własnościami szkłotwórczymi i obciążającymi temperaturę topnienia (silne topnienie), natomiast w przypadku CaO zwiększeniem lepkości i twardości utworzonej fazy ciekłej.

LITERATURA

1. AWGUSTINIK A. J.: Ceramika, Arkady W-wa 1980.
2. DEREŃ J. i inni: Chemia ciała stałego, PWN, W-wa 1977.
3. JANKOWSKI — SKUPIŃSKI: Materiały i wyroby ściernie, WNT W-wa 1966.
4. WOŹNIAK K.: Wyroby ściernie, PWN, W-wa 1983.
5. PIEKARCZYK J.: Prędkość propagacji fal ultradźwiękowych w materiałach ceramicznych, V Symp. Ceramiki, Serock 1984.
6. BORUTA-JURA B.: praca dyplomowa, AGH (nie publikowana).
7. Sprawozdanie z pracy badawczej: „Dobór krajowych surowców do spoiw ceramicznych i opracowanie spoiw ceramicznych”. AGH Kraków, 1986 (nie publikowane).

Streszczenie

Artykuł ten stanowi wycinek szeroko zaplanowanych prac, prowadzonych w Zakładzie Ceramiki Szlachetnej Międzyresortowego Instytutu Materiałów Budowlanych i Ogniotrwałych Akademii Górniczo-Hutniczej, mających na celu opracowanie nowych spoiw, opartych na krajowych surowcach, do narzędzi z SiC.

Do spoiwa o określonym składzie wprowadzono dodatkowo tlenki: B_2O_3 , CaO , MgO , Li_2O , MnO_2 . Określono ich wpływ na właściwości mechaniczne wypalonego tworzywa. Stwierdzono, że możliwe jest, w ten sposób, regulowanie w szerokim zakresie parametrów mechanicznych spoiwa do SiC.

New bonds to SiC. the effect of dope of some oxides on the mechanical paramerers of stuff used for binder to SiC

Summary

The paper describes a part of broadly planned works conducted in the Precious Ceramics Division of the Interdepartmental Institute of Building Materials and Refractories of the Academy of Mining and Metallurgy, having in mind to elaborate new bonds, based on the domestic raw materials, to control in a wide range the mechanical properties, for tools of SiC.

B_2O_3 , CaO , MgO , Li_2O , MnO_2 oxides have been introduced additionally to a bond of determined composition. Their effect on the material properties of the burnt material has been determined. It was stated that it is possible this way to control in a wide the machanical parameters of the bond to SiC.

Marian Kordek
Janusz Partyka
Marek Wójczyk

WYBRANE WŁASNOŚCI SZKIEŁ Z UKŁADU $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ NA SPOIWA DLA MATERIAŁÓW SUPERTWARDYCH

1. Wstęp

Badania własności szkieł są od wielu lat problemem podejmowanym w różnorodnych ośrodkach badawczych, a uzyskiwane wyniki stanowią wiele praktycznych zastosowań w różnych gałęziach przemysłu. W przemyśle ceramicznym szkła posiadają bardzo szerokie zastosowanie, a jednym z nich jest wykorzystanie ich jako spoiw lub składników spoiw w ściernictwie. W niniejszym opracowaniu przedstawiono wyniki badań wybranych własności pięciu szkieł pochodzących z układu $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$, z przeznaczeniem ich jako składników podstawowych w spoiwach do narzędzi ściernych z materiałów supertwardych. Zakres pracy obejmował syntezę szkieł oraz wykonanie pomiarów ich gęstości metodą pikometryczną, temperatury mięknięcia przy zastosowaniu mikroskopu wysokotemperaturowego, lepkości w temperaturze 800°C określonej metodą spływu, termicznej analizy różnicowej (DTA) oraz wytrzymałości mechanicznej na zginanie kształtek modelowych, wykonanych przy użyciu czarnego SiC.

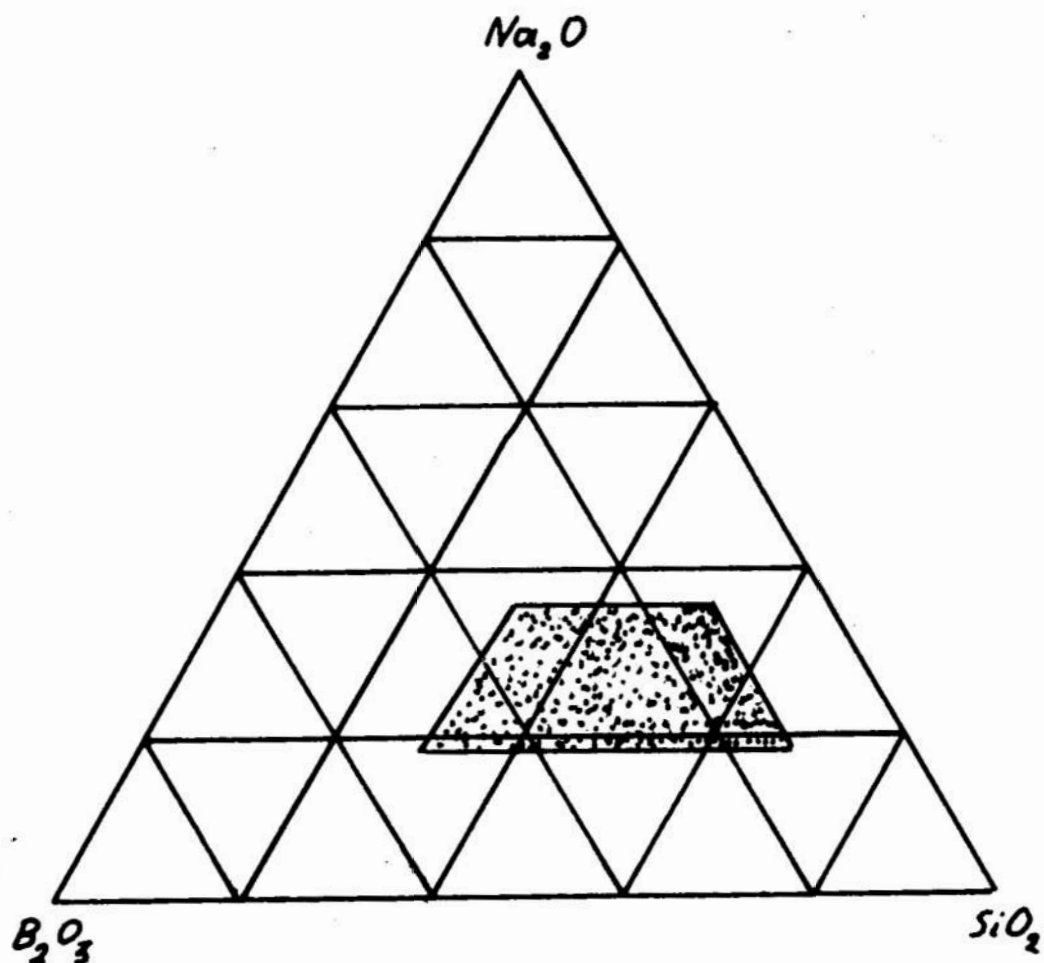
2. Przygotowanie materiału badawczego

Składy pięciu badanych szkieł wybrano na podstawie przeprowadzonej analizy układu trójskładnikowego $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ [1—3], a głównym kryterium doboru był skład fazowy oraz temperatura topnienia zestawu. Szkła oznaczono kolejnymi symbolami od NES 1 do NBS 5, a zawartość poszczególnych składników wahała się w granicach:

Na_2O — 20 ÷ 34% wag.

B_2O_3 — 17 ÷ 45% wag.

SiO_2 — 34 ÷ 62% wag.



Rys. 1. Obszar występowania spoiw typu NBS w układzie trójskładnikowym $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$
 Fig. 1. Area of NBS bonds of $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ system

Na rysunku 1 przedstawiono obszar, z którego pochodzą wszystkie podane składy szkła. Zestawy surowcowe sporządzono w oparciu o następujące surowce. H_3BO_3 (kwas borowy), Na_2CO_3 (węgiel sodu), SiO_2 (dwutlenek krzemu — bezpostaciowy). Wszystkie szkła frytowano, a uzyskane fryty mielono na sucho aż do przejścia całej ilości przez sito 0,063 mm. Tak przygotowane szkła poddano dalszym badaniom. Wszystkie wyniki poddano analizie statystycznej wyznaczając średnie z pomiarów z przedziałem ufności na poziomie 5% [4, 5].

3. Wyniki badań

Gęstość szkieł oznaczono metodą pikometryczną, zgodnie z normą PN-64/H-04184, stosując jako ciecz pikometryczną ksylen, a wartości gęstości obliczono na podstawie wzoru:

$$g = \frac{(m_2 - m_1) \cdot g_c}{(m_2 - m_1) - (m_4 - m_3)}$$

gdzie:

m_1 — masa pikometru [g]

m_2 — masa pikometru ze szkłem [g]

m_3 — masa pikometru z cieczą [g]

m_4 — masa pikometru z cieczą i proszkiem [g]

g_c — gęstość cieczy (ksylenu) w temp. 25°C [g/cm³]

Uzyskane wyniki przedstawiono w tabelicy 1.

Tabela 1. Gęstości szkieł z układu $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$

Table 1. Densities of glasses of $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ system

Rodzaj szkła	Gęstość [g/cm ³]
NBS 1	2,4022 ± 0,0037
NBS 2	2,4221 ± 0,0039
NBS 3	2,3849 ± 0,0018
NBS 4	2,3686 ± 0,0023
NBS 5	2,1676 ± 0,0011

Na podstawie uzyskanych wyników można wszystkie szkła zaliczyć do grupy szkieł lekkich. Zmiana zawartości składników w większości przypadków zmienia gęstość w niewielkich granicach. Jedynie w przypadku szkła NBS 5 uzyskano wartość wyraźnie niższą od pozostałych. Jest to szkło zawierające najwięcej B_2O_3 , przy niskich zawartościach Na_2O i SiO_2 .

Do badań temperatury topnienia wykorzystano mikroskop wysokotemperaturowy produkcji firmy Carl-Zeiss-Jena NRD, rejestrując temperatury charakterystyczne wszystkich szkieł. Za temperaturę topnienia (T_p) przyjęto temperaturę, przy której próbka przybiera kształt półkuli. Wyniki oznaczeń przedstawiono w tabelicy

Tablica 2. Temperatura topnienia (T_p) oraz lepkość szkieł z układu $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$
 Table 2. Melting point (T_p) and viscosity of glasses of $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ system

Rodzaj szkła	Temperatura topnienia ($^{\circ}C$)	Długość spływu	
		w temp. $800^{\circ}C$ (mm)	w temp. $850^{\circ}C$ (mm)
NBS 1	750	20	108
NBS 2	680	105	całkowicie
NBS 3	835	2	25
NBS 4	755	13	102
NBS 5	810	35	72

Temperatura topnienia szkieł zależy głównie przede wszystkim od składu: SiO_2 podwyższa temperaturę topnienia, natomiast B_2O_3 i Na_2O obniża. Najwyższą temperaturę topnienia posiada szkło NBS 3, zawierające w porównaniu do pozostałych szkieł najwięcej SiO_2 , a najniższą szkło NBS 2, zawierające najwięcej Na_2O . Z tablicy wynika, że składnikiem najmocniej obniżającym temperaturę topnienia jest Na_2O . B_2O_3 jest również silnym topnikiem, ale jego działanie zależne jest od obecności Na_2O (np. w szkłe NBS 5 sumaryczna zawartość Na_2O i B_2O_3 jest najwyższa z badanych szkieł, a temperatura topnienia jest wysoka i nieco wyższa od temperatury topnienia szkła NBS 3)

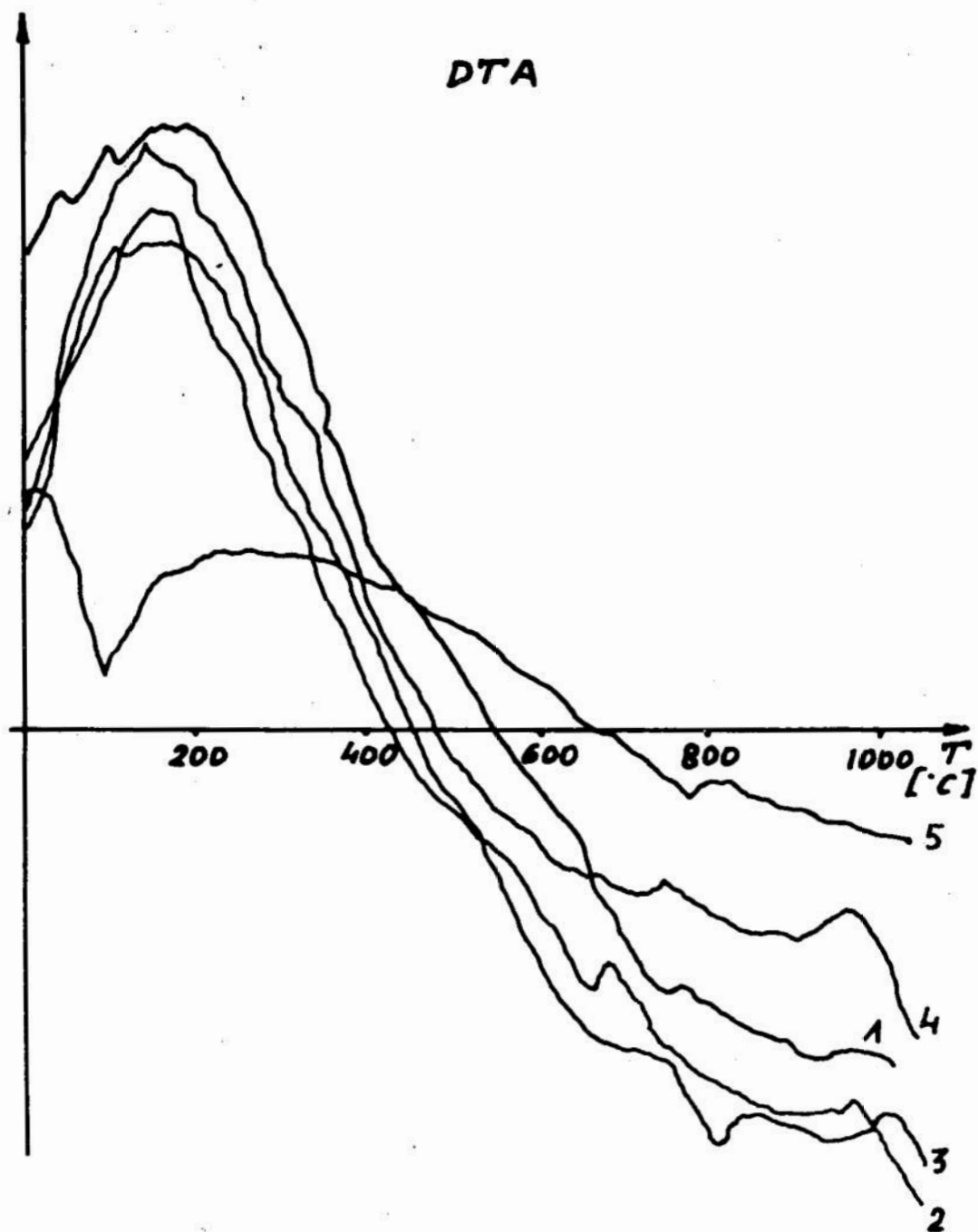
Do oceny lepkości wykorzystano prostą metodę pomiaru spływu pastylki szkła na płytce porcelanowej w podwyższonej temperaturze. Metoda ta pozwala porównać lepkość szkieł pomiędzy sobą oraz przewidzieć zachowanie się szkieł w spoiwach w czasie wypalania narzędzi ściernych. Pomiar przeprowadzono w temperaturze $800^{\circ}C$ i $850^{\circ}C$, a wartości średnie spływu umieszczono w tablicy 2. Dwa najważniejsze czynniki wpływające na lepkość (długość spływu) to skład chemiczny oraz temperatura pomiaru. Alkalia (Na_2O) zmniejszają lepkość szkieł, tlenek boru również, ale tylko w wysokich temperaturach. W temperaturach niskich oraz przy niskich zawartościach B_2O_3 jego wpływ może być przeciwny. SiO_2 zwiększa lepkość w całym zakresie temperatur. Najwyższą lepkość z badanych szkieł posiada szkło NBS 3, zawierające najwyższą zawartość SiO_2 . Szkła NBS 1 i NBS 2 zawierają zbliżone zawartości SiO_2 , ale lepkości ich znacznie odbiegają od siebie, a różnice te wynikają ze zmiennej zawartości B_2O_3 i Na_2O . Natomiast szkła NBS 3 i NBS 5 zawierają zbliżoną zawartość Na_2O , a różnice lepkości związane są ze zmienną zawartością SiO_2 oraz B_2O_3 .

Termiczna analiza różnicowa

Badania przeprowadzono przy zastosowaniu derywatografu systemu Paulik — Paulik produkcji węgierskiej, przy następujących warunkach:

- masa próbek — 200—250 mg,
- szybkość grzania — $10^{\circ}C/min$,
- maksymalna temperatura — $1000^{\circ}C$.

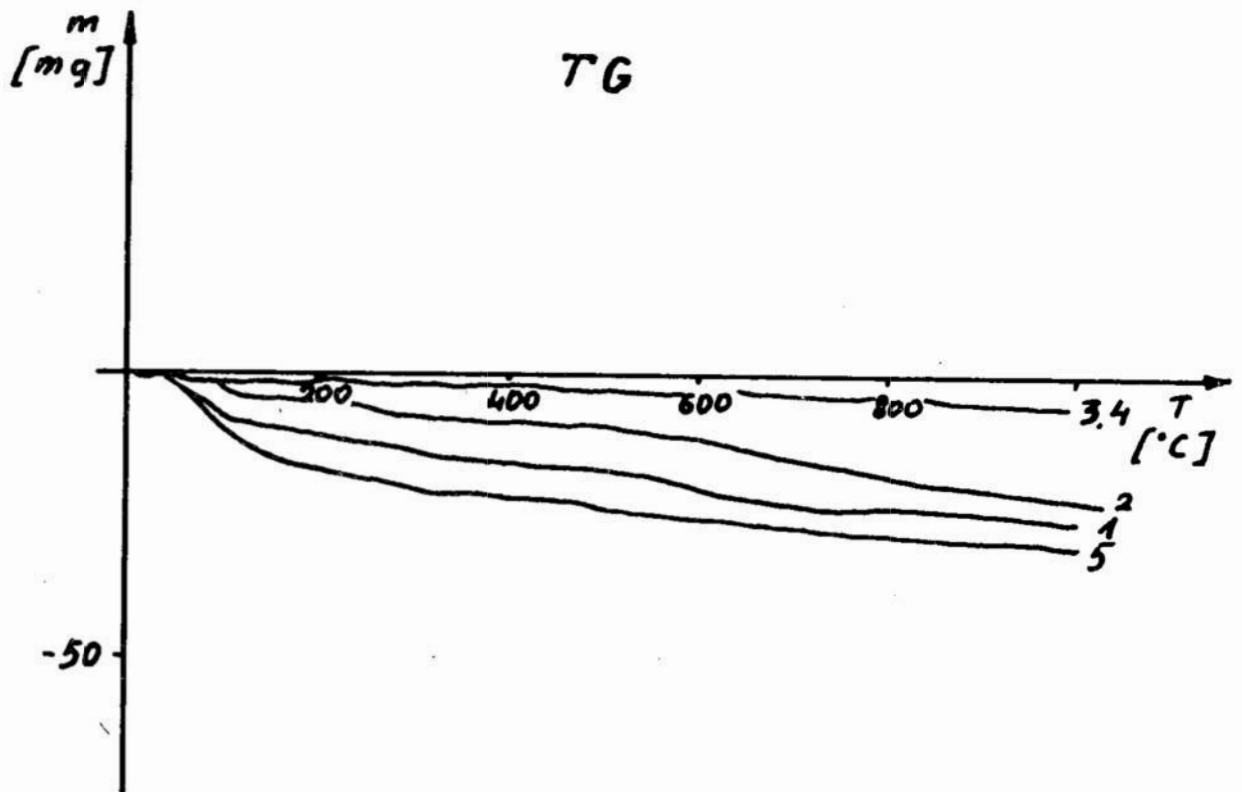
Pomiary przeprowadzono w atmosferze powietrza w tyglach alundowych. Krzywe DTA badanych szkieł przedstawiono na rys 2. Krzywe termogravimet-



Rys. 2. Krzywe termogravimetryczne DTA spoiw NBS 1 ÷ 5.

Fig. 2. DTA thermogravimetric curves of NBS bonds 1 ÷ 5

ryczne (TG) przedstawia rysunek 3. Przedstawione krzywe DTA i TG szkieł NBS 1 i NBS 2 nie wykazują większych istotnych różnic. Krzywa DTA szkła NBS 5 posiada wyraźny pik endotermiczny w temperaturze ok. 100°C, czemu towarzyszy ubytek masy na krzywej TG, co może świadczyć o własnościach hydrofilowych tego szkła i oddawaniu wody w podanej temperaturze.



Rys. 3. Przebieg zmian masy (TG) w funkcji temperatury spoiw NBS 1 ÷ 5.

Wytrzymałość mechaniczna na zginanie

Badaniom mechanicznym poddano belki o wymiarach 110x10x7 mm zaformowane w prasie hydraulicznej. Z braku odpowiedniego ziarna supertwardego do prób użyto czarny SiC. Masy zawierały:

- ziarno SiC (nr 36) — 83% wag.
- spoiwo (badane szkło) — 14% wag.
- plasyfikator (lepiszcze organiczne) — 3% wag.

Uformowane beleczki wypalano w temperaturach 750 i 850°C z przetrzymaniem w maksymalnej temperaturze przez 1 godzinę. Badania wytrzymałości mechanicznej na zginanie przeprowadzono na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej, a wyniki obliczono z zależności:

$$R_{zg} = \frac{0,15 \cdot F \cdot r \cdot l}{b \cdot h^2}, [MPa]$$

gdzie:

F — działająca siła [N],

r — ramię działania siły [m],

l — odległość między podporami [m],

h — wysokość próbki w miejscu załamania [m],

b — szerokość próbki w miejscu załamania [m].

Uzyskane wyniki, wartości średnie przedstawiono w tabelicy 3.

Tablica 3. Wytrzymałość mechaniczna na zginanie narzędzi ściernych z SiC.

Table 3. Mechanical bending strength of SiC abrasive tools

Rodzaj szkła (spoiwa)	Wytrzymałość mechaniczna na zginanie (MPa)		
	po wysuszeniu	po wypaleniu w 750°C	po wypaleniu w 850°C
NBS 1	3,565 ±0,066	12,41 ±0,142	25,818 ±0,16
NBS 2	3,744 ±0,032	17,398 ±0,103	35,135 ±0,145
NBS 3	2,191 ±0,043	3,357 ±0,035	26,677 ±0,117
NBS 4	4,102 ±0,019	18,679 ±0,103	33,461 ±0,142
NBS 5	3,955 ±0,052	29,341 ±0,121	34,732 ±0,153

Wytrzymałość mechaniczna na zginanie po wysuszeniu dla wszystkich próbek jest na zbliżonym poziomie. Decydującą rolę odgrywa tutaj typ lepiszcza organicznego oraz ciśnienie prasowania. Próbki po wypaleniu w tem. 750°C posiadają bardzo zróżnicowaną wytrzymałość. Podana temperatura jest np. zbyt niska dla szkieł NBS 3. Najwyższą wytrzymałość osiągnięto natomiast dla szkła NBS 5 (pomimo wysokiej temperatury topnienia, szkło to ulega dobremu spieczeniu w podanej temperaturze). Wzrost temperatury do 850°C daje bardzo korzystne rezultaty. We wszystkich przypadkach uzyskano wyraźny wzrost wytrzymałości, szczególnie dla szkła NBS 3. Najwyższe wartości R_{z2} stwierdzono dla szkieł NBS 2, NBS 4 i NBS 5, a więc szkieł zawierających najwyższe zawartości dodatków $Na_2O + B_2O_3$ i przy niższych zawartościach SiO_2 .

4. Wnioski

1. Uzyskane szkła z układu $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ należą do grupy szkieł lekkich, których gęstość waha się w granicach $2,1676 \div 2,4221 \text{ g/cm}^3$.
2. Temperatura topnienia szkieł typu NBS zależy głównie od zawartości SiO_2 (który podwyższa T_f) oraz Na_2O (obniża T_f).
3. Lepkość szkieł typu NBS zależy od temperatury oraz od składu chemicznego (SiO_2 podwyższa lepkość, Na_2O i B_2O_3 obniżają lepkość szkieł).
4. Wytrzymałość mechaniczna na zginanie kształtek uformowanych z SiC zależna jest od temperatury wypalania kształtek oraz od składu chemicznego szkieł (spoiw) — $Na_2O + B_2O_3$ podwyższają wytrzymałość próbek.

LITERATURA

1. LEVIN E. M., ROBINS C. R. — Phese Diagrams for Ceramics, The Amer. Cer. Soc. Inc., N. York 1969.
2. LEVIN E. M., ROBINS C. R. — Phese Diagrams for Ceramics, ibid N. York 1969.
3. COOLEY B. A., JUCHEM H. O. — prywatna korespondencja.
4. KLAUZ B. — praca dyplomowa, niepublikowana.
5. POLAŃSKI Z. — Metodyka badań doświadczalnych, Politechnika Krakowska, Kraków 1981.

Streszczenie

W referacie przedstawiono wyniki badań wybranych własności pięciu szkieł pochodzących z układu $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$, z przeznaczeniem ich jako składników podstawowych w spoiwach do narzędzi ściernych z materiałów supertwardych.

Selected properties of glasses of $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ system as bonds for superhard materials

Summary

The investigation results of selected properties of the five glasses coming of $Na_2O-B_2O_3-SiO_2$ system, with their anticipated appointment as basic components for bonds to abrasive tools of superhard materials, have been presented in the report.

Marian Kordek
Janusz Partyka

ŚCIERALNOŚĆ MONOKRYSTAŁÓW KORUNDU DOMIESZKOWANYCH CHROMEM NA PŁASZCZYZNACH (0001) I $\{11\bar{2}0\}$

1. Wprowadzenie

Współczesny przemysł ścierny dostarcza szereg różnych materiałów ściernych, w ramach których występują całe rodziny ścierniw o różnych własnościach. Jedną z grup materiałów ściernych, posiadającą ogromne znaczenie w przemyśle, to ścierniwo na bazie korundu (tlenku glinu AL_2O_3). Należą do tej grupy takie materiały jak: elektrokorund zwyczajny, elektrokorund szlachetny, elektrokorundy modyfikowane, elektrokorundy sferyczne, monokorund oraz korundowe materiały spiekane. W kraju do tej pory produkowane są jedynie elektrokorund szlachetny i zwyczajny.

Jednym z obiecujących materiałów ściernych na bazie korundu jest monokorund, stosowany od szeregu lat przez czołowe firmy światowe obróbki specjalnej. Monokorund produkowany jest metodą tlenkową — siarczkowego wytopu, polegającą na topieniu boksytów w obecności pirytu. W porównaniu do elektrokorundu charakteryzuje się wyższą izometrycznością ziaren oraz wyższą mikrotwardością i wytrzymałością mechaniczną. Skład chemiczny zależy od sposobu wytwarzania, ale porównywalny z elektrokorundem szlachetnym. Ziarna o wielkości 0,05 - 1,5 mm są silnie zdefektowane oraz niemożliwe do zorientowania w przestrzeni. Z tych względów, do celów badawczych wykorzystuje się zwykle monokrystały korundu, wyprodukowane metodą Vevnenile'a, jako modele ziarna monokorundowego.

O wyborze takiego postępowania decydują specyficzne, zbliżone do monokorundu, właściwości monokrystałów korundu, otrzymywane tą metodą, tj. silne zdefektowanie, obecność wewnętrznych naprężeń przy istniejącej możliwości orientacji tych kryształów.

2. Materiał i metody badawcze

Do badań wykorzystano monokryształy korundu otrzymane metodą Vevnile'a — czysty, niedomieszkowany K-0 oraz domieszkowany chromem K-1 o zawartości 0,5% wag. Cr_2O_3 i K-2 o zawartości 1,5% wag. Cr_2O_3 . Wykryształizowane „gruszki” orientowano przestrzennie, przy użyciu znanej i wielokrotnie opisywanej w literaturze metody promieni zwrotnych Lauego, wyznaczając kierunek osi optycznej „C”. Z tak zorientowanej gruszki wycinano z jej środkowej części możliwie duży prostopadłościan w taki sposób, aby jego wysokość była równoległa do osi „C”, a dwie powierzchnie boczne odpowiadały powierzchniom (0001) i $\{11\bar{2}1\}$. Badanie ścieralności przeprowadzono metodą ciągłego toczenia, umożliwiającą precyzyjny pomiar intensywności zużycia ściernego pojedynczej próbki na obracającym się walcu metalowym. Zasadę pomiaru przedstawiono na rysunku 1. Metoda ta nie wymaga specjalistycznego oprzyrządowania, a pozwala uchwycić niewielkie różnice rejestrowanych wielkości oraz zapewnia powtarzalność takich parametrów pomiaru jak: siła docisku, droga skrawania, prędkość obrotowa. Jako materiał obrabiany zastosowano cienkościennie tuleje z żeliwa o wymiarach zewnętrznych: średnica 0,2 m, długość 0,25 m z wciśniętymi z obu stron pokrywami. Pomiar przeprowadzono na wyznaczonych płaszczyznach monokryształów korundu, tj. (0001) i $\{11\bar{2}0\}$ w 12 kierunkach na obwodzie koła, od kierunku oznaczonego 0° (odpowiadającego kierunkowi krystalograficznemu $[\bar{1}100]$), co 30° na każdej płaszczyźnie, przy obciążeniu próbki (10^3N/cm^2) oraz jednakowej prędkości szlifowania 3,2 m/s (prędkość obrotowa tulei) oraz jednakowej drodze 500 m. Stopień zużycia monokryształów przedstawiono w postaci objętościowego zużycia próbek V_z na jednostkę drogi ścierania, określoną przez dwukrotną projekcję próbek (przed i po pomiarze), przy powiększeniu 50 x, w dwóch wzajemnie prostopadłych rzutach i wyznaczenie zmiany profilu przez planimetrowanie powierzchni F1 i F2 (rysunek 2). Objętościowe zużycie ściernie obliczono z następującej zależności:

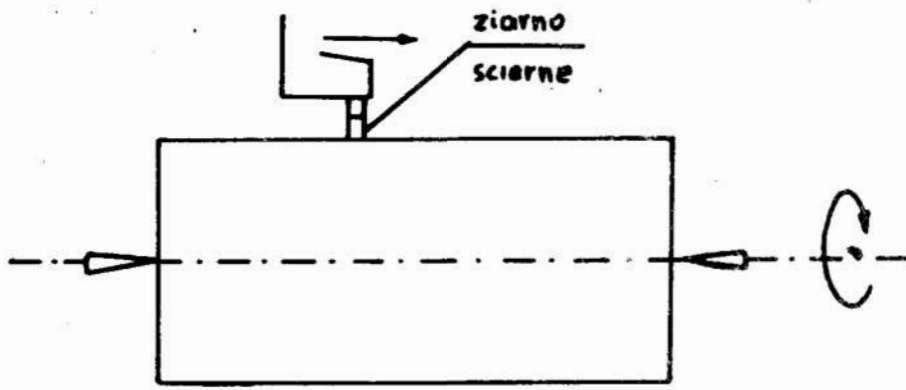
$$V_z = \frac{(F_1 + F_2) (h_1 + h_2)}{4S}$$

gdzie: F_1, F_2 — oznaczają zużycie powierzchniowe próbki, planimetrowane w dwóch wzajemnie prostopadłych rzutach,

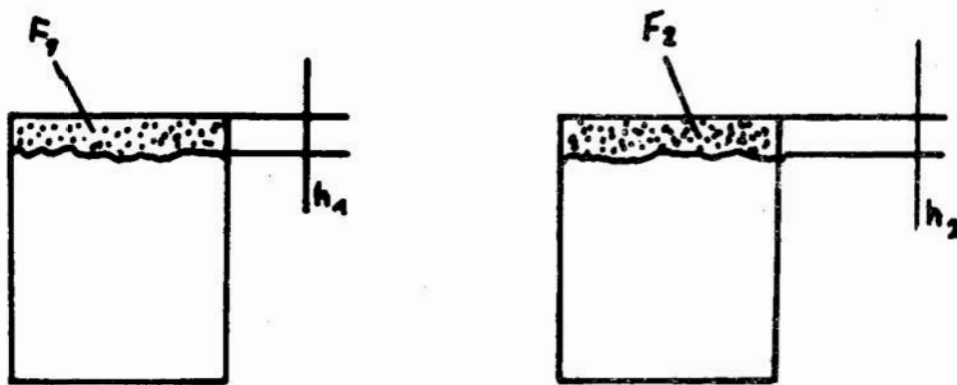
h_1, h_2 — oznaczają zużycie liniowe próbki mierzone w dwóch wzajemnie prostopadłych rzutach,

S — oznacza drogę skrawania,

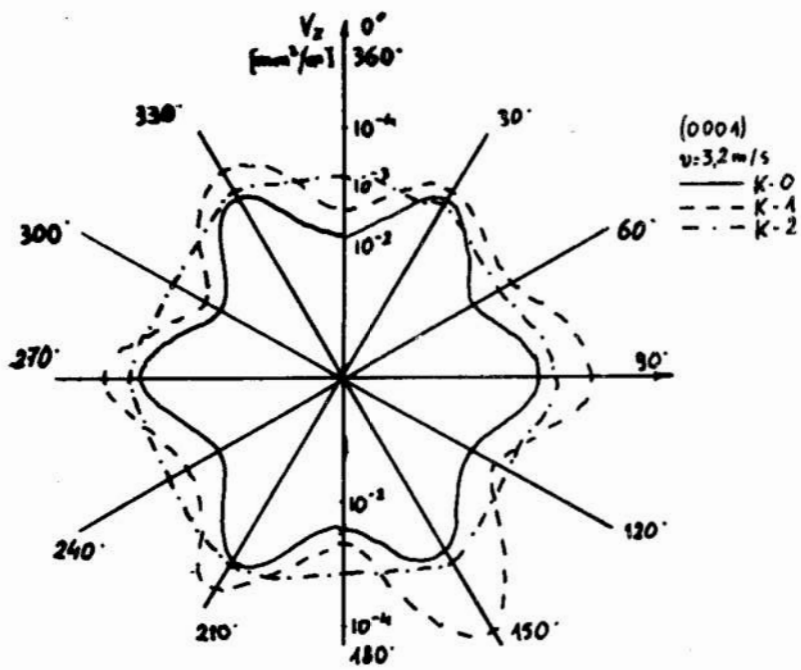
Wyniki przedstawiono w tablicy 1 oraz na rysunkach 3 i 4.



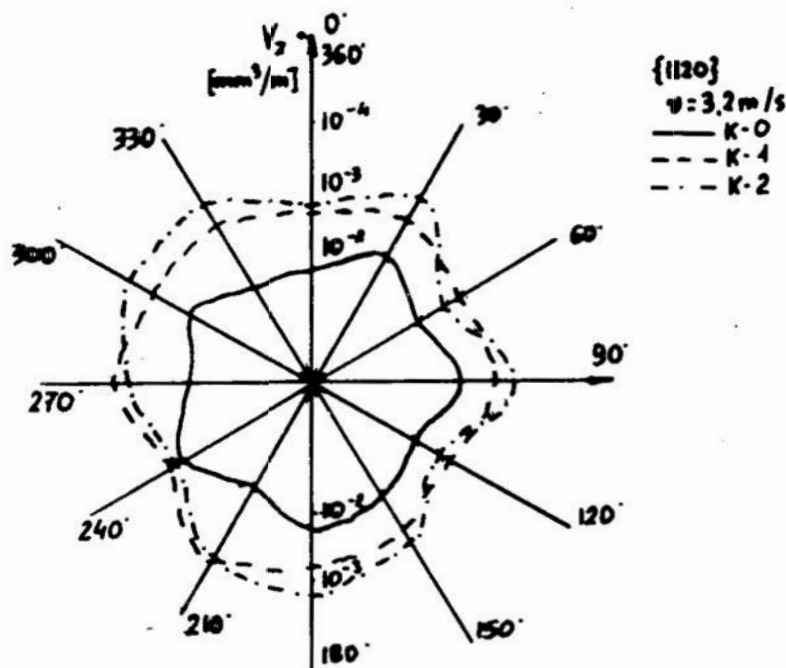
Rys. 1



Rys. 2



Rys. 3



Rys. 4

3. Dyskusja wyników

Uzyskane wyniki wartości ścieralności (tablica 1, rysunki 3 i 4) pozwalają wyciągnąć trzy zasadnicze wnioski:

- obserwuje się wyraźny wpływ wprowadzonej domieszki chromu na uzyskane wartości ścieralności, w porównaniu do wartości uzyskanych dla monokryształów czystych (K-0). Chrom dla zawartości 0,5% wag. Cr_2O_3 (kryształ K-1) zwiększa odporność na ścieranie na obu płaszczyznach, natomiast wzrost zawartości Cr_2O_3 do ok. 1,5% wag. (kryształ K-2) powoduje spadek ścieralności (spadek w porównaniu do kryształu K-1, ale do wartości wyższych od kryształu czystego K-0). Na płaszczyźnie (0001) są one natomiast porównywalne, lub nawet nieco wyższe od kryształu K-1 na płaszczyźnie $\{11\bar{2}0\}$. Związane to jest prawdopodobnie z zachowaniem chromu w strukturze korundu. Przeprowadzone wcześniej badania rzeczywistej struktury pozwalają przypuszczać, że jon Cr^{3+} podstawia jon Al^{3+} , wywołując efekt umocnienia domieszkowaniem, przez mechanizm rozpuszczania domieszki (solid — solution hardening) przy zawartości 0,5% wag. oraz 1,5% wag. Cr_2O_3 .
- obserwuje się wyższe wartości ścieralności na płaszczyźnie $\{11\bar{2}0\}$ w porównaniu do płaszczyzny (0001) — czyli anizotropie ścieralności w zależności od płaszczyzny ścierania. Ponieważ są to płaszczyzny najczęstszego ułożenia jonów tlenu, powiązać to należy również z obecnością domieszki, prawdopodobnie z jej różną koncentracją przy wymienionych płaszczyznach, a co się z tym wiąże, z różnym stopniem zdefektowania.
- obserwuje się również drugi typ anizotropii, związany z kierunkiem ścierania na danej płaszczyźnie. Efekt ten jest wyraźny i dobrze pokazują to przedstawione rysunki 1 i 2. Na obu płaszczyznach stwierdzono obecność sześciu kierunków występowania maksimum ścieralności (kierunki — 0° , 60° , 120° , 180° , 240° , 300°) i sześć minimum ścieralności (kierunki — 30° ,

90°, 150°, 210°, 270°, 330°), a więc położonych symetrycznie na obwodzie koła. Można stwierdzić, obserwując położenie jonów tlenu na płaszczyznach, że maksimum ścieralności (czyli jak można stwierdzić inaczej, minimalna odporność na ścieranie) występuje w kierunkach odpowiadających najgęstszemu ułożeniu jonów tlenu.

Tablica 1 Ścieralność monokryształów korundu K-0, K-1, K-2. Płaszczyzna (0001) mm³/m

Table 1. Grindability of corundum microcrystals K-0, K-1, K-2. Plane (0001) mm³/m

Kierunek ścierania (°)	Ścieralność monokryształów korundu		
	K-0	K-1	K-2
0	$7,72 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00024$	$3,18 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00034$	$8,87 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,00031$
30	$6,34 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000046$	$5,73 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000037$	$9,33 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000024$
60	$7,36 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00063$	$9,93 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000026$	$6,47 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000042$
90	$9,53 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000038$	$1,15 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000028$	$6,59 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000078$
120	$7,48 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00011$	$3,47 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00028$	$8,15 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000073$
150	$3,47 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000072$	$3,65 \cdot 10^{-5}$ $\pm 0,000003$	$7,41 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000012$
180	$6,43 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,000098$	$4,93 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00041$	$8,57 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000038$
210	$7,92 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,00036$	$1,47 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000014$	$7,35 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000027$
240	$8,12 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00035$	$2,81 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00032$	$8,92 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000016$
270	$8,08 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000052$	$2,89 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000009$	$6,34 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000069$
300	$9,03 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00071$	$5,37 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00052$	$8,76 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000052$
330	$7,74 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000074$	$2,54 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000012$	$7,30 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000046$

Tablica 1 c.d. Płaszczyzna (11 $\bar{2}$ 0)
Table 2. Plane (11 $\bar{2}$ 0)

Kierunek ścierania ($^{\circ}$)	Ścieralność monokryształów korundu		
	K-0	K-1	K-2
0	$3,34 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,00035$	$3,97 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00041$	$2,16 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00021$
30	$8,22 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00016$	$2,15 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00013$	$8,19 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,00059$
60	$1,95 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,00062$	$4,85 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00038$	$6,63 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00017$
90	$3,39 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00095$	$3,68 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00028$	$9,84 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000057$
120	$1,62 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,0047$	$6,58 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00022$	$4,40 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00064$
150	$9,91 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00075$	$3,86 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00026$	$1,89 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00042$
180	$7,57 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00021$	$1,63 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00032$	$7,57 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000027$
210	$1,19 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,0016$	$9,21 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,00012$	$9,78 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000053$
240	$7,32 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00045$	$6,66 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00026$	$3,47 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00011$
270	$1,45 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,0026$	$1,49 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00029$	$1,17 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00052$
300	$9,53 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,0001$	$3,16 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00026$	$7,63 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000075$
330	$2,74 \cdot 10^{-2}$ $\pm 0,0012$	$1,89 \cdot 10^{-3}$ $\pm 0,00017$	$4,36 \cdot 10^{-4}$ $\pm 0,000031$

LITERATURA

1. **BOND W. L.** — Crystal Technology, Ed. by J. Willey, N. York 1976
2. **BORKOWSKI J.** — Elementarne zjawiska zużycia ziarn i narzędzi ściernych, WSI Koszalin 1983
3. **CISZEWSKI B. WASIAK J.** — Biuletyn WAT, 20(5), 1971
4. **DUWELL E. J.** — J. Appl. Phys, 33(9), 1962
5. **DUWELL E. J. BUTZKE H. C.** — Trans ASLE, 7, 1964
6. **DUWELL E. J.** — Wear, 9, 1966
7. **EISS N. S., FABINIAK R. C.** — J. Amer. Cer. Soc., 49(4), 1966
8. **GIBAS T.** — Korund i jego zastosowanie w technice, Katowice 1971
9. **GOŚCIŃSKA T.** — Praca doktorska, AGH Kraków 1976
10. **ISHIBASHI A.** — Prywatna korespondencja 1986
11. **KACEW P. G.** — Kontrola narzędzi skrawających metodami statystycznymi. WNT Warszawa 1978
12. **OCZOŚ K.** — Analiza procesu i metody pomiaru zużycia pojedynczych ziarn ściernych i ściernic. Politechnika Rzeszowska, Rozprawy nr 4, 1975

Streszczenie

W pracy podano dane dotyczące ścieralności monokryształów korundu domieszkowanych chromem w ilościach 0,5 i 1,5% wag. Cr_2O_3 , na płaszczyznach (0001) i $\{11\bar{2}0\}$. Kryształy ścierano metodą ciągłego toczenia na żeliwnych tulejach, na wyznaczonych płaszczyznach w 12 kierunkach na obwodzie koła co 30° . Zaobserwowano wyraźny wpływ obecności domieszki chromu oraz płaszczyzny i kierunku ścierania na uzyskanie wartości ścieralności.

Grindability of corundum monocrystals doped with chromium on the planes (0001) and $\{11\bar{2}0\}$.

Summary

Data covering the grindability of corundum monocrystals doped with chromium in quantities of 0,5 and 1,5 wt per cent of Cr_2O_3 , on the planes (0001) and $\{11\bar{2}0\}$, are given in the paper. The crystals were abraded using the method of continuous turning on the cast iron sleeves in the determined planes in the 12 directions on the circle perimeter every 30° . A distinct influence of the chromium dope presence as well as the plane and abrasion direction on the obtained values of grindability has been observed.

Mieczysław Marciniak
Andrzej Stefko
Jarosław Nowicki

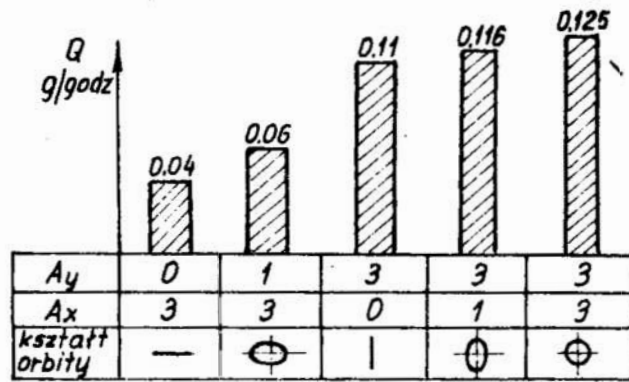
**PROGNOZOWANIE PRACY
WYGŁADZARKI WIBRACYJNEJ
O DRGANIACH PRZESTRZENNYCH
NA PODSTAWIE ROZWIĄZANIA RÓWNAŃ RUCHU**

1. Wstęp

Wygładzarki vibracyjne zaliczane są obecnie do grupy nowoczesnych i wysokowydajnych urządzeń, stosowanych do obróbki przedmiotów luźnym ziarnem ściernym. W prowadzonych badaniach wykorzystano wygładzarki vibracyjne o pojemniku w kształcie litery U. Źródłem drgań wygładzarki o drganiach przestrzennych (x , y , z) są wirujące z częstotliwością ω (1/sek), niewyważone masy, zamocowane na wałku wibratora bezwładnościowego. Silnik elektryczyny napędza wałek wibratora poprzez elastyczne sprzęgło lub sam stanowi wibrator. Do istotnych zalet tych wygładzarek należą m.in.: wysoka sprawność energetyczna, możliwość obróbki powierzchni o skomplikowanych kształtach, powierzchni wewnętrznych, a nawet części o znacznych wymiarach. Jednocześnie metoda ta pozwala na łatwą obróbkę części delikatnych lub wykonanych z miękkich materiałów. Proces obróbki w wygładzarce vibracyjnej zachodzi w całej masie wsadu dzięki wzajemnym przemieszczeniom i dociskom kształtek ściernych do przedmiotów obrabianych, wywołanym drganiami pojemnika. Efektywność tego procesu zależy od wielu czynników technologicznych i parametrów konstrukcyjnych wygładzarek.

2. Badania wstępne

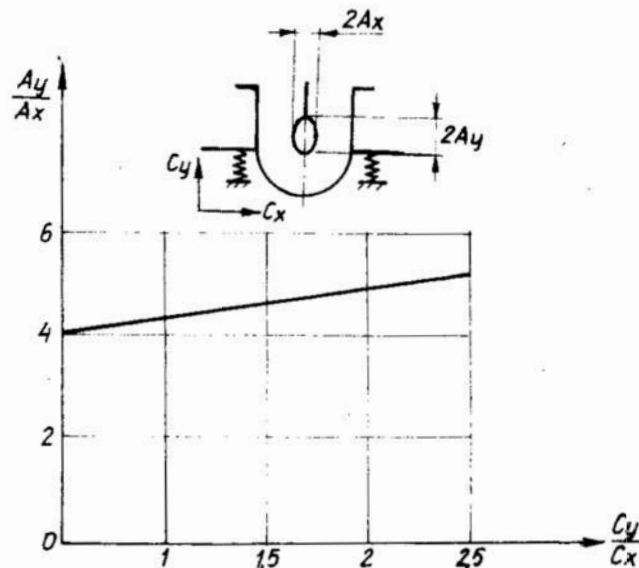
Badaniom wstępnym poddano wygładzarkę vibracyjną o drganiach w jednej płaszczyźnie. Badano wpływ niektórych parametrów konstrukcyjnych na kształt orbity drgań, od którego w istotny sposób zależy wydajność obróbki (rys. 1) [1].



Rys. 1. Wpływ kształtu orbity drgań na wydajność obróbki w wyładzarce wibracyjnej
 Fig. 1. The effect of shape of vibrations orbit on the output of machining in a vibratory finishing plant

Z rysunku 1 wynika, że konstrukcja urządzenia powinna zapewnić najkorzystniejszą orbitę drgań, zbliżoną do kołowej. Na kształt orbity drgań poza wieloma czynnikami pewien wpływ ma sztywność wzdłużna i poprzeczna sprężyn, na których zawieszony jest pojemnik.

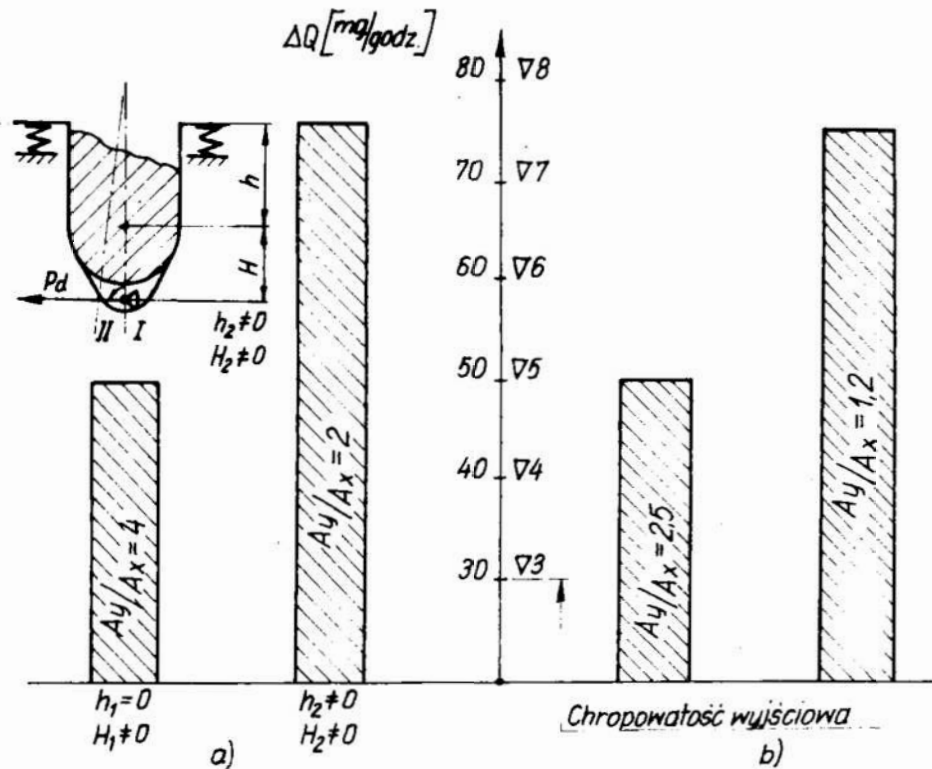
Na rys. 2 zestawiono wyniki pomiarów stosunku amplitud A_y / A_x przy podanym sposobie zawieszenia pojemnika. Z rys. 2 wynika, że ze wzrostem stosunku C_y / C_x wzrasta również stosunek A_y / A_x , czyli, że orbita drgań staje się



Rys. 2. Wpływ stosunku sztywności pionowej i poprzecznej (C_y / C_x) sprężyn (podtrzymujących pojemnik) na kształt orbity drgań (A_y / A_x)

Fig. 2. The effect of ratio of vertical and transverse rigidities (C_y / C_x) of springs (supporting the container) on the shape of vibrations path (A_y / A_x)

coraz bardziej wydłużoną elipsą. Tym samym, zgodnie z danymi przytoczonymi na rys. 1, zostaje obniżona intensywność obróbki. Potwierdzają to wyniki zamieszczone na rys. 3a, b, na którym kształt orbity drgań uzależniono od parametrów h i H , określających sposób zawieszenia pojemnika na sprężynach.



Rys. 3. Wpływ kształtu orbity drgań i sposobu zawieszenia pojemnika na wydajność obróbki (a) oraz wpływ kształtu orbity drgań na chropowatość powierzchni obrobionej (b)

Fig. 3a, b. The effect of shape of vibrations orbit and the manner of tank suspension on the machining output (a) and the effect of shape of vibrations orbit on the roughness of the surface machined (b)

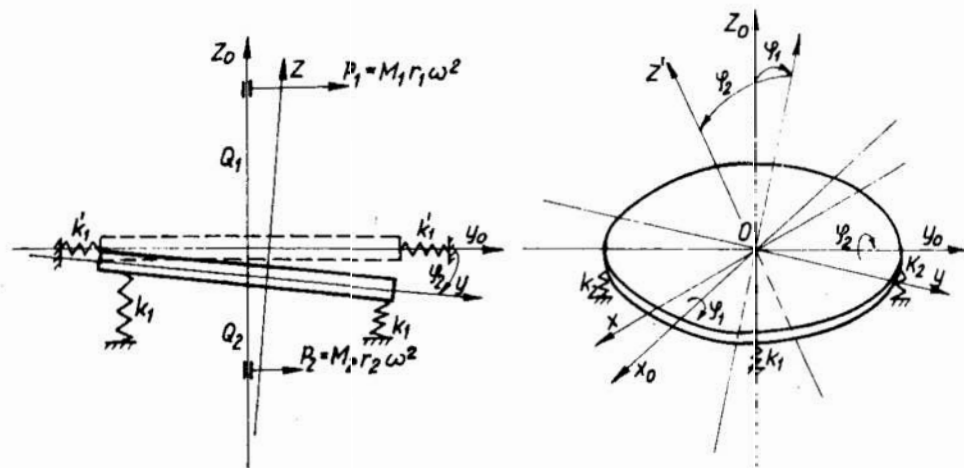
Lepsze efekty obróbki zapewniają warunki, w których stosunek A_y/A_x jest bliższy jedności. Tak więc wydajność obróbki wzrasta o 52% przy $A_y/A_x=2$ w stosunku do wydajności przy $A_y/A_x=4$ (rys. 3a). Przy $A_y/A_x=2,5$ następuje poprawa chropowatości z 20 μm na 5 μm , natomiast przy $A_y/A_x=1,2$ z 20 μm na 1,25 ÷ 0,6 μm (rys. 3b).

Oprócz stosunku C_y/C_x na właściwą pracę urządzenia ma również wpływ sztywność sprężyn. Jeśli sprężyny są zbyt sztywne, następuje przenoszenie drgań na ramę urządzenia, natomiast miękkie sprężyny łatwo ulegają trwałem uodkształceniu i nie zabezpieczają całej konstrukcji przed działaniem sił bezwładności zatrzymującego się pojemnika. Praktyka wykazała, że dobrą pracę wygładzarki pod względem wyżej wymienionych problemów zapewniają sprężyny, których statyczne ugięcie pod ciężarem napełnionego wsadem pojemnika wynosi $f_c = 10$ mm. Ważnym czynnikiem, wpływającym na kształt orbity drgań, jest sposób zawieszenia pojemnika na sprężynach.

Z powyższych danych wynika, że faza projektowania wyłazdzarki w duzym stopniu określa jej sprawnosc obrabkowa. Jest to szczegolnie istotne przy projektowaniu wyłazdzarek o drganiach przestrzennych, ktorych sprawnosc obrabkowa trudno przewidziec metoda porownawcza z innymi urzadzzeniami. Zadanie to ulatwia posluzenie sie modelem teoretycznym wyłazdzarki.

3. Model teoretyczny wyłazdzarek wibracyjnych o drganiach przestrzennych

Model mechaniczny urzadzenia przedstawiono na rys. 4. W modelu tym przyjeto nastepujace dane:



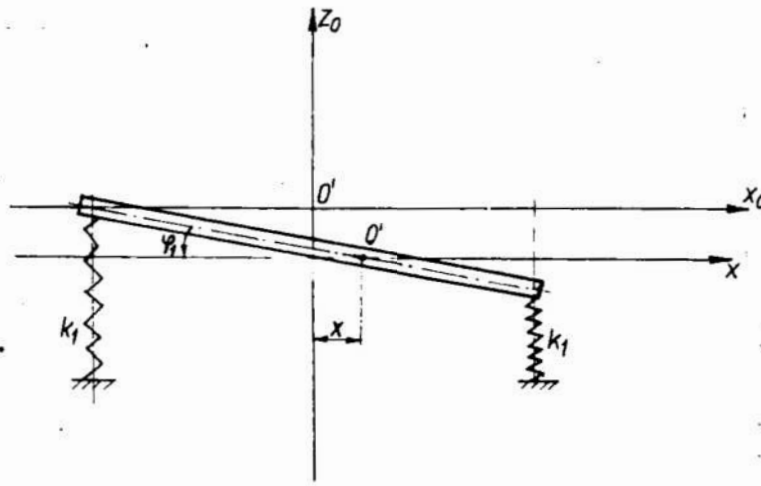
Rys 4. Model teoretyczny wyłazdzarki

Fig. 4. A theoretical model of the vibratory finishing plant

- M_3 — masa plyty podpartej sprzyzycie w punktach A, B, C, D sprzyzynami o sztywnosci k , będucej odpowiednikiem masy pojemnika z osprzetem;
- M_1, M_2 — odpowiednia wypadkowa i dolna masa niewyważona;
- $\omega = \dot{\varphi}$ — prędkosc katowa mas M_1 i M_2 ;
- a_1, a_2 — odleglosc odpowiednich mas niewyważonych od płaszczyzny poziomej srodka cięzkości plyty;
- α — kat przesunienia siły odśrodkowej P_1 względem P_2 (rys. 6);
- R_s — promień plyty (zastępczy).

Dodatkowo przyjeto zalozenia:

- w wyrazeniu na energie potencjalna pominięty zostal wpływ statycznego ugięcia sprzyzyn pojemnika pod wpływem siły cięzkości,
- pominięty zostal wpływ mas M_1 i M_2 , natomiast uwzględniono istnienie sił P_1 i P_2 działających na układ,
- jako współrzędne położenia srodka masy plyty (punkt 0, rys. 5) przyjeto x i y oraz kąty dwusienne φ_1 i φ_2 , które przy małych wychyleniach plyty zachowują małe wartości,



Rys. 5. Układ współrzędnych związany z modelem wyładzarki
 Fig. 5. Coordinate system connected with the vibratory finishing plant

— ruch płyty jest ruchem przestrzennym określonym pięcioma współrzędnymi:
 x, y, z — położenia środka masy oraz kąta obrotu φ_1 i φ_2 dookoła osi
 przechodzących przez środek masy.

4. Równania ruchu modelu mechanicznego

4.1. Energia układu

Energię kinetyczną T układu odpowiadającego założeniom przedstawionym
 w p. 3 można opisać równaniem:

$$T = \frac{1}{2} M_3 (\dot{x}^2 + \dot{y}^2 + \dot{z}^2) + \frac{1}{2} I_s (\dot{\varphi}_1^2 + \dot{\varphi}_2^2), \quad (1)$$

gdzie: M_3 — masa płyty,

I_s — moment bezwładności płyty względem osi x i y

$$I_s = M_3 \frac{R^2}{4}. \quad (2)$$

Energię potencjalną układu można wyznaczyć przy pominięciu wpływu ciężaru
 na położenie środka masy w położeniu równowagi statycznej oraz przy założeniu
 niewielkich przemieszczeń tego punktu w czasie pracy obrabiarki:

$$V = \frac{1}{2} k_1 (z - R\varphi_1)^2 + \frac{1}{2} k_2 (z - R\varphi_2)^2 + \frac{1}{2} k_1 (z + R\varphi_1)^2 + \frac{1}{2} k_2 (z + R\varphi_2)^2 + \frac{1}{2} (k'_1 x^2 + k'_2 y^2). \quad (3)$$

Stąd po przekształceniu równania otrzyma się:

$$V = \frac{1}{2} \{ 2k_1 [z^2 + (R\varphi_1)^2] + 2k_2 [z^2 + (R\varphi_2)^2] + 2(k'_1 x^2 + k'_2 y^2) \}. \quad (4)$$

Gdy przyjmie się, że $k_1 = k_2 = k$ oraz $k'_1 = k'_2 = k$, to:

$$V = k [2z^2 + R^2 (\varphi_1^2 + \varphi_2^2) + (x^2 + y^2)]. \quad (5)$$

4.2. Siły uogólnione działające na układ drgający

Siła odśrodkowa P i moment od siły odśrodkowej M obliczamy korzystając z równań:

$$|P| = \sqrt{P_1^2 + P_2^2 + 2 P_1 P_2 \cos \alpha} \quad (6)$$

$$|M| = \sqrt{(P_1 a_1)^2 + (P_2 a_2)^2 - 2 P_1 P_2 a_1 a_2 \cdot \cos \alpha} \quad (7)$$

gdzie można oznaczyć $M_{P1} = P_1 a_1$; $M_{P2} = P_2 a_2$. Wielkości te mają następujące składowe na współrzędnych $x, y, z, \varphi_1, \varphi_2$

$$P_x = P \cos (\omega t + \gamma) \quad (8)$$

$$P_y = P \sin (\omega t + \gamma) \quad (9)$$

$$P_z = 0 \text{ z założenia} \quad (10)$$

$$M_x = M \sin (\omega t - \varepsilon) \quad (11)$$

$$M_y = M \cos (\omega t - \varepsilon) \quad (12)$$

$$M_z = 0 \text{ z założenia} \quad (13)$$

$$\omega t = \varphi, \quad (14)$$

gdzie: $\sin \gamma = \frac{P_z}{P} \sin (180 - \alpha)$, czyli $\gamma = \arcsin \left[\frac{P_z}{P} \sin \alpha \right]$

$$\varepsilon = \arcsin \left[\frac{M_{P2}}{M} \sin \alpha \right].$$

Rozwijając następujące równania ruchu w formie równań Lagrange'a II rodzaju

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\delta T}{\delta \dot{q}_i} \right) + \frac{\delta v}{\delta q_i} = Q_i - R_i \quad i = 1, 2, \dots \quad (15)$$

otrzymuje się równania drgań wymuszonych w postaci:

$$M_3 \ddot{x} + 2kx = P \cos (\omega t + \gamma) \quad (16)$$

$$M_3 \ddot{y} + 2ky = P \sin (\omega t + \gamma) \quad (17)$$

$$M_3 \ddot{z} + 4kz = 0 \quad (18)$$

$$I_s \ddot{\varphi}_1 + 2kR\varphi_1 = M \sin (\omega t - \varepsilon) \quad (19)$$

$$I_s \ddot{\varphi}_2 + 2kR\varphi_2 = M \cos (\omega t - \varepsilon) \quad (20)$$

Rys. 6. Układ sił uogólnionych uwzględnionych w modelu teoretycznym

Fig. 6. Generalized force system taken into consideration in the theoretical model

Równania te są równaniami niezależnymi i mogą być rozwiązane każde oddzielnie. Ich rozwiązania szczególne mają postać:

$$x_s = A_1 \cos (\omega t + \gamma), \quad (21)$$

gdzie: $A_1 = \frac{P}{M_3} \frac{I}{\omega_{ox}^2 - \omega^2}$

$$y_s = A_2 \sin(\omega t + \gamma), \quad (22)$$

gdzie: $A_2 = \frac{P}{M_3} \frac{I}{\omega_{o\varphi}^2 - \omega^2}$

$$z_s = 0, \quad (23)$$

gdzie: $A_3 = 0$

$$\varphi_{1s} = A_4 \sin(\omega t - \varepsilon), \quad (24)$$

gdzie: $A_4 = \frac{-M}{I_s} \frac{I}{\omega_{o\varphi_1}^2 - \omega^2}$

$$\varphi_{2s} = A_5 \cos(\omega t - \varepsilon), \quad (25)$$

gdzie: $A_5 = \frac{M}{I_s} \frac{I}{\omega_{o\varphi_2}^2 - \omega^2}$

przy czym ω_o , ω_{ox} , ω_{oy} , ω_{oz} , $\omega_{o\varphi}$, $\omega_{o\varphi_1}$, $\omega_{o\varphi_2}$ są częstościami drgań własnych i wynoszą:

$$\omega_o^2 = \omega_{ox}^2 = \omega_{oy}^2 = \frac{2k}{M_3} \quad (26)$$

$$\omega_{oz}^2 = \frac{4k}{M_3} \quad (27)$$

$$\omega_{o\varphi}^2 = \omega_{o\varphi_1}^2 = \omega_{o\varphi_2}^2 = \frac{2K}{I_s} \cdot R \quad (28)$$

Rozwiązanie równań składa się z rozwiązań ogólnych równań jednorodnych oraz rozwiązań szczególnych, odpowiadających funkcjom prawostronnym.

Ogólne rozwiązanie równań ma postać:

$$x = C_1 \cos(\omega_o t) + C_2 \sin(\omega_o t) + \frac{P}{M_3} \cdot \frac{I}{\omega_{ox}^2 - \omega^2} \cdot \cos(\omega t + \gamma) \quad (29)$$

$$y = C_3 \cos(\omega_o t) + C_4 \sin(\omega_o t) + \frac{P}{M_3} \cdot \frac{I}{\omega_{oy}^2 - \omega^2} \cdot \sin(\omega t + \gamma) \quad (30)$$

$$z = C_5 \cos(\omega_o t) + C_6 \sin(\omega_o t) \quad (31)$$

$$\varphi_1 = C_7 \cos(\omega_{o\varphi_1} t) + C_8 \sin(\omega_{o\varphi_1} t) + \frac{M}{I_s} \cdot \frac{l}{\omega_{o\varphi_1}^2 - \omega^2} \cdot \sin(\omega t - \varepsilon) \quad (32)$$

$$\varphi_2 = C_9 \cos(\omega_{o\varphi_2} t) + C_{10} \sin(\omega_{o\varphi_2} t) + \frac{M}{I_s} \cdot \frac{l}{\omega_{o\varphi_2}^2 - \omega^2} \cdot \cos(\omega t + \varepsilon) \quad (33)$$

Przyjmując warunki początkowe ruchu

$$x(0) = x_0 = 0$$

oraz

$$\dot{x}(0) = \dot{x}_0 = 0$$

otrzymujemy równania będące rozwiązaniem:

$$X = \frac{P}{M_3} \frac{l}{\omega_{ox}^2 - \omega^2} [\sin(\omega_{ox} t) - \cos(\omega_{ox} t) \cdot \cos \gamma + \frac{\omega}{\omega_{ox}} \cdot \sin(\omega_{ox} t) \cdot \sin \gamma] + x_s \quad (34)$$

$$Y = \frac{P}{M_3} \frac{l}{\omega_{oy}^2 - \omega^2} [\sin(\omega_{oy} t) - \cos(\omega_{oy} t) \cdot \sin \gamma - \frac{\omega}{\omega_{oy}} \cdot \sin(\omega_{oy} t) \cdot \cos \gamma] + y_s \quad (35)$$

$$Z = 0 \quad (36)$$

$$\varphi_1 = \frac{M}{I_s} \frac{l}{\omega_{o\varphi_1}^2 - \omega^2} [\sin(\omega_{o\varphi_1} t) + \cos(\omega_{o\varphi_1} t) \cdot \sin \varepsilon - \frac{\omega}{\omega_{o\varphi_1}} \cdot \sin(\omega_{o\varphi_1} t) \cdot \cos \varepsilon] + \varphi_{1s} \quad (37)$$

$$\varphi_2 = \frac{M}{I_s} \frac{l}{\omega_{o\varphi_2}^2 - \omega^2} [\sin(\omega_{o\varphi_2} t) + \cos(\omega_{o\varphi_2} t) \cdot \cos \varepsilon - \frac{\omega}{\omega_{o\varphi_2}} \cdot \sin(\omega_{o\varphi_2} t) \cdot \sin \varepsilon] + \varphi_{2s} \quad (38)$$

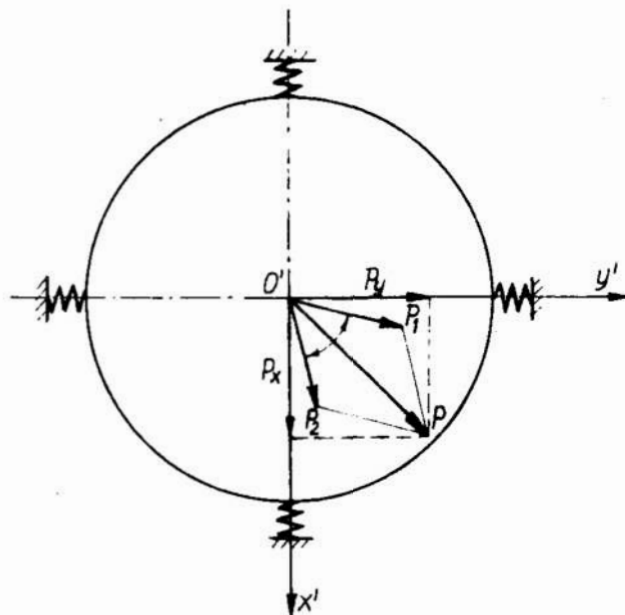
Drgania opisane w powyższych równaniach wywołane są działaniem siły wymuszającej i powstają przy zerowych warunkach początkowych. Wpływ tłumienia, jaki istnieje w rzeczywistym układzie, powoduje, że drgania własne, wynikające z narzuconych warunków początkowych oraz drgania o częstot-

liwości własnej zależne od amplitudy, fazy początkowej i częstości własnej, zanikają z czasem. Przyjęto więc, że w modelu mają one znikomy wpływ na wielkość wypadkową amplitudy drgań.

Ruch rzutu środka masy O na płaszczyznę poziomą x_0y_0 rozpatrywać możemy jako ruch po kole o promieniu:

$$r_o = \sqrt{x_s^2 + y_s^2} \quad (39)$$

Promień ten zależy od sztywności podparć sprężystych, prędkości kątowej mas niewyważonych, wymiarów geometrycznych i masy układu. Ponadto płyta o masie M_3 wykonuje drgania obrotowe wokół osi głównych centralnych, położonych w płaszczyźnie płyty. Współrzędne określające położenie w tym ruchu φ_1 i φ_2 są funkcją czasu.



5. Program rozwiązania równań ruchu modelu mechanicznego wykładarki wibracyjnej UPW przy pomocy komputera

W celu usprawnienia obliczeń i ich przyspieszenia został napisany program komputerowy w języku Basic, rozwiązujący równania ruchu modelu mechanicznego urządzenia. Program pozwala na rozwiązanie tych równań dla zmieniającego się, w ustalonym przez użytkownika zakresie, jednego z jedenastu parametrów obrabiarki, występującego w równaniach modelu:

- masa pojemnika M_3 ,
- masa niewyważona górna m_1 ,
- masa niewyważona dolna m_2 ,
- ramię masy niewyważonej górnej r_1 (odległość jej środka ciężkości od osi obrotu),

- ramię masy niewyważonej dolnej r_2 ,
- odległość płaszczyzny ruchu masy niewyważonej górnej m_1 od środka ciężkości pojemnika a_1 ,
- odległość płaszczyzny ruchu masy niewyważonej dolnej m_2 od środka ciężkości pojemnika a_2 ,
- promień pojemnika R_s ,
- sztywność układu sprężyn k ,
- obroty silnika wymuszającego drgania (obroty mas niewyważonych) — *obr*,
- kąt przesunięcia względem siebie mas niewyważonych — *alf*.

Promień rozstawienia sprężyn przyjęto w równaniach równy promieniowi pojemnika, gdyż nie ma on istotnego wpływu na wyniki końcowe.

Uzyskane rozwiązanie pozwala na szybkie zorientowanie się we wpływie wielkości dowolnego z parametrów na amplitudę drgań pojemnika, a tym samym na jego dobór wg kryteriów obróbki. Użytkownik ustalając skrajne wielkości parametru oraz wielkość jego kolejnych przyrostów od minimum do maksimum, otrzymuje wartość amplitudy drgań dla danej wielkości parametru.

Wcześniej ustala się wartość wszystkich pozostałych parametrów wyładzarki, co powoduje, że program jest elastyczny i można go używać do wspomagania projektowania wyładzarki o dowolnej wielkości.

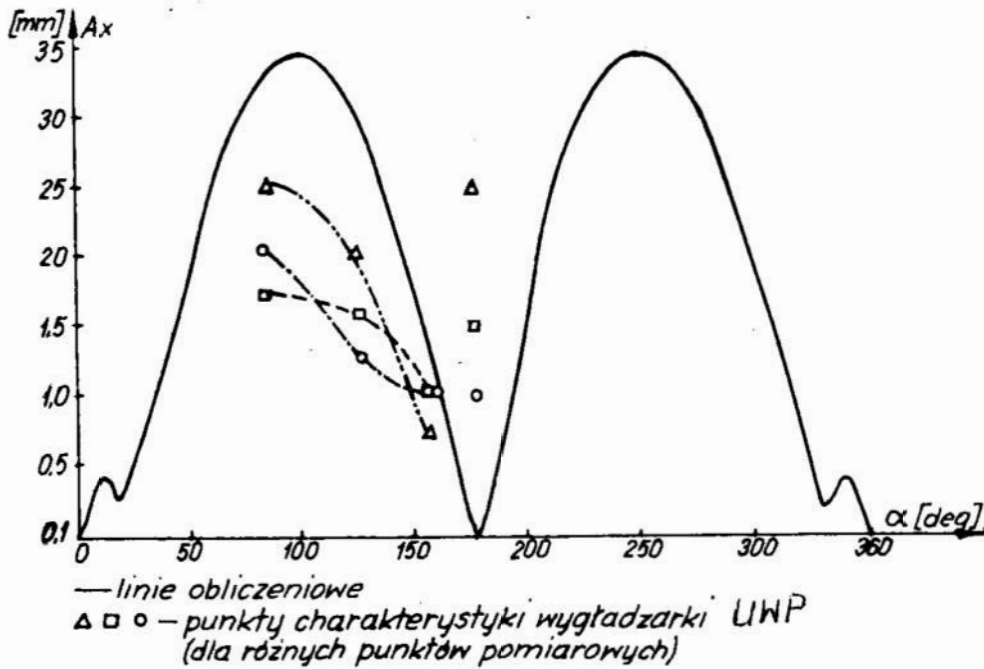
W celu uzyskania wyników lepiej odwzorowujących rzeczywistość, należy dla konkretnej projektowanej wyładzarki ustalić w sposób maksymalnie dokładny wzór na jej moment bezwładności względem osi głównych, a także wartość każdego z parametrów z ekranu „Dane standardowe obrabiarki”. Niekiedy niewielka zmiana parametru w sposób znaczący wpływa na wartość amplitudy drgań pojemnika. Powoduje to, że czasem niewielkie nieścisłości w danych mogą spowodować dość znaczne różnice w wynikach. Dlatego też, z powodu dosyć poważnych uproszczeń w modelu matematycznym, nie należy oczekiwać wyników dokładnie zgodnych z rzeczywistymi, a jedynie charakteru zmian badanych wielkości (np. amplituda drgań pojemnika w płaszczyźnie zx lub zy) przy zadanych zmianach wartości uprzednio przyjętego parametru. Nie stanowi to niedogodności, gdyż nie ma potrzeby ustalić dokładnej wartości amplitudy drgań, która w rzeczywistości zmienia się w czasie pracy w sposób znaczny i zależy od wielu czynników.

6. Porównanie wyników obliczeń dla modelu mechanicznego i wyników pomiarów parametrów amplitudowych wyładzarek UWP

Na rysunku 7 przedstawiono porównanie wyników obliczeń teoretycznych z doświadczalnymi na podstawie pomiarów wyładzarki UWP, pracującej w przemyśle. Z wykresu wynika, że charakter zmian w zakresie kąta α , określonego w programie jako $alf\ 90^\circ \div 160^\circ$, odpowiada wynikom obliczeń dla modelu mechanicznego. Różnica w wartości amplitud spowodowana jest prawdopodobnie różnicą pomiędzy danymi obrabiarki, wprowadzonymi do programu, a jej rzeczywistymi parametrami (np. masa pojemnika, prędkość

kątowa wymuszenia itd.) oraz z pominięcia tłumiącego wpływu ośrodka sypkiego.

Podczas obróbki w badanej wygładzarce czas jednego obejścia przedmiotu obrabianego wokół pojemnika wynosił około jednej minuty, a w ruchu pionowym (przesyp wsadu) około $15 \div 25$ sekund.



Rys. 7. Porównanie wyników obliczonych wg programu z pomierzonymi na wygładzarce UWP
 Fig. 7. Comparison of the results calculated in respect to the programme with the measured ones the UWP vibratory finishing plant

Parametry te są jednakże określone tylko w przybliżeniu, gdyż wpływ cieczy obróbkowej lub separatora zmieniało wartości amplitud o około 10%. Istotny wpływ na wyniki ma również miejsce pomiaru amplitudy na obwodzie pojemnika, jak również w kierunku pionowym. Spowodowane jest to dużą asymetrią geometryczną i masową wygładzarki, co powoduje, że pojemnik w czasie pracy w różnych miejscach na obwodzie ma różne amplitudy drgań. Zauważono, że w jednym przypadku urządzenie stało na nierównym podłożu, co spowodowało jego przechył i nierównomierny poziom wsadu w pojemniku. Spowodowało to, że czas pełnego obejścia pojemnika przez przedmioty obrabiane nieznacznie się wydłużył i pojawiły się trudności z opróżnieniem pojemnika z detali. Jednocześnie zauważono, że żadna z dwóch badanych wygładzarek nie miała optymalnej nastawy.

Dla wartości kąta $\alpha = 180^\circ$ widoczna jest duża rozbieżność wyników obliczeniowych i pomiarowych. Spowodowane jest to faktem, że w modelu mechanicznym założono idealne wyważenie pojemnika względem jego środka, czego nie dotrzymano w rzeczywistości (w pojemniku wyłazarki elementy takie, jak żebra wzmacniające, jęzor spustowy z sitem seperacyjnym, czy siłownik pneumatyczny z układem dźwigni, powodują znaczne niewyważenie masowe).

Charakter zmian amplitudy drgań pojemnika w zależności od kąta α rozstawienia mas niewyważonych dla wyłazarki zainstalowanej, w niewielkim stopniu różni się od przedstawionego na rys. 7, lecz jak wcześniej wspomniano, była ona źle ustawiona i nie pracowała w zalecanych warunkach.

Ponieważ w trakcie badań wyłazarek UWP sprawdzano wielkość amplitudy drgań w zależności od kąta α , więc dalsze rezultaty opiszą już tylko wyniki obliczeniowe.

7. Ocena przydatności programu obliczeń do projektowania wyłazarek typu UWP

Model matematyczny wyłazarki UWP jest modelem uproszczonym, nie uwzględniającym asymetrii masowej i geometrycznej urządzeń przemysłowych. W modelu kształt został opisany jako jednorodna tarcza podparta sprężysto w sposób symetryczny na obwodzie. Mimo to, wyniki uzyskiwane z programu obliczeń przeprowadzonych na komputerze Schneider CPC 6128 dobrze ilustrują charakter zmian parametrów amplitudowych pracy obrabiarki w funkcji zmian jej parametrów konstrukcyjnych (masa pojemnika, masy niewyważone, wymiary geometryczne itp.). Powinno to w sposób wyraźny wpłynąć na ułatwienie pracy konstruktorów wyłazarek ze względu na duże możliwości optymalizacji konstrukcji.

Nie można spodziewać się wyników obliczeń amplitudy całkowicie zgodnych z rzeczywistością, gdyż jak wspomiano wcześniej w tej pracy, model jest uproszczony i nie uwzględnia niektórych czynników mających wpływ na amplitudę drgań pojemnika. Można jednak przypuszczać, że wykorzystanie przedstawionego modelu matematycznego do projektowania wyłazarek przybliży wyniki na tyle, że dalsza optymalizacja warunków pracy wyłazarki będzie możliwa za pomocą układu regulacyjnego.

Przewiduje się również badania nad wpływem wsadu sypkiego na amplitudę drgań pojemnika.

LITERATURA

1. **BABICEV A. P.** i inni: Analiz konstrukcji i klasyfikacja stankov dla vibracjonnoj obrabotki detalej. Vestnik Masinostroenija, 1978, Nr 7 str. 64 ÷ 66.
2. **BABICEV A. P.** i inni: Vibracjonnyje stanki dla obrabotki detalej. Izd. Masinostroenije, Moskva 1984.
3. **MARCINIAK M., STEFKO A., SZYRLE W.:** Podstawy obróbki w wygładzarkach pojemnikowych. WNT Warszawa 1983.
4. **MARCINIAK M., STEFKO A., NOWICKI J., SOKOŁOWSKA R.:** Opracowanie modelu teoretycznego wygładzarki wibracyjnej o przestrzennym ruchu wsadu. Opracowanie dla IMP Warszawa 1987.

Streszczenie

Faza projektowania wygładzarki w dużym stopniu określa jej sprawność obróbkową. Dotyczy to szczególnie wygładzarek o drganiach przestrzennych. W referacie przedstawiono model teoretyczny tego typu wygładzarek, umożliwiający prognozowanie efektywności ich pracy.

Forecasting of work of vibratory finishing plant of spatial vibrations on the grounds of solution of motion equations

Summary

Sage of design of a finishing plant in degree determines its machining efficiency. It is especially important for the finishing plants of spatial vibrations. A theoretical model of that kind of finishing plants is presented in the report. That model makes it possible to forecast the efficiency of work of vibratory finishing plants.

Jarosław Plichta

WPLYW ZMIAN STANU ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY PODCZAS JEJ PRACY NA WIELKOŚĆ SIŁY W STREFIE SZLIFOWANIA

1. Wprowadzenie

Wartość siły w strefie szlifowania uwarunkowana jest wieloma czynnikami, zależnymi zarówno od właściwości ściernicy, jak i od warunków obróbki. Wpływ czynników zależnych od parametrów i warunków obróbki jest obecnie dość dobrze zbadany i rozpoznany [3, 8, 5]. Znacznie mniej natomiast wiadomo o wpływie charakterystyki ściernicy — w tym jej powierzchni roboczej. W dotychczasowych pracach z tego zakresu analizowano głównie związki między poszczególnymi cechami mikro- lub makrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy (RPS) a wielkością siły szlifowania [1, 2, 8]. Niedostatecznie natomiast rozpoznany jest ich wpływ sumaryczny. Dotyczy to w szczególności tych cech geometrycznych RPS, które istotnie zmieniają się w procesie szlifowania w wyniku postępującego procesu zużycia. One bowiem w głównej mierze decydują o chwilowej wartości siły szlifowania, stabilności procesu obróbki i powtarzalności jego wyników.

2. Wpływ cech geometrycznych RPS na wartość siły szlifowania

Średnią wartość składowej odporowej P_y i stycznej P_z siły szlifowania można opisać następującymi zależnościami:

$$P_y = P_{yz} \cdot z_c, \quad P_z = P_{zz} \cdot z_c, \quad (1)$$

przy czym: $P_y = \mu \cdot P_z$,

gdzie:

P_{yz} i P_{zz} — składowa odporowa i styczna siły skrawania, przypadająca na jeden wierzchołek skrawający;

z_c — liczba ziaren równocześnie skrawających,

μ — współczynnik proporcjonalności.

Ze względu na ujemne kąty natarcia wierzchołków ziaren, relatywnie większe wartości osiąga składowa odporowa siły szlifowania. Ona zatem jest głównie uwzględniana w analizie zdolności skrawanych ściernicy. Stąd i dalsze rozważania ograniczono do tej składowej.

Wartość składowej odporowej siły szlifowania, przypadającej na pojedynczy wierzchołek, w głównej mierze zależy od średniej grubości warstwy skrawanej $a_{z\ sr}$ i długości odcinka starcia wierzchołka l_{sw} [2]:

$$P_{yz} = C_1 \cdot a_{zsr}^n + C_2 \cdot l_{sw}^m, \quad (2)$$

przy czym:

C_1 — stała zależna od własności materiału obrabianego i warunków obróbki;

C_2 — stała zależna od warunków tarcia w strefie skrawania;

m, n — wykładniki potęgowe.

Średnią grubość warstwy skrawanej jednym wierzchołkiem można określić następującą zależnością (rys.1):

$$a_{zsr} = \sqrt{\frac{v_p}{v_s} \sqrt{g} \cdot l_{wakt}^2 \cdot \frac{l}{k(\varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \varepsilon \sqrt{D}}} \quad (3)$$

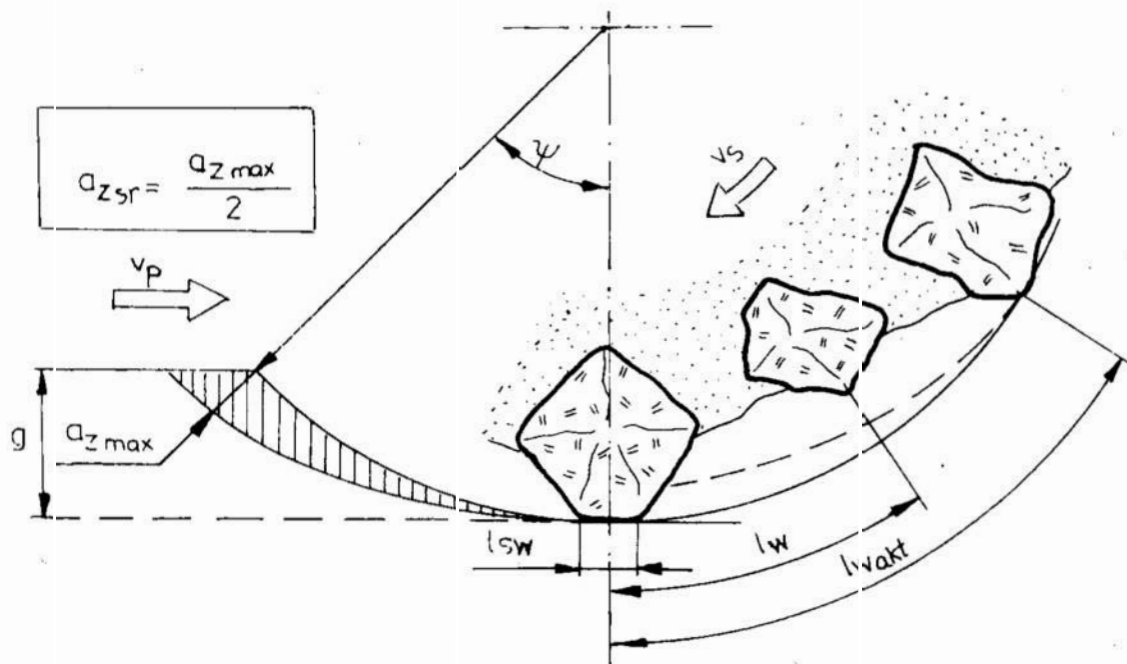
gdzie:

v_z, v, g — parametry obróbki;

ε — połowa kąta wierzchołkowego ziarna ściernego;

$k(\varepsilon)$ — współczynnik kształtu ziarna (dla ziaren elektrokorundowych $k = 1,2$);

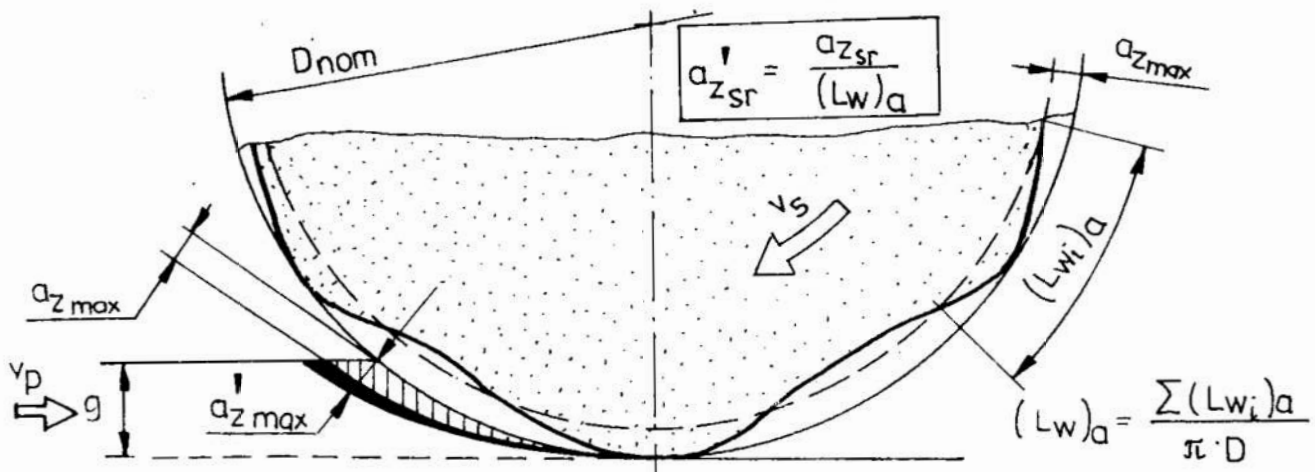
D — średnica ściernicy.



Rys. 1. Parametry strefy skrawania jednym ziarnem

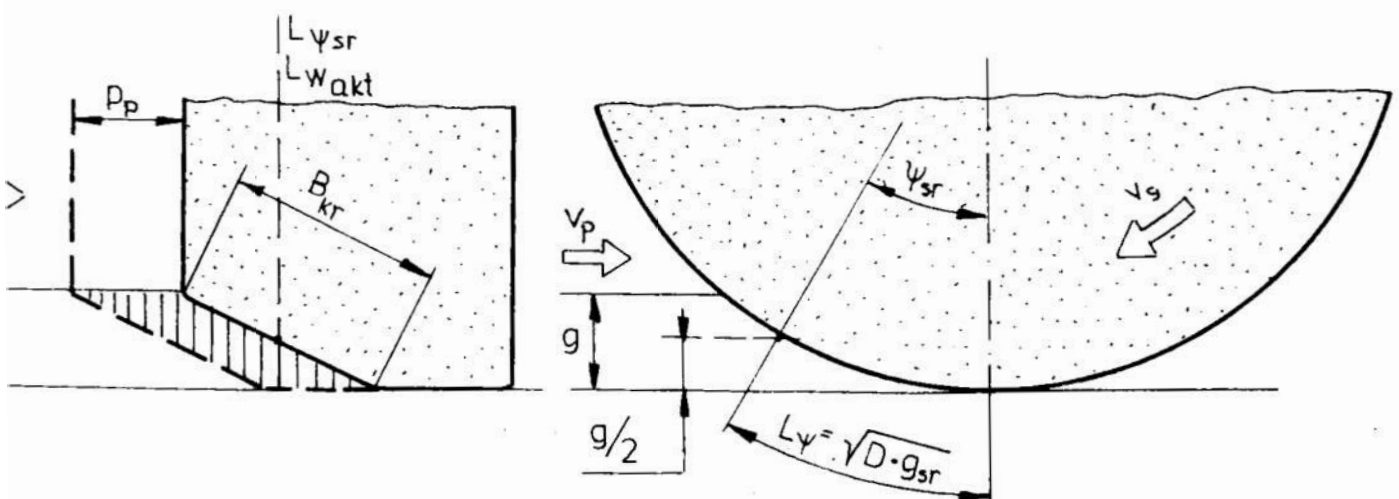
Fig. 1. Parameters of zone of cutting with one grain

W rzeczywistych warunkach szlifowania, średnia grubość warstwy skrawanej jednym ziarnem, będzie również zależeć od długości czynnego obwodu ściernicy $(l_w)_a$, uwarunkowanego falistością jej obwodu. W wyniku bowiem kinematycznie wymuszonej głębokości szlifowania g , objętość zeskrawanego w jednostce czasu materiału pozostaje stała, w związku z czym reletywnie mniejsza liczba ziaren musi skrawać z odpowiednio większymi głębokościami. Można zatem przyjąć, że rzeczywista średnia grubość warstwy skrawanej $a_{a\ sr}$ będzie proporcjonalna do względnej długości czynnego obwodu ściernicy $(l_w)_a$ (rys. 2).



Rys. 2. Wpływ falistości obwodowej ściernicy na grubość warstwy skrawanej jednym wierzchołkiem
 Fig. 2. The effect of peripheral waviness of a grinding wheel on the thickness of underformed chip cut by means of one point

Natomiast liczba wierzchołków aktywnych w strefie szlifowania zależy przede wszystkim od wzajemnej ich odległości $l_{w\ akt}$ oraz wymiarów tej strefy (rys. 3).



Rys. 3. Wymiary strefy skrawania
 Fig. 3. Dimensions of cutting zone

Wobec powyższego, średnią liczbę ziaren aktywnych w strefie szlifowania można wyznaczyć z zależności:

$$z_c = \frac{B_{kr} \cdot L_{\psi sr}}{l_{w akt}^2}, \quad (4)$$

gdzie:

B_{kr} — długość krawędzi skrawającej ściernicy,

$L_{\psi sr}$ — średnia długość strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym.

Uwzględniając dotychczas wyprowadzone zależności, całkowitą wartość składowej odporowej siły szlifowania można opisać zależnością:

$$P_y = \frac{B_{kr} \cdot L_{\psi sr}}{l_{w akt}^2} \left[\frac{C_1}{(L_w)_a} \left(\sqrt{\frac{v_p}{v_s}} \sqrt{g} \cdot l_{w akt}^2 \cdot \frac{1}{k(\varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \varepsilon \cdot \sqrt{D}} \right)^n + C_2 (l_{sw})^m \right] \quad (5)$$

Analizując tę zależność można stwierdzić, że na wielkość siły szlifowania decydujący wpływ mają te cechy geometryczne RPS, które warunkują kształt wierzchołków ziaren ściernych i ich rozkład powierzchniowy. Cechy te można umownie podzielić na dwie grupy, tj. zależne od charakterystyki technicznej ściernicy oraz zależne od charakteru i intensywności zużycia ściernicy. Do pierwszej grupy można zaliczyć średnią odległość wierzchołków ziaren aktywnych $l_{w akt}$ i kąt wierzchołkowy 2ε , zaś do drugiej grupy średnią długość starcia wierzchołka ziarna l_{sw} , długość krawędzi skrawającej ściernicy B_{kr} oraz względną długość jej czynnego obwodu $(L_w)_a$.

Zgodnie z założeniami merytorycznymi niniejszego opracowania, postanowiono przeprowadzić weryfikację doświadczalną w obszarze parametrów drugiej grupy.

3. Badania doświadczalne

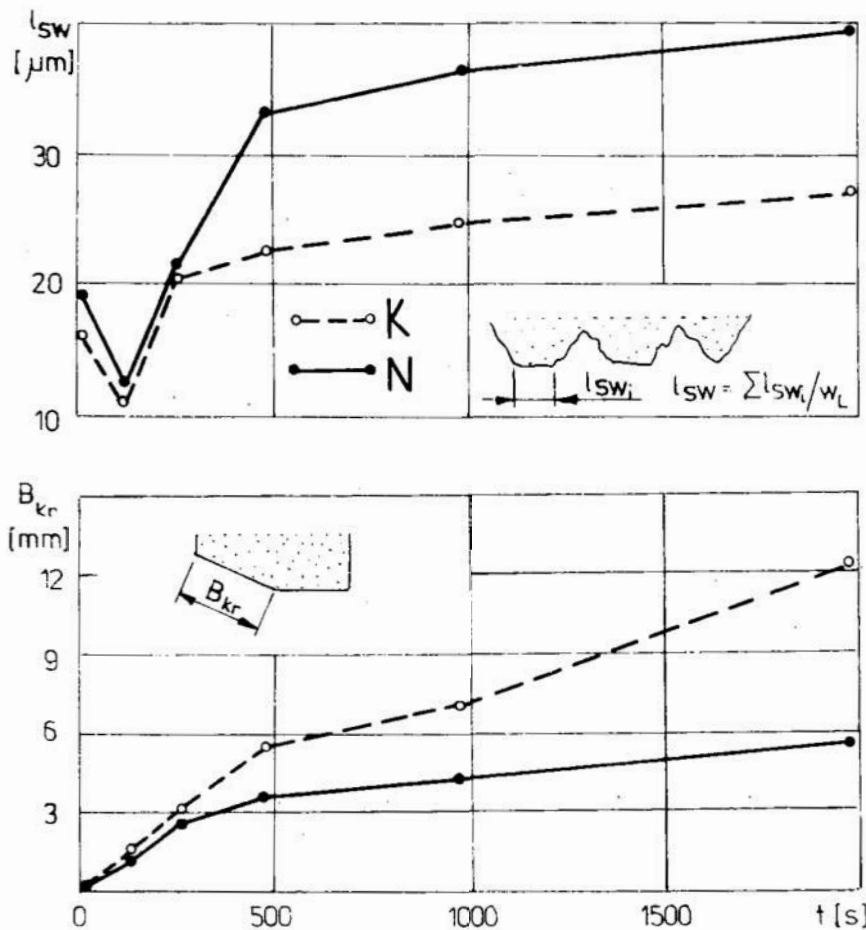
Celem badań było eksperymentalne określenie stopnia wpływu zmian cech właściwości geometrycznych RPS, opisanych parametrami $(l_{sw})_t$ i $B_{kr}(t)$, na wartość składowej odporowej siły szlifowania P_y .

W celu zapewnienia możliwości porównania ściernic o różnych stanach topografii powierzchni roboczych i o różnych intensywnościach ich zmian, do badań użyto dwie ściernice płaskie o identycznych charakterystykach, różniące się jedynie stopniem twardości: T1 250 x 32 x 76 99A - 80 - K(N) - 7 - V.

Badania przeprowadzono w warunkach obwodowego szlifowania płaszczyn, stosując następujące parametry: $v_s = 28$ ms, $v_p = 20$ mmin, $p_p = 1,2$ mmp.skok, $g = 0,05$ mm. W przyjętych warunkach, szlifowano próbki płaskie o wymiarach: 80 x 20 x 5, wykonane ze stali gatunku 40 H. Po

określonych czasach szlifowania, mierzono, za pomocą siłomierza tensometrycznego, wartości składowej odporowej siły szlifowania i odwzorowywano zarys osiowy makrogeometrii RPS metodą wcinania taśmy żyłkowej na głębokość około 0,3 mm [7], następnie zatrzymywano ściernicę i metodą replik odwzorowywano mikrogeometrię jej powierzchni roboczej [5].

Na drodze profilografowania powierzchni repliki w kierunku osiowym ściernicy, wyznaczono zarysy mikrogeometrii o długości 22 mm [6]. Natomiast zarysy krawędziowe mikrogeometrii RPS uzyskano profilografując zarysy naciętych krawędzi taśm żyłkowych. Z zarysów mikrogeometrii wyznaczono średnie długości odcinków starcia wierzchołków ziaren (l_{sw}) t , z dokładnością około ± 10 i przy poziomie ufności 90, a z zarysów makrogeometrii długości krawędzi skrawającej ściernicy $B_{kr}(t)$, z dokładnością około $\pm 0,011$ mm. Otrzymane wyniki przedstawiono na rysunku nr 4.

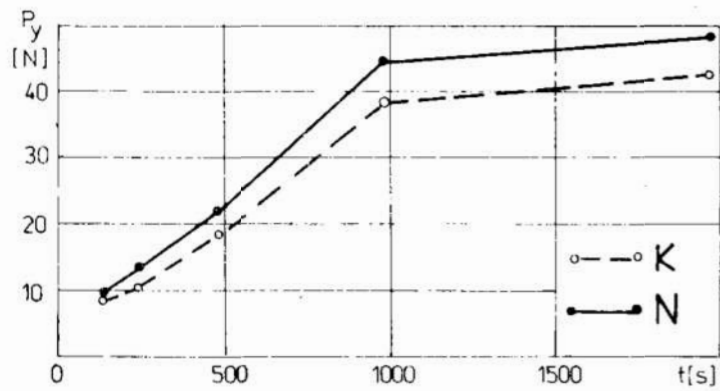


Rys. 4. Zmiany średniej długości odcinka starcia wierzchołków ziarn ściernych l_{sw} i długości krawędzi skrawającej B_{kr} w funkcji czasu pracy ściernicy

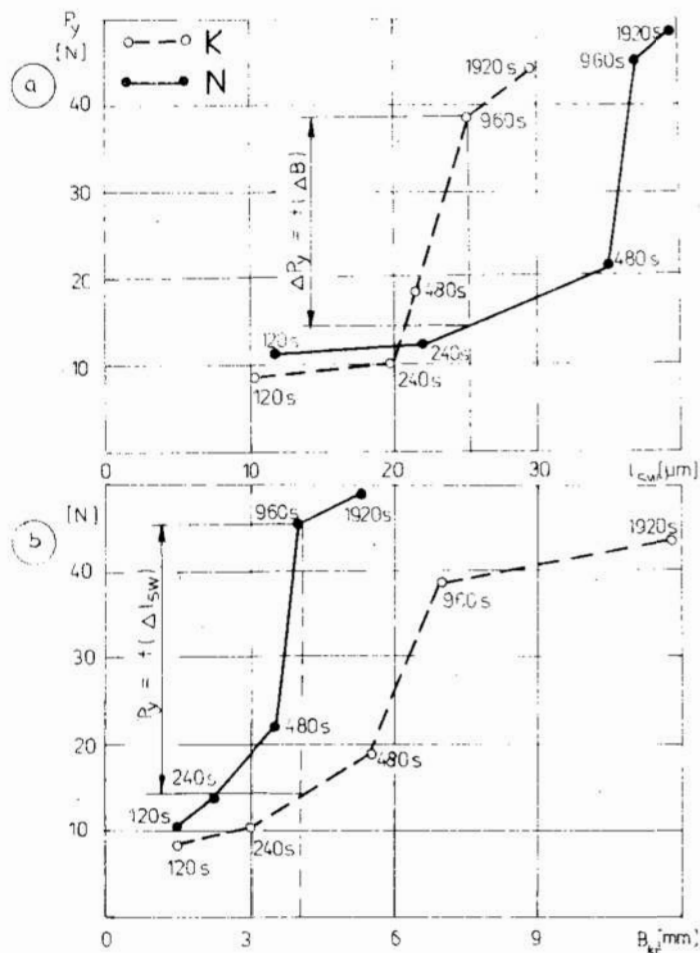
Fig. 4. Changes of mean length of wear land of abrasive grains points l_{sw} and the length of cutting edge B_{kr} vs. wheelwork time

Z analizy ich przebiegu wynika, że charakter i intensywność zmian wartości badanych parametrów *silnie* zależą od stopnia twardości ściernicy, który określa wartość siły wiązania ziaren i mostków spoiwa, a tym samym podatność na zużycie ściernic i wytrzymałościowe.

Natomiast na rys. 5 przedstawiono wykresy zmian wartości składowej odporowej siły szlifowania dla obu badanych ściernic.

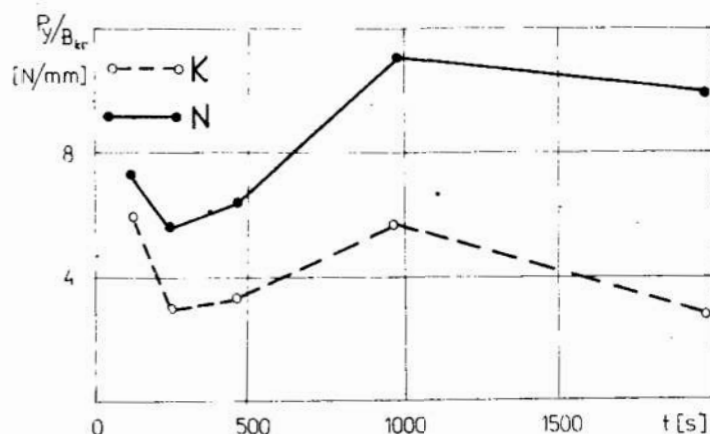


Rys. 5. Zmiany składowej odporowej siły szlifowania P_y w funkcji czasu pracy ściernicy
 Fig. 5. Changes of the thrust component of grinding force P_y vs. wheel work time



Rys. 6. Zmiany wartości siły szlifowania P_y w funkcji średniej długości odcinka starcia wierzchołka (a) i długości krawędzi skrawającej ściernicy (b)
 Fig. 6. Changes of grinding force value P_y vs. mean length of wear land of tip (a) and the length of wheel cutting edge (b)

Interesującą syntezą powyższych rozważań jest wykres, przedstawiający zmiany wartości siły P_y , odniesionej do jednostkowej długości krawędzi skrawającej.



Rys. 7. Zmiany wartości składowej odporowej siły szlifowania w funkcji jednostkowej długości krawędzi skrawającej

Fig. 7. Changes of the thrust component of grinding forces vs. unit length of the cutting edge

Widoczne różnice w przebiegach wartości siły P_y są pochodną różnych intensywności zużycia ściernego i wytrzymałościowego badanych ściernic. I tak, dla ściernicy o większej twardości, przyrosty siły szlifowania są w głównej mierze spowodowane wzrostem powierzchni starcia ziaren $l_{sw}(t)$, wskutek większej intensywności procesów zużycia ściernego. Natomiast dla ściernicy o mniejszej twardości wzrost ten jest wynikiem zwiększania strefy skrawania $B_{kr}(t)$, wskutek większej intensywności zużycia wytrzymałościowego.

W ujęciu względnym zależności te zobrazowano na rys. 6.

Wykres ten obrazuje energetyczne obciążenie strefy skrawania w jednakowych warunkach odniesienia. Wynika z niego jednoznacznie, że jednostkowe obciążenie strefy skrawania, przy zbliżonej wielkości siły sumarycznej (rys. 5), jest znacznie mniejsze dla ściernicy o mniejszej twardości. Decyduje o tym z jednej strony wzrost długości krawędzi skrawającej ściernicy, a z drugiej mniejsza sumaryczna powierzchnia starcia wierzchołków ziaren ściernych.

Można zatem uważać, że wskaźnik $P_y B$ jest dobrym syntetycznym miernikiem zdolności skrawnych ściernic i może być pomocny w ocenie porównawczej właściwości eksploatacyjnych ściernic.

4. Podsumowanie

Z przeprowadzonych rozważań oraz wyników badań doświadczalnych wynika, że istnieje wyraźna korelacja między stanem własności geometrycznych RPS, a wielkością siły w styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Zależność ta jest szczególnie wyraźna w odniesieniu do średniej długości odcinków starcia wierzchołków ziaren ściernych l_{sw} oraz długości krawędzi skrawającej ściernicy B_{kr} . Wielkości te w głównej mierze decydują o względnym energetycznym

obciążeniu strefy skrawania, stąd, dokonując porównań wartości sił w procesie szlifowania dla ściernic pracujących w identycznych warunkach, konieczne jest uwzględnianie nie tylko parametrów i warunków badań, w jakich wyniki te otrzymano, ale również nieodzowne jest określenie stanu RPS (B_{kr} i l_{sw}) w chwili dokonywania pomiarów.

LITERATURA

1. KACALAK.W., LEWKOWICZ R.: Energetyczny model procesu szlifowania. Prace Instytutu Budowy Maszyn WSIInż. w Koszalinie, zeszyt nr 2, 1978.
2. KORČAK S.N.: Proizvoditelnost processa ślifowania stalnych detalej. Mašinostrojenie, Moskva, 1974.
3. LURIE G.B.: Ślifowanie metallov. Mašinostrojenie, Moskva, 1969.
4. MASLOV E.N.: Teoria ślifowania metallov. Mašinostrojenie, Moskva, 1974.
5. PLICHTA J.: Badanie roboczej powierzchni ściernicy metodą replik. Prace Instytutu Budowy Maszyn WSIInż. w Koszalinie, nr 4, 1983.
6. PLICHTA J.: Określanie długości odcinka pomiarowego RPS w badaniach jej topografii. Prace Wydziału Mechanicznego WSIInż. w Koszalinie, nr 6, 1984.
7. PLICHTA J.: Badania zużycia krawędziowego RPS. Prace Wydziału Mechanicznego WSIInż. w Koszalinie, nr 11, 1987 (w druku).
8. OCZOŚ K., PORZYCKI J.: Szlifowanie — podstawy i technika, WNT Warszawa, 1986.

Streszczenie

W artykule przedstawiono próbę oceny wpływu zmian własności geometrycznych makro- i mikrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy podczas jej pracy, na wielkość siły w strefie szlifowania. Opracowano model teoretyczny tej zależności oraz przedstawiono wyniki badań doświadczalnych.

The effect changes of working surface wheel state during its work on the force magnitude in the grinding zone

Summary

An attempt to evaluate the effect of changes of the geometric properties of macro- and microgeometry of the working wheel surface during its work on the magnitude of force in the grinding zone has been presented in the paper. A theoretical model of this dependence has been elaborated and the experimental investigation results presented.

Jarosław Plichta

PRÓBA KOMPLEKSOWEJ OCENY ZMIAN STANU ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY PODCZAS SZLIFOWANIA

1. Wprowadzenie

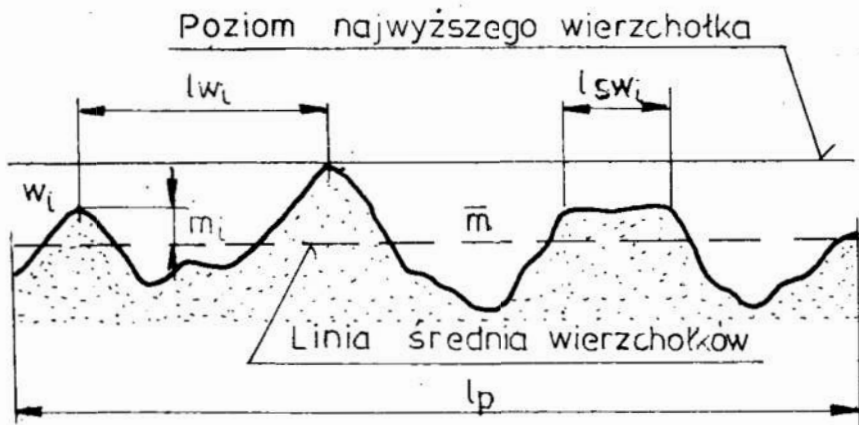
Podczas szlifowania, robocza powierzchnia ściernicy (RPS) ulega ciągłym zmianom, zachodzącym głównie w wyniku zużywania się ziaren ściernych i mostków spoiwa. Fizyczny mechanizm zużycia poszczególnych składników ściernicy jest obecnie dość dobrze rozpoznany [1,2], natomiast wpływ geometrycznych skutków zużycia na stan RPS nie jest jeszcze w pełni poznany i wyjaśniony. Stanowi to poważne utrudnienie w badaniach właściwości eksploatacyjnych ściernicy oraz utrudnia prognozowanie przebiegu i wyników szlifowania.

Stąd, w niniejszej pracy podjęto próbę kompleksowego przebadania zmian, zachodzących w makro- i mikrogeometrii roboczych powierzchni ściernic, które charakteryzują się różnymi rodzajami i intensywnościami zużycia. Badania te przeprowadzono na ściernicach tarczowych płaskich, pracujących w warunkach obwodowego szlifowania płaszczyzn. Ich wyniki mogą być jednak również pomocne przy analizie procesów zużycia innych typów ściernic — oczywiście przy uwzględnieniu kształtu ich powierzchni roboczych i kinematyczno-technologicznych uwarunkowań.

2. Ocena stanu mikro- i makrogeometrii RPS

Przystępując do kompleksowej oceny właściwości stereometrycznych RPS przyjęto, że będzie ona realizowana na drodze statystycznej analizy zarysów makro- i mikrogeometrii RPS, wyznaczonych w określonych kierunkach. Jest to bowiem metoda najbardziej przydatna do wielostronnej analizy cech stereometrycznych RPS.

I tak, ocenę stanu mikrogeometrii przeprowadzono na podstawie zarysu osiowego, stosując następujące parametry statystyczne [3] (rys. 1): sumaryczną względną długość odcinków starcia wierzchołków ziaren l_s , liczebność wierzchołków statystycznych na długości jednostkowej w_L , średnią odległość wierzchołków statystycznych l_w oraz wariancję rzędnych wierzchołków $D^2(w)$.



$$w_L = \sum w_{Li}$$

$$l_S = \frac{\sum l_{sw_i}}{l_p}$$

$$l_w = \frac{l_p}{w_L}$$

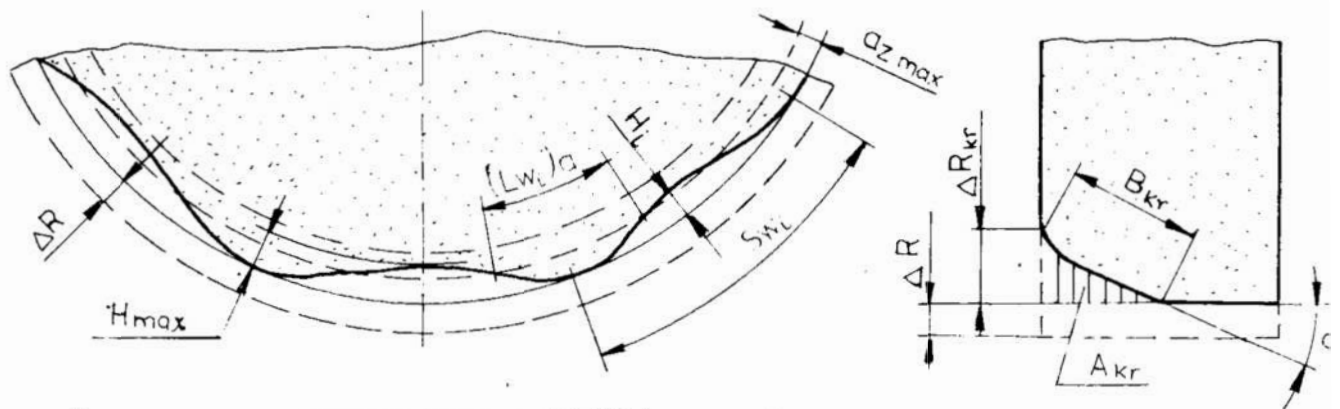
$$D^z(w) = \frac{\sum (\bar{m} - m_i)^2}{w_L}$$

Rys. 1. Parametry oceny mikrogeometrii RPS

Fig. 1. Parameters of the microgeometry evaluation RPS

Natomiast w ocenie stanu makrogeometrii RPS, posłużono się dwoma zarysami: obwodowym i osiowym. Do oceny zużycia obwodowego zastosowano cztery następujące parametry: średnie zużycie promieniowe ΔR , średnią wysokość falistości H_{sr} , liczbę wierzchołków falistości na obwodzie ściernicy N_w i sumaryczną względną długość wierzchołków falistości na poziomie maksymalnej grubości warstwy skrawanej jednym ziarnem $(l_w)_a$ [4].

Do oceny zużycia krawędziowego użyto: maksymalną odchyłkę krawędziową ΔR_{kr} , szerokość krawędzi skrawającej B_{kr} , kąt pochylenia krawędzi skrawającej α_{kr} oraz pole powierzchni zużycia pod krawędzią skrawającą A_{kr} [5] (rys. 2).



Rys. 2. Parametry oceny makrogeometrii RPS

Fig. 2. Parameters of the microgeometry evaluation RPS

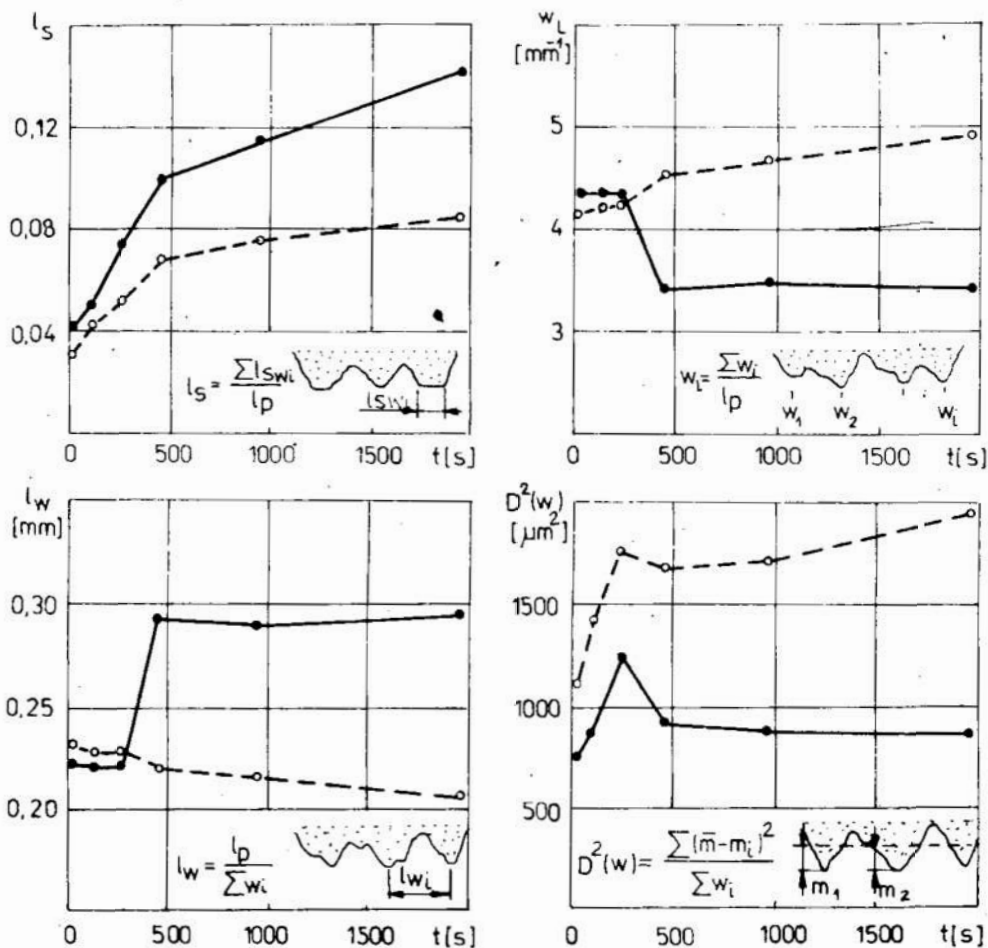
Przedstawione powyżej parametry umożliwiają w sposób kompleksowy ocenić chwilowy statystyczny stan mikro- i makrogeometrii RPS. Ich wartości, wyznaczone w określonej chwili czasu pracy ściernicy, utworzą ciągi liczbowe, których analiza pozwala określić charakter i intensywność zmian RPS podczas szlifowania.

3. Badania doświadczalne

Celem badań było ilościowe określenie zmian stanu roboczej powierzchni ściernic, pracujących w różnych warunkach zużycia. W związku z powyższym, do badań użyto dwie ściernice o jednakowych charakterystykach, różniące się

jedynie stopniem twardości: T1 250 x 32 x 76/99A-80-K(N)-7-V. Badania przeprowadzono na szlifierce do płaszczyzn typu 3711 (prod. ZSRR). Ściernice przed badaniami obciążano jednoziarnistym obciążaczem diamentowym (M1010 — 1,23 kr), stosując następujące parametry: $g_o = 0,02\text{mm}$, $p_o = 0,04\text{mm}$ /obr w 3 przejściach. W założonych warunkach obróbki: $v_s = 28\text{m/s}$, $v_p = 20\text{m/min}$, $p_p = 0,4\text{mm/p}$. skok i $g = 0,05\text{mm}$, szlifowano próbki płaskie o wymiarach 10 x 40 x 50mm, wykonane ze stali 40H (HRC = 54 ± 2).

Po określonych czasach szlifowania, w tym również po obciążaniu, oczyszczano powierzchnię ściernicy sprężonym powietrzem i odwzorowano jej zarys krawędziowy metodą wcinania taśmy żyłkowej na głębokość około 0,2mm. Do tego celu zastosowano specjalne urządzenie pomiarowe [5]. Następnie zatrzymywano ściernicę i za pomocą urządzenia pomiarowego, umieszczonego na osłonie ściernicy [4], wyznaczono względne wartości współrzędnych jej zarysu obwodowego, w odległości 1 mm od czoła ściernicy. Z kolei na najwyższym wierzchołku falistości zarysu obwodowego ściernicy, odwzorowywano jej mikrogeometrię metodą replik [3]. Profilografując powierzchnię replik i nacięte krawędzie taśm żyłkowych, wyznaczono zarysy osiowe mikro- i makrogeometrii RPS. Otrzymane wyniki przedstawiono poniżej.



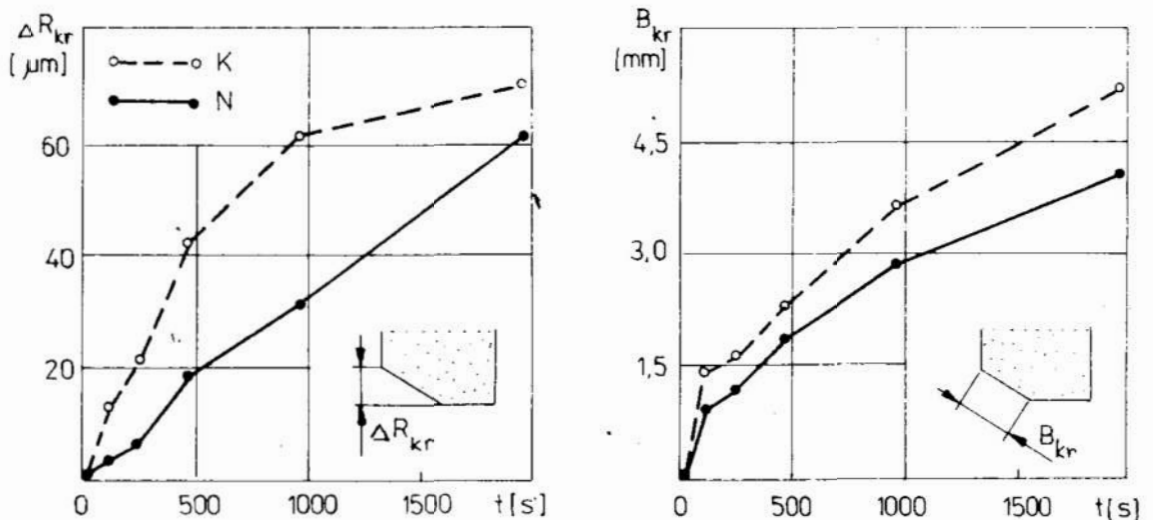
Rys. 3. Wykresy zmian wartości badanych parametrów mikrogeometrii RPS w funkcji czasu pracy ściernicy

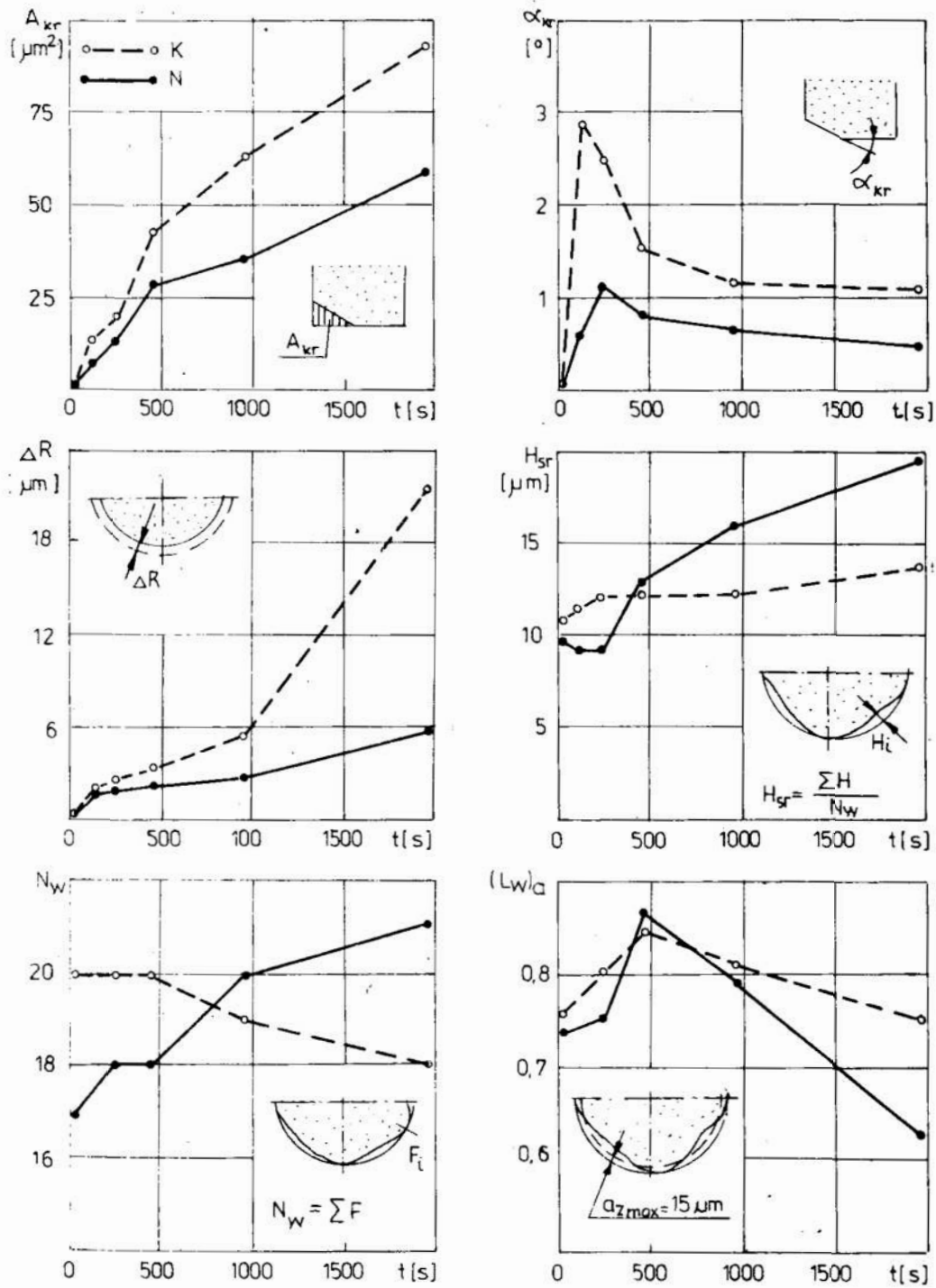
Fig. 3 Diagrams of value changes of the investigated microgeometry parameters RPS vs. time of the wheel work

Jak wynika z analizy wykresów zamieszczonych na rys. 3, charakter i intensywność zmian w obszarze mikrogeometrii RPS dla obu badanych ściernic są różne. I tak, dla ściernicy o większej twardości (N), obserwuje się wyraźny wzrost długości odcinków starcia wierzchołków l_s i stały spadek wariancji ich rzędnych $D^2(w)$. Świadczy to o postępującym tępieniu ściernym tej ściernicy w czasie pracy. Natomiast dla ściernicy o twardości (K), intensywność zużycia ściernego jest wyraźnie mniejsza, a rozproszenie wysokościowe wierzchołków ziaren nawet nieznacznie wzrasta. Można zatem sądzić, że praca ściernicy o twardości N przebiega w warunkach postępującego tępienia, zaś ściernica o twardości K pracuje w warunkach ograniczonego samoostrzenia.

Przyczyną takich rodzajów zużycia jest niewątpliwie wielkość siły utrzymania ziaren w spoiwie. W przypadku ściernicy o większym stopniu twardości, czyli większej sile wiązania ziaren, ziarna są dłużej utrzymywane na powierzchni ściernicy, co prowadzi do większego ich starcia i wygładzenia profilu RPS. To z kolei prowadzi do zmniejszenia liczby wierzchołków na długości jednostkowej w_L i wzrostu ich średniej odległości $l_{w\ sr}$.

Postępujące w czasie procesy zużycia ściernego i wytrzymałościowego, wywołują również zmiany geometryczne w obszarze makrogeometrii RPS (rys. 4).





Rys. 4. Wykresy zmian wartości badanych parametrów makrogeometrii RPS w funkcji czasu pracy ściernicy

Fig. 4. Diagrams of value changes of the investigated macrogeometry parameters RPS vs. time of the wheel work

I tak, w odniesieniu do zarysu krawędziowego, największe zmiany obserwuje się w pobliżu czoła atakującego ściernicy (rys. 4), a więc w strefie najbardziej obciążonej w procesie usuwania nadmiaru obróbkowego. Charakter i intensywność tych zmian są również w dużej mierze zależne od rodzaju zużycia ściernicy, a przede wszystkim od jej podatności na zużycie wytrzymałościowe. Stąd, dla ściernicy o mniejszej twardości (K), obserwuje się wyraźnie większe zużycie krawędziowe, potwierdzone większymi wartościami wszystkich badanych parametrów, tj. ΔR_{kr} , B_{kr} , α_{kr} , A_{kr} .

Natomiast zmiany zarysu obwodowego badanych ściernic mają bardziej złożony charakter. Jest to wynikiem złożonego mechanizmu kumulacji geometrycznych skutków zużycia na lokalne zmiany promienia ściernicy. Ogólnie można jednak stwierdzić, że poza mniejszymi wartościami zużycia promieniowego ΔR , wartości pozostałych badanych parametrów falistości, tj. H_{sr} , N_w i $(l_w)_a$ są bardziej niekorzystne dla ściernicy o większym stopniu twardości (rys. 4). Sytuacja taka wynika z większej intensywności procesów samoostrzenia (w wyniku większej intensywności zużycia wytrzymałościowego) ściernicy o mniejszej twardości, co sprzyja wykruszaniu ziaren leżących na największych promieniach działania, a tym samym utrzymaniu mniejszej falistości obwodowej ściernicy. Prawdopodobnie jest jedynie zachwiana w początkowym okresie pracy ściernicy, co jest prawdopodobnie spowodowane większą podatnością tej ściernicy na zniekształcenia powstałe w zabiegu obciążania.

4. Podsumowanie

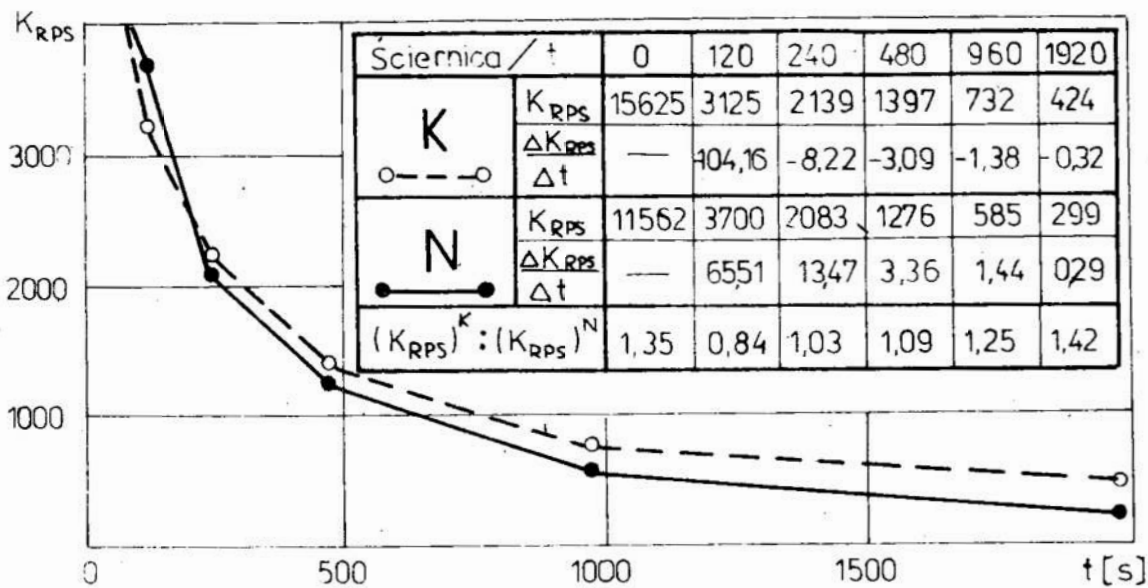
Z przeprowadzonych badań wynika, że geometryczne skutki zużycia w znacznej mierze przyczyniają się do zmian właściwości geometrycznych RPS. Powoduje to istotną modyfikację właściwości skrawnych ściernicy, która z kolei wpływa na przebieg i wyniki szlifowania.

Mając na uwadze powyższe, podjęto próbę wprowadzenia syntetycznego wskaźnika kompleksowej oceny stanu RPS. Przyjęto że powinien on ujmować związki między parametrami charakteryzującymi te cechy jej mikro- i makrogeometrii, które posiadają najwyższy stopień korelacji z właściwościami skrawnymi ściernicy. Na podstawie analiz teoretycznych i wyników badań doświadczalnych uznano, że parametrami tymi powinny być: l_s — sumaryczna względna długość odcinków starcia wierzchołków, która charakteryzuje względną wielkość powierzchni tarcia w strefie szlifowania; B_{kr} — długość krawędzi skrawającej, która charakteryzuje wielkość strefy skrawania i liczbę ziaren jednocześnie skrawających; $(l_w)_a$ — sumaryczna względna długość wierzchołków falistości obwodu ściernicy, która charakteryzuje jej długość czynną.

W oparciu o powyższe, przyjęto następującą postać syntetycznego wskaźnika oceny stanu RPS:

$$K_{RPS} = \left[\frac{\pi \cdot D \cdot (L_w)_a}{l_s \cdot B_{kr}} \right]_t$$

Natomiast poniżej przedstawiono czasowe przebiegi jego zmian dla badanych ściernic



Rys. 5. Przebieg zmian syntetycznego wskaźnika stanu RPS w funkcji czasu szlifowania

Fig. 5. Course of changes of synthetic state indicator RPS vs. grinding time

Widoczne jest wyraźne pogarszanie się zdolności skrawnych obu ściernic wraz z upływem czasu szlifowania, przy czym relatywnie gorsze właściwości obserwuje się dla ściernicy o twardości N. Jest to z jednej strony wynikiem względnego wzrostu powierzchni starcia, a z drugiej — zmniejszenia długości czynnego obwodu.

Intensywność zmian stanu RPS dla danej ściernicy można w sposób ilościowy określić odnosząc przyrost wartości wskaźnika ΔK_{RPS} do przyrostu czasu Δt . Natomiast w celu porównania stanów RPS dla różnych ściernic, można posłużyć się ilorazem wartości wskaźników K_{RPS} , wyznaczonych w wybranych momentach czasu ich pracy.

LITERATURA

1. BORKOWSKI J.: Elementarne zjawiska zużycia ziarn i narzędzi ściernych. Monografia, nr 16, WSIInż. Koszalin, 1983.
2. OCZOŚ K.: Analiza procesu i metody pomiaru zużycia pojedynczych ziarn ściernych i ściernic. Rozprawy Politechniki Rzeszowskiej, nr 4, 1975
3. PLICHTA J.: Wybrane zagadnienia oceny topografii roboczej powierzchni ściernicy pracującej obwodem. Praca doktorska. Politechnika Wroclawska, 1981.
4. PLICHTA J.: Badanie zużycia obwodowego roboczej powierzchni ściernicy. Prace Wydziału Mechanicznego WSIInż. w Koszalinie, nr 11, 1987 (w druku).
5. PLICHTA J.: Badanie zużycia krawędziowego roboczej powierzchni ściernicy. Prace Wydziału Mechanicznego WSIInż. w Koszalinie, nr 11, 1987 (w druku).

Streszczenie

W artykule przedstawiono próbę kompleksowej oceny właściwości stereometrycznych roboczej powierzchni ściernicy. Omówiono metodykę ich badań doświadczalnych dla ściernic pracujących w różnych warunkach zużycia. Podjęto próbę oceny zdolności skrawnej ściernicy za pomocą syntetycznego wskaźnika stanu jej powierzchni roboczej.

An attempt of a complex evaluation of the grinding wheel working surface changes during grinding

Summary

An attempt of a complex evaluation of the stereometric properties of the working wheel surface has been presented in the paper. The method of the investigation as well as the experimental study results for the grinding wheels working at various conditions are discussed. A trial has been undertaken to evaluate a wheel cutting ability by means of a synthetic factor of state of its working surface.

Wacław Pszczółowski

OCENA STRUKTURY NASYPU ŚCIERNEGO TAŚMY ŚCIERNEJ

1. Wprowadzenie

Szlifowanie narzędziami ściernymi nasypowymi jest jedną z technologii znajdujących się w stadium intensywnego rozwoju. Wśród narzędzi szczególną rolę odgrywają taśmy ściernie z uwagi na łatwość ich wykorzystania w obróbce maszynowej. Taśmy ściernie z natury swojej budowy charakteryzują się dużą elastycznością oraz korzystną z punktu widzenia eksploatacji strukturą stereometryczną nasypu ściernego. Obie te własności dają wiele możliwości zastosowania w różnych dziedzinach wytwarzania. W szlifowaniu taśmą istotną rolę odgrywa struktura nasypu ściernego. Jest to ważne zarówno z uwagi na pojedyncze ziarno jak i całość nasypu. Struktura ta w istotny sposób wpływa na najważniejsze efekty szlifowania, jak: wydajność szlifowania, zużycie nasypu, dokładność obróbki i własności warstwy wierzchniej [1, 2, 3, 6]. Z uwagi na ważność zagadnienia w referacie zamieszczono wyniki badań najważniejszych własności struktury nasypu ściernego taśm i jego oddziaływania na strukturę geometryczną warstwy wierzchniej.

2. Wskaźnik struktury stereometrycznej nasypu ściernego

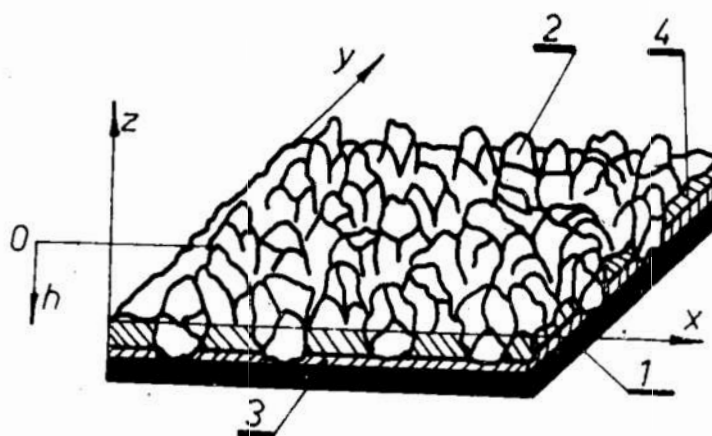
Autorzy prac [1, 3, 4, 5] proponują charakteryzować warstwę roboczą taśmy ścierniej następującymi wskaźnikami:

- rozmiarami i kształtem ziaren ściernych,
- liczbą ziaren rozmieszczonych na jednostce powierzchni,
- rozmieszczeniem ziaren na powierzchni podłoża,
- odległością między ziarnami,
- rozkładem wysokości ziaren względem podłoża.

Szkic wycinka taśmy ścierniej o budowie jednowarstwowej pokazano na rys. 1. Wynika z niego, że taśma taka jest zbudowana z podłoża, ziaren ściernych tworzących warstwę roboczą oraz dwu warstw spoiwa — podkładowego i zalewowego. Warstwę roboczą taśmy ścierniej opisuje funkcja $z = f(x, y)$, która każdemu punktowi (x, y) płaszczyzny podstawowej taśmy przypisuje wartość z nad płaszczyzną.

3. Wysokość ziaren względem podłoża

Powierzchnię roboczą taśmy ścierniej tworzy wiele ziaren utwardzonych w spoiwie (rys. 1). Wierzchołki tych ziaren nie leżą na jednej wysokości lecz są



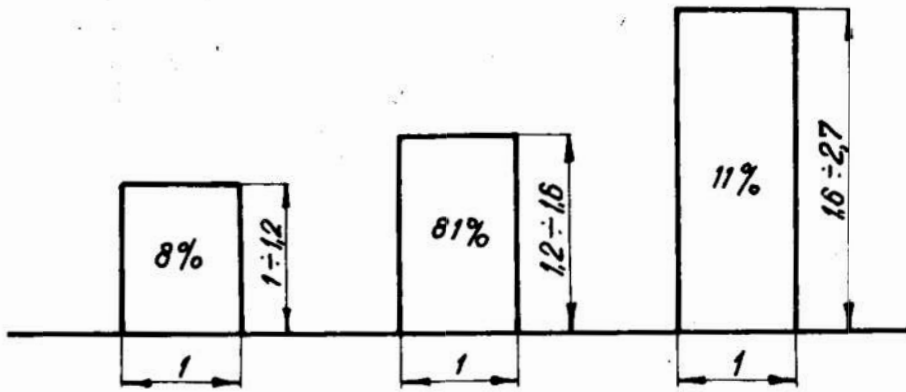
Rys. 1. Wycinek taśmy ścierniej o budowie jednowarstwowej. Podłoże taśmy (1), ziarna ścierna (2), spoiwo podkładowe (3), spoiwo zalewowe (4)

Fig. 1. A section of abrasive belt of monolayer structure. Belt base (1), abrasive grains (2), ground binder (3), flood binder (4)

rozłożone w całym przedziale nierówności rzeczywistej powierzchni taśmy (h_i do h). Rozkład wysokości wierzchołków ziaren zależy od ich wymiarów i kształtu. Ważnym czynnikiem, wpływającym na wysokość wierzchołków ziarn h , jest wzajemny stosunek ich wymiarów charakterystycznych. Ponadto na wysokość ziaren ma również wpływ sposób nakładania ziaren na podłoże (grawitacyjny lub elektrostatyczny).

Z przeprowadzonych pomiarów 200 ziaren elektrokorundowych o nr P40 z taśm firmy Klingspor, wyróżniono kształty zbliżone do graniastosłupów o podstawie trójkątnej lub czworokątnej oraz do ośmiościanu. Kształty te dominowały ilościowo wśród przebadanych ziaren. Zaobserwowano również kształty zbliżone do sześciątów oraz brył bliżej nieokreślonych.

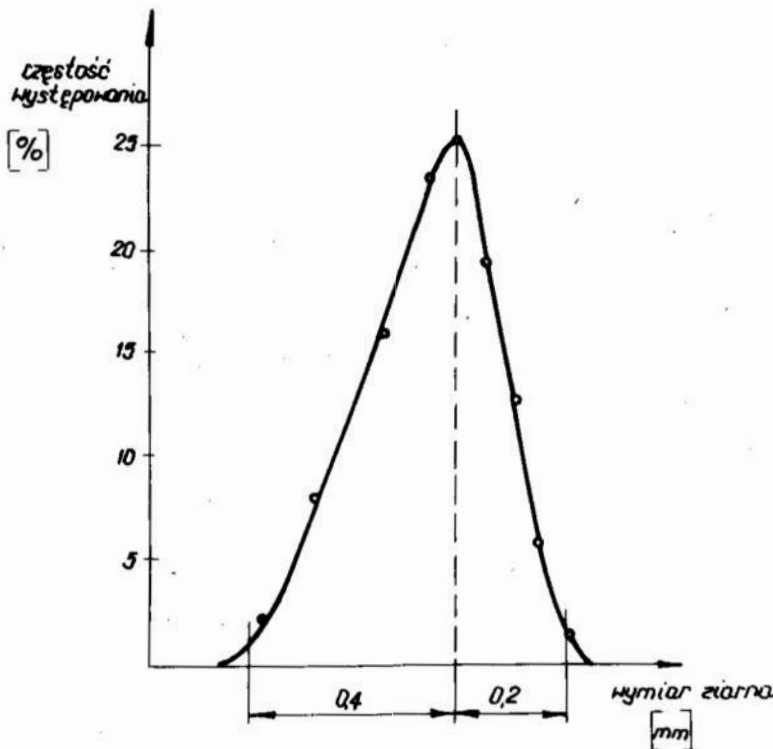
Mierzono również wymiary charakterystyczne tych ziaren. Z otrzymanych wyników określono ich wzajemny stosunek, wartość którego zilustrowano na rys. 2. Wynika z niego, że stosunek maksymalnego do minimalnego wymiaru ziarna przyjmuje wartość od 1 do 2,7. Przy czym dla 8% przebadanych ziaren wynosił on od 1 — 1,2, dla 81% od 1,2 — 1,6, dla pozostałych 11% od 1,7 — 2,7. Z uwagi na to, że w zdecydowanej większości przypadków stosunek ten jest większy od 1,2, istnieje więc możliwość ustawienia tych ziaren prostopadle do podłoża ich dłuższym bokiem — na przykład w polu elektrostatycznym. Daje to również znaczne różnice rozkładu wysokości wierzchołków ziaren.



Rys. 2. Wartości wzajemnego stosunku wymiarów charakterystycznych ziaren i częstości ich występowania

Fig. 2. Value of reciprocal ratio of characteristic dimensions of grains and their occurrence frequency

Z przeprowadzonych pomiarów wysokości wszystkich ziaren znajdujących się w przypadkowo pięciokrotnie wybranym polu taśmy o powierzchni 1 cm^2 , przykładowo sporządzono wykres ich rozkładu (rys. 3). Z wykresu wynika, że



Rys. 3. Rozkład wysokości wierzchołków ziaren względem powierzchni podłoża taśmy

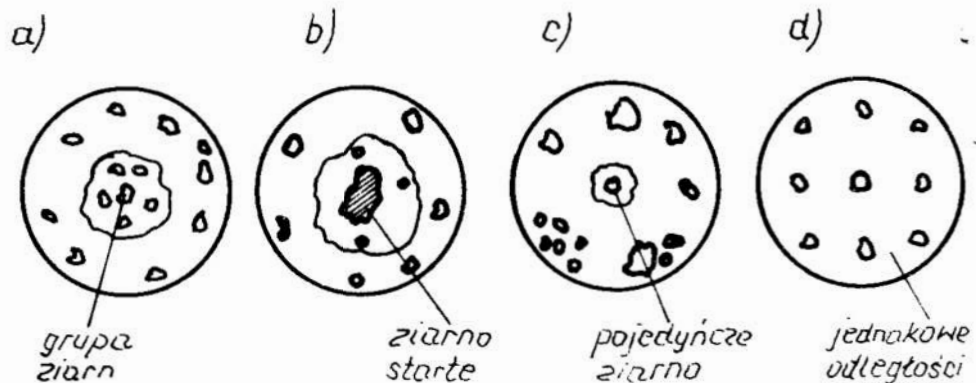
Fig. 3. Grains tops high distribution against the belt base surface

rozkład ten jest niesymetryczny, a wysokości wierzchołków ziaren są rozłożone w przedziale równym około $0,6 \text{ mm}$. Jeśli zużycie ziaren przekroczy tę wartość, to teoretycznie prawie wszystkie ziarna będą w kontakcie z materiałem ob-

rabianym. Najwięcej wierzchołków znajduje się na poziomie o około 0,2 mm niższym od wierzchołków najwyższych. Częstość występowania ziaren o wysokości różnej od najczęściej występującej, zmienia się w przybliżeniu proporcjonalnie do wartości zmian ich wysokości.

4. Położenie ziaren na powierzchni podłoża

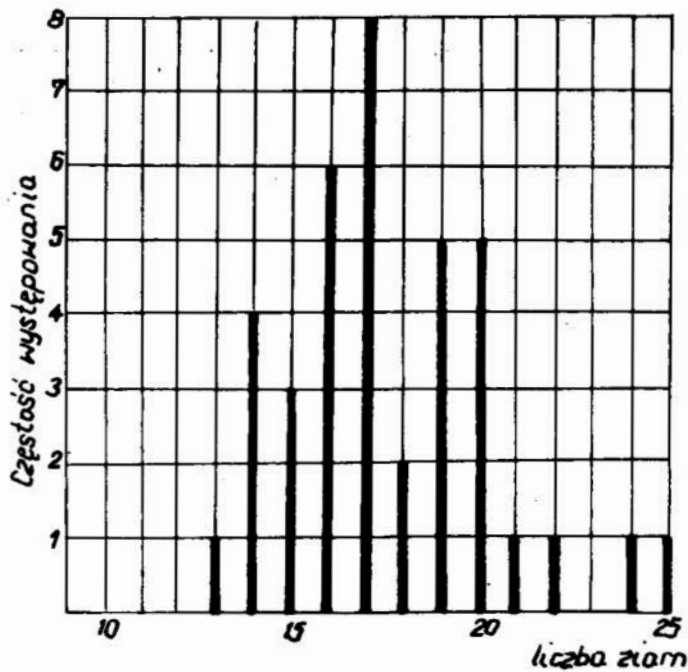
Zagadnienie liczby ziaren i ich rozmieszczenia na powierzchni podłoża taśmy jest ważne z punktu widzenia efektów szlifowania. Rozpatrzmy cztery przypadki rozmieszczenia ziaren, jakie mogą wystąpić na powierzchni roboczej taśmy (rys. 4). Rysunek 4a pokazuje zgrupowanie ziaren, jakie powstało w czasie



Rys. 4. Przypadki rozmieszczenia ziaren na powierzchni taśmy
Fig. 4. Cases of grains lay-out on the belt surface

produkcji. Takie ustawienie ziaren powoduje, że zdolności skrawne tej grupy są mniejsze w porównaniu z ziarnem pojedynczym. Podobna sytuacja wystąpi wtedy, gdy obok ziarna starego o znacznej powierzchni styku z materiałem obrabianym rozmieszczone są pojedyncze ziarna ostre, jak to pokazuje rys. 4b. Duże starte ziarno odbiera znaczną część nacisków, nie dopuszczając do pracy ziaren ostrych. Ziarna pojedyncze, znajdujące się w znacznej odległości od innych ziaren ostrych oraz od ziaren o dużej powierzchni starcia, mają największą skrawność. Takie usytuowanie pokazuje rys. 4c. Należy wyjaśnić, że taki stan ma miejsce na pewnym etapie zużycia nasypu ściernego. Najkorzystniejszy przypadek występuje, gdy odległości między ziarnami są jednakowe (rys. 4d). Wówczas jednakowe właściwości skrawne na całej powierzchni, a naciski na poszczególnych ziarnach są do siebie zbliżone.

Przeprowadzone badania liczby ziaren i ich rozmieszczenia na jednostce powierzchni w taśmach firmy Klingspor potwierdziły te przewidywania. Pomiaru dokonano dla różnych wartości pól, korzystając z metodyki opisanej w [1]. Pomiaru wykazały, że na jednym polu pomiarowym o wymiarach 5 x 5 mm liczba ziaren zmieniała się w granicach od 13 do 25. Zależność częstości występowania pól od liczby ziaren na polu 5 x 5 mm przedstawia rys. 5. Zaobserwowano, że na



Rys. 5. Częstość występowania pól z funkcji liczby ziaren na polu o wymiarze 5 x 5 mm
 Fig. 5. Fields occurrence density vs. number of grains in the field of dimensions 5 x 5

takim polu rozmieszczenie ziaren na powierzchni jest bardziej równomierne i nie zauważono wyraźnych zgrupowań ziaren. Rozkład częstości występowania pól o danej liczbie ziaren jest zbliżony do systematycznego. Powstały rozkład wiąże się z zagadnieniem niejednorodności nasypu.

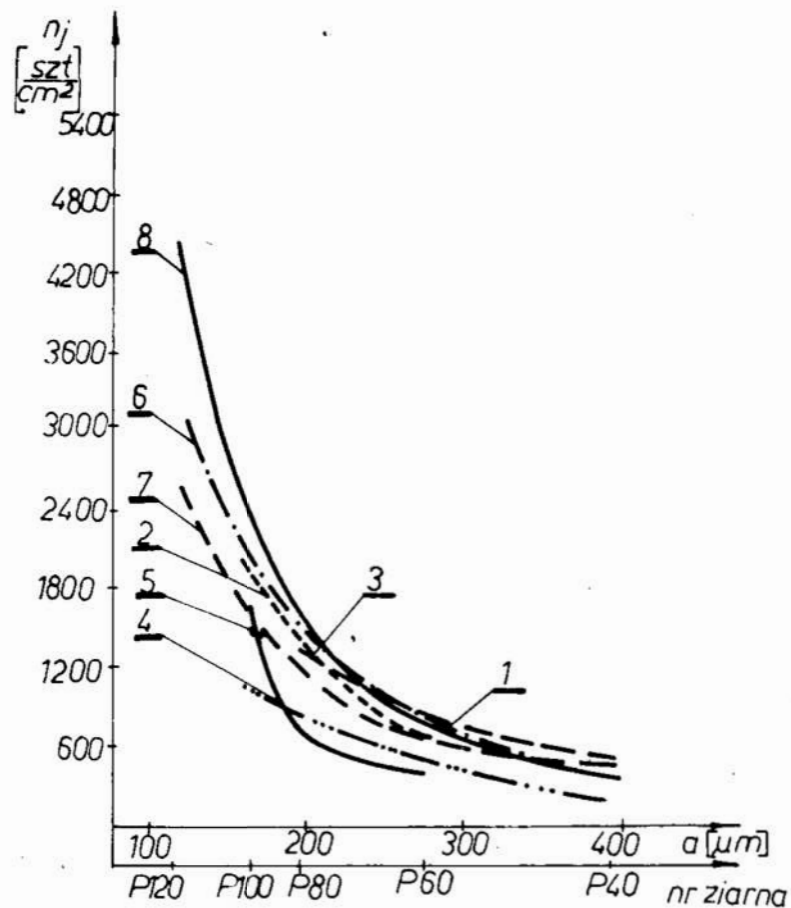
Wyniki pomiarów liczby ziaren na jednostce powierzchni taśm różnych firm obrazuje rys. 6. Z przebiegu krzywych wynika, że zwiększenie liczby ziaren następuje ze zwiększeniem numeru ziarna. Zmiany te nie są jednakowe dla badanych taśm. Cztery spośród zamieszczonych (krzywe 1, 2, 3, 6) mają przebiegi bardzo podobne i liczba ziaren jest większa od dwóch pozostałych (krzywe 4 i 5).

Przyczyną powstawania niejednorodności nasypu i różnej liczby ziaren na jednostce powierzchni jest sposób ich nakładania. W praktyce może to odbywać się grawitacyjnie lub w polu elektrostatycznym. Pole to ma duży wpływ tylko na orientację ziaren w kierunku normalnym do powierzchni podłoża. Oba sposoby nakładania ziaren nie zapewniają możliwości regulowania ani nawet wpływania na odległość pomiędzy poszczególnymi ziarnami. Powoduje to, że liczba ziaren przypadających na jednostkę powierzchni jest bardzo zróżnicowana oraz że liczba ziaren jest różna dla taśm różnych firm.

Następstwem niejednorodności nasypu ściernego taśm są niejednorodne zdolności skrawne, które wynikają z nierównomiernego rozłożenia nacisków przypadających na poszczególne ziarna. Na taśmie obszary ziaren o różnej zdolności skrawnej rozmieszczone są zupełnie przypadkowo (patrz rys. 4), a w czasie pracy taśmy ulegają one sumowaniu. Tworzą się więc pasma ziaren o różnej zdolności skrawnej, które są przyczyną powstawania na powierzchni obrabianej niejednorodnej struktury geometrycznej, głębokich rys i smug oraz

falistości i należy je rozpatrywać w kierunku poprzecznym do ruch taśmy. Falistość powstawania na materiale obrabianym może wynikać z dwóch niezależnych od siebie przyczyn:

- poszczególne pasma ziaren mogą różnić się wysokością zalegania na podłożu, co bezpośrednio odbija się na materiale w postaci falistości,
- poszczególne pasma ziaren, leżące obok siebie, mogą różnić się wydajnością szlifowania, jaką mają dla tych samych nacisków jednostkowych. W związku z tym następuje uginanie się podłoża taśmy do tego stopnia, aż zwiększone naciski na ziarnach stępionych oraz zmniejszone na ziarnach ostrych spowodują zrównanie się wydajności wszystkich pasm ziaren. Ugięcie podłoża taśmy zostanie odwzorowane na powierzchni materiału w postaci falistości.



Rys. 6. Zależność liczby ziaren na jednostce powierzchni taśmy od nr ziarna dla wyrobów firm: Feldmühle (1), Cora (2) i (3) Klingspor (4), ZAŚ Sosnowiec (5), ZAŚ Bielsko-Biała (6), (7), i wg medelu teoretycznego (8)

Fig. 6. Dependence of grains number n_j on a unit of belt surface on the grain number for the manufacturers' products of: Feldmühle (1), Cora (2) and (3), Klingspor (4), ZAŚ Sosnowiec (5), ZAŚ Bielsko-Biała (6), (7), and in accordance to a theoretical model (8)

Wyżej opisane zjawiska występują jednocześnie, a uzyskana falistość powierzchni obrobionej jest sumą nałożenia się obu zjawisk.

W badaniach stwierdzono również, że amplituda i długość fali powstałej na powierzchni obrabianej są w przybliżeniu stałe, bez względu na czas pracy taśmy. Ustalono ponadto, że naturalna falistość taśmy, która jest wynikiem niejednakowego zalegania ziaren lub niejednorodnych właściwości skrawnych grup ziaren, pozostawia zawsze taki sam kształt fali. Nie istnieje więc możliwość samoistnej zmiany pasma ziaren, pozostawiającego po przejściu zagłębienie, w pasmo, które dawałoby grzbiet fali. Uwarunkowane sposobem produkcji rozmieszczenie ziaren skrawających na powierzchni taśmy tworzy określoną, naturalną falistość taśmy, specyficzną dla danego wyrobu.

5. Podsumowanie

Przeprowadzone rozważania i badania nad strukturą stereometryczną nasypu ściernego wykazały, że rozkład wysokości wierzchołków ziaren zależy od ich kształtu i wymiarów. Ponadto ważnym czynnikiem, wpływającym na położenie wysokości wierzchołków, jest wzajemny stosunek ich wymiarów charakterystycznych. Ustalono również, że częstość występowania ziaren o wysokości różnej od najczęściej występującej dla danego wyrobu zmienia się w przybliżeniu do wartości zmian ich wysokości.

Badania taśm ściernych różnych producentów wykazały znaczne różnicowanie liczby ziaren na jednostce powierzchni, jak i ich rozmieszczenia na powierzchni podłoża. Pozwoliło to na ustalenie zjawiska niejednorodności nasypu ściernego. Wykazano, że następstwem niejednorodności nasypu ściernego taśm są niejednorodne ich zdolności skrawne, które są przyczyną powstawania na powierzchni obrobionej niejednorodnej struktury geometrycznej warstwy wierzchniej, głębokich lub płytkich rys i smug oraz falistości powierzchni.

Stwierdzono również, że istnieje naturalna falistość taśmy, specyficzna dla danego wyrobu, która jest wynikiem niejednakowego zalegania ziaren lub niejednorodnej właściwości skrawanych grup ziarn.

LITERATURA

1. **PSZCZOŁOWSKI W., KUBALA Z.:** Badania nad strukturą stereometryczną nasypu ściernego taśmy i jej wpływem na efekty szlifowania bez i z oscylacją. Raport nr 463. Instytut Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1978.
2. **MAYER H.:** Über das Schleifverhalten von Schleifbändern zum Bandschleifen von Holz. Dissertation, T. H. Braunschweig 1969.
3. **VERZUB V.:** Šlifovanje abrazivnymi lentami. Mašinostroenie, Moskva 1972.
4. **GRISENKO A., AKIMOV B.:** Povyšenie effektivnosti lentočnogo šlifovanija. Vestnik mašinostroenia, 1976, nr 5.
5. **NAMBA Y., TSUWA H.:** Monte Carlo Simulation of Belt Grinding Process. CIRP ANN, 1975, nr 25.
6. **PSZCZOŁOWSKI W.:** Modelowanie powierzchni roboczej nasypu ściernego papierów i płócien ściernych. Zeszyt 3/4. Archiwum Technologii Budowy Maszyn, Poznań 1984.

Streszczenie

W referacie przeprowadzono rozważania oraz podano wyniki badań nad strukturą stereometryczną nasypu ściernego taśmy ścierniej. Wykazano, że rozkład wierzchołków ziaren zależy od ich kształtu i wymiarów. Wykazano także, iż następstwem niejednorodności nasypu ściernego taśm ściernych pochodzących od różnych producentów, są niejednorodne zdolności skrawne tych taśm.

Evaluation of the abradant structure of abrasive belt

Summary

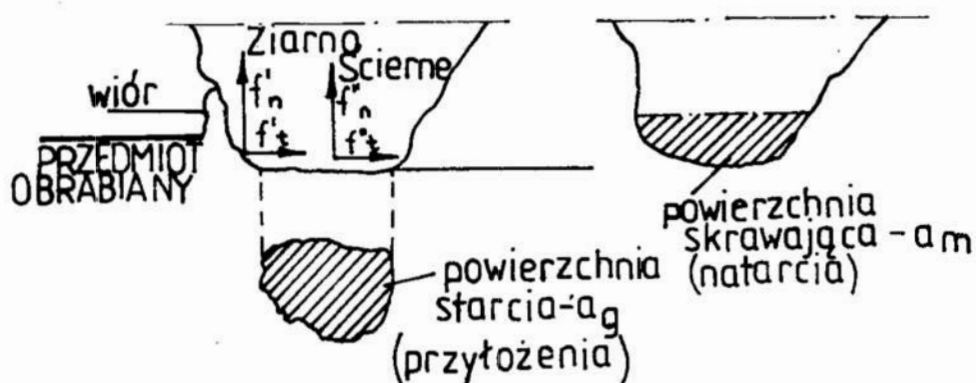
Considerations are carried out and the investigation results of stereometric structure of the abrasive belt abradant are given in the report. It has been proved that the distribution of grains tips depends upon their shape and sizes. It has abrasive belts abradant coming from various manufacturers, are heterogeneous cutting abilities of belts.

Paweł Rosienkiewicz

WPLYW ZUŻYCIA TAŚMY ŚCIERNEJ NA TEMPERATURĘ W STREFIE SKRAWANIA

1. Wprowadzenie

Jednym z objawów postępującego zużycia narzędzia jest wzrost temperatury w strefie skrawania. W przypadku taśm ściernych, zużycie ich następuje z reguły w wyniku stępienia ziarn ściernych. Prowadzi ono do zmian kształtu wierzchołka ziarna ściernego, w wyniku czego powstają charakterystyczne powierzchnie starc oraz powierzchnie skrawania — rys. 1 [2]. Tym samym dochodzi do zmiany udziału siły normalnej F_n i stycznej F_t .



Rys. 1. Siły działające na pojedyncze ziarno ściernie

Fig. 1. Forces acting on a single abrasive grain

Siłę styczną f_t i normalną f_n , działającą na pojedyncze ziarno ściernie, można rozłożyć na dwie składowe skrawania (f_t' , f_n') oraz dwie składowe tarcia (f_t'' , f_n''), działające na powierzchnię starcia (rys. 1). Jeśli przyjąć, że przedmiot obrabiany, będący w kontakcie z powierzchnią obrabianą, jest w stanie plastycznym, to siły f_t i f_n można wyrazić następująco [2]:

$$f_t = f_t' + f_t'' = k_s a_m + \mu k_n a_g \quad (1)$$

$$f_n = f_n' + f_n'' = c k_s a_m + k_n a_g, \quad (2)$$

gdzie:

- k_n — granica plastyczności przy ściskaniu,
- k_s — opór właściwy skrawania,
- a_m — średnia powierzchnia skrawania (średnia powierzchnia przekroju wióra),
- a — powierzchnia starcia,
- μ — współczynnik tarcia pomiędzy powierzchnią ziarna a przedmiotem obrabianym,
- c — stosunek składowych — powodujących tworzenie się wióra.

Z punktu widzenia temperatury w strefie skrawania, jednym z czynników decydujących o jej wartości jest siła styczna F_t , którą można traktować jako sumę składowych sił stycznych $\sum f_t$, działających na aktywnych ziarnach skrawających. Temperaturę w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym można określić zależnością [1]:

$$v = 1,128 \frac{R_w F_t v_s}{JB \sqrt{\lambda c q} \sqrt{v_w L}}, \quad (3)$$

gdzie:

- v — temperatura w strefie kontaktu ściernica — przedmiot,
- R_w — współczynnik ujmujący procentowy udział ciepła przejmowanego przez przedmiot obrabiany,
- F_t — siła styczna,
- v_s — prędkość skrawania,
- J — mechaniczny równoważnik ciepła,
- B — szerokość szlifowania,
- λ — współczynnik przewodzenia ciepła,
- q — gęstość,
- c — ciepło właściwe,
- v_w — prędkość posuwu,
- L — długość strefy skrawania.

W celu przystosowania zależności (3) do warunków szlifowania taśmowego należy w pierwszym rzędzie uwzględnić zmiany związane z określeniem długości strefy skrawania, wynikające z podatności układu: krążek dociskowy — taśma. Biorąc za podstawę zależność na rozkład [4] nacisków, po odpowiednim jej przekształceniu uzyskać można wzór na długość strefy skrawania:

$$L|l| = v_w \frac{\ln \left[\frac{g}{g + (R - g) + p|l| k_p - \sqrt{R^2 - (1 - \sqrt{2Rg - g^2})^2}} \right]}{k_q k_p}, \quad (4)$$

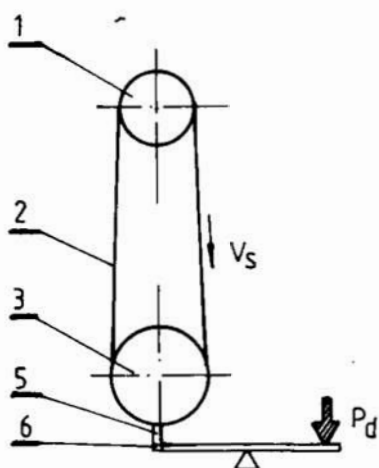
w którym:

- v_w — prędkość posuwu,
- g — dosuw wgłębny,
- R — promień krążka,
- $p(l)$ — nacisk w strefie skrawania,
- k_p — współczynnik sztywności stykowej,
- k_q — współczynnik zdolności skrawanej taśmy.

Po podstawieniu zależności (4) do (3) oraz uwzględniając zależność (1) uzyskuje się teoretyczno-doświadczalny związek na temperaturę w strefie skrawania dla szlifowania taśmowego. Analiza zależności (1), (3) i (4) dla przypadku szlifowania taśmowego w układzie ze stałym dosuwem wskazuje, że temperatura w strefie skrawania winna wzrastać wraz z postępującym zużyciem. Wynika to z faktu, że w miarę czasu szlifowania następuje wzrost powierzchni starć. Przyrost tych powierzchni zgodnie z zależnością (1), przy założeniu niezmienności grubości warstwy skrawanej, będzie powodować zwiększenie się składowej tarcia (f_t'') siły stycznej, a ta zgodnie z zależnością (3) powiązana jest wprost proporcjonalnie z temperaturą.

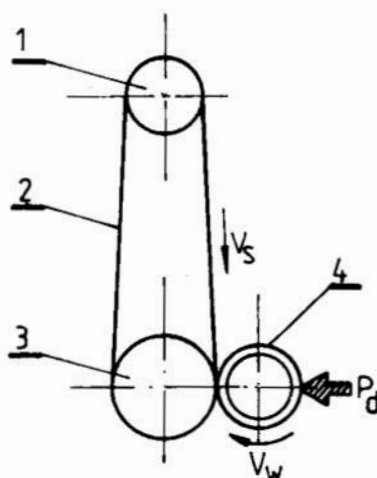
2. Metodyka badań

Badania zużyciowe taśmy przeprowadzono na szlifierce taśmowej w układzie ze stałą siłą docisku. Zastosowano dwa odmienne sposoby przeprowadzenia prób. Pierwsza wersja polegała na przerywanym szlifowaniu próbki o przekroju kwadratowym ze stali 45, zamocowanej nieruchomo w specjalnej dźwigni dwuramiennej [3]. Schemat stanowiska zamieszczono na rys. 2. W drugiej wersji



Rys. 2. Schemat stanowiska do prób zużyciowych z próbą prostokątną
Fig. 2. Stand schematic for wear trials with a rectangular test piece

szlifowano w sposób ciągły próbkę pierścieniową ze stali 55, która zamocowana była na obrotowej głowicy pomiarowej przyrządu, napędzanej osobnym silnikiem prądu stałego [5]. Schemat stanowiska zamieszczono na rys. 3. W obu



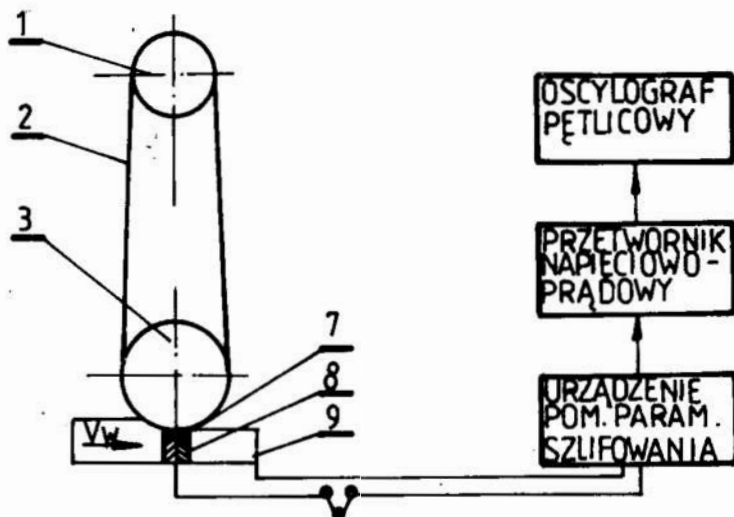
Rys. 3. Schemat stanowiska do prób zużyciowych z próbką pierścieniową
Fig. 3. Stand schematic for wear trials with a ring test piece

przypadkach, na szerokości taśmy ścierniej o wymiarach 1900x50 mm powstawały pasma ścierniwa o różnym stopniu zużycia, zależnym od czasu pracy taśmy ścierniej. W ten sposób przygotowanymi taśmami ściernymi szlifowano odpowiednio skonstruowaną próbkę stalową w układzie ze stałym dosuwem. W próbce tej zamieszczono odizolowany płytkami z miki drut konstantanowy, tak że w całości stanowiła ona półnaturalną termoparę stal-konstantan. Schemat stanowiska wraz z torem pomiarowym zamieszczono na rys. 4.

3. Badania doświadczalne

I wersja

Badaniom poddano taśmę LS309P40X firmy Klingspor (RFN), na stanowisku pokazanym schematycznie na rys. 2. Stosowano krążek dociskowy gładki, o twardości $H_s \approx 75^{\circ}\text{Sh}$. Siła docisku wynosiła $P_d = 30\text{N}$, a prędkość skrawania $v_s = 25\text{ m/s}$. Zużycie taśmy określano metodą pośrednią, wyznaczając w określonych odstępach czasowych zmianę ubytku masy próbki ΔM [g] i przeliczając ją na wydajność względną Q $\left[\frac{\text{g}}{\text{s}}\right]$. Próby prowadzono do momentu, gdy ubytek masy próbki spadł do praktycznie wartości zerowej. Uzyskano w ten sposób na całej długości taśmy pasmo zużytego ścierniwa szerokości 10 mm, odpowiadające sytuacji, w której taśma ścierna utraciła całkowicie swoje właściwości skrawne. Nastąpiło to po 20 min szlifowania. Wyniki w postaci zależności $Q = f(t)$ i $M = f(t)$ zamieszczono na rys. 5. Analizując powyższe

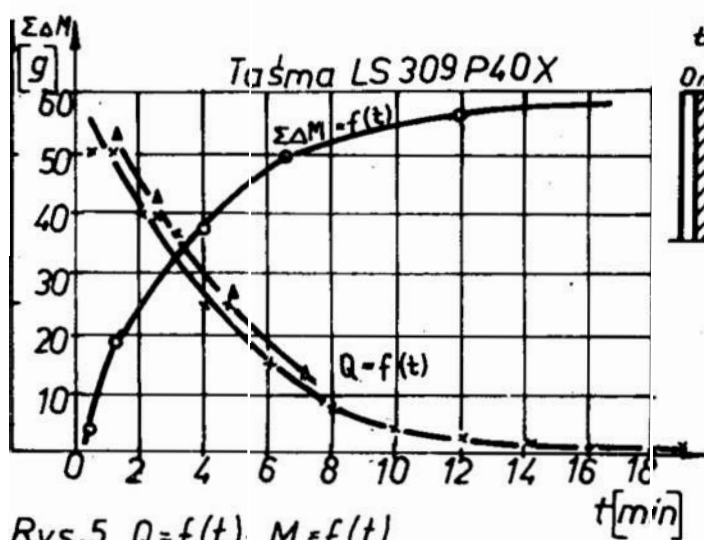


Rys. 4. Schemat stanowiska do pomiaru temperatury wraz z torem pomiarowym

Oznaczenia: 1-krążek napinający, 2-taśma ścierna, 3-krążek dociskowy, 4-próbka pierścieniowa, 5-próbka prostokątna, 6-dźwignia, 7-konstantan, 8-izolacja z miki, 9-próbka stalowa

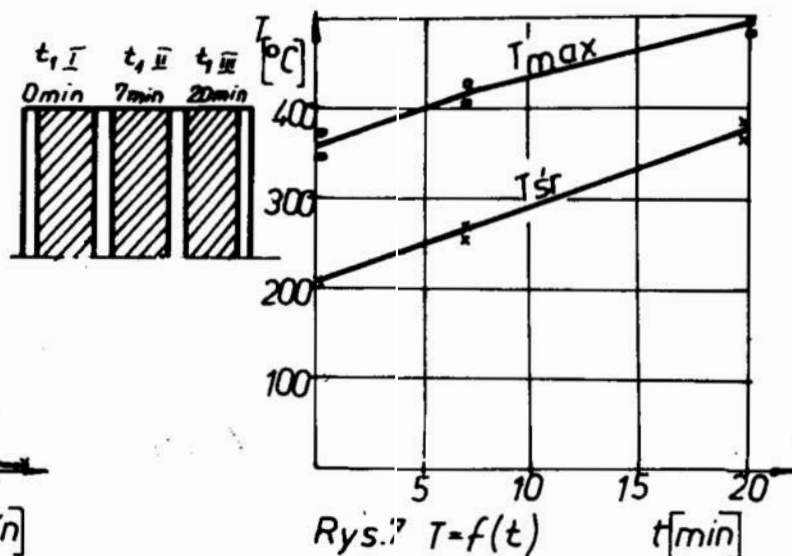
Fig. 4. Stand schematic for temperature measurement and measurement path.

Denotations: 1 - tightening roller, 2 - abrasive belt, 3 - pressure roller, 4 - ring test piece, 5 - rectangular test piece, 6 - lever, 7 - constantan, 8 - mica's insulation, 9 - steel sample



Rys. 5. $Q = f(t)$; $M = f(t)$

Rys. 5. $Q = f(t)$; $M = f(t)$

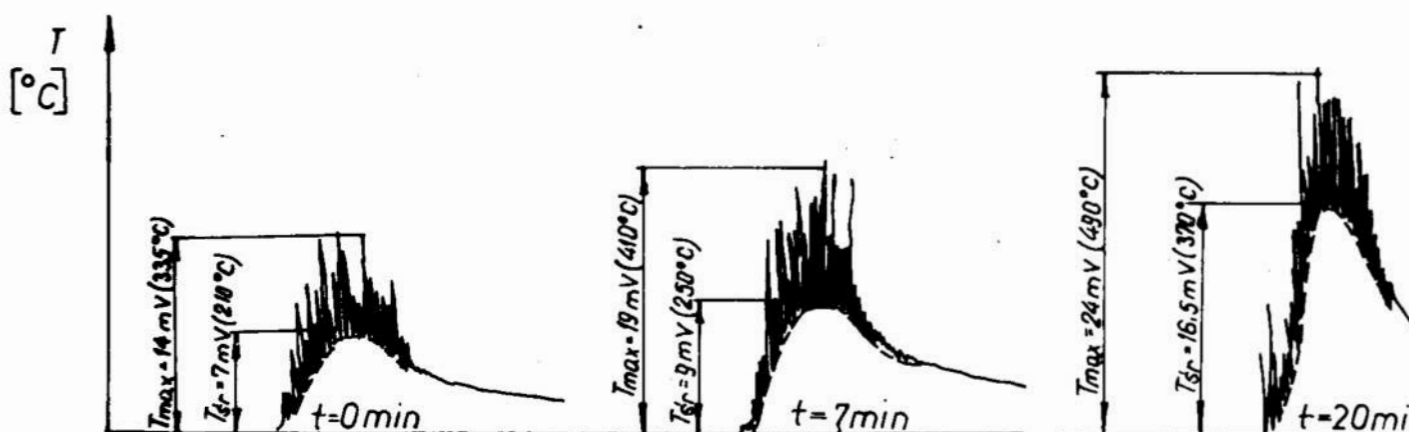


Rys. 7. $T = f(t)$ t [min]

Rys. 7. $T = f(t)$ t [min]

krzywe zauważa się, że po upływie około 7 min od początku szlifowania następuje wyraźne przegięcie krzywej wydajności. Przyjęto zatem ten punkt za charakterystyczny i przeprowadzono kolejną próbę zużyciową do czasu $t = 7$ min. W ten sposób na szerokości taśmy ścierniej uzyskano trzy pasma: pasmo ostre ($t_{II} = 0$ min), pasmo częściowo zużyte ($t_{III} = 7$ min) i pasmo całkowicie zużyte ($t_{III} = 20$ min).

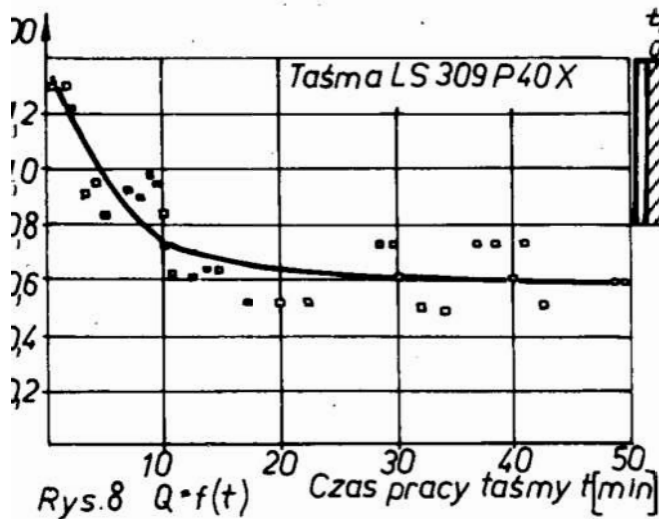
Tak przygotowaną taśmą ścierną szlifowano próbkę z umieszczoną w niej termoparą. Warunki były następujące: prędkość skrawania $v_s = 25$ m/s, prędkość posuwu wzdłużnego $v_w = 2,2$ m/min, dosuw wgłębny 0,2 mm. W wyniku przeprowadzonych prób uzyskano przebieg zmian temperatury w strefie skrawania. Przykładowe zapisy dla poziomu zużycia $t_{II} = 0$ min $t_{III} = 7$ min i $t_{III} = 20$ min zamieszczono na rys. 6, a zbiorcze zestawienie wyników po ich uśrednieniu obrazuje rys. 7. Na przedstawionych przebiegach T_{max} zdefiniowano jako maksymalną temperaturę zarejestrowaną w momencie przejścia aktywnego ziarna przez gorące złącze termopary, natomiast T_{sr} jest średnią temperaturą okolic złącza termopary, odpowiadającą chwilowym warunkom równowagi cieplnej. Zmierzona T_{max} dla poziomu zużycia $t_{II} = 0$ min waha się w granicach od 335 do 410°C, dla poziomu, $t_{III} = 7$ min zawiera się w obszarze od 410 do 450°C a dla poziomu zużycia $t_{III} = 20$ min od 490 do 520°C oraz odpowiednio temperatura średnia T_{sr} dla czasu $t_{II} = 0$ zawiera się w granicach od 205 do 210°C, dla t_{III} od 250 do 300°C i dla czasu t_{III} od 370 do 400°C.



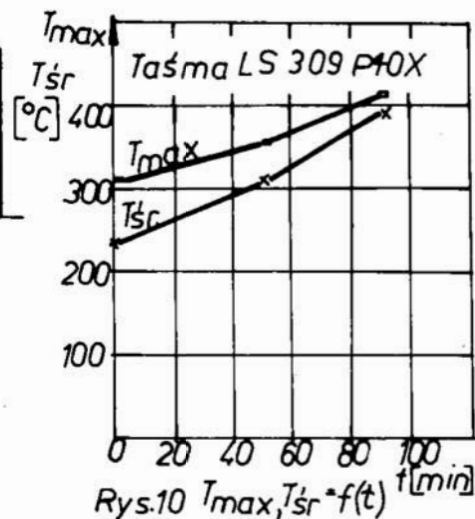
Rys. 6. Przebieg zmian temperatury w zależności od stanu zużycia taśmy
Fig. 6. Courses of temperature changes dependent upon the belt wear state

II wersja

W badaniach tych szlifowano próbkę pierścieniową taśmą ścierną firmy Klingspor. LS309P40X na stanowisku, którego schemat zamieszczono na rys. 3. Próby przeprowadzono dla warunków: prędkość taśmy $v_s = 25$ m/s, prędkość obrotowa próbki $v_w = 2,9$ m/min oraz stały docisk próbki $P_d = 30\text{ N}$. Zużycie taśmy określono metodą pośrednią, rejestrując w sposób ciągły zmianę promienia próbki, dzięki czemu wyznaczono zmianę objętości zeszlifowanego materiału V [mm^3] oraz wydajność obróbki Q [$\frac{\text{mm}^3}{\text{min}}$]. Wyniki z prób dla przedziału czasu od $t = 0$ do $t = 50$ min obrazuje rys. 8. Następnie dokonano ciągłej próby

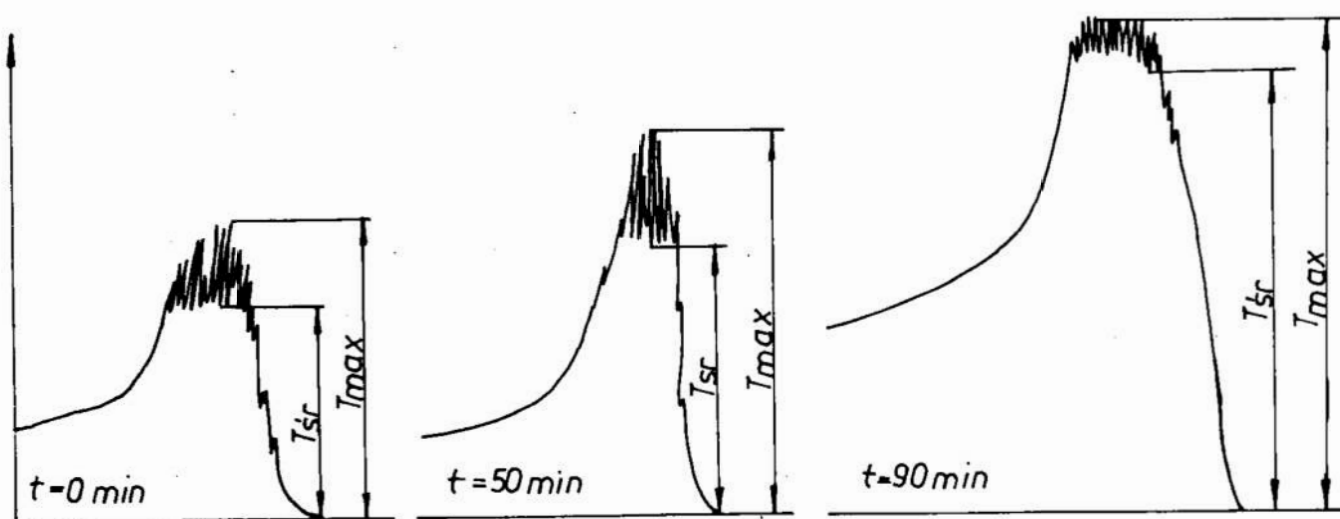


Rys. 8. $Q = f(t)$ Czas pracy taśmy t [min]
 Fig. 8. $Q = f(t)$ Belt working time t [min]



Rys. 10. $T_{max}, T_{sr} = f(t)$ t [min]
 Fig. 10. $T_{max}, T_{sr} = f(t)$ t [min]

zużyciowej w czasie od $t = 0$ do $t = 90$ min, przy czym nie rejestrowano już zmian promienia próbki. Podobnie jak w poprzedniej wersji prób, otrzymano taśmę ścierną o trzech poziomach zużycia, odpowiadających czasowi pracy taśmy $t_{2I} = 0$ min, $t_{2II} = 50$ min i $t_{2III} = 90$ min. Tak przygotowaną taśmę wykorzystano następnie do badań temperaturowych na stanowisku wg rys. 4. Warunki prób były takie same jak poprzednio, z wyjątkiem prędkości posuwu wzdłużnego, która wynosiła $v_w = 3$ m/min. W ich wyniku uzyskano przebiegi zmian temperatury, dla różnych poziomów zużycia, których przykłady pokazuje rys. 9, a wyniki liczbowe rys. 10.



Rys. 9. Przebiegi zmian temperatury w zależności od stanu zużycia taśmy
 Fig. 9. Courses of temperature changes dependent upon the belt wear state

Dla taśmy ostrej ($t_{2I} = 0$ min) wartości uzyskanych temperatur T_{max} i T_{sr} oscylowały w granicach odpowiednio 588 K (345°C) i 501 K (228°C). Dla taśmy o poziomie zużycia $t = 50$ min wartości temperatur przedstawiały się następująco: $T_{max} = 633$ K (360°C) i $T_{sr} = 578$ K (305°C). Dla taśmy zaś o poziomie zużycia odpowiadającemu czasowi pracy $t = 90$ min uzyskano temperatury odpowiednio $T_{max} = 705$ K (432°C) i $T_{sr} = 691$ K (418°C). Charakterystyczne są również różnice między temperaturą maksymalną i średnią $\Delta T = T_{max} - T_{sr}$. Maleją one wraz ze wzrostem zużycia taśmy i tak dla czasu $t = 0$ min $\Delta T_o = 87$ K, dla $t = 50$ min $\Delta T_{50} = 55$ K, a dla czasu $\Delta T_{90} = 14$ K.

4. Podsumowanie

— Analiza otrzymanych przebiegów (rys. 6, 7, 9, 10) wskazuje, że niezależnie od rodzaju szlifowania (próbka płaska i pierścieniowa), temperatura zwiększa się w miarę postępującego zużycia taśmy ścierniej. W największym stopniu wynika to z przyrostu powierzchni starć na wierzchołkach ziaren, które powodują zwiększający się udział składowej tarcia siły stycznej w warunkach szlifowania ze stałym dosuwem.

— Zmiany różnic między T_{max} i T_{sr} w funkcji czasu szlifowania skłaniają do przypuszczenia, że w miarę upływu czasu do strefy skrawania wchodzi coraz to bardziej zużyte ziarna ściernie, o coraz bardziej wyraźnie ukształtowanej powierzchni starć, skutkiem czego nasępujeczmniej zmniejszenie udziału pracy skrawania na korzyść pracy tarcia.

LITERATURA

1. KITAJIMA K., TANAKA Y.: Grinding Temperature and Affect Layer in Belt Grinding. Bull. Japan Soc. of Prec. Eng., Vol 10. nr 2, June 1976.
2. SHIMAMUE T., ONO K.: Wheel Life in Grinding (1 st Report) Bull. Japan Soc. of Prec. Eng. Vol. 17 No 1 (Mar 1983).
3. ROSIENKIEWICZ P.: Badania związków między budową narzędzi ściernych nasypowych, warunkami pracy a formami i postaciami zużycia. Raport ITBM PWr., SPR 58/86, Wrocław 1986.
4. KUBALA Z.: Kinematyczno-dynamiczne warunki pracy taśmy ścierniej w strefie skrawania. Praca doktorska, ITBM PWr, Wrocław 1978.
5. PSZCZOŁOWSKI W., ROSIENKIEWICZ P., PSZONKA A., CZERKAWSKI M.: Opracowanie układów dopasowujących stanowisko do badań szlifowania taśmowego i torów pomiarowych do współpracy z EMC wraz z oprogramowaniem. SPR dla CPBP 02.04-09, Wrocław 1987.

Streszczenie

W referacie przedstawiono wyniki badań zużycia taśmy na szlifierce taśmowej w układzie ze stałą siłą docisku oraz jego wpływ na temperaturę w strefie skrawania. Wykazano, że niezależnie od rodzaju szlifowania (próbka płaska lub pierścieniowa), temperatura w strefie skrawania zwiększa się w miarę postępującego zużycia taśmy ścierniej.

The effect of abrasive belt wear on temperature in the cutting zone

Summary

Investigation results of abrasive belt wear on a belt griner with the constant pressure and effect of temperature in the cutting zone have been presented in the report. It was proved that, independent on the sort of grinding zone (flat sample or ring sample), temperature in the cutting zone increased as the abrasive belt wear progressed.

Franciszek Rubaj

TECHNOLOGIA WYKONANIA WKŁADEK DO OBCIĄGACZY DIAMENTOWYCH W OSNOWIE Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH

Wstęp

Obciążacze diamentowe służą do przywracania właściwości skrawnych oraz nadania wymaganych kształtów geometrycznych ściernicom.

W produkcji łożysk stosowane są głównie ściernice z ziarnem ściernym elektrokorundowym 99A, wielkości 46 - 500, twardości *K, J, H, Z*, o spoiwie ceramicznym. Stosowane są obciążacze typu:

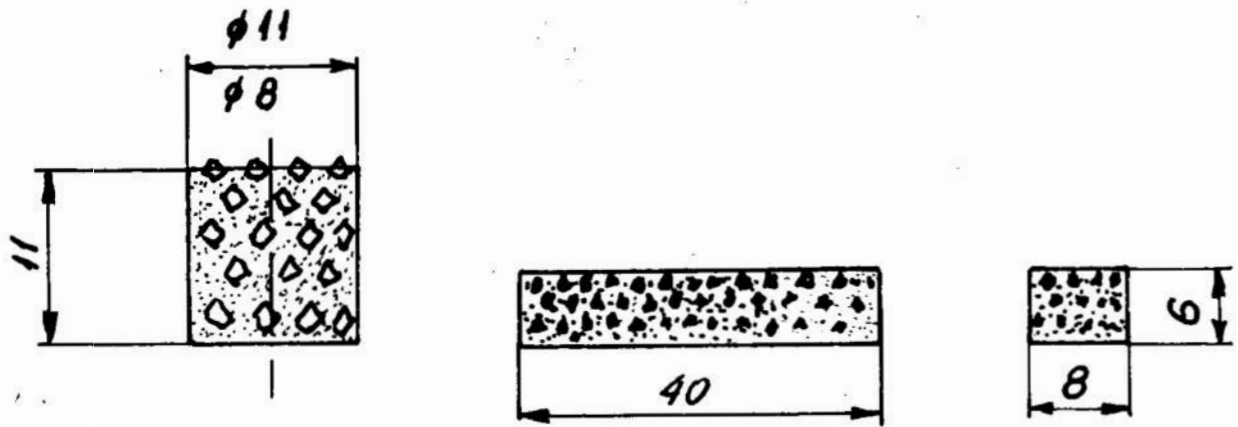
- jednoziarniste M1010 0,5 - 1,5 kr,
- wieloziarniste M2200 50/2,5; 50/5; 60/2,5; 60/5,
- wieloziarniste M2600,
- wieloziarniste specjalne SKR - 306,
- jednoziarniste produkcji własnej 0,25 - 1,5 kr.

Jakość sprowadzanych obciążaczy diamentowych jest bardzo zróżnicowana. Uwidacznia się to w trwałości, mierzonej okresem ich eksploatacji.

Zakładając jednakową zawartość ziaren diamentu i ich wielkość, należy stwierdzić, że trwałość obciążaczy jest proporcjonalna do twardości osnowy. Zagadnienie to nabiera znaczenia przy szerokim stosowaniu obróbki szlifierskiej oraz dużej liczbie zużywanych obciążaczy. Rysunek nr 1 przedstawia typowe wkładki diamentowe do obciążaczy.

Decydującymi czynnikami, wpływającymi na jakość wkładek są:

- jakość i wielkość kryształów diamentu,
- typ osnowy (spoiwo),
- temperatura spiekania, sposób spiekania,
- ciśnienie prasowania,
- rozmieszczenie kryształów diamentu.



Rys. 1. Wkładki diamentowe do obciągaczy:
a. typu M2200, b. do SKR-305

Fig. 2. Diamond inserts to the dressers:
a) of type M2200, b) to SKR-306

1. Wielkość kryształów diamentu

Czynniki związane z wielkością, kształtem, jakością kryształów diamentu wynikają z przeznaczenia i konstrukcji obciągaczy. Użytkownik narzuca te właściwości w warunkach zamówienia.

2. Typ osnowy

Jakość narzędzi diamentowych zależy w dużym stopniu od sposobu wykonania i użytych surowców na osnowę. W punkcie tym należy zachować nienaruszone właściwości kryształów diamentu, nadając osnowie spójność, wysoką twardość oraz prawidłowe utwierdzenie kryształów. Stosowane są osnowy:

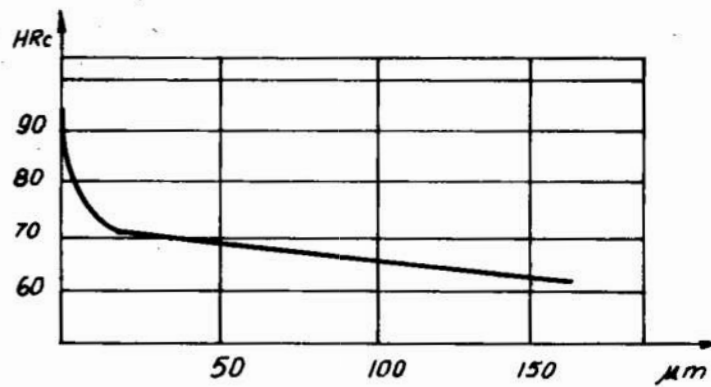
- miękkie,
- twarde.

Osnowa miękka na bazie Cu i Fe może być stosowana do obciągaczy przeznaczonych do ściernic o twardości od *H* do *O*. W przypadku stosowania tarcz o twardości *Z*, osnowa w obciągaczach wieloziarnistych powinna być bardzo twarda na bazie WC i Co.

Stosując osnowę z węglików spiekanych istnieje szeroka możliwość regulacji jej właściwości, poprzez:

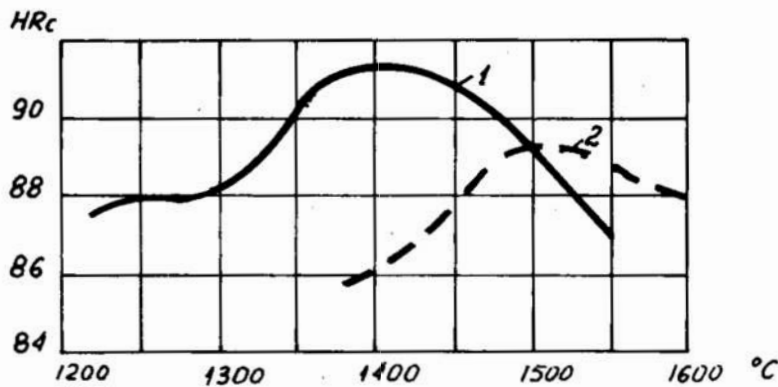
- stopień rozdrobnienia proszku WC-Co (rys. 2),
- skład chemiczny,
- ciśnienie prasowania (rys. 3),
- temperaturę spiekania.

Niewielka różnica wielkości ziarna proszku również wpływa na wyniki po spiekaniu lub na warunki spiekania.



Rys. 2. Wpływ wielkości ziarna (stopień rozdrobnienia) proszku węglków spiekanych WC - Co na twardość po spiekaniu w temp. 1500°C

Fig. 2. The effect of grain size (graininess / fineness) of powder of WC - Co carbides on the hardness after sintering at 1500°C



Rys. 3. Zależność twardości węglków spiekanych od temperatury spiekania

Krzywa 1 — dla ziaren o wielkości 75% poniżej 3 μm ;

Krzywa 2 — dla ziaren o wielkości 75% poniżej 4 μm

Fig. 3. Dependence of hardness of carbides on the sintering temperature

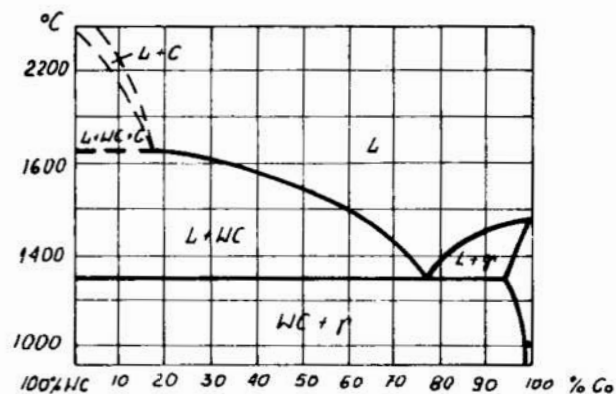
Curve 1 — for grains of the size 75% below 3 μm ;

Curve 2 — for grains of the size 75% below 4 μm

3. Temperatura spiekania

Z układu równowagi faz WC - Co wynika, że temperatura spiekania węgla WC - Co powinna być wyższa od temperatury przemiany eutektycznej i wynosić powyżej 1280°C (rys. 4). W produkcji węglków spiekanych wynosi ona

od 1320°C do 1450°C. Przy stopach węglków spiekanych - diament, niekorzystny wpływ wysokich temperatur na własności kryształu diamentu narzuca ograniczenie maksymalnej wysokości temperatury do około 1300°C. Zagadnienie obciążaczy diamentowych pozostawione jest do rozwiązania przeważnie każdemu przedsiębiorstwu z osobna, w ramach własnych możliwości produkcyjnych, lub poprzez import.



Rys. 4. Wykres równowagi układu dwuskładnikowego WC-Co według Takedyego
 Fig. 4. Equilibrium diagram of the two-component system WC-Co, in acc. to takedy

Bazę do wykonania takich obciążaczy stanowią urządzenia:

- spawalnicze,
- prasy hydrauliczne,
- piece próżniowe lub z atmosferą ochronną.

Stosując proponowane wkładki z węglnikami spiekаныmi, przedsiębiorstwo nasze ma możliwość wykonania ich i spiekania w zakresie temperatur od 600°C do 900°C. Pozwoli to na nadanie wkładkom odpowiedniej wytrzymałości mechanicznej, odparowywaniu materiałów poślizgowych, zmniejszeniu porowatości oraz częściowej redukcji tlenków.

Taką wkładkę można transportować do spieczenia końcowego w firmie specjalizującej się w wytwarzaniu węglików spiekanych.

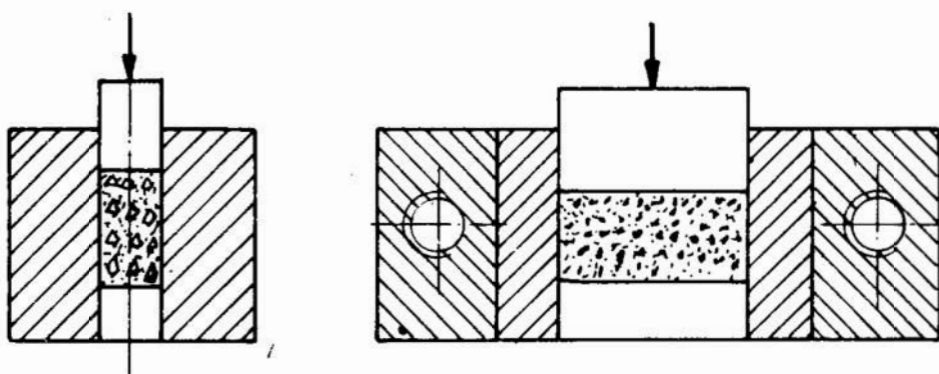
4. Surowiec i przygotowanie mieszanki

Do wykonania osnowy z węglików spiekanych użyto proszek o wielkości ziaren do 100 μm , do 75 μm i 3-4 μm (wielkość ziarna proszku węglików spiekanych ma bezpośredni wpływ na trwałość osnowy i temperaturę spiekania). Jako materiał poślizgowy zastosowano stearynę: ilość stearyny — 2% wagowo w stosunku do ilości proszku węgla spiekanego o składzie 75% WC i 25% Co. Proszek węgla spiekanego dokładnie wymieszano z materiałami poślizgowymi poprzez ubijanie w móżdżerzu. Na ostrza skrawające zastosowano kryształy diamentu o wielkości 0,025 - 0,1 karata.

5. Formowanie

Liczba kształtów obciążaczy jest ograniczona i nie należy szukać skomplikowanych form. Najprostszy sposób, to prasowanie wkładek w matrycy z węglików spiekanych lub ze stali wysokostopowej. Najprostszą metodą jest prasowanie jednostronne — rys. 5. Dozowanie polega na odważaniu odpowiedniej ilości mieszanki z uwzględnieniem masy materiałów poślizgowych (które wyparują w czasie spiekania) i zaprasowania do określonej objętości. Metoda ta nie pozwala jednak na określone ułożenie kryształów diamentu w obciążaczu. Możliwość tę zapewnia natomiast metoda z warstwowym zasypywaniem diamentów — rys. 6. Jest ona stosowana do wykonywania obciążaczy typu

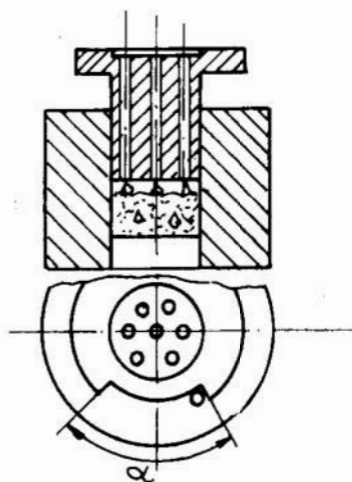
M2600. Wykonanie obciążaczy typu SKR-306 wymaga zastosowania jako materiału poślizgowego cieczy. Pozwala to bowiem na dokładne wymieszanie kryształów diamentu o wielkości $630/500 \mu\text{m}$ z proszkiem węgla spiekanego.



Rys. 5. Sposób formowania wkładek do obciążaczy diamentowych

Fig. 5. The way of forming of inserts to the diamond dressers

Tą metodą możliwe jest wykonanie wkładek do obciążaczy typu M2600 (rys. 6)



Rys. 6. Sposób zasypywania formy z warstwowym rozmieszczeniem ziaren diamentowych odpowiedniej ilości w warstwie

Fig. 6. The way of filling up the mould with laminar lay-out of diamond grains of suitable amount in a layer

6. Ciśnienie

Wielkość ciśnienia (stosowana w prowadzonych próbach) wykazała, że przy ciśnieniu $1 \text{ GPa}/\text{cm}^2$ następowało kruszenie kryształów — szczególnie umiejscowionych przy ścianie formy. Kolejne próby pozwoliły ustalić wartość ciśnienia na $0,15-0,2 \text{ GPa}/\text{cm}^2$.

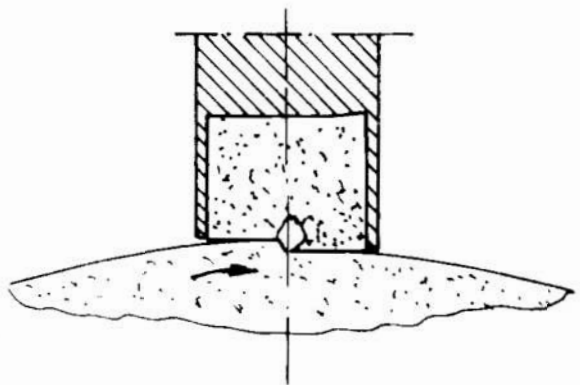
7. Metodyka i wyniki badań

Badania prowadzone były w kilku etapach:

- 1) Dobór odpowiedniego materiałów:
 - a) opartych na żelazie i niklu,
 - b) opartych na proszku węglików spiekanych.

- 2) Wykonanie wkładek bez udziału kryształów diamentu.
- 3) Wykonanie wkładek ze zmniejszoną ilością diamentu do obciążacza typu M2600 25/1,5 kr
- 4) Spiekanie w temperaturze 1300°C w czasie 1 godz.

Wkładka stanowiła spójną całość z dobrze utwierdzonymi kryształami diamentu. W trakcie próbnego równania ściernic, próby wykazały dobre utwierdzenie diamentów oraz charakterystyczne podparcie kryształu z przeciwnej strony działania sił przy obciążaniu rys. 7.



Rys. 7. Sposób utwierdzenia ziarna w czasie obciążania

Fig. 7. The way of restrain of grain during dressing

Przeprowadzono próbę zachowania się kryształów diamentu w trakcie obciążania ściernicy po spiekaniu wkładek obciążaczy w temperaturze 1300°C. Uzyskane wyniki pokrywają się z wynikami przy zastosowaniu wkładek handlowych. Wstępne wyniki prób pozwalają ocenić, że obrany kierunek działania jest słuszny. Wkładka wykonana z proszku, węgla spiekanego o ziarnach wielkości ok. 75 μm charakteryzowała się dobrą ciągliwością osnowy i odpornością na uderzenia. Twardość wynosiła 64 do 69 HRC.

8. Wnioski

- 1) Wstępne wyniki próbnych wkładek są porównywalne do obciążaczy wykonywanych z wkładkami handlowymi. Próby prowadzone były przy użyciu materiałów odpadowych tj. odpady proszku węgla spiekanego powstającego podczas obróbki mechanicznej oraz kryształy diamentu odzyskane ze zużytych obciążaczy jednoziarnistych.
- 2) Próby kształtowania ściernicy wykazały, że temperatura 1300°C, przy zachowaniu atmosfery ochronnej lub próżni, nie wpływa ujemnie na własności kryształów diamentu.
- 3) Celowym jest prowadzenie prób przy zastosowaniu najnowszych metod prasowania i spiekania, których nie można zastosować w warunkach naszego przedsiębiorstwa.

LITERATURA

1. BRYJAK E.: Węgliki spiekane i ich zastosowanie. WGH Katowice, 1959.
2. KIEFFER R., HOTOP W.: Metalurgia proszków i materiały spiekane. PWT Katowice, 1951.

3. ADAMCZAK A., ALEKSANDEREC F.: Wytwarzanie części maszyn z proszków metali. WNT Warszawa, 1964
4. NORMAN R., SZMITH: Users Guide to Industrial Diamonds. Londyn, 1974.
5. BUKT A., RUTKOWSKI W.: Teoretyczne podstawy procesów spiekania. Wydawnictwo Śląsk. 1974.
6. STOLARZ S., RUTKOWSKI W.: Wolfram i molibden. PWN Warszawa, 1961.
7. Katalog — Materiały i narzędzia ściernie oraz narzędzia diamentowe. Wydawnictwo Przemysłu Maszynowego Warszawa, 1977.

Streszczenie

Artykuł obejmuje zagadnienia związane z wykorzystaniem wkładek do obciążaczy wieloziarnistych i analizę czynników wpływających na własności tych wkładek. Podano wstępną ocenę wyników uzyskanych w trakcie eksploatacyjnych obciążaczy typu M2600 z wykonanymi wkładkami, oraz wnioski końcowe.

Technology of manufacture of inserts to the diamond dressers in the matrix of sintered carbides

Summary

The paper covers the problems connected with the manufacture of inserts to the multigrain dressers and the analysis of factors affecting the properties. Initial evaluation of the results received during performance of the dressers of M2600 type with the inserts made and final conclusions have been presented.

Bronisław Słowiński

BADANIE STOPNIA ZDEFEKTOWANIA MATERIAŁÓW ŚCIERNYCH METODĄ EMISJI AKUSTYCZNEJ

1. Wprowadzenie

Jednym z najważniejszych zagadnień badawczych w obszarze obróbki ścierniej, jest zużycie narzędzi ściernych. O ile skutki tego zużycia są łatwo zauważalne i zazwyczaj dobrze interpretowane, to przyczyny jego powstawania są trudniejsze do zaobserwowania i interpretacji. Wynika to z potrzeby analizy mechanizmów rządzących tym procesem, jak i niedoskonałości stosowanych metod badawczych i aparatury pomiarowej.

Zużycie narzędzi ściernych w głównej mierze uzależnione jest od jakościowych i ilościowych zmian zachodzących na ziarnach ściernych tworzących ostrza skrawające. Zmiany te są wynikiem oddziaływania wielu elementarnych zjawisk fizyko-mechanicznych i chemicznych, zachodzących w strefie skrawania. Poświęcono im obszerną monografię [2], wyjaśniającą wpływ poszczególnych zjawisk na zużycie ziaren i narzędzi ściernych. Podaje się tam, że zużycie wytrzymałościowe ziaren polega na ich wykruszaniu i pękaniu pod wpływem zaistniałego stanu naprężeń. Występuje ono wówczas, kiedy naprężenia mechaniczne lub termiczne, a najczęściej ich wspólne oddziaływanie, wywołują stan wyężenia materiału ściernego, przekraczającego jego wytrzymałość doraźną, zmęczeniową lub termozmęczeniową. Podkreśla się przy tym, że ziarna o bardziej rozwiniętej powierzchni oraz nieregularnym kształcie, częściej ulegają wykruszaniu, niż ziarna o prostych granicach i gładkiej powierzchni. Świadczy to bowiem o występowaniu mikropęknięć i większej liczby wewnętrznych defektów, oczekujących na wyzwolenie się w postaci pęknięć i wykruszeń [1 s.203]. Wpływ mikropęknięć i innych defektów budowy ziaren ściernych na ich zużycie, silnie akcentuje się też w pracy [5] i [6] podając, że są one istotnymi czynnikami właściwości skrawnych ceramicznych narzędzi ściernych. Celowe jest zatem prowadzenie prac badawczych nad zagadnieniem zdefektowania materiałów ściernych. Prace te umożliwiają bowiem analizę wytrzymałości materiałów ściernych w świetle teorii kruchego pęknięcia.

2. Analiza wpływu defektów budowy ziarna ściernego na jego wytrzymałość

Zniszczenie mechaniczne tworzyw kruchych, najlepiej opisuje mechanika kruchego pęknięcia, oparta na teorii Griffitha [9]. Ogólnie teoria Griffitha podaje, że proces powstawania złomu ciał stałych nie jest warunkowany koniecznością osiągnięcia w całej objętości ciała naprężenia o wartości teoretycznej wytrzymałości kohezyjnej. Wystarczy bowiem, że naprężenie takie wystąpi na wierzchołku ostrej eliptycznej mikroszczeliny (mikropęknięcia), by nastąpił jej rozwój w makropęknięcie, mimo że nominalne naprężenie nie przekracza wartości krytycznej. Zgodnie z teorią, warunek krytycznego naprężenia σ_F , niezbędnego do zapoczątkowania procesu zniszczenia w ciele stałym, o danej wartości modułu E , energii powierzchniowej γ i wielkości defektu krytycznego (długości szczeliny a) zapisywany jest w postaci [4]:

$$\sigma_F = \sqrt{\frac{2 E \gamma}{\pi a}}. \quad (1)$$

Wytrzymałość mechaniczna ziaren ściernych, w świetle takiej zależności, nie jest zależna od geometrycznych rozmiarów tych ziaren, a tylko od długości wad mogących powodować spiętrzenie naprężeń. W określonym materiale ściernym ($E, \gamma = const$), jedyną możliwością rozładowania naprężenia σ_F , wywołanego przyłożonym obciążeniem zewnętrznym F , jest powiększenie się szczeliny powierzchniowej o długości początkowej a . Im większa jest ta długość początkowa, tym mniejsze musi być obciążenie zewnętrzne F , prowadzące do pęknięcia ziarna. Rozpatrując wytrzymałość ziaren ściernych o modelowej budowie, z uwzględnieniem warunku Griffitha, w pracy [5] podano wzór na siłę krytyczną F_{tk} , powodującą zużycie wytrzymałościowe ziarna o wymiarze charakterystycznym d i wystającym ponad powierzchnię spoiwa na wysokości h :

$$F_{tk} = \frac{10 K_{IC} d^2}{\sqrt{a}} \varphi_z \left(\frac{h}{d}, \lambda \right), \quad (1)$$

przy czym:

$$\varphi_z = \left[10 \sqrt{2} \left(6 \sqrt{2} \sqrt{1 + \frac{h^2}{d}} - 6 - \lambda \right) \right]^{-1}, \quad (2)$$

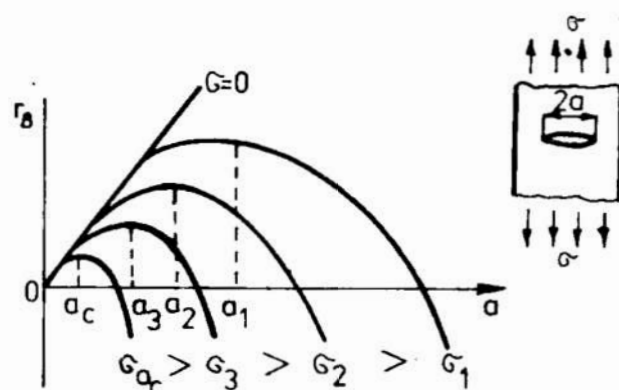
gdzie: λ — stosunek składowych sił skrawania na ziarnie $\lambda = \frac{F_y}{F_z}$,

K_{IC} — współczynnik intensyfikacji naprężeń przy rozciąganiu

$$K_{IC} = \sqrt{2 E \gamma}. \quad (3)$$

Na podstawie powyższej zależności można stwierdzić, że krytyczna siła F_t (styczna) maleje wraz ze wzrostem długości a mikroszczeliny istniejącej na ziarnie. Analizy przeprowadzone w pracy [5] wykazały, że kształt początkowy mikroszczelin przypowierzchniowych na ziarnie nie odgrywa istotnej roli dla

wytrzymałości ziaren, jedynie ich długość początkowa a . Według klasycznego ujęcia Griffitha, rozwój mikroszczeliny a , przy danym stanie naprężenia w materiale, zależy od wartości energii swobodnej w okolicach tworzącego się pęknięcia. Funkcja opisująca zależność energii swobodnej od długości pęknięcia posiada maksimum, będące barierą energetyczną dla procesu rozprzestrzeniania się pęknięcia — rys.1. [1]



Rys. 1. Zależność energii swobodnej materiału zawierającego mikroszczelinę Griffitha od jej długości a i poziomu naprężenia σ ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ — wartości naprężeń odpowiadające mikroszczelinom o długości a_1, a_2, a_3) [1].

Fig. 1. Dependence of the free energy of material containing the Griffith's microgap on its length and level [1]

Oznacza to, że tylko te pęknięcia mogą się rozwijać, których długość jest większa lub równa długości krytycznej, określającej położenie maksimum energii swobodnej. Bariera energetyczna wyznacza wartość zmagazynowanej przy odkształceniu ciała energii, która może być zmieniona na powstającą przy pękaniu energię powierzchniową — związaną z utworzeniem nowych powierzchni, energię akustyczną lub inne rodzaje energii.

Tak więc przy określonym naprężeniu, rozszerzeniu ulegają jedynie te mikro-pęknięcia, których wymiary są większe od krytycznych, a więc określonych przez położenie maksimum energii swobodnej [1].

Zatem zapoczątkowany w jednym punkcie ziarna kruchy złom będzie się rozwijał, lub zostanie zatrzymany, w zależności od wartości energii sprężystej w okolicach tworzącego się pęknięcia. Zgromadzona energia sprężysta zostaje wyzwolona podczas pęknięcia i rozpropagowana w materiale w postaci fal sprężystych, o częstotliwościach leżących w zakresie słyszalnym i ultradźwiękowym. Zjawisko powstawania i propagacji tych fal nazywa się emisją akustyczną [7].

Metoda emisji akustycznej (EA) daje unikatową możliwość stwierdzania, czy przy danym naprężeniu σ_F istnieje niestabilne pęknięcie. Pozwala zatem badać stopień zdefektowania badanego materiału, poddanego określonemu obciążeniu zewnętrznemu F . Poczyniono zatem próbę wykorzystania tej metody do badania defektów budowy materiałów ściernych, a niektóre z wyników badań przedstawiono w niniejszym artykule.

3. Cechy charakterystyczne metody EA i opis stanowiska badawczego

Podczas emisji akustycznej same wady dostarczają informacji o sobie. Wady krytyczne, przejawiające tendencje do rozwoju, emitują fale naprężeń, gdy tymczasem wady nieistotne — nie mogące się rozwijać przy danej wartości naprężenia w materiale — nie będą źródłem emisji akustycznej [8]. Metoda EA jest metodą globalną, tzn. rejestruje sygnały akustyczne w paśmie ultradźwiękowym, pochodzące od wielu wad znajdujących się na torze obciążenia. Cechą charakterystyczną emisji akustycznej jest też jej nieodwracalność, tzn. wady, które wyemitowały swój sygnał akustyczny, przy określonym obciążeniu F nie będą emitować sygnału podczas ponownego przyłożenia obciążenia o tej samej wartości [7]. Przy wyższych obciążeniach emitowane są sygnały akustyczne od wad mniejszych, które przekroczyły barierę energii swobodnej. Charakter sygnału powstającego przy propagacji mikropęknięcia odpowiada charakterowi krzywej drgań tłumionych. Zwykle aparatura pomiarowa EA rejestruje sygnały przekraczające pewien próg czułości, wobec czego mogą być zliczane tylko te sygnały, których amplituda przekracza pewien określony i regulowany próg czułości, a zatem sygnał o mniejszej amplitudzie może być zarejestrowany jako jedno zdarzenie lub zupełnie pominięty, jeśli jego amplituda nie przekracza progu czułości aparatury [7]. Wady większe (dłuższe mikropęknięcia) emitują silny sygnał, który jest rejestrowany jako duża liczba impulsów, a wady małe rejestrowane są jako mała liczba impulsów EA. Ilościowy pomiar emisji akustycznej polega więc zwykle na zliczaniu sumarycznej liczby N generowanych impulsów, lub zliczaniu prędkości tych impulsów $\Delta N / \Delta t$, gdzie t jest czasem obserwacji. Z analiz sygnałów EA wynika, że pomiędzy liczbą impulsów N , wartością naprężenia σ i wielkością wady a , istnieje zależność [8]:

$$N = B \sigma^m \sqrt{a^m}, \quad (4)$$

gdzie: B — współczynnik proporcjonalności,

m — wykładnik potęgowy, przybierający najczęściej wartość $= 4$ [7].

Zależność ta wskazuje, że suma impulsów N dwukrotnie silniej zależy od naprężenia istniejącego w danym ciele stałym, niż od długości (sumarycznej) mikropęknięć znajdujących się na torze obciążenia. Jeżeli przyjąć przykładową wartość współczynnika $m = 4$, to z powyższego wzoru można obliczyć, że jeżeli rozmiar wad pozostaje w stosunku 1 do 2, to przy tym samym naprężeniu można oczekiwać w przybliżeniu czterokrotnie mniejszej emisji akustycznej.

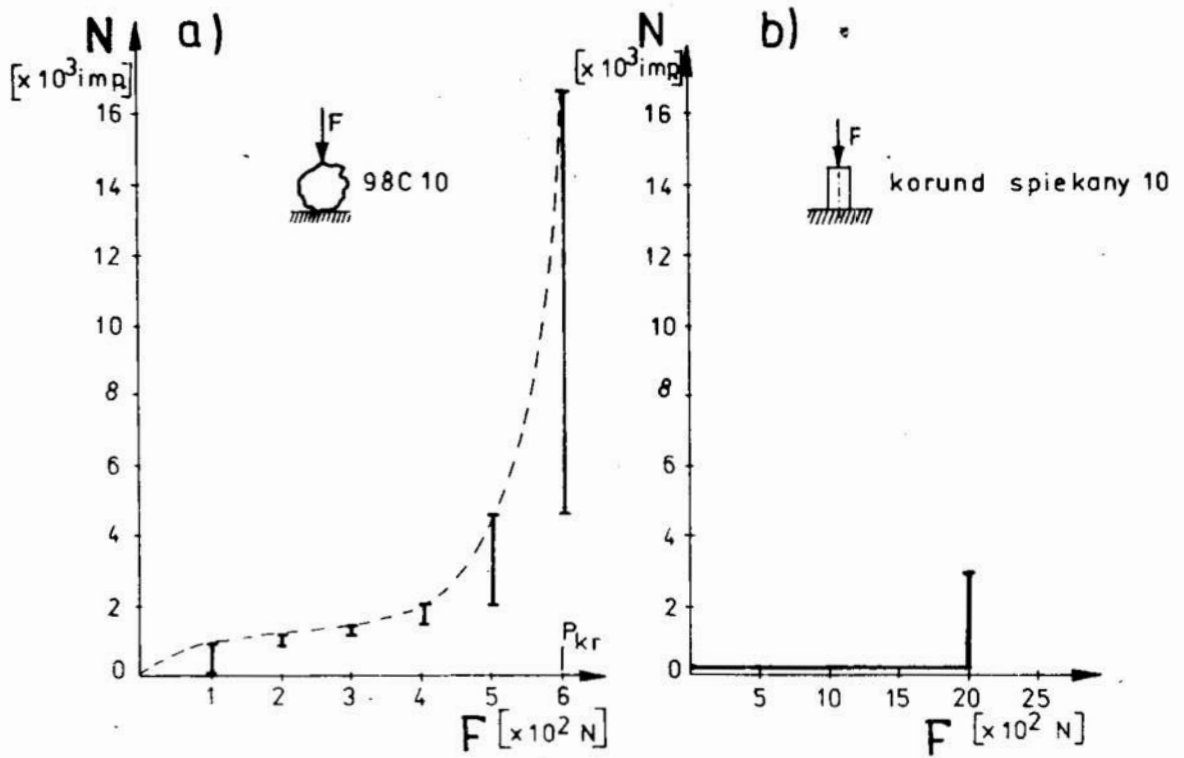
Do badań emisji akustycznej ziaren ściernych, poddanych obciążeniu ściskającemu, użyto krajowego zestawu aparatury EA, produkcji ZZUJ „POLON” Warszawa, oraz twardościomierza Brinella HP 200, produkcji NRD, przy pomocy którego zadawano określone obciążenie ściskające F . Ziarna ściernie, znajdujące się w tulei tworzącej zbiorniczek o objętości 300 mm^3 , obciążono poprzez specjalną hartowaną podkładkę powierzchni 100 mm^2 — pozwalającą na zadawanie naprężeń ściskających w zakresie 1 do 25 N/mm^2 . W badanej masie ziaren, sygnały emisji akustycznej, generowane w obciążonych ziarnach, przetwarzane były w sondzie pomiarowej (przetworniku piezoelektrycznym

o częstotliwości pomiarowej 0,5 MHz) na sygnały elektryczne. Nie wszystkie sygnały pochodzące od sondy poddawane były dalszej analizie, lecz jedynie te sygnały, które przewyższały pewną wartość progową (stałą dla przyjętego cyklu badań). Do ustalenia tej wartości służył analizator. Zadanie jego polegało na odcięciu sygnałów pochodzących od ubocznych źródeł dźwięku. Sygnały przechodzące do aparatury, wzmacniane były do odpowiedniego poziomu i rejestrowane na liczniku sumy lub prędkości emisji akustycznej. Przy określaniu emisji akustycznej w materiałach typowo kruchych, jakimi są ziarna ściernie, rejestruje się efekty akustyczne o dużych amplitudach, co umożliwiało nastawienie analizatora na wyższe wartości progowe. Badania te obarczone są przez to mniejszym błędem, niż badania emisji akustycznej rejestrowanej np. w metalach, ponieważ przypadkowe dźwięki dochodzące od maszyny probierczej były eliminowane [8]. Tempo (prędkość) generowanych sygnałów EA rejestrowane było przy użyciu drukarki Visoprint produkcji VIS Warszawa. Praktycznie, przy użyciu tej drukarki, możliwa była rejestracja sygnałów EA co 1 sekundę.

4. Wyniki badań i ich omówienie

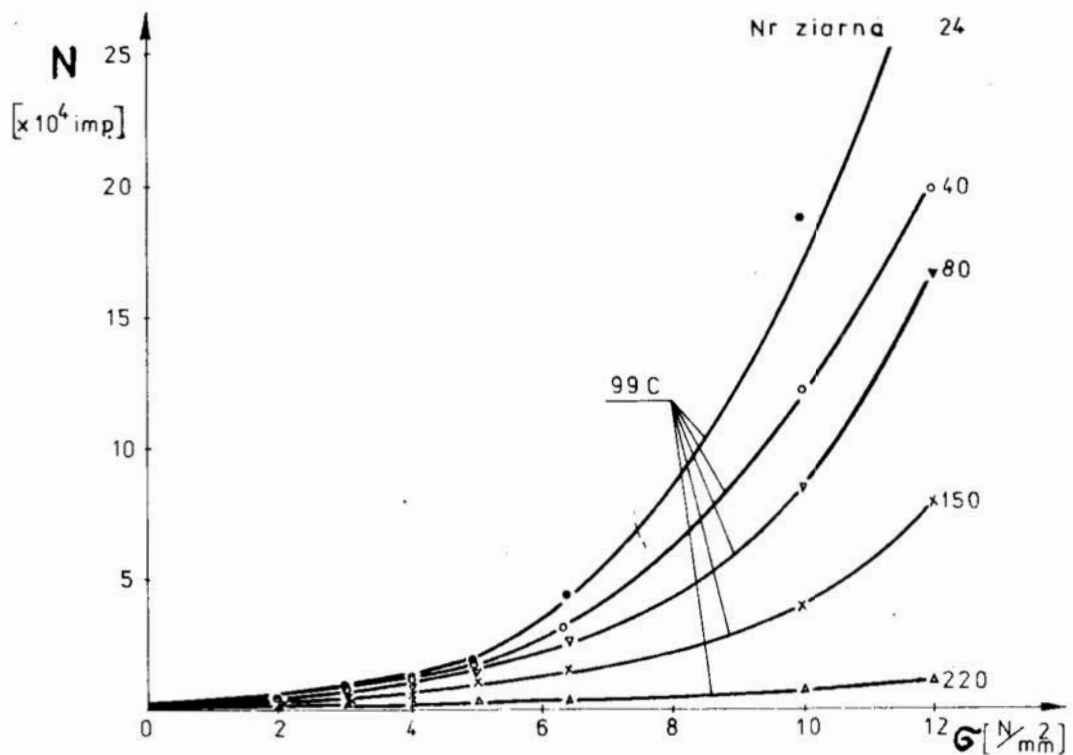
Na rysunku 2a pokazano przykładowy przebieg liczby generowanych impulsów EA w funkcji zadanej siły ściskającej F dla pojedynczego ziarna czarnego węgla krzemu 98 C, o numerze ziarna 10. Rys. 2b przedstawia natomiast taką samą zależność, tylko dla korundu spiekanego, o numerze ziarna 10. Rozkruszenie polikrystalicznego ziarna węgla krzemu (na 5 części) nastąpiło przy obciążeniu zadaniem $F = 0,6 \text{ kN}$, natomiast pęknięcie ziarna korundu spiekanego zaszło przy obciążeniu $F = 2 \text{ kN}$. Zaobserwowano przy tym zupełnie inny charakter przebiegu tej zależności. Podczas obciążenia ziarna węgla krzemu przy każdym zadaniem obciążeniu F rejestrowano sygnały emisji akustycznej. Świadczy to o tym, że przy poszczególnych obciążeniach badawczych nowe mikropęknięcia przekraczały barierę energii swobodnej, stając się wadami głośnymi i emitowały sygnały akustyczne.

Analizując rysunek 2a zauważa się, że przy początkowym obciążeniu ($F = 100 \text{ N}$) rejestrowana była czterokrotnie wyższa liczba impulsów EA, niż przy obciążeniu $F = 200$ i 300 N . Oczekiwać można wobec tego, że już przy niewielkim obciążeniu ziarna siłami skrawania może występować jego kruszenie się. Przy wzroście obciążenia intensywność tego kruszenia ustali się na poziomie początkowym, by potem przy dalszym zwiększaniu obciążenia wzrosnąć w sposób bardzo wyraźny, aż do wartości granicznej, przy której nastąpi pęknięcie ziarna, czyli jego dekohezja. Jest to typowy przebieg krzywej zużycia (linia przerywana). Zupełnie inny przebieg liczby impulsów EA obserwuje się przy obciążeniu ziarna korundu spiekanego (rys. 2b). Mimo zwiększającego się obciążenia ściskającego nie zarejestrowano żadnych sygnałów EA, aż do momentu, kiedy nastąpiła jego dekohezja (na 2 części), przy której wyemitowało się 3000 impulsów EA. Taki charakter przebiegu funkcji $N = f(F)$ świadczy o braku w tym materiale defektów budowy zmniejszających jego wytrzymałość mechaniczną.



Rys. 2. Zależność liczby impulsów EA od zadanego obciążenia ściskającego F ,
 a) dla węgliku krzemu 98°C,
 b) dla korundu spiekanygo

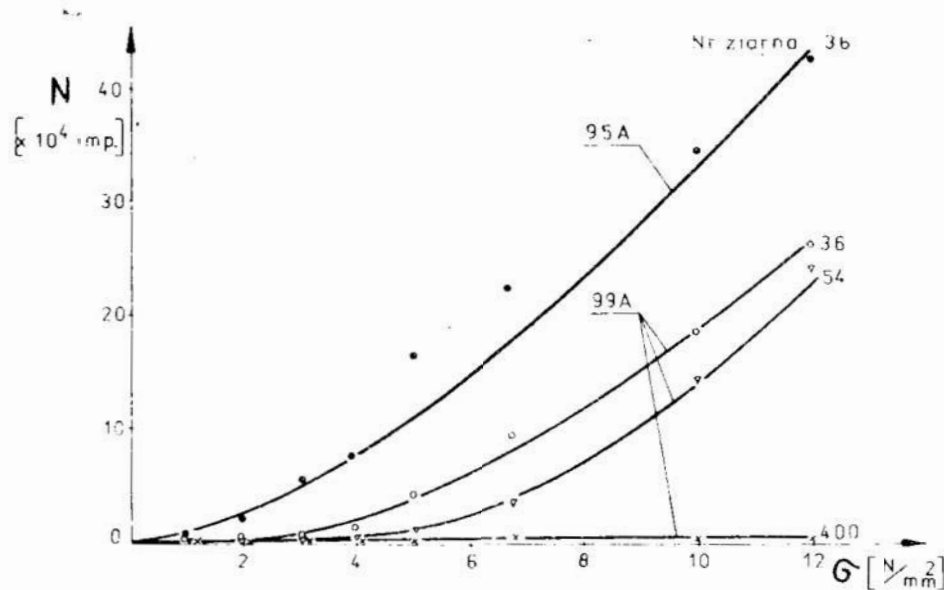
Fig. 2. Dependence of the number of impulses EA on an imposed compressive loading F ,
 a) for silicon carbide 98°C,
 b) for sintered corundum



Rys. 3. Przebieg liczby impulsów EA w funkcji zadanego naprężenia dla ziaren zielonego węgliku krzemu (99°C) o różnej wielkości ziarna

Fig. 3. Course of number of impulses EA vs. stress imposed on grains of green silicon carbide 99°C of various grain sizes

Rys. 3 przedstawia przebieg liczby impulsów EA w funkcji obliczeniowego naprężenia ściskającego σ , dla ziaren węgla krzemu 99C o różnej wielkości (ziarnistości). Wynika z niego, że im grubsze ziarno ściernie, tym większa jest ilość wyemitowanych impulsów EA, a to oznacza, że wraz ze wzrostem rozmiarów ziarna zwiększa się liczba występujących na nim defektów przypowierzchniowych. Przedstawiono wiele różnych teorii opartych na różnych funkcjach rozmieszczenia mikropęknięć na powierzchni próbki. Wszystkie one jednak potwierdzają, że im większy przekrój próbki, tym mniejsza jest jej wytrzymałość z uwagi na zwiększenie się prawdopodobieństwa wystąpienia w niej dużych mikroszczelin przypowierzchniowych [1], [3], [4]. Można sądzić, że wzrost liczby impulsów EA wraz ze wzrostem wymiaru ziarna jest spowodowany raczej zwiększeniem się liczby mikropęknięć, niż wzrostem ich wymiarów (dłuższe mikropęknięcia wyemitowały swój sygnał przy niższych naprężeniach). Wobec tego, bardziej należy się spodziewać zwiększonego kruszenia się ziaren przy wzroście ich rozmiarów, niż ich pękania. Takie rozumowanie potwierdza się badaniami wytrzymałości statycznej ziaren węgla krzemu, których wyniki zamieszczono w monografii [2]. Podaje się tam [s.171], że odporność na wykruszenia ziaren węgla krzemu jest znacznie mniejsza, niż wytrzymałość na pęknięcie. Ponadto, że w ziarnach drobniejszych, przed ich zupełnym pęknięciem, obserwuje się mniejszą liczbę wykruszeń (24-30%), aniżeli w ziarnach większych (40-50%). Przedstawione na rys. 3 wyniki badań stopnia zdefektowania ziaren ściernych wyjaśniają zatem to zagadnienie od strony fizycznej.

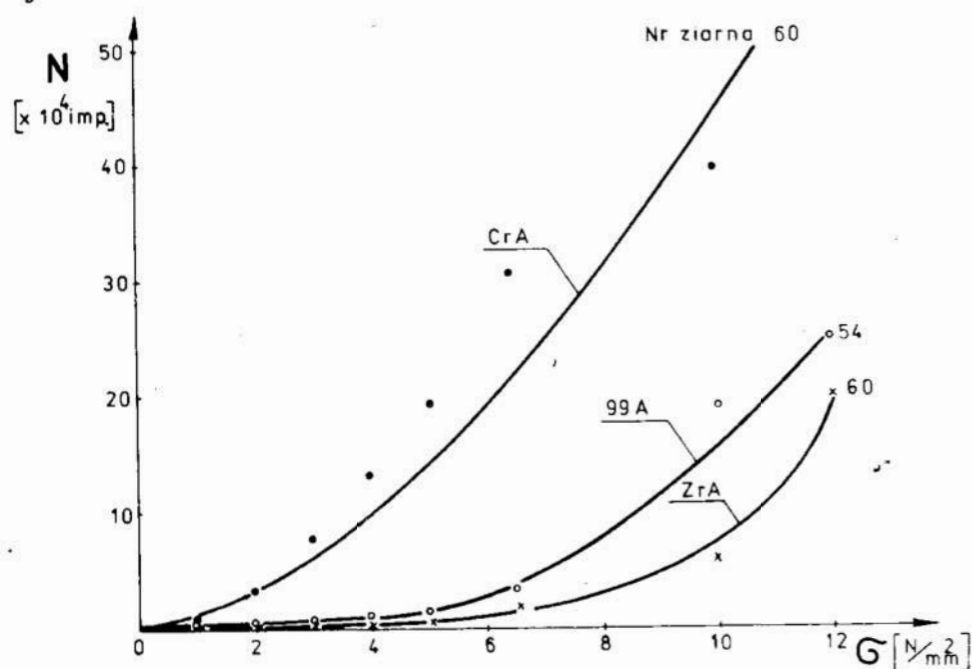


Rys. 4. Przebieg ilości impulsów EA w funkcji obliczeniowego naprężenia dla ziaren elektrokorundu szlachetnego (99A) i zwykłego (95A)

Fig. 4. Course of number of impulses EA vs. stress imposed on grains of noble aloxite 99A and common aloxite 95A

Na rys. 4 pokazano przebiegi funkcji $N = f(\sigma)$ dla elektrokorundów. Otrzymane przebiegi tej funkcji pokazują, że dla elektrokorundu istnieje podobny związek stopnia zdefektowania ziaren ściernych z ich wymiarami, co dla węgla krzemu. Rysunek ten pokazuje ponadto, że dla elektrokorundu

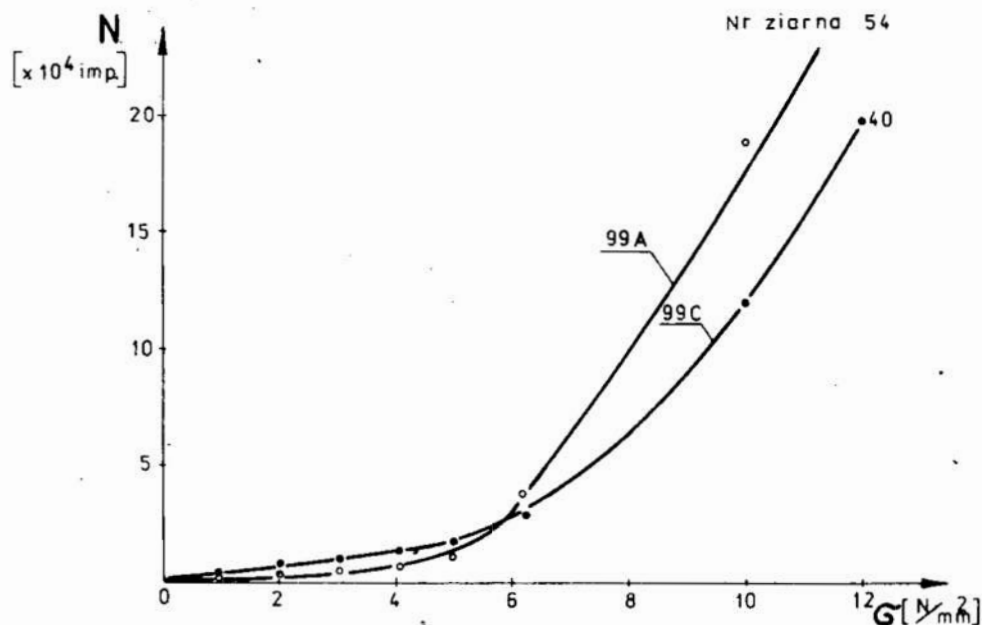
zwykłego, stopień zdefektowania ziaren jest większy, niż dla elektrokordu szlachetnego. Istotne jest również to, że przegięcie krzywej $N = f(\sigma)$ dla elektrokordu zwykłego występuje przy niższych naprężeniach niż dla elektrokordu szlachetnego. Można więc sądzić, że prawdopodobieństwo kruszenia się ziaren elektrokordu zwykłego jest większe, niż ziaren elektrokordu szlachetnego. W monografii [2] zagadnienie to opisuje się następująco [s.171]: „odporność na wykruszenia i wytrzymałość na pękanie ziaren elektrokordu szlachetnego i zwykłego są do siebie zbliżone. Występujące różnice są bardzo małe i na ogół wskazują na nieznaczną wyższość właściwości wytrzymałościowych elektrokordu zwykłego”. Jest to więc stwierdzenie odwrotne, niż wynika to z badań emisji akustycznej. Różnice w tych stwierdzeniach wynikają prawdopodobnie z badania różnych gatunków elektrokordów i różnych ich granulacji.



Rys.5. Przebieg ilości impulsów EA w funkcji obliczeniowego naprężenia dla ziaren elektrokordu szlachetnego (99A), chromowego (CrA), cyrkonowego (ZrA — 10% Zr)

Fig. 5 Course of number of impulses EA vs. stress imposed on grains of noble aloxite 99A, chromium aloxite CrA, and zirconium aloxite ZrA (10% Zr)

Na rys. 5 pokazano przebiegi funkcji $N = f(\sigma)$ dla elektrokordu szlachetnego, cyrkonowego i chromowego. Wynika z niego, że największym stopniem zdefektowania charakteryzuje się elektrokord z dodatkiem chromu (Cr). Występujące w nim mikropęknięcia generują sygnały akustyczne w dużej ilości już przy niskich naprężeniach, co oznaczałoby, że istnieje duże prawdopodobieństwo kruszenia się tego materiału już przy niskich obciążeniach ziaren siłami szlifowania. Dużo mniejszego prawdopodobieństwa kruszenia się ziaren oczekiwać można dla elektrokordu szlachetnego, a najmniejszego dla elektrokordu cyrkonowego (Zr). Duże liczby sygnałów EA dla tych dwóch materiałów obserwuje się dopiero przy wyższych obciążeniach, a zatem zużycie wytrzymałościowe ziaren ściernych tych materiałów winno być wolniejsze, niż ziaren elektrokordu chromowego.



Rys. 6. Przebieg ilości impulsów EA w funkcji obliczeniowego naprężenia dla ziaren elektrokorundu szlachetnego (99A) i węgliku krzemu (99C)

Fig. 6. Course of number of impulses EA vs. stress imposed upon grains of noble aloxite 99A and silicon carbide 99C

Na rys. 6 porównawczo zestawiono przebiegi funkcji $N = f(\sigma)$ dla elektrokorundu 99A i węgliku krzemu. Wynika z niego, że przy niższych naprężeniach węgiel krzemu będzie się kruszył intensywniej niż elektrokorund, natomiast przy wyższych naprężeniach zależność ta jest odwrotna. W monografii [2, s.171] stwierdza się na ten temat, że ziarna z elektrokorundu, w porównaniu z węglkami krzemu, odznaczają się mniejszą odpornością na wykruszanie oraz mniejszą odpornością na pękanie. Zatem wyniki badań emisji akustycznej potwierdzają ten pogląd w zakresie wyższych obciążeń ziaren siłami skrawania. Przy niższych obciążeniach można oczekiwać jednak większej intensywności kruszenia się ziaren węgliku krzemu niż elektrokorundu.

5. Wnioski

Przedstawiona w artykule metoda, wykorzystująca zjawisko emisji akustycznej, jest nowym narzędziem do badania właściwości mechanicznych materiałów ściernych. Przeprowadzone badania pozwalają na stwierdzenie, że metoda EA umożliwia ocenę stopnia zdefektowania ziaren ściernych. Otrzymane wyniki badań dobrze korelują z wynikami badań wytrzymałości statycznej ziaren. Wiadomości o badaniach stopnia zdefektowania materiałów ściernych nie są jak dotąd licznie podawane. Wydaje się jednak prawdopodobne, że liczba ich będzie wzrastać, gdyż mogą być istotne dla rozwoju nowych materiałów ściernych oraz prognozowania trwałości narzędzi ściernych wykonanych z materiałów tradycyjnych.

LITERATURA

1. BONIECKI M. i inni: Emisja akustyczna i jej zastosowanie do oceny wytrzymałości mechanicznej złączy ceramika-metal. Szkło i Ceramika, nr 2/82, s.29-34.

2. BORKOWSKI J.: Elementarne zjawiska zużycia ziaren i narzędzi ściernych. Monografia, nr 16, WSIInż. Koszalin 1983 r.
3. BILL R.C., FREDERICK J.R., FELBECK D.K.: An acoustic emission study of plastic deformation in polycrystalline aluminium. *Journal of Material Science* nr 14, 1979 s.25-32.
4. MACIEJNY A.: Kruchość metali Wyd. „Śląsk”, Katowice 1973 r.
5. MIŚNAJEVSKIJ L.L.: Iznos slifowanych krugov, Kijew, Naukova Dumka 1982 r.
6. MOSER M.: Microstructures of Ceramics. Structure and Properties of Grinding Tools. Akademiai Kiadó, Budapest 1980 r.
7. PAWŁOWSKI Z.: Badania nieniszczące. Wyd. ODOK SIMP, Warszawa 1975 r. Rozdz. 12, s.219-227.
8. PILECKI Sz. i inni: Emisja akustyczna w badaniach ceramiki. *Elektroceramika*, t II Wyd. JPPT PAN Warszawa — Poznań 1982 r. s.49-59.
9. RANACHOWSKI J., REJMUND F.: Zniszczenie mechaniczne tworzyw ceramicznych. *Szkło i Ceramika*, nr 3/77 s.69-76.
10. SŁOWIŃSKI B.: Badania własności mechanicznych narzędzi ściernych z wykorzystaniem metody emisji akustycznej *Mat. X Nauk. Szk. Obr. Ściernej*. Wyd. Pol. Wrocławskiej, Wrocław 1987 r. s.118-125.

Streszczenie

W artykule przedstawiono wyniki badań stopnia zdefektowania materiałów ściernych metodą emisji akustycznej. Z przeprowadzonych badań wynika, że największym zdefektowaniem charakteryzuje się elektrokorund chromowy CrA. Wykazano również, że stopień zdefektowania rośnie wraz ze wzrostem wielkości ziarna ściernego. Otrzymane wyniki badań są skorelowane z wynikami badań wytrzymałości statycznej ziaren.

A study of damage degree of abrasives by means of acoustic emission

Summary

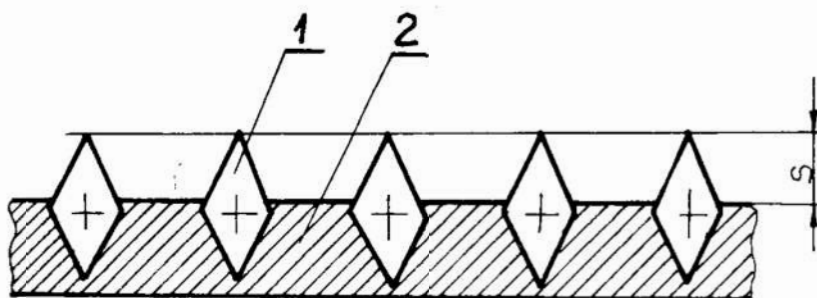
The paper comprises the investigation results of the damage degree of abrasives using the acoustic emission. It results from the investigations that the chromium aloxite CrA is characterized by the greatest damage degree. It has been also revealed that the degree of damage increased together with the abrasive grain size growth. The investigation results are correlated with the study results of the grain static strength.

Bartłomiej Stasiaczek
Przemysław Tomeczko

UTWIERDZENIE ZIAREN W GALWANICZNYM SPOIWIE NARZĘDZI DIAMENTOWYCH

1. Wstęp

Jednym z czynników istotnie wpływających na jakość narzędzi diamentowych jest stopień utwierdzenia ziaren ściernych w otaczającym je spoiwie metalowym. Racjonalne wykorzystanie bardzo dobrych właściwości skrawnych diamentu jest możliwe wówczas, gdy zbyt wcześnie nie wypadnie on ze spoiwa, zwłaszcza w narzędziach jednowarstwowych. Jedno z takich narzędzi, wykonane według technologii opracowanej w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej [1], zostało poddane szczegółowej analizie sił utwierdzenia ziaren ściernych w spoiwie. Narzędzie to wykonano w postaci niklowej folii ścierniej. Technologia wytwarzania tej folii zapewniała równomierne wystawanie wszystkich ziaren ściernych ponad powierzchnię spoiwa. Przedstawiono to schematycznie na rys. 1.



Rys. 1. Schemat metalowej folii diamentowej,
1 — ziarna diamentowe, 2 — spoiwo galwaniczne

Fig. 1. Scheme of a metal diamond foil,
1 — diamond grains, 2 — galvanic binder

Z badań [2] wynika, że utwardzenie ziarna diamentowego w spoiwie galwanicznym zależy od:

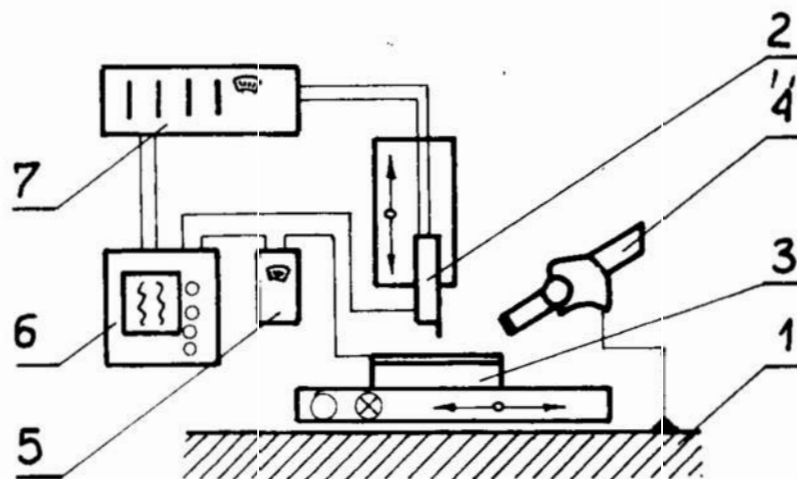
- rodzaju i składu kąpieli galwanicznej,
- gęstości prądu,
- temperatury i pH elektrolitu.

Czynniki te istotnie wpływają również na jakość czynnej powierzchni roboczej metalowej folii diamentowej [1]. Ich wpływ uzewnętrznia się głównie w możliwości modyfikowania twardości spoiwa niklowego. Wobec możliwości dokonywania zmian tego czynnika, celowym wydaje się określenie siły niezbędnej do wyrwania ziarna ściernego w funkcji jego wielkości i twardości spoiwa. Stanowiło to główny cel prezentowanej pracy. Wyznaczenie sił wiążących ziarna ściernie w spoiwie umożliwia wstępne określenie twardości tych narzędzi.

Możliwym stanie się również poznanie związków między właściwościami mechanicznymi roboczej powierzchni folii, a parametrami procesu ich wytwarzania. Badania te powinny ułatwić też identyfikację mechanizmów zużycia ziaren ściernych, wykonujących pracę skrawania.

2. Stanowisko badawcze

Schemat stanowiska badawczego zilustrowano na rys. 2. Badana folia przy-mocowana jest do stołu z ruchomym blatem, mającym możliwość przemieszczania się w płaszczyźnie XY. Na siłomierzu zamontowane jest ostrze przeznaczone do wyrwania ziaren, natomiast siłomierz ten umocowany jest na niezależnej podstawie, umożliwiającej ruch w płaszczyźnie pionowej.



Rys. 2. Stanowisko do pomiaru sił utwardzenia ziaren,

- 1 — podstawa, 2 — siłomierz, 3 — ściernica, 4 — mikroskop, 5 — omomierz,
6 — rejestrator, 7 — mostek

Fig. 2. Stand for grains measuring forces,

- 1 — base, 2 — dynamometer, 3 — grinding wheel, 4 — microscope,
5 — ohmmeter, 6 — recorder, 7 — bridge

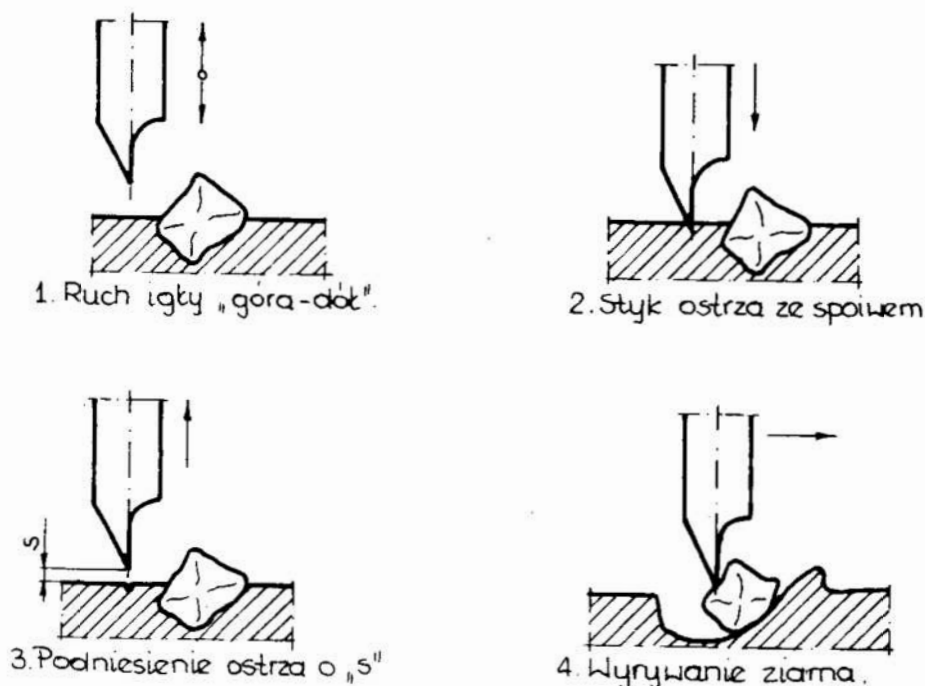
Naprowadzenie igły i wyrywanie ziarna ściernego obserwowane jest pod mikroskopem. Dodatkowym elementem stanowiska badawczego jest omomierz, umożliwiający rejestrację tych faz procesu wyrywania ziaren, w których ostrze igły wyrywającej styka się z warstwą niklu.

3. Sposób przeprowadzenia pomiarów

Istniały dwie możliwości analizy sił utwardzenia ziaren ściernych w spoiwie folii ściernej:

- poprzez wyrywanie przypadkowych ziaren ściernych na długości określonego odcinka pomiarowego,
- poprzez selektywne wyrywanie poszczególnych ziaren.

Próby wyrywania ziaren w sposób przypadkowy (bez dokonania ustawienia ostrza względem ziarna) wskazywały na istnienie dużych zakłóceń. Towarzyszący temu rozrzut maksymalnych wartości siły uniemożliwiał prawidłową interpretację wyników. Obserwacje mikroskopowe śladów po przejściu ostrza wykazały, że ostrze omija niektóre ziarna „ześlizgując się”, zamiast je wyrywać. Zapisana zostaje przy tym siła nie powodująca usunięcia ziarna. Przesądziło to o dalszym prowadzeniu badań utwardzenia ziaren metodą selektywnego ich wyrywania. Igłę opuszczano tak, aby doprowadzić do styku metalicznego ze spoiwem, co rejestrowano za pomocą omomierza. Następnie unoszono igłę na określoną wysokość i wyrywano kolejne ziarna badanej ściernicy przesuwając stołem krzyżowym. Przyjęta metodyka umożliwiała uzyskanie większej powtarzalności wyników badań, głównie dzięki stałej wysokości wywierania nacisku na usuwane ziarna. Kolejne etapy wyrywania ziaren przedstawiono na rys.3.



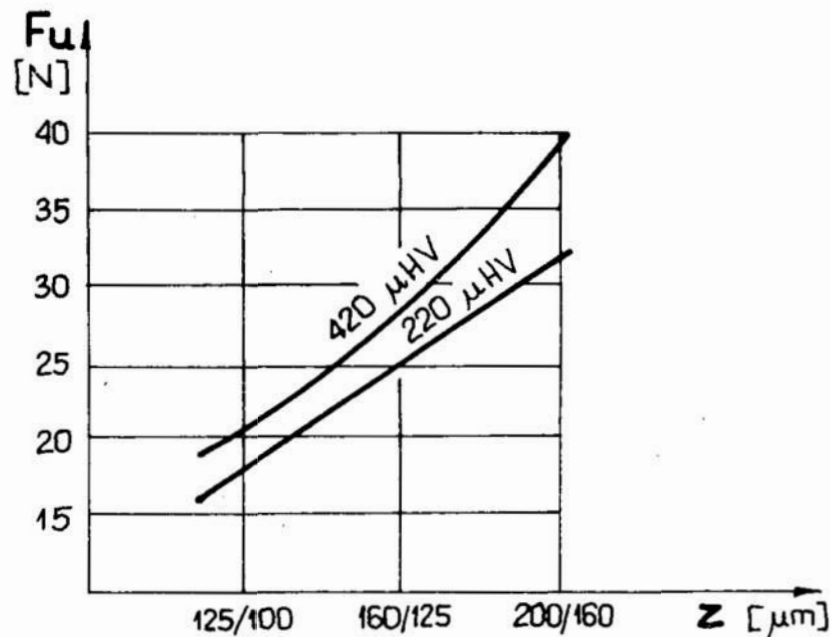
Rys. 3. Etapy wyrywania ziarna

Fig. 3. Stages of grain pulling

Doświadczenia z wrywaniem ziaren obejmowały analizę wpływu ziarnistości wykonanych ściernic oraz mikrotwardości spoiwa niklowego na siłę utwardzenia ziaren ściernych. W badaniach użyto ściernic o wielkości ziaren 200/160, 160/125, 125/100 i mikrotwardości spoiwa niklowego 2,2 GPa i 4,2 GPa. Dokonano 50 pomiarów siły utwardzania ziaren dla każdej z badanych ściernic.

4. Analiza wyników badań

Graficzną interpretację uzyskanych wyników badań stanowią wykresy przedstawione na rys. 4 i 5.

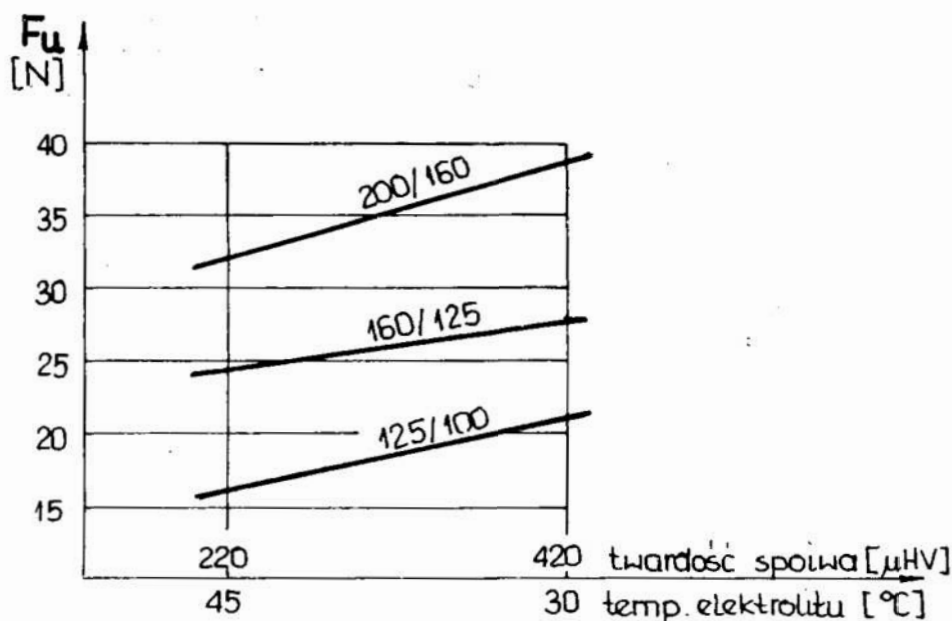


Rys. 4. Wpływ wielkości ziarna na siłę wrywania ziaren diamentowych

Fig. 4. The effect of grain size on the diamond grains pulling force

Ich analiza upoważnia do sformułowania następujących wniosków:

1. Im większa jest ziarnistość diamentu użytego do wykonania folii ścierniej, tym większa jest siła wymagana do wrywania ziarna ze spoiwa. Oznacza to, że siła wrywania ziaren ściernych zależy od wielkości pola ich styku ze spoiwem niklowanym. Jest więc tym większa, im większe są ziarna ściernic.
2. Siła wrywania ziaren jest tym większa, im twardsze jest spoiwo niklowe. Związane to jest ze zwiększoną odpornością spoiwa na odkształcenia plastyczne, towarzyszące procesowi wrywania ziaren. Uwzględniając równocześnie fakt, iż właściwości spoiwa niklowego zależą w sposób istotny od parametrów galwanotechnicznych procesu jego wytwarzania, można stwierdzić, że odpowiedni dobór wartości tych parametrów ma wpływ na siłę utwardzania ziaren ściernych.



Rys. 5. Wpływ twardości niklu na siłę wrywania ziaren diamentowych

Fig. 5. The effect of nickel hardness on the diamond grains pulling force

5. Wnioski

1. Zmiana warunków galwanicznego wytwarzania metalowej folii diamentowej umożliwia sterowanie właściwościami mechanicznymi narzędzia (wpływa na siłę utwardzenia ziaren w spoiwie).
2. Zwiększenie ziarnistości diamentu w niklowej folii ścierniej powoduje zwiększenie siły wymaganej do wyrwania ziarna ściernego.
3. Zwiększenie mikrotwardości spoiwa niklowego wpływa na wzrost siły utwardzenia w nim ziaren ściernych.

LITERATURA

1. STASIAK B., TOMCZKO P., ŻEBROWSKI H.: Opracowanie technologii wytwarzania metalowej folii diamentowej o spoiwie galwanicznym, Raport Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1986.
2. PRUDNIKOV E. L.: Instrument s almazno-galvaničeskim pokryciem, Izd. Mašinostrojenije, Moskva 1985.

Streszczenie

Przedstawiono wyniki badań siły utwardzenia ziaren diamentowych w spoiwie galwanicznym. Opisano schemat stanowiska pomiarowego i przyjętą metodykę badawczą. Określono wpływ ziarnistości diamentu i trwałości spoiwa folii diamentowej na siłę wrywania ziaren.

Restrain of cutting grains of diamonds wheels used for grinding the crystal glasses

Summary

Investigation results of diamond grains restrain force in galvanic bond have been presented. Measurement stand schematic and the investigation method adopted are described. The effects of diamond graininess and the durability of band of diamond foil on the grains pulling out force have been determined.

Bronisław Słowiński

BADANIA PORÓWNAWCZE ZDOLNOŚCI SKRAWNYCH ŚCIERNIC DIAMENTOWYCH STOSOWANYCH DO SZLIFOWANIA KRYSZTAŁÓW

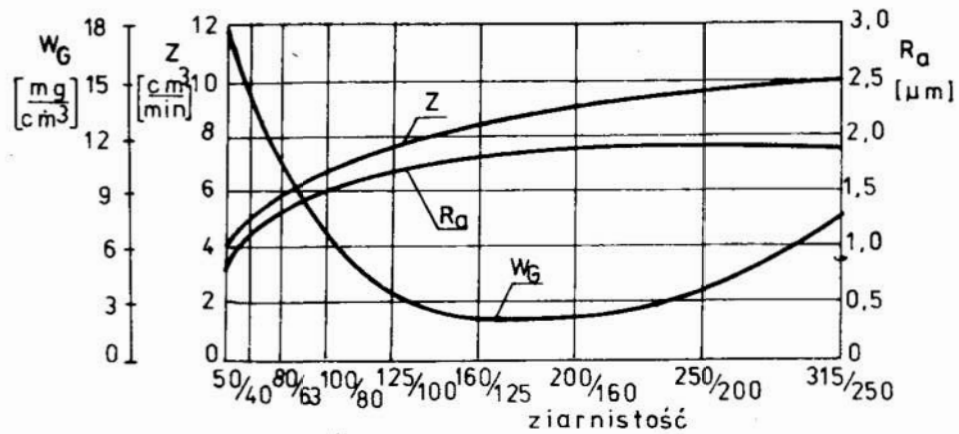
1. Wprowadzenie

Szlifowanie szkła kryształowego (zdobienie kryształów) polega na nanoszeniu rzędu kanałków o różnym rysunku i głębokości na określony wyrób ze szkła. W rezultacie tego, refleksy świetlne, powstające na powierzchniach wyżłobionych kanałków, powodują przyjemną dla oka grę światła. Postęp w dziedzinie ręcznego procesu obróbki i zdobienia kryształów, polega na intensyfikacji pracy szlifierzy poprzez zastąpienie narzędzi wykonywanych z tradycyjnych materiałów ściernych ściernicami diamentowymi.

W procesie zdobienia kryształu ściernicami diamentowymi, żądany wzór uzyskuje się najczęściej w jednej operacji, tj. nacinanie i wygładzanie kanałków odbywa się tą samą ściernicą [1].

Wyrób dosuwany jest do ściernicy, która wcina się w niego na określoną głębokość (realizowany jest posuw promieniowy), po czym dopiero realizowane są pozostałe ruchy posuwowe: (posuw wzdłużny lub posuw obwodowy). Zatem zastosowane narzędzie diamentowe, swą czynną powierzchnią roboczą, winno zeszlifować duże objętości szkła kryształowego, przy jak najmniejszej chropowatości wyżłobionego kanałka. Są to dwa przeciwstawne żądania, które wymagają z jednej strony stosowania ściernic z możliwie dużymi ziarnami ściernymi, z drugiej strony celowe byłoby użycie ściernic z drobnymi ziarnami. Zastosowanie tej czy innej ziarnistości ściernic diamentowych wpływa jednak na zdolność skrawną tych narzędzi, czego objawem są różne wartości podstawowych wskaźników tej cechy — rys. 1[7].

Zdolności skrawne ściernic diamentowych w największym stopniu zależą od wytwórcy, który ma wpływ na dobór właściwości fizyko-mechanicznych ścierniwa i spoiwa, technologię wytwarzania, zakres i dokładność kontroli jakości surowców oraz gotowego wyrobu. Użytkownik może również (choć w mniejszym stopniu) decydować o tych zdolnościach poprzez dobór parametrów i warunków obróbki, sposób obciążania itp. Musi mieć jednak informację, na ile zdolności skrawne zależne, od wytwórcy, związane są z charakterystyką



Rys. 1. Zależność wydajności objętościowej szlifowania Z , wskaźnika zużycia W_G i chropowatości powierzchni R_a szlifowanej próbki ze szkła technicznego od ziarnistości ściernicy diamentowej (ziarna diamentu syntetycznego o koncentracji 50% spójone spoiwem metalowym) [7]

Fig. 1. Dependence of volumetric output of grinding Z , wear indicator W_G and the surface roughness R_a of the ground sample of technical glass on the diamond wheel graininess (synthetic diamond grains of 50% concentration bonded by metallic binder) [7]

techniczną narzędzia, a na ile z technologią danego wytwórcy. Pierwsza część tego zagadnienia jest szeroko analizowana w wielu pracach z dziedziny szlifowania np.[7], z której pochodzi cytowany rys. 1. W referacie zajęto się natomiast drugą częścią zagadnienia, tj. na ile zdolności skrawne ściernic pochodzących od jednego producenta odpowiadają zdolnościom skrawnym ściernic pochodzących od innego producenta. Do badań wybrano ściernice typu S 1100 — produkowane przez firmę Diamand-Board (Belgia) oraz producenta krajowego (Fabrykę Tarcz Ściernych w Grodzisku Maz.).

2. Kryteria oceny zdolności skrawnych ściernic diamentowych

Zdolności skrawne narzędzia ściernego są cechą, opisywaną za pomocą umownych wskaźników, charakteryzujących technologiczną przydatność tego narzędzia dla uzyskania zamierzonych efektów obróbki [2]. Wskaźniki oceny zdolności skrawnych wyrażane są najczęściej w postaci iloczynu wydajności obróbki i wartości wielkości charakterystycznych dla procesu, których wzrost dla jakości obróbki jest niekorzystny [3]. Podstawowym kryterium oceny zdolności skrawnych (właściwości skrawnych) ściernic diamentowych jest wskaźnik szlifowania G , lub częściej jego odwrotność, tj. wskaźnik zużycia warstwy diamentowej W_G — wyrażany masowo lub objętościowo [1], [4], [5], [7]

$$W_G = \frac{1}{G} = \frac{Z_s}{Z} \quad [\text{mg/g}] \quad \text{lub} \quad [\text{mg/mm}^3], \quad (1)$$

gdzie: Z_s — masa zużytej warstwy diamentowej; [mg],

Z — masa (lub objętość) zeszlifowanego materiału; g [mm³].

Wartości Z_s i Z odnoszą się do określonego czasu pracy ściernicy t , tj. $(Z_s)_t$ oraz $(Z)_t$. W przypadku pomiarów zużycia objętościowego ściernicy diamentowej V_s [mm³], przechodząc na zużycie masowe Z_s , stosuje się wzór: [4]

$$Z_s = 0,878 V_s \alpha \quad [\text{mg}] \quad (2)$$

gdzie: 0,878 — współczynnik pokazujący wagową zawartość diamentu [mg] w 1mm³ warstwy diamentowej przy 100% koncentracji,
 α , — współczynnik uwzględniający koncentrację diamentu w warstwie roboczej, przy czym:

koncentracja diamentu %	...	25	50	100	150	200,
współczynnik α	...	0,25	0,5	1	1,5	2,0.

Dodatkowymi (uzupełniającymi) kryteriami oceny zdolności skrawnych ściernic diamentowych są: chropowatość obrabianej powierzchni (R_a) oraz moc szlifowania (P_s) [8].

Tak więc, chcąc określić zdolności skrawne ściernic diamentowych, należy wyznaczyć: masę (lub objętość) zeszlifowanego materiału w określonym czasie pracy ściernicy, zużycie objętościowe (lub masowe) warstwy roboczej ściernicy, uzyskiwaną chropowatość powierzchni obrabianej oraz moc pobieraną w czasie skrawania.

W przemysłowej ocenie zdolności skrawnych ściernic diamentowych, stosowanych do zdobienia kryształów, często stosuje się również takie kryteria jak: liczbę określonych wyrobów wyszlifowanych jedną ściernicą lub liczbę roboczych zmian użytkowania ściernicy do pełnego jej zużycia [6].

Przykładowo, w tabl. I przedstawiono wyniki badań porównawczych zdolności skrawnych ściernic diamentowych produkcji ZSRR (wartość podana w liczniku) i produkcji firmy Diamand Board (wartość podana w mianowniku) stosowanych do zdobienia wyrobów kryształowych [7].

Tabl. I.

Rodzaj zdobionego kryształu	Liczba wyrobów obrabianych jedną ściernicą w tys.szt.	Liczba roboczych zmian użytkowania ściernicy do pełnego jej zużycia
kielich duży	205 / 200	42 / 40
kielich mały	220 / 240	45 / 48

Z danych przedstawionych w tabl. I wynika, że jedną ściernicą diamentową można obrobić bardzo dużą ilość wyrobów kryształowych (rzędu setek tysięcy sztuk). Oznacza to, że ściernica diamentowa, stosowana do szlifowania szkła kryształowego, charakteryzuje się dużą żywotnością. Wnioskować z tego można, że jej zdolności skrawne utrzymywać się mogą na określonym poziomie przez stosunkowo długi okres czasu pracy. Zatem i stabilizacja tych zdolności, dla określonej ściernicy, też następuje po stosunkowo długim okresie czasu, a co z tego wynika, że i próby oceny tych zdolności winne odbywać się przy długim okresie pracy badanej ściernicy. Badania przeprowadzone przez autora pracy [8] wykazały przykładowo, że stabilizacja zdolności skrawnych ściernic diamentowych następuje po okresie 2 - 3 godzin jej pracy. Zatem krótkotrwałe próby mogą prowadzić do błędnych wniosków dotyczących jakości badanych narzędzi.

3. Zalecane parametry obróbki

Wartości określonych kryteriów oceny zdolności skrawnych ściernic diamentowych zależą od przyjętych warunków obróbki. W procesie ręcznego zdobienia kryształów decydującymi w tym względzie są:

- prędkość skrawania v_s ,
- obciążenie ściernicy F_t (związane z wartościami ruchów posuwowych),
- wydatek chłodziwa v_c .

Zalecane wartości tych parametrów w funkcji wielkości zdobionego wyrobu kryształowego podano w tabl. II [7].

Tabl. II.

Gabaryty wyrobu	Parametr		
	V_s [m/s]	F_t [N]	V_c [l/min]
Małe i średnie	30 — 35	20 — 50	1 — 2
Duże	30 — 35	50 — 100	2 — 3
Bardzo duże	30 — 35	100 i więcej	3 — 5

Stosowana wartość prędkości skrawania v_s zależy nie tylko od gabarytów zdobionego kryształu, ale także od rodzaju operacji. Przy obróbce wstępnej stosuje się prędkość skrawania rzędu 35 m/s, a przy obróbce wykańczającej rzędu 20 m/s [1]. Jeżeli zdobienie wyrobów kryształowych odbywa się maszynowo, to zaleca się stosować parametry: prędkość skrawania $v_s = 25 — 40$ m/s, prędkość posuwu stycznego $v_{ft} = 15 — 20$ m/min oraz wydatek chłodziwa $v_c = 8 — 10$ l/min [7].

Zarówno w obróbce ręcznej, jak i maszynowej, we wszystkich operacjach obróbki szkła kryształowego, jako cieczy chłodzącej używa się z reguły przefiltrowanej wody z dodatkiem 2-3% oleju [1], [6]. Niezależnie jednak od sposobu chłodzenia, zaleca się, aby było ono ciągłe. Chłodzenie przerywane jest bowiem byrdziej niebezpieczne niż praca na sucho, ponieważ gwałtowne różnice temperatur powodują powstanie naprężeń i mikropęknięć - będących przyczyną pęknięcia wyrobów ze szkła nawet po długim okresie czasu.

4. Metodyka badań doświadczalnych

Badania laboratoryjne szlifowania szkła kryształowego ściernicami diamentowymi przeprowadzono na szlifierce do płaszczyzn typ SPA 25 x 63, stosując zalecane warunki obróbki. Szlifowano kanałki o głębokości $\Delta_s = 4$ mm, w próbkach o wymiarach 100 x 100 x 100, wykonanych ze szkła kryształowego. Próby przeprowadzono przy użyciu ściernic diamentowych typu S1100 200 x 10 x 60 B = 105°, z warstwą roboczą wykonaną z diamentów syntetycznych wielkości 50/40, koncentracji 50%, spojonych spoiwem metalowym. W tych samych warunkach badań porównywano ściernice produkowane przez firmę Diamand Board (DB) oraz Fabrykę Tarcz Ściernych (FTŚ). Podczas badań dokonywano pomiarów:

- ubytku masy szlifowanej próbki w określonych momentach czasowych ($t = 10$ min.), na wadze analitycznej, z dokładnością do 1 g,

- objętości zużytej warstwy diamentowej V_s (mm^3), poprzez profilografowanie dna szlifowanych kanałków - na profilografie ME - 10, którą zgodnie z wzorem (2) przeliczano na ubytek masy diamentu Z_s w dziesięciominutowych okresach pracy ściernicy,
- chropowatości powierzchni bocznej szlifowanych kanałków (R_a) w podawanych wyżej okresach pracy ściernicy,
- mocy szlifowania P_s , przy pomocy zestawu pomiarowego podłączonego do silnika napędu głównego obrabiarki.

Stosowano trzykrotną replikację badań. Otrzymane wyniki pomiarów testowano metodą zmiennych połączonych oraz metodą bloków całkowicie zrandomizowanych [5]. Hipotezę zerową (o braku różnic między określonymi zmiennymi badanymi ściernic) weryfikowano przy użyciu funkcji testowej t^o

$$t^o = \bar{d} \sqrt{\frac{k(k-1)}{k S_d^2}} \quad (3)$$

W wyrażeniu (3), symbol k oznacza liczbę bloków pomiarowych, $\bar{d} = \Sigma d / k$ - średnią k różnic w próbie, a

$$k S_d^2 = \Sigma d^2 - \frac{(\Sigma d)^2}{k} \quad (4)$$

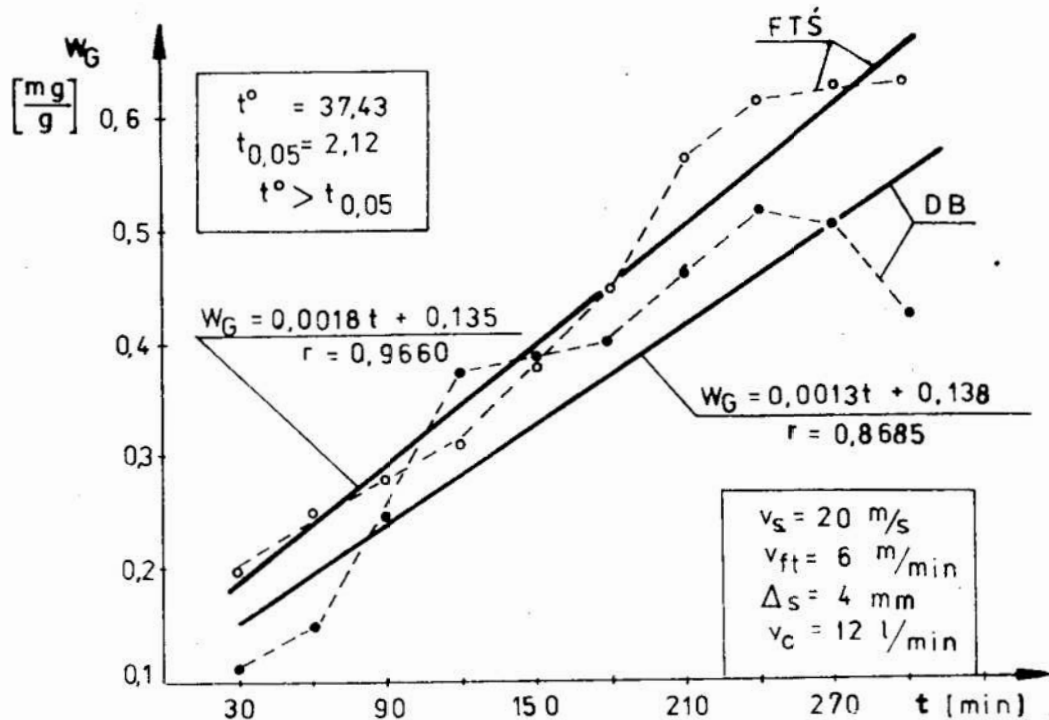
sumę kwadratów odchyłeń różnic od średniej \bar{d} .

Wartość graniczną $t_{0,05}$ odczytywano z tablic Studenta przy określonej $v = k - 1$ stopniach swobody. Współczynniki korelacji pomiędzy badanymi zmiennymi oraz regresję liniową pomiędzy tymi zmiennymi wyznaczano przy pomocy mikrokomputera ZX SPECTRUM.

5. Wyniki badań i ich analiza

Z badań porównawczych powierzchni roboczej (RPS) ściernic wynika, że narzędzia produkowane przez firmę Diamand Board w stosunku do ściernic produkowanych przez Fabrykę Tarcz Ściernych w Grodzisku Maz. (o tej samej charakterystyce) odznaczają się mniejszą liczbą ziaren położonych na tym samym odcinku pomiarowym i większą odległością między ziarnami (przeciętnie o około 20%). Świadczyć to może o tym, że zostały one wykonane z nieco większych ziaren diamentowych niż ściernice krajowe. Odnosząc tę informację do danych przedstawionych na rys. 1, można oczekiwać nieco innych wartości podstawowych kryteriów oceny zdolności skrawnej. Profilogramy RPS badanych ściernic, wykonane po przeprowadzonych próbach wykazują, że liczba wierzchołków ziaren ściernych dla ściernic krajowych zwiększa się średnio o 10%, a dla ściernic DB pozostaje praktycznie bez zmian. Można więc sądzić, że ziarna diamentowe ściernic krajowych mają mniejszą wytrzymałość, niż ziarna diamentowe stosowane przez firmę DB, zatem zastosowanie ściernic krajowych może być bardziej efektywne (większe samoostrzenie się) przy mniejszych obciążeniach F_p , niż ma to miejsce w przypadku ściernic firmy Diamand Board. Przy większych obciążeniach bardziej efektywne winne być ściernice DB.

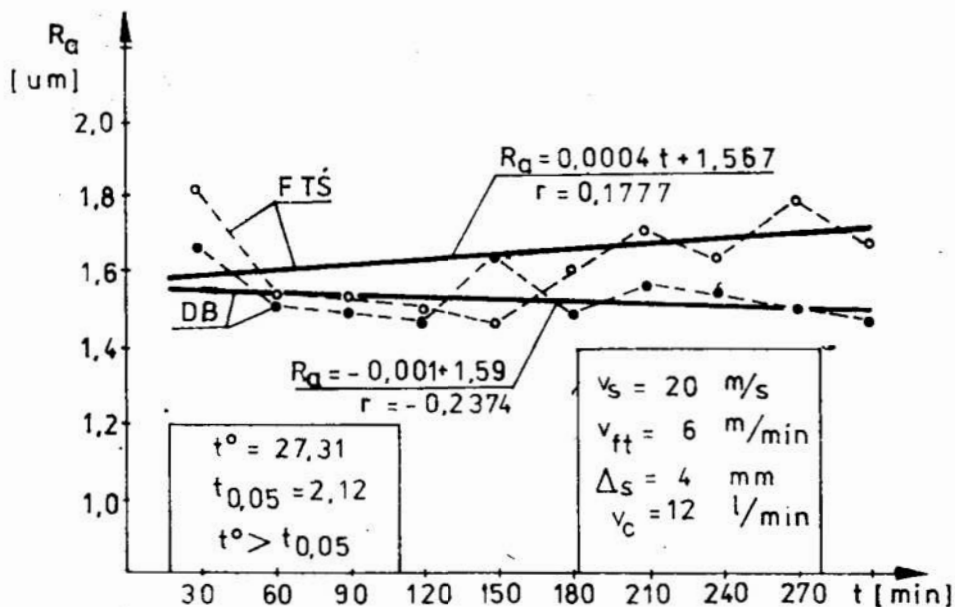
Na rys. 2 przedstawiono przebiegi wskaźnika zużycia $W_G = f(t)$ badanych ściernic.



Rys. 2. Zależność wskaźnika zużycia W_G ściernic krajowych (FTS) i zagranicznych (DB) od czasu pracy ściernicy t

Fig. 2. Dependence of wear indicator W_G of domestic (FTS) and foreign (DB) wheels on the time of wheel work t

Z przeprowadzonej analizy statystycznej wynika, że przy pięcioprocentowym ryzyku błędu różnica pomiędzy zużyciem ściernic krajowych (FTS) i zagranicznych (DB) jest statystycznie istotna. Przeciętna wartość wskaźnika W_G ściernic krajowych jest o 16% wyższa od tego wskaźnika dla ściernic firmy DB. Jak można było tego oczekiwać z pomiarów RPS badanych ściernic, intensywność samoostrzenia się ściernic krajowych jest większa niż ściernic firmy DB, przez co większa dla nich jest wartość wskaźnika zużycia W_G . Ściernice DB szybciej przechodzą w obszar postępującego tępienia się (kąt nachylenia rzeczywistego przebiegu funkcji W_G ulega spłaszczeniu już po około 2 godz. pracy ściernicy). Z uwagi jednak na większe ziarna ściernic, skrawają większe objętości (przeciętnie o 20%), co w rezultacie wpływa na obniżenie wskaźnika zużycia W_G . Występujące się samoostrzenie ściernic krajowych przez dłuższy okres czasu ich pracy zauważa się również ze zmian chropowatości powierzchni szlifowanych kanałów — rys. 3. Chropowatość powierzchni kanałka szlifowanego ściernicą DB maleje w funkcji czasu, a dla ściernic produkcji krajowej rośnie. Chropowatość dla obu badanych ściernic mieści się w dość wąskim zakresie ($R_a = 1,4 - 1,8 \mu\text{m}$), przy czym większe rozrzuty występują dla ściernic krajowych. Wynika to prawdopodobnie z większego bicia promieniowego, rejestrowanego dla ściernic krajowych. Z analizy statycznej wynika, że przy ryzyku popełnienia błędu 5%, różnice w chropowatości powierzchni uzyskanej badanymi ściernicami są statycznie istotne. Średnia wartość R_a dla ściernic krajowych jest o około 7% wyższa, niż ma to miejsce dla ściernic firmy Diamond Board.



Rys. 3. Zależność chropowatości powierzchni kanałków szlifowanych ściernicami krajowymi (FTS) i zagranicznymi (DB) od czasu pracy ściernicy t

Fig. 3. Dependence of surface roughness of the grooves ground with domestic (FTS) and foreign (DB) wheels on the time of wheel work

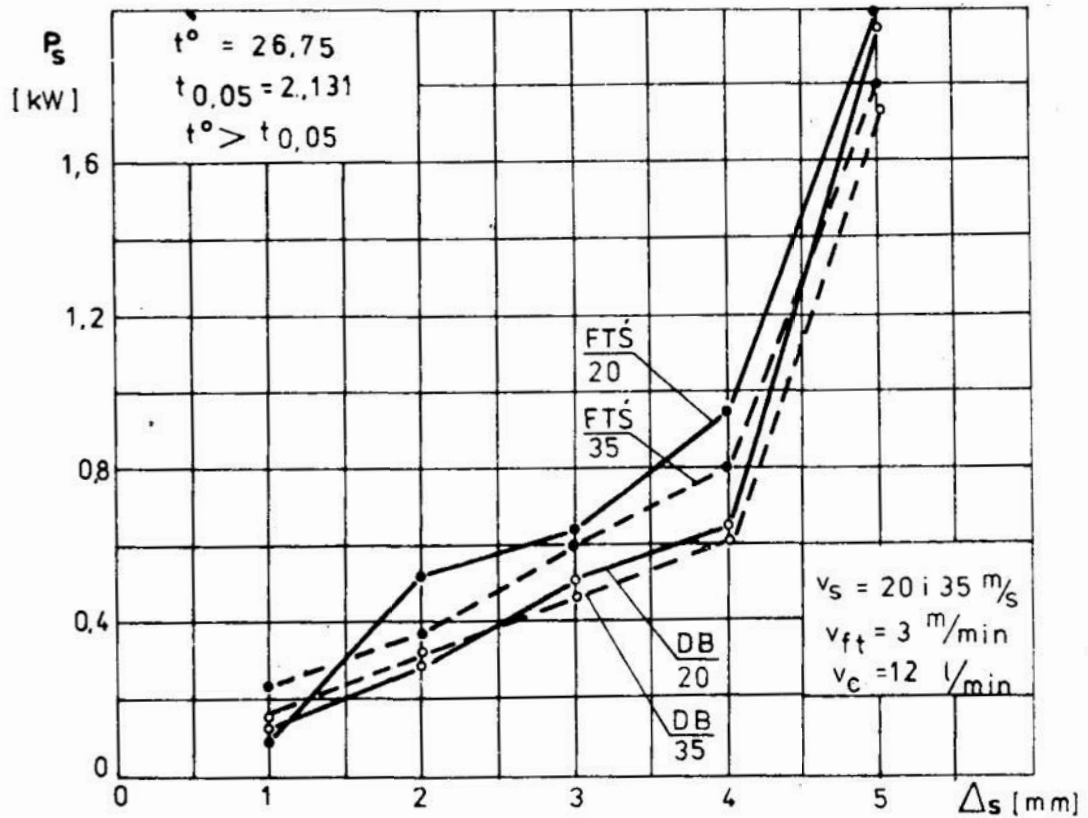
Na rys. 4 przedstawiono wykresy poboru mocy podczas szlifowania badanymi ściernicami. Wynika z niego, że większym zapotrzebowaniem mocy charakteryzuje się ściernica krajowa (z uwagi na większą liczbę krawędzi skrawających). Różnica w stosunku do ściernicy DB, (przy pięcioprocentowym ryzyku popełnienia błędu) jest statystycznie istotna. Przeciętna wartość tej różnicy jest jednak niewielka. Wynosi bowiem tylko 4% na korzyść ściernicy firmy DB.

Zwiększenie prędkości skrawania v_s wpływa na zmniejszenie zapotrzebowania mocy skrawania. Taki charakter wpływu v_s na P_s występuje zarówno dla ściernic krajowych, jak i zagranicznych, a więc nie zależy on w sposób istotny od zmian zdolności skrawnych ściernic diamentowych, wynikających z technologii wytwarzania tych narzędzi przez określonego wytwórcę.

Jeżeli rozważyć względną moc szlifowania P_{sw} , tj. odniesioną do szybkości ubytku masy próbki, to okazuje się, że pod względem energetycznym najkorzystniej jest wykonywać kanałki o głębokości 4 mm — rys. 5.

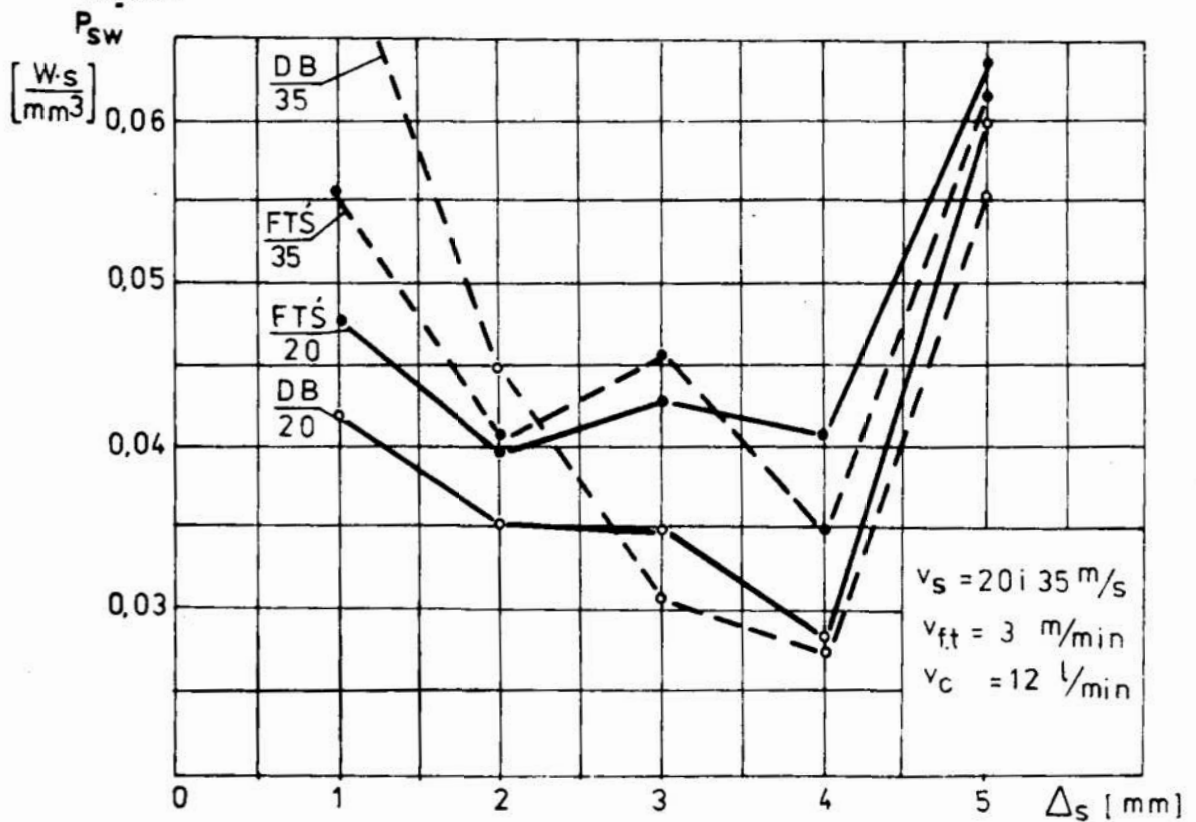
Z rys. 5 wynika, że najmniejszy nakład pracy na zeszlifowanie jednostki objętości szkła kryształowego występuje przy wcinaniu się ściernicy na głębokość 4 mm. Podczas zdobienia kryształów korzystnie jest zatem wcinać się ściernicą na głębokość około 4 mm i dopiero potem realizować pozostałe ruchy posuwowe. Zapotrzebowanie mocy skrawania podczas zdobienia kryształów w dużej mierze zależy od wydatku chłodziwa v_c — rys. 6.

Wydatek chłodziwa jest istotnym parametrem, który w sposób zasadniczy wpływa na pracę ściernic diamentowych podczas zdobienia wyrobów kryształowych. Z przeprowadzonych badań wynika, że zmniejszenie wydatku chłodziwa z 12 do 3 l/min, ponad dwukrotnie zwiększa pobór mocy skrawania. Użycie niewielkich ilości chłodziwa (lub jego brak) całkowicie uniemożliwia wykonanie zamierzonej operacji szlifowania. Postulować zatem można zwrócenie baczniejszej uwagi na ten parametr.



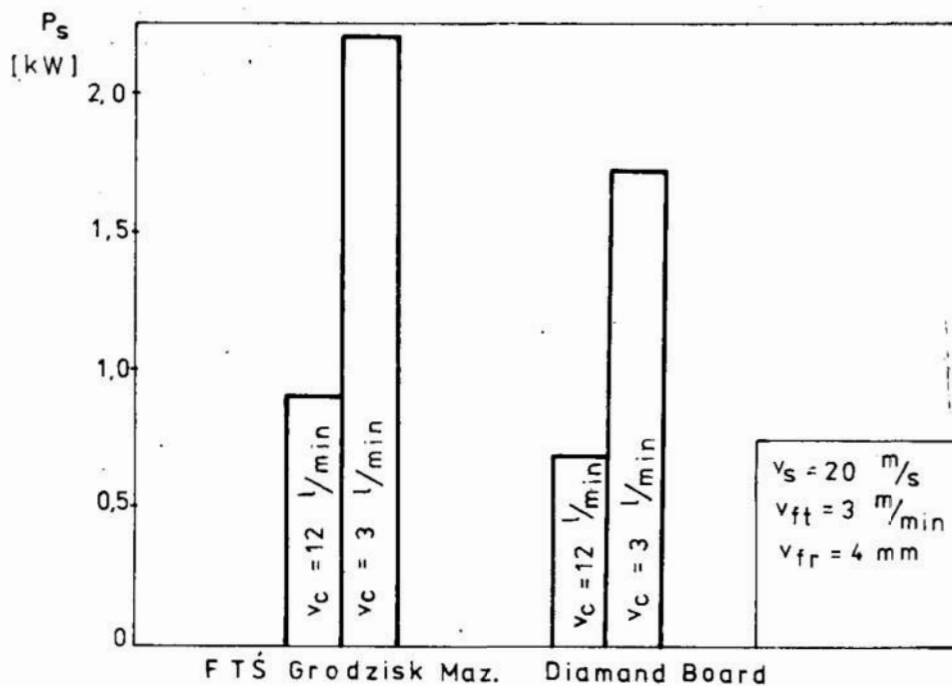
Rys. 4. Zależność mocy skrawania P_s od głębokości kanałków Δ_s wykonywanych metodą wcinania ściernicami diamentowymi

Fig. 4. Dependence of cutting work P_s on the grooves depth Δ_s made by the diamond wheels incision method



Rys. 5. Zależność względnej mocy szlifowania P_{sw} od głębokości kanałków wykonywanych metodą wcinania w szkło kryształowym ściernicami diamentowymi (przy różnych v_s)

Fig. 5. Dependence of relative grinding power P_{sw} on the depth of grooves made in lead glass by the incision method with diamond wheels at different v_s



Rys. 6. Wpływ wydatku chłodziwa v_c na zapotrzebowanie mocy skrawania podczas szlifowania wyrobów kryształowych

Fig. 6. The effect of discharge of coolant v_c on the cutting power demand during grinding of lead glass products

6. Wnioski

Przeprowadzone badania wykazały, że zdolności skrawne krajowych ściernic diamentowych, przeznaczonych do zdobienia wyrobów kryształowych, nie pokrywają się w pełni z tymi zdolnościami ściernic wykonywanych przez firmę Diamond Board. Ściernice krajowe z uwagi na drobniejsze ziarna diamentowe i mniejszą ich wytrzymałość, podlegają intensywniejszemu procesowi samoostnienia się, przez co intensywniej się zużywają i wymagają większych nakładów energetycznych na zeszlifowanie określonej objętości materiału. Lepsze samoostnienie się ściernic krajowych może być też pozytywną ich cechą, gdyż w warunkach przemysłowych wydłuży okres ich trwałości. Zwiększy się zatem liczba wyrobów obrobionych w okresie trwałości — a co więcej, zwiększy się też ich żywotność, ponieważ w czasie obciążania usuwana jest znacznie większa objętość warstwy diamentowej, niż podczas zużycia eksploatacyjnego (przeciętnie około 3x). Przy stosowaniu ściernic krajowych należy ponadto uwzględnić fakt, iż są one dwukrotnie tańsze od analogicznych ściernic producentów zachodnich. Przynoszą więc w sumie prawie porównywalne efekty obróbcze, przy mniejszym nakładzie finansowym.

LITERATURA

1. EKIERT J.: Zastosowanie tarcz diamentowych w procesie rzeźbienia szkła ołowiowego. Opracowanie Zjednoczonych Hut Szkła Gospodarczego i Technicznego „VITROPOL”. Sosnowiec, wrzesień 1977 r.
2. KACALAK W.: Własności eksploatacyjne narzędzi ściernych i problemy ich oceny. Mat. VIII Nauk. Szk. Obr. Ściernej. Koszalin, wrzesień 1985 r. s. 113-131.

3. KACALAK W., KAPŁONEK St., SŁOWIŃSKI B.: Problemy wyboru kryteriów oceny własności eksploatacyjnych ściernic. Mat. Konf. Postępy w technice wytwarzania cz.I Narzędzia Kołobrzeg, wrzesień 1978 r. s. 90-100.
4. MASŁOV E.N.: Teoria ślifowania materiałów. Moskwa. Mašinstrojenije 1974 r.
5. OKTABA W.: Elementy statystyki matematycznej i metodyka doświadczalnictwa. PWN Warszawa, 1980 r.
6. PIEREROZIN M.A.: Ałmaznaja obrabotka stieklá. Kijev. Technika, 1982 r.
7. PIEREROZIN M.A.: Sprovočnik po ałmoznoj obrobotkie stieklá. Moskva, Mašinstrojenije, 1987 r.
8. SEMKO M.F.: Osnovy ałmaoznogo ślifovanija Kijev. Technika 1978 r.

Streszczenie

W referacie przedstawiono wyniki badań porównawczych zdolności skrawnych ściernic diamentowych typu S 1100, produkowanych przez Fabrykę Tarcz Ściernych w Grodzisku Maz. i firmę Diamand Board (Belgia), przeznaczonych do zdobienia wyrobów kryształowych. Z badań zużycia warstwy diamentowej, chropowatości powierzchni szlifowanego kanałka oraz poboru mocy skrawania wynika, że istnieją statystycznie istotne różnice w zdolnościach skrawnych badanych ściernic. Są one spowodowane intensywniejszym procesem samoostrzenia się ściernic diamentowych produkowanych w Fabryce Tarcz Ściernych.

A study of damage degree of abrasives by means of acoustic emission

Summary

The paper comprises the investigation results of the damage degree of abrasives using the acoustic emission. It results from the investigations that the chromium aloxite CrA is characterized by the greatest damage degree. It has been also revealed that the degree of damage increased together with the abrasive grain size growth. The investigation results are correlated with the study results of the grain static strength.

Bartłomiej Stasiaczek
Przemysław Tomeczko

EFEKTYWNOŚĆ ZASTOSOWANIA METALOWEJ FOLII DIAMENTOWEJ W SZLIFOWANIU ELEKTROCHEMICZNYM

1. Wstęp

Jednym ze sposobów wspomaganie erozyjnego procesu szlifowania jest skojarzenie go z roztwarzaniem elektrochemicznym. Obrabiany przedmiot jest wówczas anodą w układzie elektrolitycznym, ściernica katodą, a zamiast cieczy chłodząco-smarującej w strefie skrawania wprowadzony jest elektrolit. Jego skład uzależniony jest od rodzaju szlifowanych materiałów [1]. Dzięki wspomaganemu działaniu roztwarzania elektrochemicznego uzyskuje się w tej metodzie obróbki znaczne zwiększenie wydajności w stosunku do szlifowania konwencjonalnego [2, 3]. Korzystniejsze wartości osiągają również wskaźniki charakteryzujące stan warstwy wierzchniej przedmiotu po szlifowaniu. Odbywa się to jednak kosztem zwiększonego zapotrzebowania mocy na jednostkę objętości usuniętego materiału.

Zwiększenie efektywności procesu szlifowania elektrochemicznego, a tym samym obniżenie zapotrzebowania mocy, możliwe jest między innymi poprzez zastosowanie odpowiednio skonstruowanych narzędzi diamentowych, przystosowanych specjalnie do obróbki elektrochemiczno-stykowej. Jedno z takich narzędzi wykonano w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej. Istota tego rozwiązania polegała na sporządzeniu powierzchni roboczej ściernicy czołowej w postaci metalowej folii diamentowej [4].

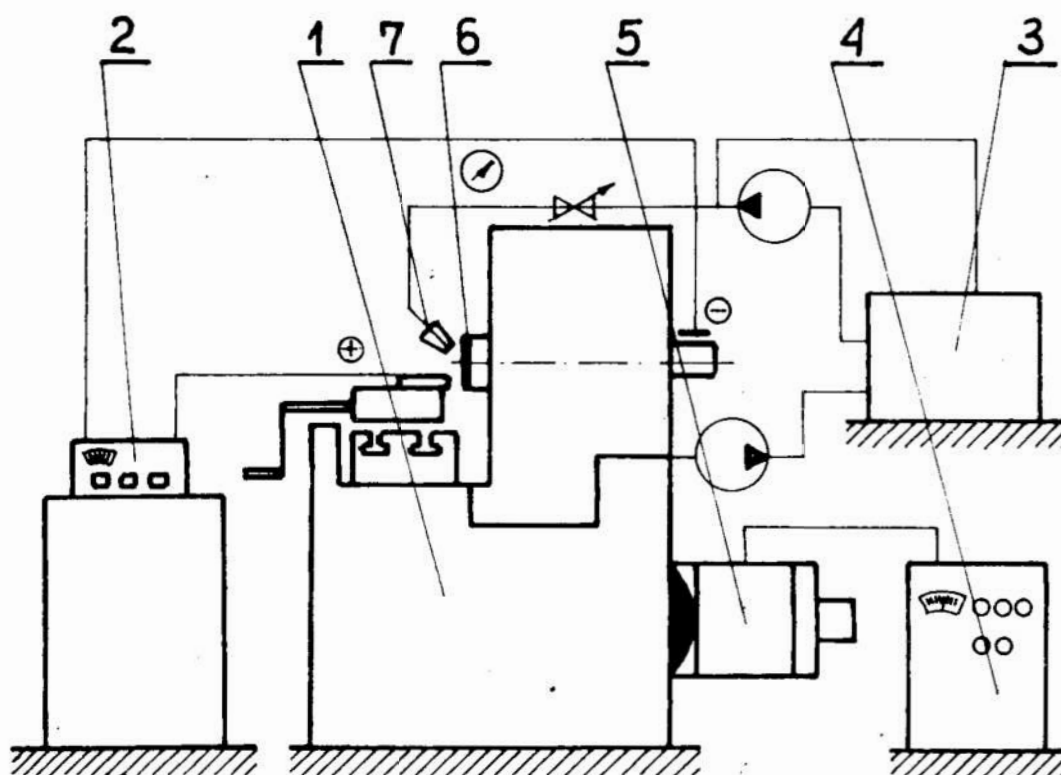
Poglądowy schemat budowy tej folii zamieszczono w artykule [5]. Technologia wytwarzania tej folii zapewniała równomierne wystawanie wszystkich ziaren ściernych ponad powierzchnię spoiwa. Dzięki takiemu rozwiązaniu spodziewano się zwiększyć efektywność procesu elektrochemicznego oraz ograniczyć do minimum możliwości powstawania zwarć. W celu określenia przydatności metalowej folii diamentowej do szlifowania elektrochemicznego, przeprowadzono wstępne badania tego procesu, z wykorzystaniem nowego narzędzia.

2. Stanowisko badawcze

Badania szlifowania elektrochemicznego przeprowadzono na specjalnie zaprojektowanym stanowisku laboratoryjnym. Schemat tego stanowiska przedstawiono na rys. 1. W jego skład wchodziły:

- szlifierka z poziomą osią wrzecioną,
- układ zasilania elektrolitem,
- układ zasilania prądowego.

Do napędu głównej szlifierki wykorzystano silnik stałoprądowy, umożliwiający płynną zmianę prędkości skrawania w zakresie od 0 do 40 m/s. Dawało to możliwość dokonania analizy wpływu prędkości skrawania na intensywność roztwarzania elektrochemicznego. Możliwym stało się również poznanie kinetyki reakcji przyelektrodowych, przy małej intensywności depasywacji mechanicznej (bardzo małych prędkościach skrawania). Układ obiegu elektrolitu wyposażony był w: dwie pompy kwasoodporne (zasilający i odprowadzający elektrolit), zbiornik z elektrolitem i zawór dławiący, umożliwiający regulację natężenia przepływu elektrolitu w przestrzeni roboczej szlifowania elektrochemicznego. Zasadniczym elementem układu zasilania prądowego był zespół prostownikowy GPA 24/600, umożliwiający płynną zmianę napięcia w układzie elektrolitycznym w zakresie od 0 do 30V.



Rys. 1. Schemat stanowiska badawczego:

- 1 — szlifierka, 2 — zasilacz GPA-24/600, 3 — zbiornik elektrolitu, 4 — sterownik,
5 — silnik prądu stałego, 6 — ściernica, 7 — dyfuzor.

Fig. 1. Test stand schematic:

- 1 — grinder, 2 — feeder, 3 — electrolyte container, 4 — controller, 5 — d.c. motor, 6 — grinding wheel, 7 — diffuser

W układzie tym zainstalowano również bezpiecznik przeciążeniowy w celu pomiaru natężenia prądu. Spadek napięcia na boczniku oraz napięcia zasilającego szczelinę międzyelektrodową rejestrowany był za pomocą rejestratora XY. Umożliwiło to sporządzenie charakterystyk prądowo-napięciowych szlifowania elektrochemicznego.

3. Metodyka badań

Głównym celem badań było wstępne określenie przydatności wytworzonych folii diamentowych w warunkach szlifowania elektrochemicznego oraz porównanie ich z narzędziami wykonywanymi metodami konwencjonalnymi. Zadanie to osiągnięto wykonując szereg charakterystyk prądowo-napięciowych procesu. Zmieniono przy tym głównie parametry szlifowania. Uzyskane charakterystyki zawierały informację o energochłonności procesu roztwarzania i towarzyszących im zwarciach. Porównano też wydajność szlifowania elektrochemicznego z wydajnością szlifowania tradycyjnego oraz przeprowadzono analizę wpływu intensywności roztwarzania na wartość towarzyszących procesowi szlifowania sił skrawania.

Parametrami zmiennymi procesu szlifowania były:

- ziarnistość użytych folii diamentowych D200/160, D160/125, D125/100,
- prędkość szlifowania $v_s = 15 \text{ m/s}, 25 \text{ m/s}, 35 \text{ m/s}$,
- nacisk jednostkowy próbki $p_i = 88 \text{ N/cm}^2, 136 \text{ N/cm}^2$,
- napięcie międzyelektrodowe $U = 0 - 30 \text{ V}$.

Do parametrów ustalonych zaliczono:

- rodzaj elektrolitu — wodny roztwór:
 - azotanu sodowego NaNO_3 — 100 g/l
 - azotynu sodowego NaNO_2 — 20g/l
- ciśnienie elektrolitu - 0,3 MPa,
- gatunek węgla spiekanego G10.

Wielkościami mierzonymi były:

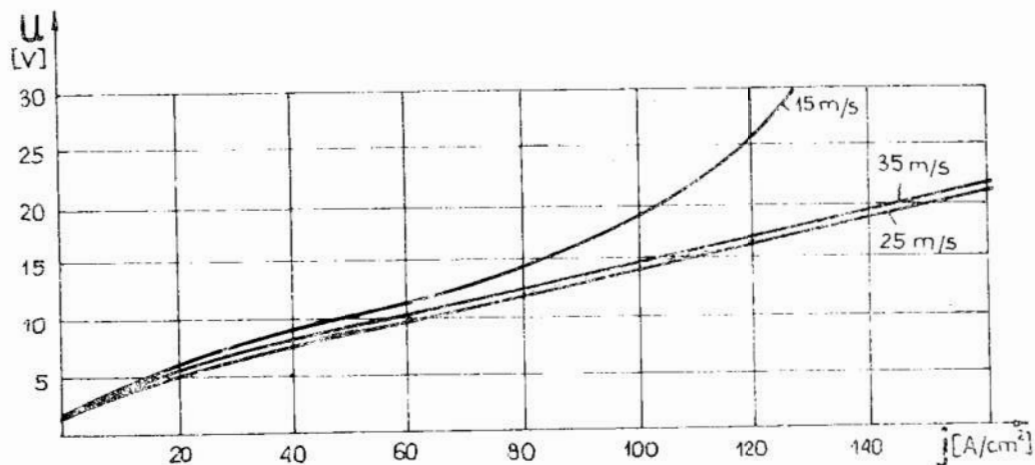
- natężenie prądu roztwarzania I ,
- siła styczna F_t ,
- masa zeszlifowanego materiału m .

4. Analiza uzyskanych wyników badań

Wpływ prędkości skrawania na przebieg charakterystyk prądowo-napięciowych przedstawiono na rys. 2. Jego analiza umożliwia sformułowanie następujących spostrzeżeń:

- 1) Najkorzystniejszą charakterystykę otrzymano dla prędkości skrawania $v_s = 25 \text{ m/s}$, a najmniej korzystną dla 15 m/s .

Wpływ zmian prędkości na gęstość rejestrowanego prądu można tłumaczyć zmianami oporności szczeliny międzyelektrodowej, wynikającymi ze zmiany warunków hydrodynamicznych przepływu elektrolitu w szczelinie.



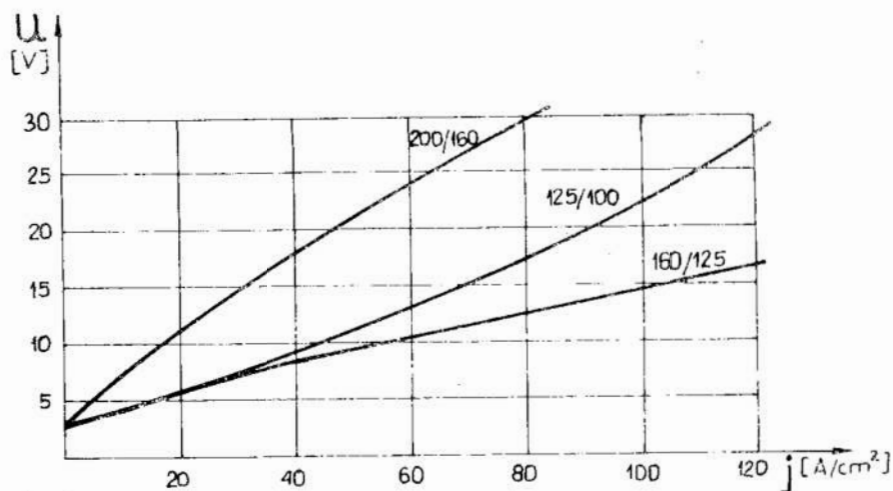
Rys. 2. Charakterystyki $U(j)$ uzyskane dla różnych prędkości skrawania

Fig. 2. Characteristics $U(j)$ obtained for various cutting velocities

- 2) Zmieniając prędkość skrawania, dla ustalonej wartości napięcia międzyelektrodowego, uzyskuje się wyraźną zmianę gęstości prądu (w granicach 20%). Oznacza to, że możliwe jest zwiększenie wydajności szlifowania bez konieczności podnoszenia napięcia międzyelektrodowego.

Przebiegi charakterystyk prądowo-napięciowych uzyskane dla folii ściernych o różnej ziarnistości (rys. 3) wskazują natomiast na to, że:

- 1) Spośród rozpatrywanych ściernic, najkorzystniejsze charakterystyki prądowo-napięciowe uzyskano dla folii o ziarnistości 160/125. Oznacza to, że dla określonego napięcia możliwe jest uzyskanie dla tej właśnie ziarnistości największej gęstości prądu roztwarzania.



Rys. 3. Charakterystyki $U(j)$ uzyskane dla folii ściernych o różnej ziarnistości

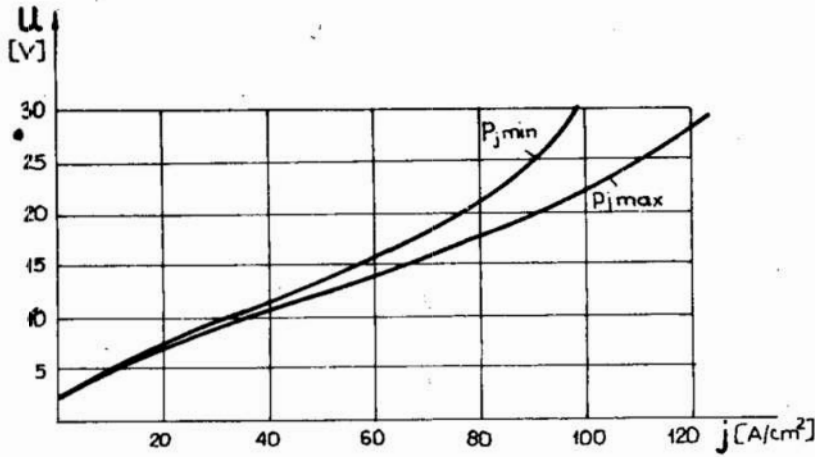
Fig. 3. Characteristics $U(j)$ obtained for abrasive foils of different graininess

- 2) Różnice w uzyskiwanych gęstościach prądu dla różnych ziarnistości są tym większe, im większe są stosowane napięcia w szczelinie międzyelektrodowej.

Wpływ nacisku jednostkowego na przebieg charakterystyk prądowo-napięciowych zilustrowano natomiast na rys. 4. Wynika z niego, że:

- 1) W dolnym zakresie stosowanych napięć, wpływ nacisku próbki na zmiany gęstości prądu jest niewielki. Czynnikiem ten zaczyna istotnie wpływać dopiero w warunkach intensywnego roztwarzania.

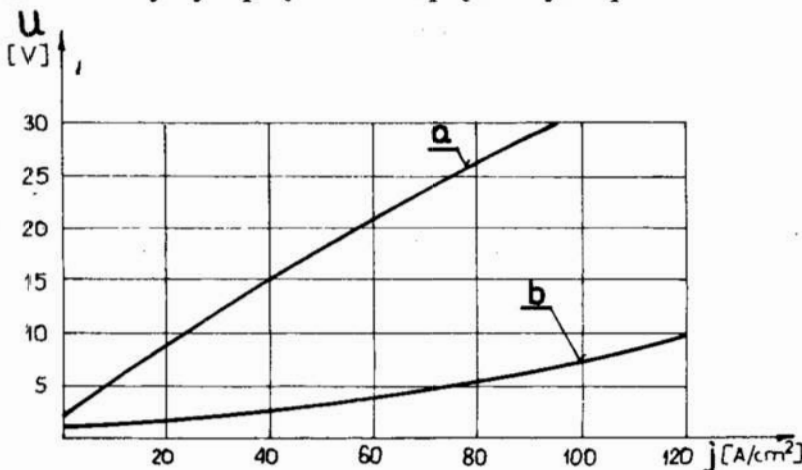
2) Zwiększenie nacisku w obszarze podwyższonych napięć międzyelektrodowych powoduje polepszenie charakterystyk prądowo-napięciowych.



Rys. 4. Charakterystyki $U(j)$ uzyskane dla różnych nacisków jednostkowych

Fig. 4. Characteristics $U(j)$ obtained for different unit pressures

W celu porównania właściwości ściernic wytworzonych przy użyciu metalowej folii diamentowej z właściwościami ściernic wykonanymi według technologii konwencjonalnej, sporządzono dla obu tych rodzajów narzędzi charakterystyki prądowo-napięciowe. Ściernice konwencjonalne zostały wykonane przez Ośrodek Badawczo Rozwojowy Narzędzi „VIS”. Zestawienie porównawcze uzyskanych charakterystyk prądowo-napięciowych przedstawiono na rys.5.



Rys. 5. Porównie charakterystyk $U(j)$ dla ściernic foliowych (a) i ściernic konw. (b)

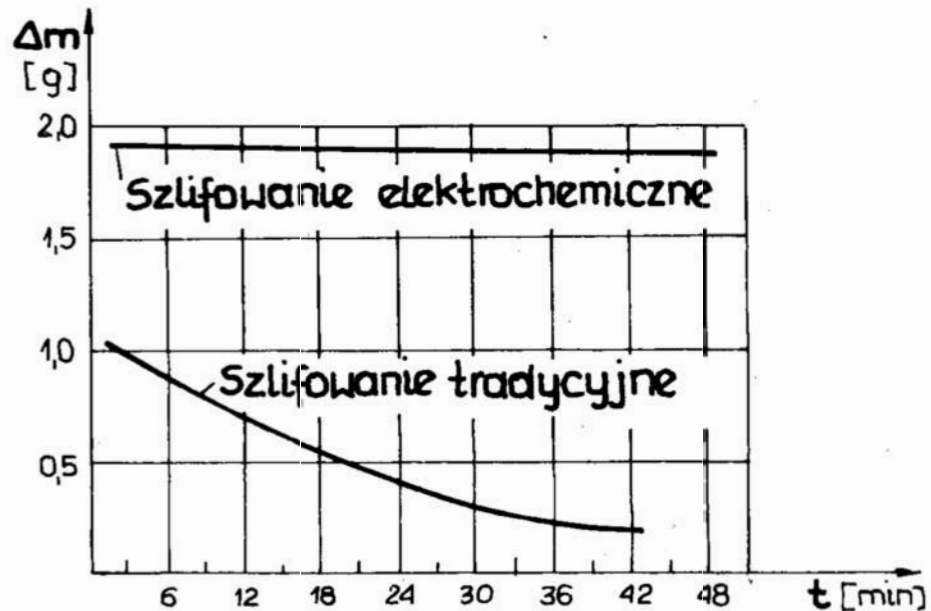
Fig.5. Comparison of characteristics $U(j)$ for the foil wheels (a) and conventional grinding wheels (b)

Analiza uzyskanych przebiegów upoważnia do sformułowania następujących spostrzeżeń:

- 1) W przypadku ściernic wykonanych wg technologii konwencjonalnej, nie jest możliwe przekroczenie napięcia 10 V. Procesowi szlifowania tymi ściernicami towarzyszą zwarcia, w wyniku czego efektywność procesu roztwarzania elektrochemicznego jest dużo gorsza niż dla ściernic foliowych.
- 2) W analogicznych warunkach szlifowania napięcie w szczelinie międzyelektrodowej, w przypadku ściernic foliowych, osiąga wartość około 30 V. Powoduje to intensyfikację procesu roztwarzania wpływając istotnie na wydajność obróbki.

3) Analiza mikroskopowa powierzchni roboczej ściernic wykonanych metodą konwencjonalną świadczy o stosunkowo dużym ubytku materiału ściernego w porównaniu z powierzchnią roboczą wytwarzanych folii diamentowych.

W celu porównania efektywności wykorzystania niklowej folii diamentowej w warunkach szlifowania tradycyjnego i elektrochemicznego, określono przebieg zmian wydajności dla obu tych przypadków. Charakter ubytku masy szlifowanej próbki w funkcji czasu obróbki przedstawiono na rys. 6.



Rys. 6. Porównanie wydajności szlifowania elektrochemicznego i tradycyjnego w funkcji czasu obróbki

Fig. 6. Comparison of outputs of electrochemical and traditional grindings vs. time of machining

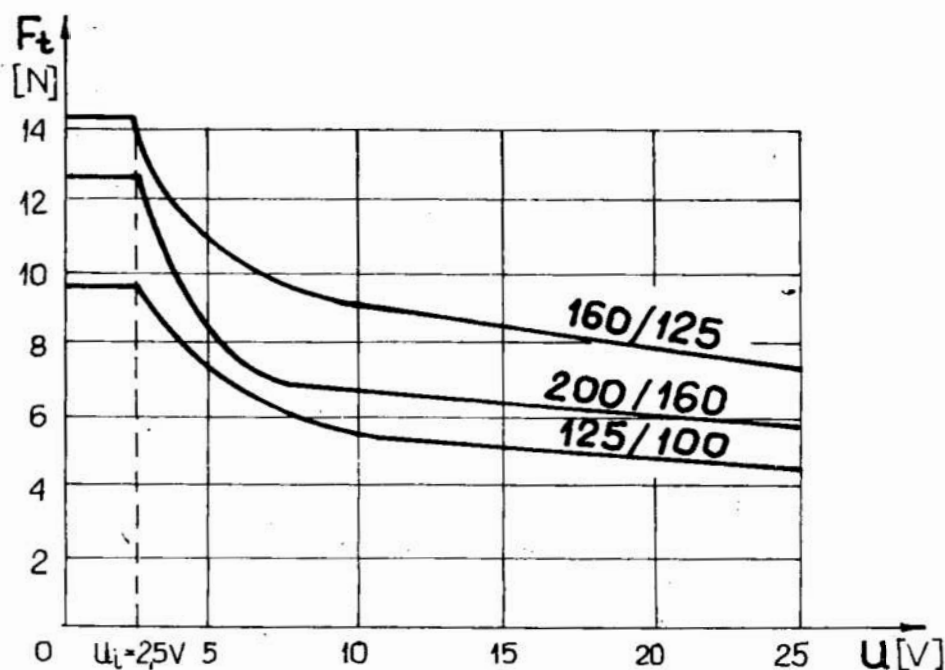
Analiza uzyskanych krzywych wskazuje na to, że:

- 1) Szlifowanie elektrochemiczne przy użyciu ściernic foliowych umożliwia uzyskanie kilkakrotnie większej wydajności w stosunku do szlifowania tradycyjnego. Różnica ta jest tym większa, im dłuższy jest czas szlifowania.
- 2) Intensywność zmian wydajności w szlifowaniu elektrochemicznym jest zdecydowanie mniejsza w porównaniu ze szlifowaniem tradycyjnym.

Ostatni etap badań stanowiła ocena wpływu roztwarzania elektrochemicznego w szczelinie międzyelektrodowej na wartość towarzyszących procesowi szlifowania sił skrawania. Ocenę tę przeprowadzono na przykładzie zmian siły stycznej F_t w funkcji ziarnistości i napięcia międzyelektrodowego (rys. 7).

Uzyskane przebiegi upoważniają do stwierdzenia, że:

- 1) W miarę wzrostu napięcia międzyelektrodowego wartość siły stycznej maleje bez względu na ziarnistość użytej folii diamentowej.
- 2) Największe siły obserwuje się dla ściernicy 160/125. Należy zwrócić uwagę, że ściernica ta umożliwia również uzyskanie najkorzystniejszych charakterystyk prądowo-napięciowych (rys.3). Można więc stwierdzić, że dla ściernic o tej ziarnistości największemu udziałowi roztwarzania elektrochemicznego towarzyszy największy udział skrawania wyrażony przez siłę styczną.



Rys. 7. Wpływ napięcia międzyelektrodowego na wartość siły stycznej F_t

Fig. 7. The effect of interelectrode voltage on the value of tangential force F_t

- 3) Charakterystycznym elementem uzyskanych krzywych jest stała wartość siły stycznej w początkowym zakresie stosowanych napięć (do $U = 2,5$ V) i spadek tej siły przy dalszym wzroście napięcia. Wynika to z inicjacji procesu roztwarzania elektrochemicznego, znacznie zmniejszającego siły skrawania.

5. Wnioski

1. Narzędzia wykonane z metalowej folii diamentowej wykazały pełną przydatność w warunkach szlifowania elektrochemicznego. Świadczą o tym wysokie parametry prądowe przy zachowaniu stabilności procesu.
2. W stosunku do obecnie stosowanych gęstości prądu, ok. 100 A/cm^2 , metalowa diamentowa umożliwi znaczne zwiększenie gęstości prądu do 180 A/cm^2 . Powoduje to zwiększenie wydajności procesu.
3. Spośród analizowanych parametrów procesu, czynnikiem najistotniej wpływającym na efekty jest ziarnistość metalowej folii diamentowej. Optymalną wielkością ziarna okazała się być ziarnistość 160/125. Dla tej ziarnistości uzyskano najkorzystniejsze charakterystyki prądowo-napięciowe.
4. Wpływ nacisku jednostkowego i prędkości skrawania na przebieg charakterystyk prądowo-napięciowych jest znacznie mniejszy niż ziarnistości.

LITERATURA

1. PSZCZOŁOWSKI W., ZABORSKI S.: Dobór elektrolitu do szlifowania i ostrzenia elektrochemicznego w celu uzyskania maksymalnych wydajności i dokładności obróbki. Raport Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 1986.
2. GRODZINSKI J. E., ZUBATOWA L. S.: Elektrochemická a elektroerozionná abrazívna obrabotka. Stanki i instrument, nr 3, 1982.
3. SEDYKIN F. V., ČMIR M. Ja.: Issledovanije chemičeskich i fiziceskich javlenij, voznikajuščich prialmaznoelektrochemičeskom slifovanii, Svierchtviordyje Materialy nr 4, 1983.

4. STASIACZEK B., TOMECZKO P., ŻEBROWSKI H.: Opracowanie technologii wytwarzania metalowej folii diamentowej o spoiwie galwanicznym, Raport Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1986.
5. STASIACZEK B., TOMECZKO P.: Utwierdzenie w galwanicznym spoiwie narzędzi diamentowych, Materiały Konferencyjne NASS'88, Koszalin 1988.

Streszczenie

Opisano wyniki wstępnych badań nad przydatnością metalowej folii diamentowej w szlifowaniu elektrochemicznym. Określono wpływ ziarnistości diamentu, prędkości skrawania, nacisku jednostkowego i napięcia międzyelektrodowego na natężenie prądu roztwarzania, siłę styczną skrawania i masę zeszlifowanego materiału.

Effectiveness of use of a metal diamond foil in electrochemical grinding

Summary

The results of some preliminary tests on the usability of a metallic diamond foil in electrochemical grinding are presented. The effects of the diameond graininess, cutting velocity, unit pressure and the interelectrode voltage on the dissolution current intensity, tangential cutting force and mass of the ground material have been determined.

Piotr Tomkowiak
Kazimierz Wieczorowski

BUDOWA MODELU MIKROZIARNA ŚCIERNEGO ŚCIERNIWA F 240/45 STOSOWANEGO W PROCESIE DOCIERANIA

1. Wstęp

W przebiegu procesu docierania istotną rolę obok kinematyki obróbki odgrywa stosowane medium ściernie. W szczególności podkreślić należy funkcję, jaką w procesie obróbki spełniają ziarna ściernie, będące podstawowym składnikiem mieszaniny ścierniej. Kształt ziarna jest pojęciem trudnym do zdefiniowania. Przy zastosowaniu bowiem dotychczas znanych metod, jest on zawsze funkcją metody stosowanej do jego oznaczenia. Ogólnie można stwierdzić, że kształt ziarna, to jego zewnętrzny wygląd opisany wielkością wybranych parametrów [5, 9]. Wielkość ziaren ściernych oraz ich kształt jest przedmiotem szeregu badań [2, 3, 6, 7, 9, 10]. Na szczególną uwagę zasługują metody, które w oparciu o analizę mikroskopową pozwalają określić analizowane, charakterystyczne, parametry ziaren. Uwzględniając fakt, iż ziarna ściernie charakteryzują się nieregularnym kształtem, wyznacza się ich wymiar średni równoważny, lub statystyczny [9].

Analiza danych literaturowych [1, 4] pozwoliła stwierdzić, iż w szeregu badaniach teoretycznych, jako kształt ziarna ściernego przyjmowano model w postaci kuli, ostrosłupa, wielościanu lub też stożka.

2. Badania zasadnicze

W przeprowadzonych przez autorów badaniach doświadczalnych procesu docierania kół zębatych stosowano mieszaninę ścierną na bazie elektrokorundu nafty oraz oleju maszynowego. W badaniach prowadzono ocenę ziaren stosowanych w docieraniu o rozpiętości od F 1200/3 do F 240/45. Ze względu na efekty docierania oraz analizę pracy ziarna, w niniejszych rozważaniach przyjęto jedną wielkość ziarna — F 240/45.

Zgodnie z danymi literaturowymi, ziarna mogą występować w formie: izometrycznej, blaszkowej, płytkowej, słupkowej, mieczykowatej lub iglastej. W wyniku przeprowadzonej analizy mikroskopowej stosowanych mikroziaren ściernych, określono ich kształt jako izometryczny. Na rys. 1 przedstawiono w schematyczny sposób zaobserwowane kształty mikroziaren ściernych. Kształt ziarna ściernego należy do jego istotnych parametrów eksploatacyjnych. Mechaniczna wytrzymałość ziarna materiałów ściernych zależna jest od jego kształtu.

W zakresie posiadanych właściwości mechanicznych, szczególnie istotną cechą mikroziarna ściernego, którą należy analizować w przypadku docierania, jest statyczna wytrzymałość na ściskanie. Najniższą wytrzymałością charakteryzują się ziarna iglaste, natomiast najwyższą wykazują ziarna o kształcie izometrycznym. Stwierdzono również [9], że najniższą wytrzymałość posiadają ziarna iglaste, obciążone siłą ściskającą wzdłuż osi geometrycznej, najwyższą zaś ziarna płytkowate, obciążone prostopadle do powierzchni. Przedstawiona, skrótowa, charakterystyka ścierniwa pozwala na zbudowanie modelu mikroziarna ściernego, będącego elementem składowym modelu procesu docierania.

W celu określenia kształtu modelu mikroziarna ściernego ścierniwa F 240/45, stosowanego w procesie docierania kół zębatych, przeprowadzono szereg badań eksperymentalnych. Badania te przeprowadzone zostały przy wykorzystaniu mikroskopu świetlnego. W pierwszej kolejności dokonano oceny kształtu otrzymanych obrazów mikroziaren ściernych dla 400 mikroziaren, zgodnie z uwagami zawartymi w opracowaniu [9].

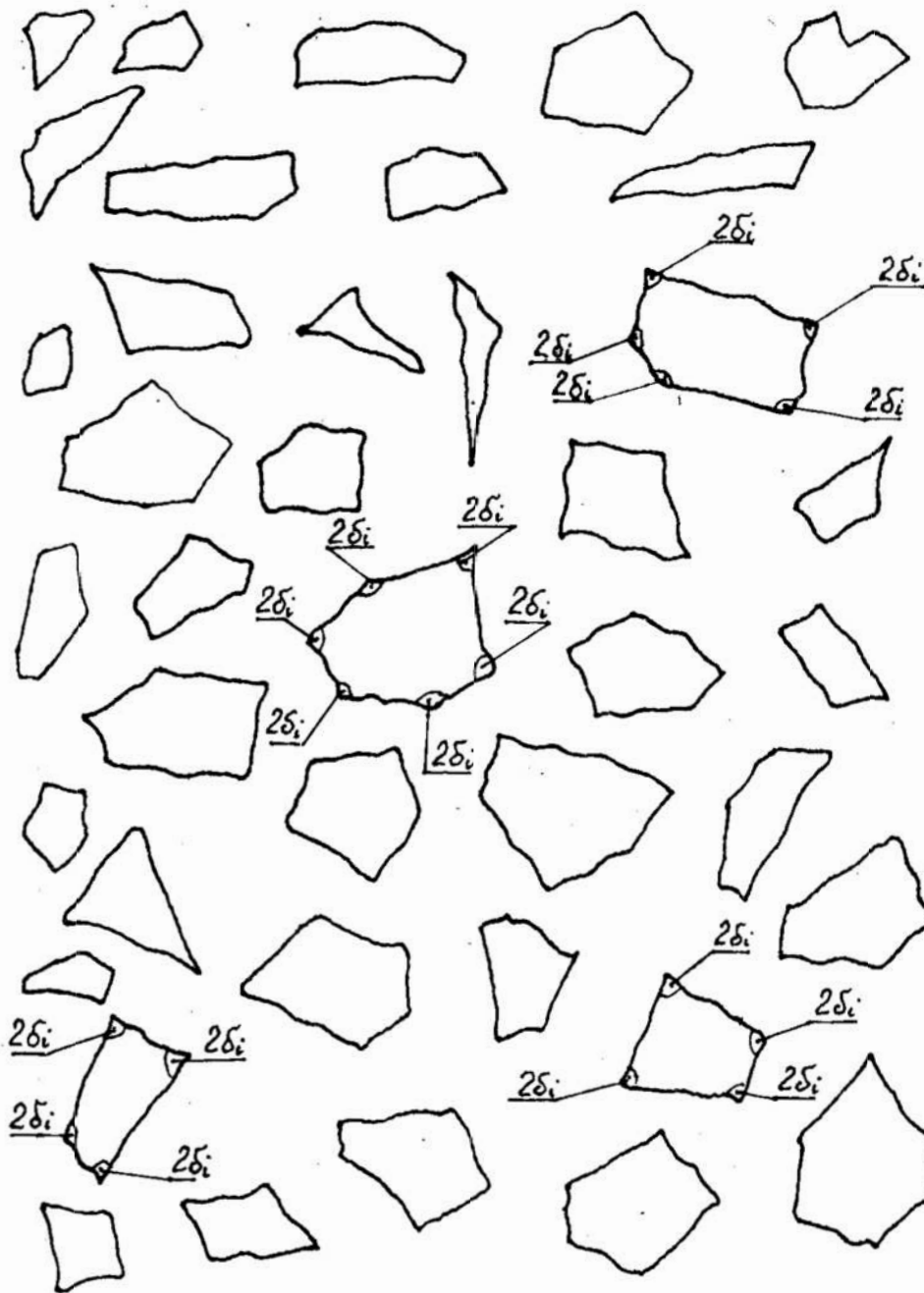
W wyniku obserwacji uzyskano jednopłaszczyznowe obrazy kształtu brył mikroziaren ściernych. Część zaobserwowanych kształtów przedstawiono schematycznie na rys. 1.

Szczegółowa analiza otrzymanych obrazów kształtu pozwoliła stwierdzić występowanie w przeważającej większości figur geometrycznych zbliżonych w formie do pięciokątów, mniej licznych czworokątów oraz bardzo rzadko sześciokątów. W zbiorze obserwowanych 400 obrazów otrzymano: 7% figur o kształcie sześciokątów, 59% figur w formie pięciokątów oraz 13% figur o kształcie czworokątów. Pozostałe 22% zaobserwowanych figur nie można było zakwalifikować do żadnej z wyżej wyszczególnionych form. Powyższe ustalenia umożliwiły podjęcie próby zmierzającej do określenia hipotetycznego, modelowego kształtu mikroziarna ściernego [8]. Stwierdzono, że analizowaną bryłą, najbardziej zbliżoną do rzeczywistej postaci, jest forma przestrzenna, złożona z 2 foremnych pięciokątów, przecinających się pod kątem prostym wzdłuż linii łączącej dwa przeciwległe wierzchołki obu pięciokątów. W takiej bryle wyszczególnić można 11 figur płaskich, tworzących ściany bryły (10 trójkątów oraz 1 prostokąt). Schematyczny kształt tak opracowanego modelu mikroziarna ściernego przedstawiono na rys. 2.

Dokonując rzutowania kształtu przyjętego modelu na płaszczyznę podstawy i przyjmując kolejno za podstawę każdą z 11 ścian bryły, otrzymujemy obrazy ujęte w tablicy 1.

Analizując udział wystąpienia danego kształtu rzutu zarysu modelu w stosunku do wszystkich możliwych kształtów zarysu, w przypadku przyjęcia za jego podstawę dowolnej ściany otrzymujemy:

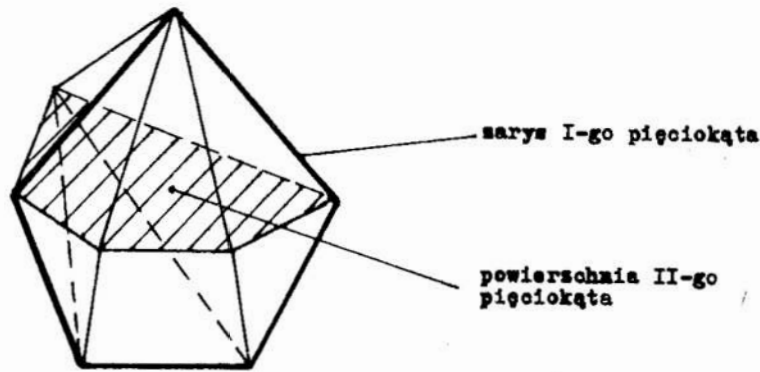
- dla formy sześciokąta 9,09%,
- dla formy pięciokąta 72,73%,
- dla formy czworokąta 18,18%.



Rys. 1. Zaobserwowane kształty mikroziaren ściernych: $2\delta_i$; przykładowe miejsca pomiarów wielkości kątów, analizowanych obrazów mikroziaren; $i = 1, 2, 3, \dots, n$

Fig. 1. Abrasive micrograins shapes observed: $2\delta_i$; exemplary places of angles magnitudes measurements of the micrograins images examined; $i = 1, 2, 3, \dots, n$

Poddając szczegółowej analizie zaobserwowane kształty mikroziaren, prezentowane na rys. 1, można wyodrębnić poszczególne formy geometryczne o postaci: sześciokąta, pięciokąta oraz czworokąta, jak również inne, nie należące do wyżej wymienionych.



Rys. 2. Model mikroziarna ściernego
Fig. 2. Model of the abrasive micrograin

W przykładowo prezentowanym zbiorze 40 obrazów (rys. 1) ustalono:

- 4 formy sześciokąta, co stanowi 10% analizowanej populacji,
- 21 form pięciokąta, stanowiących 52,5% prezentowanego zbioru,
- 8 form czworokąta, stanowiących 20% rozpatrywanej próbki,
- pozostałe formy stanowiły 17,5% (w tej liczbie występują blaszkowate, płytkowe, słupkowe, mieczykowate i iglaste).

Dokonując pomiarów występujących kątów w poszczególnych figurach określono ich wartości graniczne (maksymalne i minimalne), otrzymując odpowiednio:



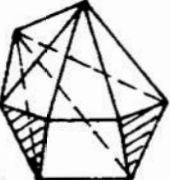
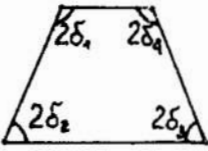

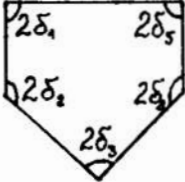
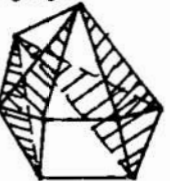
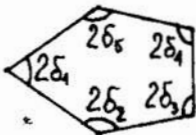

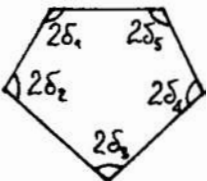
- dla formy sześciokąta $2\delta_{max} = 152^\circ$, $2\delta_{min} = 78^\circ$,
- dla formy pięciokąta $2\delta_{max} = 158^\circ$, $2\delta_{min} = 65^\circ$,
- dla formy czworokąta $2\delta_{max} = 132^\circ$, $2\delta_{min} = 61^\circ$.

Biorąc pod uwagę powyższe dane oraz uwzględniając wyniki badań eksperymentalnych, proponowany dobór modelu mikroziarna ściernego można uznać za uzasadniony, odpowiadający rzeczywistości.

3. Wnioski

1. Przeprowadzona analiza kształtu ziaren pozwala na ocenę ich hipotetycznego kształtu, co umożliwi dokładniejszą analizę procesu docierania.
2. Przeprowadzone badania docierania kół zębatych i obserwacja przebiegu zmian kształtowania powierzchni docieranej, pozwala na stwierdzenie, że zasadniczą pracę wykonują ziarna o kształcie izometrycznym. Stąd istotnym jest określenie kształtów wierzchołków ziaren, zarówno w aspekcie ich geometrii (kątów skrawania), jak i mechaniki docierania.
3. Ustalone kształty, a przede wszystkim wielkości geometryczne poszczególnych wierzchołków w połączeniu z własnościami materiału docieranego, mogą pozwolić na określenie statystycznych grubości warstw skrawanych.

Tablica 1. Obrazy kształtu rzutów modelowego mikroziarna
 Table 1. Images of projection shapes of a model micrograin

Przyjęta podstawa modelu	Schemat kształtu otrzymanego rzutu	Wartości zawartych kątów	Uwagi	Błąd pomiaru
prostokąt 		$2\delta_1 = 130^\circ$ $2\delta_2 = 115^\circ$ $2\delta_3 = 115^\circ$ $2\delta_4 = 130^\circ$ $2\delta_5 = 115^\circ$ $2\delta_6 = 115^\circ$	$2\delta_1 = 2\delta_4 = 130^\circ$ $2\delta_2 = 2\delta_3 = 2\delta_5 = 2\delta_6 = 115^\circ$ Forma tego rzutu występuje 1 raz	$\pm 1^\circ$
trójkąt 		$2\delta_1 = 100^\circ$ $2\delta_2 = 80^\circ$ $2\delta_3 = 80^\circ$ $2\delta_4 = 100^\circ$	$2\delta_1 = 2\delta_4 = 100^\circ$ $2\delta_2 = 2\delta_3 = 80^\circ$ Forma tego rzutu występuje 2 razy	$\pm 1^\circ$
trójkąt 		$2\delta_1 = 92^\circ$ $2\delta_2 = 128^\circ$ $2\delta_3 = 100^\circ$ $2\delta_4 = 128^\circ$ $2\delta_5 = 92^\circ$	$2\delta_1 = 2\delta_5 = 92^\circ$ $2\delta_2 = 2\delta_4 = 128^\circ$ $2\delta_3 = 100^\circ$ Forma tego rzutu występuje 2 razy	$\pm 1^\circ$
trójkąt 		$2\delta_1 = 85^\circ$ $2\delta_2 = 100^\circ$ $2\delta_3 = 120^\circ$ $2\delta_4 = 95^\circ$ $2\delta_5 = 140^\circ$	$2\delta_1 \neq 2\delta_2 \neq 2\delta_3 \neq 2\delta_4 \neq 2\delta_5$ Forma tego rzutu występuje 4 razy	$\pm 1^\circ$
trójkąt 		$2\delta_1 = 110^\circ$ $2\delta_2 = 100^\circ$ $2\delta_3 = 120^\circ$ $2\delta_4 = 100^\circ$ $2\delta_5 = 110^\circ$	$2\delta_1 = 2\delta_5 = 110^\circ$ $2\delta_2 = 2\delta_4 = 100^\circ$ $2\delta_3 = 120^\circ$ Forma tego rzutu występuje 2 razy	$\pm 1^\circ$

LITERATURA

1. **BEZIER P., SZUDER A., KOPSA P., MATHIA T., GEORGES J.:** Contribution experimentale a l'etude du rodage plan. Ann. CIRP 1977 vol. 26 nr 1.
2. **DAVIS C. E.:** Parametres du rodage plan avec poudres micron diamant. P. I. Mach. outil 1976, nr 329.
3. **GOLOVANOWA M. N., RAVIKOVIČ V. V.:** Nekatorye pričiny kolebanija rabočich svojstv mikroporoškov. Abrazivy 1972, Vyp. 4.
4. **GORBENKO V. L.:** O poredenii abrazivnyh i almaznyh zeren v processe pritirki i prirabotki detalej. Stanki i Rež. Instr. 1966 Vyp. 1.
5. **KREMEN Z. J.:** Vybor optimalnyh uslovij abrazivnoj dovodki metallov. Vest. Mašinost. 1969, nr 5.
6. **LI ČAN-CZE:** Ob opredelenii geometrii abrazivnyh zeren. Abrazivy 1961 Vyp. 31.
7. **SPOONER T.:** A study of the size — classification of dia mond micron powders. Ind. Diam. Rev. 1976 Aug.
8. **TOMKOWIAK P.:** Ocena przydatności wybranych wskaźników technologicznych procesu docierania kół zębatych walcowych w aspekcie jakości. Rozprawa doktorska: Politechnika Poznańska 1985. Wydział Budowy Maszyn.
9. **WOŹNIAK K.:** Materiały ściernie: Wytwarzanie i własności. Warszawa. WNT 1982.
10. **ZAJCEV A. G.:** Issledovanie liniejno-geometričeskich razmierov mikroproškov. Masinostroenie 1976, nr 10.

Streszczenie

Docieranie jest jedną ze stosowanych metod obróbki wykańczającej. W opracowaniu przedstawiono na podstawie badań eksperymentalnych modelowy kształt mikroziarna ściernego ścierniwa F 240/45.

Przeprowadzona analiza kształtu ziaren pozwala na ocenę ich hipotetycznego kształtu, co umożliwia dokładniejszą analizę procesu docierania.

Micrograin model structure of 240/50 abrasive material used in lapping

Summary

Lapping is one of the methods applied for finishing. Based on the experimental investigations, the micrograin model shape of 240/45 abrasive material is presented in the paper. The grain shape analysis enabled us to evaluate the grain's hypothetical form and therefore it was possible to provide a more accurate analysis of lapping.

Piotr Stępień

ANALIZA OBCIĄŻENIA ZIAREN PRZY SZLIFOWANIU ŚCIERNICĄ KSZTAŁTUJĄCĄ REGULARNĄ STRUKTURĘ GEOMETRYCZNĄ POWIERZCHNI TECHNICZNYCH

Znane od niedawna, dwie metody kształtowania regularnej struktury geometrycznej powierzchni technicznych, w postaci regularnie rozmieszczonych rowków, polegają na szlifowaniu specjalnie ukształtowanymi ściernicami tarczowymi.

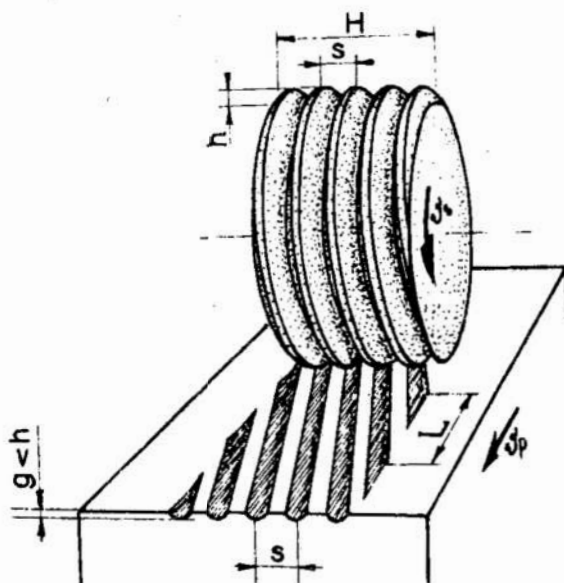
W metodzie pierwszej [5, 6, 7, 8], odpowiednią konfigurację makronierówności roboczej powierzchni ściernicy tworzą rowki śrubowe lub obwodowe, nacięte na obwodzie ściernicy.

W metodzie drugiej [1, 2, 3] wykorzystywana jest jedna (aktywna) krawędź ściernicy, wykazująca bicie promieniowe i osiowe.

W obu metodach stosowane są standardowe ściernice tarczowe płaskie, kształtowane przez użytkownika, przy czym ukształtowanie ściernicy w metodzie pierwszej jest prostsze — możliwe do wykonania bezpośrednio na szlifierce, i nie powoduje niewyrównoważenia ściernicy, jak w metodzie drugiej. Zasadniczą zaletą metody pierwszej jest ponadto znacznie (kilkunastokrotnie) mniejszy, niż w metodzie drugiej, czas maszynowy obróbki, co wynika ze stosowania dużego posuwu poprzecznego, równego wysokości H ściernicy (rys. 1).

Większość techniczno-ekonomicznych parametrów obróbki (czas jednostkowy, koszt jednostkowy i wydajność obróbki) silnie zależą od trwałości zastosowanej ściernicy oraz sposobu jej kształtowania. Kryterium trwałości ściernicy kształtującej regularną strukturę geometryczną powierzchni powinno dotyczyć przede wszystkim powtarzalności kształtu rowków nacinanych podczas kolejnych obrotów ściernicy. Różnice między kształtem kolejnych rowków wynikają ze zużycia aktywnych fragmentów roboczej powierzchni ściernicy i można je łatwo wyznaczyć doświadczalnie. Badania te poprzedzono analizą obciążenia ziaren aktywnych, uzależniając obciążenie od położenia ziaren na roboczej powierzchni ściernicy. Wyniki takiej analizy umożliwiają porównanie obciążenia poszczególnych ziaren, co stanowi podstawę prognozowania mechanizmu oraz intensywności zużywania ściernicy.

Analiza dotyczyła pierwszej metody [8], w jej najprostszej odmianie, kiedy na obwodzie ściernicy nacięty jest pojedynczy rowek śrubowy o głębokości h i skoku s , (rys. 1).



Rys. 1. Schemat obróbki powierzchni płaskich przy użyciu ściernicy z pojedynczym rowkiem śrubowym na obwodzie

Fig. 1. Scheme of machining of flat surfaces with a grinding wheel of single helical groove on its periphery

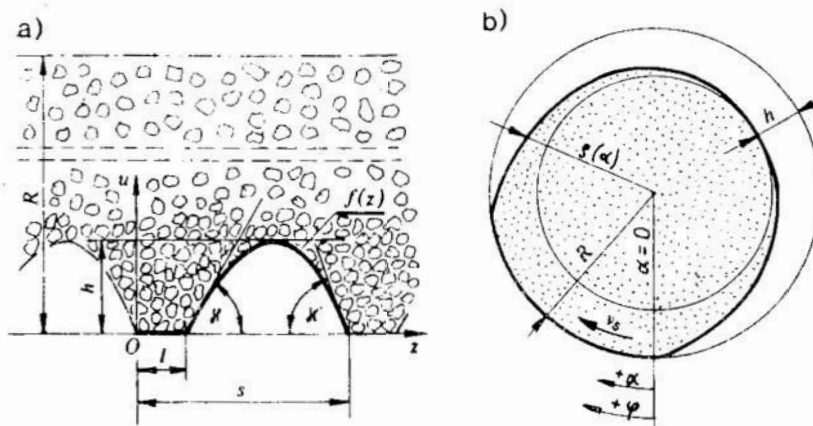
1. Kształtowanie powierzchni ściernicą z pojedynczym rowkiem śrubowym na obwodzie

W ogólnym przypadku, zarys rowka w przekroju osiowym ściernicy opisano dowolną funkcją $u = f(z)$, określoną w przedziale: $0 \leq z \leq s$, (rys. 2a). Z kształtu $u = f(z)$ rowka wynika bezpośrednio kształt zarysu ściernicy w dowolnie wybranej płaszczyźnie prostopadłej do osi (rys. 2b), opisany w układzie biegunowym równaniem:

$$\rho(\alpha) = R - f\left(s \cdot \frac{\alpha}{2\pi}\right); \quad 0 \leq \alpha \leq 2\pi. \quad (1)$$

Charakterystyczną cechą opisywanej metody obróbki jest to, że głębokość g szlifowania jest mniejsza niż głębokość h rowków śrubowych. Oznacza to, że określone fragmenty powierzchni przedmiotu obrabianego nie są szlifowane i tworzą powierzchnię nominalną (nośną). W szlifowaniu mogą więc uczestniczyć jedynie takie ziarna, dla których: $\rho > R - g$, przy czym jest to warunek konieczny ale niewystarczający.

Przyjęto dalej, że dodatni zwrot φ , określającego kąt obrotu ściernicy, pokrywa się ze zwrotem kąta α , określającego położenie i promień $\rho(\alpha)$ dowolnego punktu na obwodzie ściernicy (rys. 2b).



Rys. 2. Przekroje ściernicy z pojedynczym rowkiem śrubowym na obwodzie: a) w płaszczyźnie osiowej, b) w płaszczyźnie prostopadłej do osi, [5]

Fig. 2. Cross-sections of the grinding wheel with the single helical groove on its periphery: a) in the axial plane, b) in the plane perpendicular to the axis [5]

Tak obracająca się ściernica, szlifująca płaski przedmiot obrotowy, porusza się względem przedmiotu z prędkością v_p posuwu wzdłużnego. Złożenie obu ruchów: obrotowego i prostoliniowego jest równoważne odtaczaniu wyobraźnianego koła toczonego o promieniu $r = R \cdot v_p/v_s$ po prostej toczonej. Tory ruchu dowolnych punktów obwodu ściernicy względem przedmiotu obrabianego są cykloidami wydłużonymi. W układzie współrzędnych Oxy, związanym z powierzchnią nominalną przedmiotu (rys. 3), tory te określone są układem równań parametrycznych:

$$\begin{cases} y_p = -\rho(\alpha) \cos(\alpha + \varphi) - R + g \\ x_p = r\hat{\varphi} - \rho(\alpha) \sin(\alpha + \varphi) \end{cases} \quad (2a, b)$$

$$\begin{cases} y_w = -\rho(\alpha) \cos(\alpha + \varphi) - R + g \\ x_w = r\hat{\varphi} - \rho(\alpha) \sin(\alpha + \varphi) \end{cases}$$

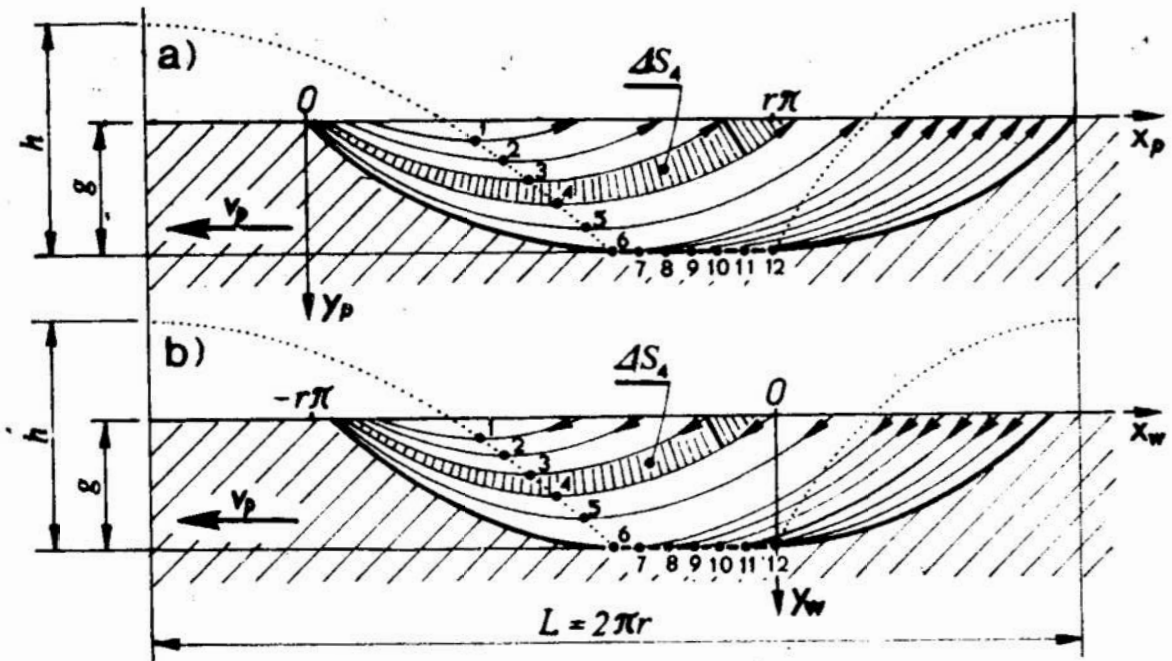
Zbiór fragmentów cykloid opisanych układem (2a) — szlifowanie przeciwbieżne PB oraz (2b) — szlifowane współbieżne WB przedstawiono na rysunku 3.

Poszczególne cykloidy, zatoczone przez wierzchołki ziaren położone na równych promieniach $\rho(\alpha)$, przecinają powierzchnię nominalną przedmiotu ($y = 0$) w punktach, określonych kątami obrotu φ_{we} ; φ_{wy} , które można wyznaczyć z równań (2):

$$PB: \begin{cases} \varphi_{we} = \arccos\left[-\frac{R-g}{\rho(\alpha)}\right] - \alpha \\ \varphi_{wy} = 2\pi - \arccos\left[-\frac{R-g}{\rho(\alpha)}\right] - \alpha \end{cases} \quad (3)$$

$$WB: \begin{cases} \varphi_{we} = \arccos\left[\frac{R-g}{\rho(\alpha)}\right] - \alpha \\ \varphi_{wy} = \arccos\left[\frac{R-g}{\rho(\alpha)}\right] - \alpha \end{cases}$$

Położenia katowe ściernicy, określone przedziałami kątów: $\varphi_{we} \leq \varphi \leq \varphi_{wy}$ odpowiadają strefie potencjalnego kontaktu poszczególnych ziaren ściernych z materiałem obrabianym.



Rys. 3. Przekroje przedmiotu obrabianego w płaszczyźnie posuwu wzdłużnego v_p oraz toru ruchu ziaren aktywnych (1 ÷ 12) przy szlifowaniu: a) przeciwbieżnym, b) współbieżnym

Fig. 3. Workpiece cross-sections in the plane of longitudinal feed v_p and the movement paths of active grains (1 ÷ 12) during grinding: a) conventional, b) climb-cut

Zarys rowka w płaszczyźnie posuwu wzdłużnego (linia gruba na rysunku 3) składa się, w ogólnym przypadku, z dwóch krzywoliniowych „zboczy” i płaskiego dna. Płaskie dno (punkty 6 ÷ 12) utworzone jako obwiednia cykloid zatoczonych ziarnami o promieniu $\rho(\alpha) = R$, powstaje tylko wtedy, gdy $l > 0$, (rys. 2). Krzywoliniowe zbocze, po stronie przeciwnej do zwrotu v_p , ma zawsze kształt cykloidy zatoczonej promieniem R . Drugie zbocze (po stronie zwrotu v_p) może mieć kształt cykloidy zatoczonej promieniem R , lub obwiedni cykloid zatoczonych zmniejszającym się promieniem $\rho(\alpha)$. Można wykazać [9], że dla realnych wartości parametrów v_p , v_s , g , R , s , κ oba zbocza są cykloidami zatoczonymi promieniami $\rho(\alpha) = R$, przez co zarys rowka jest symetryczny.

2. Obciążenie ziaren ściernych

Wygodną miarą obciążenia ziaren ściernych są nominalne grubości warstw skrawanych. Wyznacza się je zwykle przez porównanie torów ruchu kolejnych ziaren, rozmieszczonych równomiernie na roboczej powierzchni ściernicy. Takie uproszczenie nie uwzględnia wielu czynników decydujących o rzeczywistych grubościach warstw skrawanych: losowego rozmieszczenia wierzchołków ziaren na roboczej ściernicy oraz sprężystych ugięć ziaren obciążonych zmiennymi losowo siłami obróbki. Można jednak przyjąć, że czynniki powodujące losowe rozproszenie rzeczywistych grubości warstw skrawanych mają podobne znaczenie w przypadku ściernic z rowkami śrubowymi i ściernic tarczowych, pracujących w typowy sposób. Założenie takie umożliwia ilościowe porównanie obciążenia ziaren i dalej zużycia obu rodzajów ściernic, przez porównanie nominalnych grubości warstw skrawanych.

Podczas szlifowania ściernicą z rowkami śrubowymi na obwodzie ziarna ściernie obciążone są inaczej, niż przy szlifowaniu ściernicą płaską. Na rysunku 3 przedstawiono schematycznie sposób kształtowania rowka na powierzchni przedmiotu, wytyczając kolejne tory ruchu ziaren oznaczonych numerami od 1 do 12.

Nacinanie rowka rozpoczyna ziarno 1 a kolejne ziarna 2 ÷ 6, położone na coraz większym promieniu $\rho(\alpha)$, skrawają coraz dłuższe warstwy, pogłębiając rowek w materiale obrabianym. Charakterystyczne dla ziaren tej grupy jest to, że początek i koniec drogi skrawania, określony kątami φ_{we} i φ_{wy} , ma miejsce na nominalnej powierzchni przedmiotu obrabianego ($y = 0$).

Kolejne ziarna (7 ÷ 12), położone na walcowej części obwodu ściernicy: $\rho(\alpha) = R$, skrawają materiał w sposób typowy dla szlifowania ściernicą tarczową płaską. Nie pogłębiają one rowka a jedynie przedłużają rowek w kierunku v_p . Nominalne obciążenie ziaren tej grupy jest jednakowe.

W analizie przyjęto, że odległość między wierzchołkami ziaren aktywnych, położonych na nominalnej roboczej powierzchni ściernicy, jest jednakowa w kierunku obwodowym i osiowym i wynosi l_{sr} . Kąt $\Delta\alpha$ między tymi wierzchołkami równy jest więc $\Delta\alpha = l_{sr}/R$ i można go uzyskać jako dostatecznie mały przy dalszym wykorzystaniu do obliczeń różniczkowych.

Obciążenie ziaren określono możliwie kompleksowo, wyznaczając:

- długość drogi skrawania t ,
- przekrój wzdłużny warstwy skrawanej ΔS ,
- średnią grubość warstwy skrawanej \bar{a} ,
- maksymalną grubość warstwy skrawanej a_{max} .

Przekrój ΔS i grubość a_{max} zaznaczono na rysunku 3 dla ziarna numer 4.

Długość t drogi skrawania równa jest, [4]:

$$t = \int_{\varphi} \sqrt{\left(\frac{\delta x}{\delta \varphi}\right)^2 + \left(\frac{\delta y}{\delta \varphi}\right)^2} d\varphi =$$

$$= \int_{\varphi_{we}}^{\varphi_{wy}} \sqrt{\rho^2(\alpha) + r^2 - 2r\rho(\alpha) \cdot \cos(\alpha + \varphi)} d\varphi.$$

Przyjmując: $\cos(\alpha + \varphi) \approx -1$ (PB); $\cos(\alpha + \varphi) \approx 1$ (WB) oraz:

$$\varphi_{wy} - \varphi_{we} = 2 \arccos \left[\pm \frac{R - g}{\rho(\alpha)} \right] = 2\hat{\psi} \approx 2 \sin \hat{\psi} = 2 \sqrt{1 - \left[\frac{R - g}{\rho(\alpha)} \right]^2}, \quad (4)$$

otrzymano prostsze i dostatecznie dokładne wzory:

$$t \approx 2\hat{\psi} \cdot [\rho(\alpha) \pm r] \approx 2[\rho(\alpha) \pm r] \cdot \sqrt{1 - \left[\frac{R - g}{\rho(\alpha)} \right]^2}. \quad (5)$$

Pole S ograniczone zarysem powierzchni nominalnej ($y = 0$) i cykloidą, zatoczoną przez wierzchołek danego ziarna ma powierzchnię określoną ogólnym wzorem, [4]:

$$S = \frac{1}{2} \int_{\varphi} \left[x(\alpha; \varphi) \cdot \frac{\delta y(\alpha; \varphi)}{\delta \varphi} - y(\alpha; \varphi) \cdot \frac{\delta x(\alpha; \varphi)}{\delta \varphi} \right] d\varphi.$$

Uwzględniając (2) oraz (4) otrzymano po przekształceniach:

$$S \approx [\varphi(\alpha) \pm 2r] [\rho(\alpha) - R + g] \cdot \widehat{\psi}. \quad (6)$$

Pole ΔS przekroju wzdłużnego warstwy skrawanej ziarnem o promieniu $\rho(\alpha)$ można obliczyć bezpośrednio: $\Delta S = S(\alpha) - S(\alpha + \Delta\alpha)$ (7)

lub jako różniczkę:

$$\Delta S \approx \frac{\delta S}{\delta \alpha} \cdot \Delta \alpha = \frac{d\rho(\alpha)}{d\alpha} \cdot \frac{l_{sr}}{R \cdot \rho(\alpha)} \left\{ [\rho^2(\alpha) \pm 2r(R - g)] \widehat{\psi} + [\rho(\alpha) \pm 2r] [\rho(\alpha) - R + g] \frac{l}{\widehat{\psi}} \right\}. \quad (8)$$

Dokładność wzoru (8) jest tym większa im mniejsze jest $\Delta\alpha$. Znając wartości ΔS oraz t , łatwo obliczyć średnią grubość \bar{a} warstwy skrawanej danym ziarnem:

$$\bar{a} = \frac{\Delta S}{t}. \quad (9)$$

Maksymalne grubości a_{max} warstw skrawanych obliczono następująco:

$$a_{max} \approx \frac{\delta x_p(\alpha; \varphi_{wy})}{\delta \alpha} \cdot \Delta \alpha \cdot \widehat{\psi} \approx \frac{l_{sr}}{R} \left\{ \frac{\delta \rho(\alpha)}{d\alpha} + r \left[\frac{R - g}{\rho^2(\alpha)} \cdot \frac{d\rho(\alpha)}{d\alpha} - \widehat{\psi} \right] \right\} \quad (10)$$

$$\frac{\delta x_w(\alpha; \varphi_{we})}{\delta \alpha} \cdot \Delta \alpha \cdot \widehat{\psi} \approx \frac{l_{sr}}{R} \left\{ \frac{\delta \rho(\alpha)}{d\alpha} - r \left[\frac{R - g}{\rho^2(\alpha)} \cdot \frac{d\rho(\alpha)}{d\alpha} + \widehat{\psi} \right] \right\}$$

Pochodna $\rho'(\alpha)$ dla punktów 1 ÷ 6 jest ujemna (rys. 2):

$$\frac{d\rho(\alpha)}{d\alpha} = -\frac{du}{dz} \cdot \frac{S}{2\pi} < 0, \quad (11)$$

więc wartości ΔS i a_{max} obliczane według (8) i (10), są ujemne, gdyż wielkości te obliczane jako różniczki maleją wraz ze wzrostem kąta α .

W podobny sposób obliczono parametry warstw skrawanych ziarnami 7 ÷ 12, położonymi na promieniu R :

$$t \approx (R \pm r) \cdot \widehat{\psi} \quad ; \quad \Delta S \approx \frac{r \cdot l_{sr} \cdot g}{R^2} (R \pm r) \quad (12)^* \quad (13)^*$$

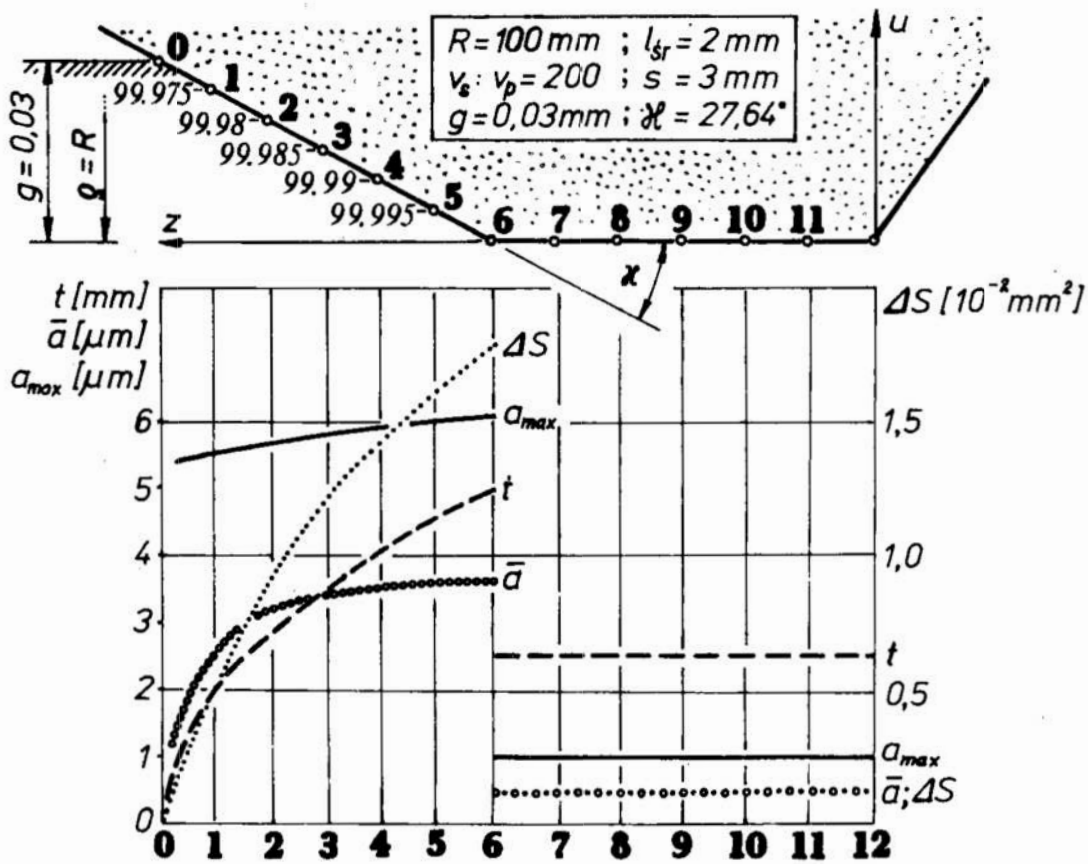
$$\bar{a} = \frac{\Delta S}{t} = \frac{r \cdot l_{sr} \cdot g}{R^2 \widehat{\psi}} \quad ; \quad a_{max} \approx \frac{r \cdot l_{sr}}{R} \cdot \widehat{\psi} \approx 2\bar{a}. \quad (14) \quad (15)$$

Przedstawiony poniżej przykład wyników obliczeń dotyczy szlifowania przeciwbieżnego: $R = 100 \text{ mm}$, $g = 0,03 \text{ mm}$, $v_s : v_p = 200$, $l_{sr} = 2 \text{ mm}$, $s = 3 \text{ mm}$ i $\kappa = 27,64^\circ$. Poszczególne parametry warstwy skrawanej (t , ΔS , \bar{a} , a_{max}) obliczono według wzorów, odpowiednio: (5), (7), (9), (10) oraz (12) ÷ (15). Wyniki obliczeń przedstawiono na rysunku 4, oznaczając cyframi 0 ÷ 12 kolejne ziarna, zgodnie z rysunkiem 3.

Analiza wyznaczonych zależności oraz wyników obliczeń umożliwia sformułowanie wielu wyników dotyczących wpływu parametrów obróbki i makrogeometrii roboczej powierzchni ściernicy na obciążenie ziaren aktywnych. Wniosków tych tutaj nie przedstawiono, ograniczając analizę wyników do zagadnień związanych ze zużyciem ściernicy.

3. Analiza wyników — wnioski

1. Spośród wszystkich aktywnych ziaren ściernych, najbardziej obciążone są ziarna położone na tej krawędzi rowka śrubowego ściernicy, którą wskazuje zwrot ruchu obrotowego ściernicy — ziarno 6, (rys. 4). Nominalne obciążenie tych ziaren, wyrażone parametrami t , ΔS , a , a_{max} , jest znacznie większe niż ziaren położonych na walcowej części ściernicy — ziarna 7 ÷ 12.



Rys. 4. Przykład wyników obliczeń nominalnego obciążenia ziaren aktywnych, oznaczonych numerami 0 ÷ 12, dla szlifowania PB

Fig. 4. Example of results calculations for nominal load of active grains, numbered 0 ÷ 12, for conventional grinding

2. Tak duże obciążenie nominalne ziaren położonych na aktywnej krawędzi rowka śrubowego pozwala przypuszczać, że właśnie te ziarna powinny zużywać się najbardziej intensywnie i to głównie poprzez wykruszanie. Powodowałoby to zaokrąglanie aktywnej krawędzi rowka, przez co rozkład obciążenia ziaren byłby bardziej równomierny a dalsze zużycie mniej intensywne.

3. Przewidywany przebieg zużycia ściernicy nie powoduje, w długim okresie pracy ściernicy, zmniejszania głębokości g rowków nacinanych na powierzchni przedmiotu obrabianego, o ile tylko rowek śrubowy ukształtowany na ściernicy jest taki, że $l > 0$ (rys. 2). Jeżeli wymiar $l = 0$, wówczas w krótkim czasie nastąpić może wyraźne zmniejszenie głębokości g rowków nacinanych na powierzchni przedmiotu obrabianego, co jest charakterystyczne dla metody drugiej [3].
4. Konieczne są doświadczalne badania zużycia ściernic kształtujących regularną strukturę geometryczną powierzchni, ponieważ przedstawione powyżej wnioski dotyczą tylko obciążeń nominalnych a nie rzeczywistych. Trudno ponadto wiarygodnie prognozować zużycie ziaren ściernych skrawających warstwy o nietypowym kształcie i parametrach. Warunki wnikania płynu obróbkowego do strefy szlifowania są również odmienne, niż przy typowym szlifowaniu i raczej korzystniejsze ze względu na trwałość ściernicy.

LITERATURA

1. **KACALAK W.:** Kształtowanie regularnej mikrogeometrii obrabianej powierzchni podczas szlifowania ściernicą o specjalnie ukształtowanej powierzchni bocznej i obwodowej. Mat. V ogólnopolskiej konferencji naukowo-technicznej nt. „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej”. Gorzów Wielkop. 1985, s.272.
2. **KACALAK W., POLERAJEW B.:** Charakterystyka nowej metody kształtowania regularnej mikrogeometrii szlifowanej powierzchni w postaci równomiernie rozmieszczonych wgłębień. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, nr 11. Rzeszów 1983, s.182.
3. **KACALAK W., POLERAJEW B., PLUTA Ż.:** Sposób i narzędzie ściernic do kształtowania regularnej mikrogeometrii obrabianej powierzchni. Patent tymczasowy 137405.
4. **LEJA F.:** Rachunek różniczkowy i całkowy, tom 2. Wyd. XII, PWN, Warszawa 1973.
5. **STĘPIEŃ P.:** A new method of shaping a regular ground surface textures. Praca przygotowywana do druku.
6. **STĘPIEŃ P.:** Nowa metoda kształtowania regularnej makrogeometrii powierzchni technicznych. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, nr 36. Rzeszów 1987, s.11.
7. **STĘPIEŃ P.:** Nowa metoda nacinania regularnych rowków na powierzchniach części maszyn. Mat. II krajowej konferencji naukowo-technicznej nt. „Nowoczesne technologie w budowie maszyn ciężkich”. Elbląg 1987., s.136--147.
8. **STĘPIEŃ P.:** Sposób nacinania regularnych rowków na powierzchni przedmiotu i narzędzie do nacinania regularnych rowków na powierzchni przedmiotu. Patent PRL 137408.
9. **STĘPIEŃ P.:** Zależności geometryczne w procesie nacinania regularnych rowków przy użyciu ściernicy z rowkami śrubowymi na obwodzie. 1986, praca niepublikowana.

Streszczenie

Praca dotyczy nowej metody kształtowania regularnej struktury geometrycznej powierzchni obwodem specjalnie ukształtowanej ściernicy.

Opisano analitycznie tory ruchu ziaren położonych na różnych promieniach ściernicy. Umożliwia to wyznaczenie teoretycznych wartości parametrów warstw skrawanych tymi ziarnami: grubości (średniej i maksymalnej), długości i pola przekroju wzdłużnego.

Różnice w obciążeniu poszczególnych ziaren aktywnych umożliwiają prognozowanie zużycia takich ściernic.

An analysis of grains load during grinding with the wheel shaping a regular surface texture

Summary

The paper deals with a new method of shaping a regular surface texture by a circumferential grinding with a wheel shaped in a special way.

Geometrical paths of grains laying on the different wheel radii have been described analytically. It allowed us to determine the theoretical values of parameters of the underformed chips machined with these grains, i.e. mean and maximum thicknesses, length and the longitudinal cross-section area. Differences between the load of each active grain make it possible to predict the wear of such wheels.

* \oplus dla PB, \ominus dla WB

Andrzej Kowal
Barbara Smuk

komunikat

WIELOOSTRZOWE PŁYTKI CERAMICZNE PRODUKOWANE W IOS KRAKÓW

1. Wprowadzenie

Stale pogłębiające się niedobory w zaopatrzeniu przemysłu krajowego w płytki wielostrzowe z węglików spiekanych, wynikające z konieczności importu prawie całości surowców do ich produkcji z drugiego obszaru płatniczego, było jedną z przyczyn przyspieszenia prac nad krajową ceramiką wykorzystywaną na płytki wielostrzowe. Płytki te prawie w 100% wytwarzane są w oparciu o surowce znajdujące się w kraju. W określonym zakresie zastosowania, płytki ceramiczne charakteryzują się korzystnymi właściwościami skrawnymi w porównaniu do płytek z węglików spiekanych.

Takim materiałem narzędziowym są spieki ceramiczne na bazie Al_2O_3 .

2. Asortyment płytek

Uzyskane zostały dwa gatunki spieków:

- oznaczony „TA” na bazie czystego Al_2O_3 . — opracowany w IOS a płytki z tego tworzywa są całkowicie wykonywane w IOS,
- oznaczony „AZ-10” na bazie $Al_2O_3 + ZrO$ opracowany w UNIT-RA-ITME Warszawa, a płytki z tego tworzywa są wykonywane w IOS z półfabrykatów dostarczanych przez ITME.

Ze spieków gatunku „TA” i „AZ-10” są produkowane płytki wielostrzowe kwadratowe SN..N o boku 12,7 mm, i trójkątne TN..N o boku 16 mm, grubości 4,76 mm i o promieniach naroża 0,8; 1,2; 1,6 i 2,4 mm. Ponadto z tworzywa „AZ-10” są dodatkowo produkowane analogiczne płytki wielostrzowe kwadratowe i trójkątne ale o grubości 7,94 mm jako zamiennik płytek importowanych, a także płytki przeznaczone do obróbki zgrubnej.

Na krawędziach płytek jest wykonywana faza pod kątem $\gamma_n = - 20^\circ$ o szerokości 0,2 mm, a na specjalne życzenie o szerokości 0,05 mm.

Przewidziane są płytki w klasie dokładności „U” i „G” wg PN-75/M-18000 i PN-75/M-18002.

3. Noże składane stosowane do mocowania płytek

Do mocowania płytek o grubości 4,76 mm na tokarce, mogą służyć noże składane CS lub CT o przekroju trzonka co najmniej 25 x 25 mm.

Mogą to być noże składane produkowane przez Pabianicką Fabrykę Narzędzi typu:

CSRNR/L — 2525-12 lub 3225-12

CSSNR/L — 2525-12 lub 3225-12

CTGNR/L — 2525-16 lub 3225-12

CTFNR/L — 2525-16 lub 3225-12

Do mocowania o grubości 7,94 mm mogą służyć odpowiednio przystosowane noże produkcji PFN lub noże importowane.

4. Właściwości skrawne i zalecane warunki skrawania

Właściwości skrawne wytworzonych spieków ceramicznych były oceniane w warunkach laboratoryjnych i w próbach przemysłowych. Stwierdzono, że płytki wielostrzowe ze spieku gatunku „TA” mogą być stosowane do ciągłego — bez uderów — toczenia żeliwa szarego — szczególnie w warunkach wykańczającej ale także średniodokładnej obróbki przy: $v = 0,8 \div 0,5$ m/sek ($500 \div 300$ m/min) p — do 0,3 mm/obr i g — do 3 mm.

Płytki gatunku „AZ-10” zaleca się stosować szczególnie do średniodokładnego i wykańczającego toczenia stali konstrukcyjnej węglowej o twardości do 260 HB ale również do średniodokładnej i wykańczającej obróbki żeliwa szarego o powyższej twardości. Szczegółowe warunki obróbki dobiera się indywidualnie, ale można przyjąć, że powinny one mieścić się w przedziale: $v = 0,4 \div 0,9$ m/sek ($250 \div 550$ m/min); g — do 4 mm; p — do 0,35 mm/min w zależności od obrabianego materiału i jego twardości. Stosując płytki o grubości 7,94 mm przy toczeniu żeliwa na obrabiarce o dużej sztywności OUPN np. numerycznej, można stosować głębokość skrawania $g \leq 6$ mm.

Z przeprowadzonych badań wynika, że właściwości skrawne produkowanych w kraju płytek ze spieków ceramicznych są zbliżone do analogicznych własności wyrobów firm SPU (RFN) (gatunki SN56 i SN60) a lepsze od gatunku DISAL 100 i DISAL 210 prod. CSSR. Jako przykład można podać, że przy toczeniu stali gatunku 45 o twardości ok. 190 HB przy $v = 0,87$ m/sek (500 m/min) $p = 0,25$ mm/obr, $g = 2,5$ mm i $V/B_B = 0,3$ mm uzyskane trwałości ostrza są rzędu — 15 min.

5. Podsumowanie

* Reasując powyższe uwagi można uznać, że krajowy przemysł ma realną możliwość otrzymania wysokowydajnego materiału narzędziowego, do obróbki toczeniem, pozwalający na uzyskanie znacznie większej wydajności obróbki — szczególnie żeliwa, wymagającym jednak ciągłego wióra i sztywnego układu obróbkowego¹⁾.

¹⁾ Zamówienia na płytki przyjmuje i wszelkich wyjaśnień udziela — Instytut Obróbki Skrawaniem, Zakład B6, ul. Wrocławska 37a 30-011 Kraków

* Wytworzenie krajowych wieloostrowych płytek ceramicznych pozwoli z jednej strony na ograniczenie wielkości importu z drugiego obszaru tego typu wyrobów, a z drugiej na rozszerzenie zakresu stosowania tego cennego materiału narzędziowego.

* Należy również badać, że w IOI są prowadzone systematycznie prace nad rozwojem tego typu materiałów narzędziowych zarówno pod względem gatunków — co wiąże się z zakresem zastosowania — jak i asortymentu płytek pod względem kształtu i wymiarów.

Franciszek Łagan
Wiktor Polak
Anna Wandas
Bronisław Wolak

komunikat

BADANIA SKRAWALNOŚCI I OPRACOWANIE NORMATYWÓW WARUNKÓW OBRÓBK NA CENTRACH OBRÓBKOWYCH POZIOMYCH

W ramach realizacji CPBR 6.1, pt.: „Oszczędne techniki wytwarzania części maszyn”, wykonywane są w IOS również opracowania dokumentacji technologiczno-eksploatacyjnej i normatywów dla racjonalizacji technologii, ze szczególnym uwzględnieniem użytkowania narzędzi skrawających.

Poniżej dokonano prezentacji ostatnio wykonanej pracy [1].

Zdecydowano się przeprowadzić badania skrawalności typowych zabiegów obróbki skrawaniem w fabrykach, tj. w Zakładach Metalowych ZAMET w Tarnowskich Górach i w Fabryce Zespołów Napędowych i Części Zamiennych ZREMB¹⁾ w Poznaniu. Jak wykazuje praktyka, wykonywanie badań i obserwacji w fabrykach i w warunkach bieżącej produkcji, znacznie obniża koszty badań, a w wielu przypadkach, zwłaszcza w odniesieniu do obrabiarek unikatowych oraz bardzo kosztownych półfabrykatów i narzędzi, jest to jedyna możliwość prowadzenia badań. Poważną zaletą tego rodzaju badań i obserwacji — w porównaniu do badań laboratoryjnych — jest ich adekwatność do warunków technologicznych obróbki w procesach produkcyjnych.

Natomiast ujemną stroną tego rodzaju badań są trudności w nastawianiu różnych parametrów skrawania i częstotliwość ich zmian. Również programy badań są realizowane w dłuższych okresach czasu i muszą być na tyle elastyczne,

Franciszek Łagan, Wiktor Polak, Anna Wandas, Bronisław Wolak — Instytut Obróbki Skrawaniem w Krakowie

aby mogły być przystosowane do produkcji bieżącej. Poważne trudności występują w organizowaniu, a zwłaszcza w finansowaniu prac.

Badania skrawalności miały na celu określenie wpływu podstawowych parametrów skrawania na okres trwałości ostrza lub ostrzy: $T = f(v)$, $T = f(p)$, $T = f(g)$, $T = f(d)$, $T = f(B)$. W tym celu przeprowadzono badania wielkości stępienia ostrza (lub ostrzy) na powierzchni przyłożenia h_p , w zależności od czasu pracy narzędzia (τ): $h_p = f(\tau)$, przy określonych niezmiennych warunkach skrawania. Najczęściej wykonywano 4-5 pomiarów stępienia, aż do osiągnięcia lub przekroczenia jego dopuszczalnej wielkości. Odczytany lub interpretowany czas pracy w chwili osiągnięcia złożonej dopuszczalnej wielkości stępienia ostrza (y) h_p jest trwałością ostrza T w określonych warunkach skrawania.

Przykłady podano w tabl. I i na rys. 1 i 2. Badania takie w nie zmienionych warunkach często powtarzano 3 do 4 razy. Przed kolejnymi badaniami narzędzia były ponownie ostrzone. Następnie zmieniano wartość jednego z parametrów skrawania, np. v w zakresie $\pm 25-35\%$, przy nie zmienionych pozostałych warunkach obróbki.

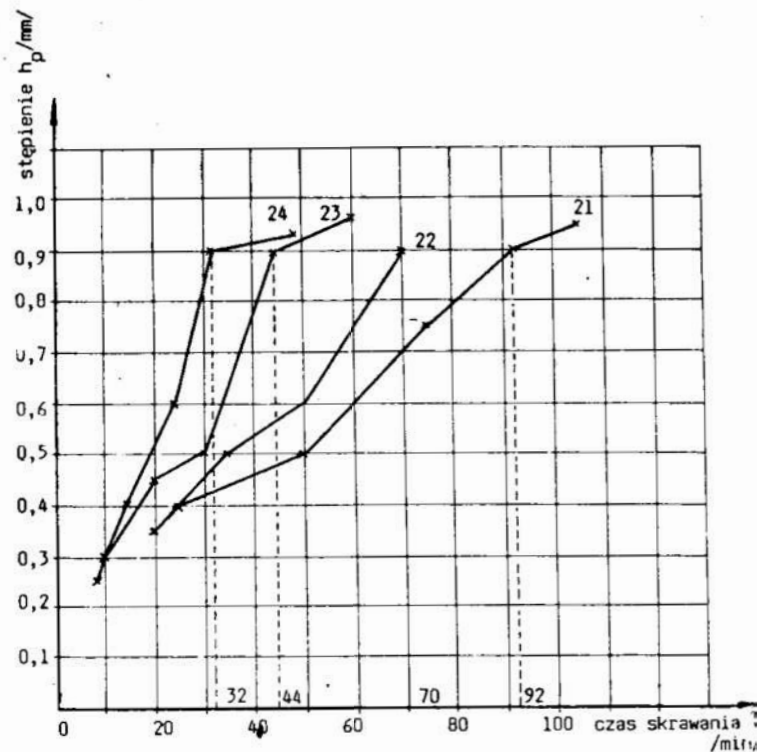
W uzasadnionych przypadkach badania zależności $T = f(v)$ dokonywano odrębnie dla obróbki zgrubnej, średnio dokładnej i dokładnej, przyjmując różne wielkości dopuszczalnego stępienia i różne wielkości innych parametrów obróbki (np. p , g), stosownie do ww. rodzajów obróbki.

Badania zależności trwałości ostrza (y) T od posuwu $T = f(p)$ przeprowadzono w taki sam sposób, jak wyżej przedstawione badania, przy zmiennym posuwie i stałymi pozostałymi warunkami. Badania w celu określenia innych zależności: $T = f(g)$, $T = f(d)$, $T = f(B)$ wykonywano analogicznie. Częściami obrabianymi w czasie badań były korpusy, skrzynie, łoża, tarcze, płyty itp., które stanowiły bieżący program produkcyjny fabryk. Części te były przeważnie wstępnie obrobione na obrabiarkach konwencjonalnych.

Z uwagi na jednostkowy lub małoseryjny charakter produkcji, kształt i wymiary tych części były różne: od najmniejszych, o wymiarach ok. 100 x 100 x 100 mm, do bardzo dużych, o wymiarach ok. 1000 x 1000 x 1000 mm, a nawet do 2600 x 1200 x 1000 mm.

Materiały obrabiane: stale konstrukcyjne węglowe (np. St3, St5, 35, 45), stale konstrukcyjne stopowe (np. 30H, 40H, 36HNM), staliwa węglowe (np. LII450, LII500) oraz żeliwa szare i modyfikowane (Zl-200, Zl-250, Zlm-300). Stan obróbki cieplnej: stale konstrukcyjne węglowe i stopowe w stanie surowym (S), normalizowanym (N) lub ulepszonym cieplnie (T); staliwa węglowe w stanie normalizowanym, natomiast żeliwa szare i modyfikowane w stanie surowym (S) albo wyżarzonym odprężająco lub zupełnie.

Badania przeprowadzono narzędziami aktualnie stosowanymi w produkcji bieżącej. Były to w większości przypadków narzędzia produkowane przez krajowy przemysł narzędziowy jako narzędzia katalogowe.



Rys. 1. Wpływ czasu pracy wiertła piórkowego na wielkość stępienia ostrzy $h_p = f(\tau)$. Warunki obróbki jak w tabl.I.

Rys. 1. Wpływ czasu pracy wiertła piórkowego na wielkość stępienia ostrzy $h_p = f(\tau)$. Warunki obróbki jak w tabl.I

Fig. 1. The effect of flat drill work time on the magnitude of edge wear land $h_p = f(\tau)$. Machining conditions as in Table I

Uzyskane wyniki badań, po przetworzeniu na EMC, umożliwiły ustalenie podstawowych wzorów na T i v , w zależności od warunków obróbki, np. przy wytaczaniu otworów wytaczadłami z wkładką mikrometryczną:

Mat. obrabiany — stal 45 (HB = 180-200); materiał ostrza — S20S;

a) $R_a = 5 \mu\text{m}$; $g = 0,4 - 1,2 \text{ mm}$; $p = 0,12 - 0,17 \text{ mm/obr}$;

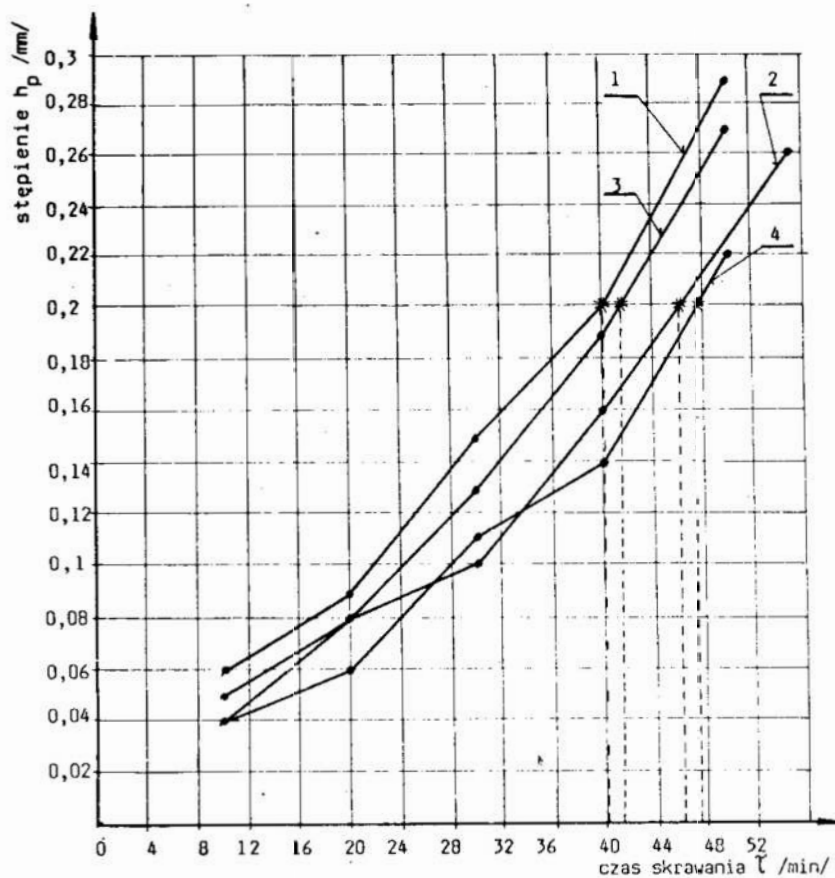
$$v = \frac{117,8}{T^{0,2} g^{0,15} p^{0,2}}$$

b) $R_a = 2,5 - 1,25 \mu\text{m}$; $g = 0,1 - 0,4 \text{ mm}$; $p = 0,05 - 0,17 \text{ mm/obr}$

$$v = \frac{96,5}{T^{0,2} g^{0,15} p^{0,2}}$$

Ważniejsze spostrzeżenia i wnioski

Narzędzia skrawające, stosowane na centrach obróbkowych, są jakościowo znacznie dokładniej przygotowane i posiadają większą dokładność wykonania, niż analogiczne narzędzia, stosowane na konwencjonalnych wiertarko-frezarkach. W związku z tym, ich zużycie (stępienie) następuje bardziej symetrycznie i równomiernie na wszystkich ostrzach. Trwałość ostrzy narzędzi na centrach obróbkowych jest o 10-30% **wyższa niż na obrabiarkach konwencjonalnych, przy tym samym dopuszczalnym stępieniu h_p** i tych samych parametrach skrawania. Przyjmowane dopuszczalne wartości stępienia ostrzy h_p przy zabiegach n_a



Rys. 2. Wpływ czasu pracy noża wytaczarskiego zamocowanego w głowicy typu PAH z ostrzami ze stali szybko tnącej na wielkość stępienia ostrza: Warunki obróbki: centrum obróbkowe typu HM4 MCT 60; mat. obrab. St3S (HB = 150); obróbka wykańczająca, $g = 0,1$ mm/obr, $p = 0,1$ mm/obr, $R_a = 1,25 \mu\text{m}$, 1 — $d = 13$ mm, $v = 32,6$ m/min; 2 — $d = 13$ mm, $v = 28,6$ m/min; 3 — $d = 16$ mm, $v = 31,6$ m/min; 4 — $d = 16$ mm, $v = 29$ m/min

Fig. 2. The effect of work time of the boring cutter fixed in a head of PAH type with the high-speed steel points on the magnitude of edge wear land. Machining conditions: machining centre of HM4 MCT60 type; material machined St3 steel of HB = 150; fine machining, $g = 0.1$ mm, $p = 0.1$ mm/rev, $R_a = 1.25 \mu\text{m}$; 1 — $d = 13$ mm, $v = 28.6$ m/min; 3 — $d = 16$ mm, $v = 31.6$ m/min; 4 — $d = 16$ mm, $v = 29$ m/min

centrach obróbkowych są o ok. 20% niższe, niż na konwencjonalnych wiertarko-frezarkach. Jest to związane z wyższymi wymaganiami odnośnie klasy dokładności i gładkości powierzchni obrabianych przedmiotów oraz lepszą możliwością ich dotrzymania przy wyższej sztywności układu o-u-p-n na centrach obróbkowych. Przy obróbce wykańczającej wytaczania otworów dłuższych $l/d > 4$ i przy wysokich wymaganiach odnośnie ich klasy dokładności i chropowatości powierzchni oraz przy większej liczba wykonywania tych samych otworów — stosuje się, przy założonym stałym stępieniu ostrzy h_p , większe od normatywnych okresy trwałości ostrzy T , kosztem obniżenia prędkości skrawania. Centra obróbkowe umożliwiają: uzyskiwane wysokiej dokładności obróbki, stosowanie różnorodnych zabiegów obróbkowych i uzyskiwanie wysokiej wydajności obróbki (w porównaniu np. do wiertarko-frezarek konwencjonalnych), jednak pod warunkiem skompletowania odpowiedniego oprzyrządowania obróbkowego i doświadczonej obsługi. Jest również niezbędne posiadanie przez technologów programistów niezbędnych danych normatywnych w odniesieniu do wszystkich zabiegów technologicznych, jakie mogą występować.

Wykorzystując podstawowe wyniki badań skrawalności (a także dotychczasowe wyniki badań i normatywy opracowane dla podobnych zabiegów i obróbek, m.in. normatywów warunków obróbki na: tokarkach sterowanych numerycznie, tokarkach konwencjonalnych, wiertarko-frezarkach, wiertarkach, frezarkach oraz normatywy z innych krajów), opracowano obszerne dane normatywne, dotyczące zabiegów:

- a) wiertarskich i gwincjarskich — 13 tablic (przykład — tabl. II);
- b) wytaczarskich — 6 tablic (przykład — tabl. III);
- c) frezarskich — 17 tablic (przykład — tabl. IV).

Normatywy obejmują obróbkę stali konstrukcyjnych, staliw i żeliw. Opracowano także dane (ujęte w tablicach pomocniczych), dotyczące m.in.:

- a) charakterystyk centrów obróbkowych, stosowanych w przemyśle krajowym,
- b) wytycznych stosowania różnych gatunków materiałów na narzędzia skrawające,
- c) typowych narzędzi stosowanych przy obróbce,
- d) typowych uchwytów narzędziowych,
- e) naddatków obróbkowych,
- f) obliczenia dobiegów i wybiegów narzędzi,
- g) zależności matematycznych do obliczania prędkości skrawania,
- h) współczynników poprawkowych na zmienne warunki obróbki.

Należy jeszcze dodać, że w czynności opisowej przedstawiono m.in.: typowe części obrabiane, systemy narzędziowe, podstawy technologii obróbki skrawaniem (na centrach obróbkowych), warunki stosowania normatywów, przykłady ustalania warunków obróbki.

Charakteryzując pracę w całości, można stwierdzić, że jest ona poradnikiem technologicznym. Obecnie praca jest rozpowszechniana w postaci maszynopisów powielanych, do czasu wydania drukiem.

LITERATURA

1. ŁAGAN F., POLAK W., WANDAS A.: Opracowanie normatywów źródłowych warunków obróbki dla centrów obróbkowych w oparciu o badania skrawalnościowe. PIOS — seria Sprawozdania. 1986.
2. POLAK W., ŁAGAN F., WANDAS A.: Badania skrawalnościowe i opracowanie normatywów warunków obróbki dla centrów obróbkowych. Etap 4. Analiza wyników badań skrawalnościowych. PIOS — seria Sprawozdania. 1985.
3. ŁAGAN F., POLAK W., WANDAS A., WOLAK B.: Normatywy warunków obróbki dla centrów obróbkowych. Prace IOS — Biuletyn. Mechanik nr 7, 1987.

¹⁾Grupami pracowników wykonujących prace badawcze kierowali: a) w ZM ZAMET — rzeczoznawca mgr inż. Edward Bednarz, były pracownik Huty ZYGMUNT w Bytomiu, b) w FZNiCzZ ZREMB — rzeczoznawca dr inż. Zbigniew Kiełpiński, pracownik Instytutu Maszyn Rolniczych w Poznaniu.

TABLICA I. Przykład karty pomiarowej badań skrawalnościowych

Obrabiarka : centrum obróbkowe				Typ : HM4 MCT-60					
Narzędzie : wiertło piórkowe $\angle 130^\circ$				Symbol: POSF					
Nr badania	21	22	23	24	Materiał ostrza : SK10V Inne cechy -				
Wymiar	86	86	86	86					
Ilość ostrzy	2	2	2	2					
Mocowanie ostrzy	-	-	-	-					
Przedmiot obrabiany				Twardość : 180 HB					
Materiał : Z1220									
Stan materiału : S									
Nazwa zabiegu : wiercenie otworów wiertłem piórkowym									
Rodzaj obróbki : <u>zgrubna</u>				wykończająca					
Ciecz obróbkowa : na sucho									
Parametry obróbki									
	21	22	23	24	-- Nr badań --	21	22	23	24
n obr/min	44,4	55,5	66,6	77,7	v m/min	12	15	18	21
p_1 mm/min	11	13,8	16,7	19,3	p mm/obr	0,28	0,28	0,28	0,28
p_2 mm/ostrze					B mm				
l mm	125	125	125	125					
Data badania				Podpis wykonawcy					

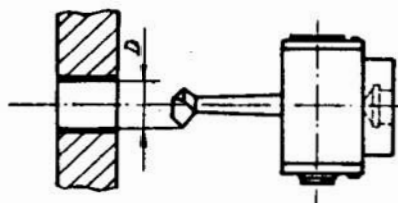
Nr badania	Lp pomiaru	Czas skrawania		Wielkość stopienia poszczególnych ostrzy /Nr/				h _p pomierzone /mm/			h _p dopuszczalne	T min	Chropowatość powierzchni R _a /μm/	
		czas /min/	ilość bieżący wykon. /sztuk/	1	2					min				max
21	1	25	-	0,3	0,5				0,3	0,5	0,4	0,9	92	10 - 20
	2	50	-	0,4	0,6				0,4	0,6	0,5			
	3	75	-	0,55	0,95				0,55	0,95	0,75			
	4	92	-	0,7	1,1				0,7	1,1	0,9			
	5	105	-	0,7	1,2				0,7	1,2	0,95			
22	1	20	-	0,25	0,45				0,25	0,45	0,35	0,9	70	10 - 20
	2	35	-	0,3	0,7				0,3	0,7	0,5			
	3	50	-	0,5	0,7				0,5	0,7	0,6			
	4	70	-	0,8	1,0				0,8	1,0	0,9			
	5	-	-	-	-				-	-	-			
23	1	10	-	0,2	0,4				0,2	0,4	0,3	0,9	44	10 - 20
	2	20	-	0,3	0,6				0,3	0,6	0,45			
	3	30	-	0,35	0,65				0,35	0,65	0,5			
	4	44	-	0,9	0,9				0,9	0,9	0,9			
	5	60	-	0,95	1,0				0,9	1,0	0,975			
24	1	8	-	0,1	0,4				0,1	0,4	0,25	0,9	32	10 - 20
	2	16	-	0,2	0,6				0,2	0,6	0,4			
	3	24	-	0,4	0,8				0,4	0,8	0,6			
	4	32	-	0,75	1,05				0,75	1,05	0,9			
	5	48	-	0,75	1,1				0,75	1,1	0,925			

TABLICA II. Przykład normatywu dotyczącego powiercania otworów wiertłami piórkowymi

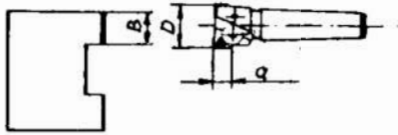
Zalecane warunki obróbki przy powiercaniu otworów wiertłami piórkowymi			Materiał obrabiany:							
			stal 45 180-200 HB							
			żeliwo Z1250							
			180-200 HB							
<p>Warunki obróbki :</p> <p>Obrabierka : centrum obróbkowe poziome</p> <p>Narzędzie : wiertło piórkowe PDS $\angle 130^\circ$</p> <p>Materiał ostrza : SK10V</p> <p>Klasa dokładności : IT 11-12</p> <p>Chropowatość powierzchni : $R_a = 10 \mu m$</p> <p>Ciecz obróbkowa: przy obróbce stali : emulgol ES-5%</p> <p>przy obróbce żeliwa: bez chłodzenia</p> <p>Układ OUPN : sztywne</p>										
D	Zalecane średnice wiertła d dla kolejnych wierceń		Materiał obrabiany							
	w pełnym materiale	powiercania	Stal 45				Żeliwo Z1 250			
			Parametry skrawania		h_p	T	Parametry skrawania		h_p	T
v	p	v	p							
28	28	-	20	0,18	0,5	50	25	0,25	0,6	60
40	15 - 20		20,5	0,18	0,35	16	18,5	0,25	0,45	23
		40	20	0,25	0,5	55	24	0,30	0,6	70
50	20 - 25		20	0,22	0,4	18	18	0,30	0,5	28
		50	20	0,25	0,5	60	23	0,30	0,3	75
60	30		20	0,18	0,5	50	22	0,22	0,6	60
		60	20	0,28	0,6	70	23	0,32	0,7	85
70	40		19,5	0,20	0,5	55	22	0,25	0,6	70
		70	20	0,30	0,6	80	22	0,35	0,7	95
80	50		19	0,20	0,5	60	21,5	0,25	0,6	75
		80	19,5	0,32	0,7	90	21,5	0,38	0,8	105
90	55		19	0,22	0,5	65	21,5	0,25	0,6	80
		90	19,5	0,32	0,8	100	21	0,40	0,9	120
100	60		19	0,22	0,6	70	21	0,25	0,7	85
		100	19	0,35	0,9	110	20,5	0,42	1,0	130
110	65		18,5	0,22	0,6	75	20,5	0,28	0,7	85
		110	19	0,35	1,0	120	20	0,42	1,1	145
120	70		18,5	0,22	0,6	80	20,5	0,28	0,7	95
		120	18	0,35	1,1	130	19,5	0,42	1,2	160
128	75		18	0,22	0,7	85	20	0,28	0,8	100
		128	17	0,35	1,1	140	19	0,42	1,3	170

Uwagi: 1. Warunki obróbki dla wiertel krętych ze stali SW7M.
2. Głębokość wiercenia w pełnym materiale: $l \leq 30$ stal - $l \leq 40$ żeliwo.

TABLICA III. Przykład normatywu dotyczącego dokładnego wytaczania małych otworów

Zalecane warunki obróbki przy dokładnym wytaczaniu małych otworów nożem wytaczarskim z chwytem walcowym zamocowanym w głowicy typu PAH				Materiał obrabiany : stal 45 180-200 HB żeliwo Z1250 180-200HB										
Warunki obróbki : Obrabiarka : centrum obróbkowe poziome Narzędzie : nóż wytaczarski z chwytem walcowym zamocowany w głowicy Materiał ostrza : SW7M Głowica : typ PAH-250 Układ DUPN - sztywny Ciecz obróbkowa : obróbka stali - emulgol ES - 5-10% lub EP - 5-10% obróbka żeliwa - bez chłodzenia Klasa dokładności : IT = 7-9 Chropowatość powierzchni : $R_a = 1,25 - 2,5 \mu\text{m}$														
Średnica wytaczania D	Oznaczenie noża Symbol Zakresy średnic L			R_a	Materiał obrabiany									
					Stal 45					Żeliwo Z1250				
					Parametry skrawania			h_p	T	Parametry skrawania			h_p	T
g	v	p	g	v	p									
3 - 5	NNUd-8/9	3 - 8	38,5	2,5	0,15	24	0,10	0,2	45	0,15	20	0,12	0,25	50
				1,25	0,1	24	0,05			0,1	20	0,07		
5 - 8				2,5	0,18	24	0,11	0,2	45	0,20	21	0,13	0,25	50
				1,25	0,1	24	0,06			0,12	20	0,08		
8 - 12	NNUd-8/12	6 -12	50	2,5	0,20	25	0,12	0,2	45	0,22	22	0,15	0,25	50
				1,25	0,10	25	0,07			0,12	21	0,09		
12 - 16	NNUd-8/16	10 -16	63	2,5	0,22	27	0,13	0,2	45	0,25	23	0,15	0,25	50
				1,25	0,12	26	0,08			0,15	22	0,10		
16 - 21	NNUd-8/21	15 -21	63	2,5	0,25	30	0,15	0,2	45	0,30	28	0,18	0,25	50
				1,25	0,15	28	0,10			0,18	25	0,12		
Uwagi : 1. Otwory wstępne są wiercone 2. L - długość noża mm														

TABLICA IV. Przykład normatywu dotyczącego frezowania powierzchni płaskich

Zalecane warunki obróbki przy frezowaniu czołowym płaszczyzn frezami palcowymi walcowo-czołowymi składanymi										Materiały obrabiane : stal 45, 180-200 HB żeliwo Z1250, 180-200HB										
Warunki obróbki : Obrabiarka : centrum obróbkowe poziome Narzędzia : frezy palcowe walcowo-czołowe składane system SECODEX-S typ 215.17 Materiał ostrza : SM25 - dla stali H15X- dla żeliwa Chłodzenie : bez chłodzenia																				
Narzędzia			B	R _a	Stal 45						Żeliwo Z1250						h _D		T	
					g	v	n	p _Z	p	p _t	g	v	n	p _Z	p	p _t	stal	żeliwo	stal	żeliwo
D	z	a																		
20	2	11	15	20 _{T0}	3	170	2700	0,12	0,24	650	3	135	2140	0,18	0,36	770	0,4	0,5	40	50
				5	0,7	195	3100	0,07	0,14	435	0,9	145	2310	0,10	0,20	460	0,2	0,3	20	30
				2,5	0,5	210	3340	0,05	0,10	334	0,7	160	2540	0,07	0,14	355				
				1,25	0,3	220	3500	0,03	0,06	210	0,4	170	2700	0,05	0,10	270				
25	2	11	20	20-10	3	165	2100	0,13	0,26	540	3	130	1650	0,19	0,38	627	0,4	0,5	40	50
				5	0,8	190	2420	0,08	0,16	390	1,0	140	1780	0,11	0,22	392	0,2	0,3	20	30
				2,5	0,6	205	2610	0,06	0,12	313	0,8	155	1970	0,08	0,16	315				
				1,25	0,3	215	2730	0,04	0,08	218	0,4	165	2100	0,06	0,12	252				
32	2	16,5	25	20-10	5	150	1490	0,13	0,26	388	5	115	1140	0,19	0,38	433	0,5	0,6	45	55
				20-10	3	160	1590	0,14	0,28	446	3	125	1240	0,20	0,40	496				
				5	0,9	185	1840	0,09	0,18	332	1,1	130	1290	0,13	0,26	336	0,25	0,3	25	30
				2,5	0,6	200	1985	0,07	0,14	278	0,8	150	1490	0,10	0,20	298				
				1,25	0,3	210	2090	0,05	0,10	209	0,4	160	1590	0,07	0,14	223				

Uwaga : Przy obróbce średnio dokładnej (R_a = 5 μm) i dokładnej (R_a = 2,5 lub 1,25 μm) zalecane w tablicach wartości g są maksymalne .

Streszczenie

Przedstawiono metodykę i niektóre wyniki badań skrawalności na centrach obróbkowych poziomych, przeprowadzonych w dwóch fabrykach w warunkach produkcji bieżącej. Obrabiano korpusy, skrzynie, łoża, tarcze, płyty — wykonywane ze stali konstrukcyjnych węglowych i stopowych oraz z żeliwa szarego i modyfikowanego.

Przedstawiono przykłady (powiercanie otworów wiertłami piórkowymi, wytaczanie dokładne małych otworów nożem wytaczarskim z chwytem walcowym, zamocowanym w głowicy typu PAH, frezowanie płaszczyzn frezami palcowymi walcowo-czołowymi składanymi) opracowanych normatywów warunków obróbki.

Cutting ability study and data handling of the machining conditions standards for horizontal machining centres

Summary

The method and some results of cutting ability study for the horizontal machining carried out in two factories under current production conditions, have been presented. Bodies, boxes, beds, disks, face plates and plates made from constructional carbon- and alloy steels as well as of grey and inoculated cast irons were machined. Some examples concerning holes reboring with the flat drills, fine boring of small holes with the cutter of cylinder tang fixed in a head of PAH type, rotary planing with folding end milling cutters, of the machining conditions standards elaborated, have been presented.

Hanna Jaworska

komunikat

SPOIWA CERAMICZNE DO NARZĘDZI ŚCIERNYCH Z WĘGLIKA KRZEMU

Zagadnienie spoiw ceramicznych do narzędzi ściernych z węgla krzemowego i podejmowanie technologiczno-badawczej pracy nad składem recepturalnym spoiw o nowych, lepszych właściwościach, powraca co pewien czas do laboratoriów technologicznych. Poznawanie ciągle jeszcze niedostatecznie wyjaśnionych procesów, zachodzących w ściernicy w czasie jej obróbki termicznej, współdziałania układu: składniki spoiwa — ziarno ściernicze oraz efekt tego działania na jakość gotowego wyrobu, mobilizuje do stosowania coraz to nowych surowców i badania ich.

Sposób wiązania ziarna węgla krzemowego określa się jako wyłącznie mechaniczny, w związku z czym, spoiwa do SiC potocznie nazywane są spiekającymi się. Spoiwa spiekające się, to masy ceramiczne typu porcelany, których wytrzymałość zależna jest od ilości fazy ciekłej; ze zwiększeniem ilości fazy ciekłej zwiększa się jednak intensywność powierzchniowego rozkładu ziarna węgla krzemowego. Ogrzewany w obecności powietrza SiC ulega utlenieniu, pokrywając warstewką SiO₂, która chroni ziarno przed dalszym utlenieniem. Podobnie jak atmosfera powietrza, roztopione substancje kwaśne i alkaliczne rozkładają ziarno z wydzieleniem węgla i krzemu, które w warunkach utleniających przechodzą w CO₂ i SiO₂. Na powierzchni ściernic, zawierających dużą ilość spoiwa o dużej ciekłości, często obserwuje się wyburzenia. Przy niedostatecznej ilości tlenu produkty rozkładu pozostają na powierzchni ziarna, tworząc czarną lub ciemnoszarą warstewkę (rdzeń), składającą się z C, Si i SiO₂.

Niezależnie od wymienionej wyżej wady ściernic w postaci ewentualnego rdzenia, mechanizm działania spoiwa bogatego w fazę ciekłą polega jeszcze na tym, że powstający SiO₂ rozpuszcza się w ciekłym spoiwie, podwyższając jego lepkość (dzięki czemu ściernice nie deformują się), obniżając jednocześnie wytrzymałość mechaniczną. Badania wykonane w ZSRR wykazały, że wzbogacenie spoiwa w SiO₂ i możliwe, że również w niezupełnie utlenione produkty rozkładu SiC, wynosi 1—2% mas. w wyrobach gruboziarnistych, a w drobnoziarnistych o 14% i więcej, przy czym obniża się ogniotrwałość spoiwa.

Stosunkowo silne wiązanie ziarna SiC osiąga się, jeśli spieczenie i maksymalna skurczliwość spoiwa zachodzi możliwie blisko temperatury wypalania wyrobu oraz przez wprowadzenie znacznie większych ilości tego spoiwa, niż w przypadku spoiw topliwych. Należy jednak pamiętać, że większa ilość spoiwa w ściernicy, to zawsze mniejszy udział porów.

Niektóre zagadnienia doboru składników spoiw przedstawione zostaną na podstawie pracy, w której podjęto próbę podwyższenia wytrzymałości narzędzi ściernych z węgla krzemu i opanowania podstawowych wad tych wyrobów, tj. rdzeni i wyburzeń na powierzchni wyrobu.

Próbne spoiwa i masy ściernic badano w temperaturze wypalania wyrobów oraz w rozszerzonym zakresie temperatury dla określenia stopnia zmian właściwości spoiw. Wynikiem pracy jest wdrożone do produkcji przemysłowej spoiwo, w którym dla uzyskania dostatecznej ilości fazy szklistej w procesie wypalania, zapewniającej wytrzymałość mechaniczną, zastosowano szkło borowe, jednocześnie jednak wprowadzono inny składnik — krzem metaliczny, który przesuwa temperaturę rozkładu węgla krzemu w zakres wyższy od temperatury wypalania wyrobów. Topnikami nie zmieniającymi zresztą przedstawionego mechanizmu, chociaż wykazującymi pewne wady w wyrobie, mogą być również kreda, magnezyt, borokalcyt, TiO_2 ; natomiast zamiast krzemu metalicznego może być stosowany w odpowiednich ilościach — żelazokrzem lub proszek aluminium. Punktem wyjściowym była wytrzymałość ówczesnych spoiw produkcyjnych, oznaczona na kształtkach ściernych, przy czym do badań wszystkich spoiw, w celu uzyskania danych porównawczych stosowano jedną recepturę masy ścierniczej:

99 C 46 — 1,600 g w 1 cm^3 ściernicy (struktura 6),

spoiwo — 0,3437 g w 1 cm^3 .

Temperatura wypalania: 1320°C z dwugodzinnym przetrzymaniem — piec laboratoryjny. Wytrzymałość spoiw produkcyjnych o symbolach SK, 3a, 3/57, 280, X5, X6, X14, oznaczona wg wyżej podanych warunków, wynosi odpowiednio: 62; 68; 49; 47; 52; 64 i 62 da N/cm^2 . Kształtki do badań wytrzymałościowych po rozerwaniu badano aparatem piaskowym wg PN-75/M-59119. Twardość kształtek pierwszych czterech spoiw mieści się w zakresie I-K, trzech spoiw wg licencji G-I. Modyfikowanie spoiwa produkcyjnego o prostym składzie surowcowym (skaleń + kaolin), ogniotrwałości zwykłej 1300°C i wytrzymałości mechanicznej 62 da N/cm^2 szeregiem topników wykazało, że możliwe jest uzyskanie spoiw o wytrzymałości rzędu 80 da N/cm^2 i twardości wyższej niż próbka ze spoiwa podstawowego, jednakże wytrzymałości tej towarzyszył zwykle „rdzeń” lub wyburzenie na powierzchni wyrobu.

Dodawanie do spoiwa wyjściowego środków podwyższających ogniotrwałość zwykłą (Al_2O_3 , ZrO_2 , żelazokrzem, krzem metaliczny) poprawiało niekiedy znacznie twardość próbek, ale obniżało wytrzymałość. W tej sytuacji działanie dwóch grup modyfikatorów zostało połączone. Wykonano szereg spoiw próbnych, w których spoiwa produkcyjne o symbolach SK, 3a, 3/57 i 280 poddano modyfikacji dwoma surowcami jednocześnie, np. na 100 g spoiwa wyjściowego

dozowano: 3 g borokalcytu + 1; 3; 5; 7; 9; 11 g krzemu metalicznego; w innej serii — 5 g borokalcytu + 1 do 11 g krzemu metalicznego itd. Dla tak uzyskanych spoiw oznaczano: wytrzymałość, twardość i ogniotrwałość zwykłą. Rdzenie i wyburzenia w tych próbkach nie występowały.

Interesujące wyniki wytrzymałości mechanicznej na rozerwanie rzędu 80, 100 da N/cm² i więcej uzyskano w spoiwach próbnym, zawierających kredę lub magnezyt, stosowane jednocześnie z żelazokrzemem lub krzemem metalicznym. Topniki te jednak powodują, że niektóre cechy spoiwa (ciekłość, wytrzymałość, twardość próbki standardowej) nie są stabilne w zakresie temperatury 1280—1340°C, obejmującym temperaturę wypalania wyrobów; zmiana ciekłości np. wynosi 23% w wymienionym zakresie temperatury. Wytrzymałość spoiw zawierających jako modyfikatory szkło borowe i krzem metaliczny w różnych ilościach wynosi 80—95 da N/cm², jednak ich zaletą jest, że np. ciekłość badana w zakresie 1280—1340°C zmienia się zaledwie o 2%. Dla określenia efektywności spoiw w wyrobie ściernym wykonano ściernicę wg pięciu składów recepturalnych. Stosowano ziarno czarnego węgla krzemu produkcji krajowej oraz zielonego SiC produkcji norweskiej; 99 C 46 i 98 C 46, struktura 6.

Ściernice wypalano w piecu przemysłowym i laboratoryjnym w temperaturze 1320°C. Po wypaleniu oznaczono twardość ściernic aparatem piaskowym. Dozowanie spoiw, wyniki badań twardości wybranych serii ściernic z ziarnem importowanym oraz uwagi dotyczące występowania rdzeni w wyrobach przedstawia tablica 1.

Tablica 1

Rodzaj spoiwa	Rodzaj pieca	Dozowanie spoiwa w g na 1 cm ³ obj. ściern.				
		0,2613	0,3437	0,4262	0,5088	0,5913
		Twardość ściernic po wypaleniu				
wyjściowe (produkcyjne)	przemysł.	I	K	N	P	P
	laborat.	G	J	L	M	N rdzeń
ze szkłem borowym i krzemem metal.	przemysł.	H	K	M	Q	W
	laborat.	H	K	M	O	T
z kredą i krzemem metal.	przemysł.	J	L	O	P rdzeń	O rdzeń
	laborat.	H	K	N	O rdzeń	M rdzeń
z magnezylem i krzemem metal.	przemysł.	K	M	Q	O	—
	laborat.	I	L	N rdzeń	N rdzeń	—
ze szkłem borowym i żelazokrzemem	przemysł.	H	K	M	O	Q
	laborat.	G	K	L	N	N rdzeń

Spoiwo produkcyjne ma ograniczone możliwości przyrostu twardości, mimo zwiększania dozowania do ściernicy; spoiwo zawierające szkło borowe i krzem metaliczny wykazuje prawie liniową zależność twardości od ilości spoiwa w ściernicy; spoiwo zawierające kredę i krzem metaliczny, przy większych dozowaniach tworzy rdzeń i wykazuje obniżenie twardości ściernicy. Charakterystyczne jest obniżenie twardości ściernicy mimo zwiększonego dozowania niektórych spoiw.

W niektórych krajach przemysł ścierny przyjmuje tzw. wskaźnik efektywności E jako parametr charakteryzujący spoiwo. Jest to liczba gramów spoiwa (w odniesieniu do 1 cm^3 objętości ściernicy) jaką należy dodać, aby twardość ściernicy wzrosła o jeden stopień. Parametr ten, zależny od fizykochemicznych właściwości spoiwa i ziarna ściernego, musi być określony doświadczalnie. Uważając spoiwo za konieczne w ściernicy (tarcie, mniejsza liczba porów), należy dążyć, aby jego ilość była możliwie mała, jednak wystarczająca do utrzymania ścierniwa z odpowiednią siłą. Z danych przedstawionych w tabelicy 1 wyliczono wskaźniki efektywności E dla trzech spoiw — ściernicy wypalanych w warunkach przemysłowych. Dla spoiwa przemysłowego wskaźnik ten wynosi 0,0353; dla spoiwa zawierającego szkło borowe i krzem metaliczny 0,0235; dla spoiwa z kredą i krzemem metalicznym wyliczony dla zakresu twardości $J - P$ wynosi 0,041. Tak więc np. dla charakterystyki 99 C 46 M 6 dozowanie spoiwa produkcyjnego wynosi 0,4025 g w 1 cm^3 ściernicy wypalanej, a dla tegoż spoiwa modyfikowanego szkłem borowym i krzemem metalicznym — 0,3763 g. Różnica dozowania obu spoiw wynosi 6,5% — ściernica z nowo opracowanego spoiwa będzie bardziej porowata przy tej samej twardości. Wykonane w innej serii ściernice o charakterystyce 99 C 24 P5 zawierały: 0,4950 g spoiwa modyfikowanego lub 0,5775 g spoiwa produkcyjnego.

Jeśli przyjąć za 100% dozowanie spoiwa modyfikowanego, to ilość spoiwa produkcyjnego, jaką należy dozować dla uzyskania tej samej twardości, wynosi 116%. Jednym z przykładów eksploatacji ściernicy wykonanych ze spoiwa produkcyjnego oraz spoiwa zawierającego szkło borowe i krzem metaliczny są badania porównawcze, przeprowadzone na szlifierce do płaszczyzn SPA 15.

Warunki prób:

- prędkość skrawania 28 m/s,
- posuw wzdłużny 10 m/min,
- posuw poprzeczny 1,25 m/suw,
- głębokość skrawania 0,01 mm,
- trzy przejścia skrawające i trzy wyiskrzające.

Parametr „ R_a ” mierzono na profilometrze „Talysurf-4”.

W trakcie badania określono:

- współczynnik wydajności względnej K_G ,
- współczynnik wydajności czasowej K_T ,
- żywotność ściernicy Z ,
- pobór mocy.

Tabela 2 przedstawia charakterystykę badanych ściernicy oraz wyniki badań.

Tablica 2

Charakterystyka ściernic T1 200x20x32	K_G	K_T	Średni pobór mocy	Z
Spoiwo 99C 60 J	110	3,16	751	272
modyfiko- 99C 80 K	107	3,24	810	270
wane 99C 150 K	36	1,0	507	280
Spoiwo 99C 60 J	102	3,08	853	248
produk- 99C 80 K	95	3,16	1016	251
cyjne SK 99C 150 K	34,5	1,0	589	234

Ściernice o spoiwie zmodyfikowanym wykazują większą wydajność względną o 7—10% przy niższym poborze mocy o 13—25% oraz brak przypaleń szlifierskich.

Interesującym parametrem mierzonym w czasie pracy ściernic jest pobór mocy. Różnice poboru mocy intensywniej występują przy badaniach ściernic z elektrokorundu — bowiem różnice wytrzymałości i efektywności spoiw topliwych, a więc różnice budowy ściernic z elektrokorundu są znacznie większe niż w ściernicach z węgla krzemu. Trudno jest o jednoznaczne kryterium oceny jakości nowych spoiw przy decydowaniu o wdrożeniu ich do produkcji. W praktyce występują takie kryteria jak ocena nowego spoiwa, wyniki badań eksploatacyjnych, zmniejszenie ilości braków produkcyjnych, dostępność surowców oraz ich powtarzalność w możliwie długim okresie czasu, korzystny zespół cech charakteryzujący nowe spoiwo.

Zdarza się, że zakład decyduje się na wdrożenie spoiwa droższego, jeśli argumentami są: jego wytrzymałość, powtarzalność i zapewnienie produkcji bezbrakowej (bez rdzeni i wyburzeń, w przypadku narzędzi ściernych z węgla krzemu). Dla producenta narzędzi ściernych mniejszej wagi argumentem jest większa wydajność ściernic lub inne ich zalety użytkowe — są to tzw. efekty u użytkownika. Z technologicznego punktu widzenia, zastosowanie zmodyfikowanego krzemem metalicznym i szkłem borowym spoiwa do wyrobów z węgla krzemu zmienia korzystnie ich własności:

1. Wytrzymałość mechaniczna na rozerwanie wzrosła o 20—50% w stosunku do mas ściernych ze spoiw produkcyjnych, stosowanych uprzednio do narzędzi ściernych z węgla krzemu.
2. Średni procentowy udział spoiwa w masie ściernic zmniejszył się o 6—14% (zależnie od twardości i ziarnistości ściernicy). Różnice są znaczne zwłaszcza przy wyrobach gruboziarnistych i wysokich twardościach. W stosunku do spoiwa produkcyjnego, przyjętego jako punkt odniesienia, efektywność nowego spoiwa, określana poprzez twardość ściernic z różnych spoiw, przy stałym dozowaniu jest wyższa o 3—5 stopni w literowej skali twardości.
3. Małe zmiany właściwości nowego spoiwa, badane w funkcji temperatury (w zakresie obejmującym temperaturę wypalania wyrobów), zapewniają większą powtarzalność właściwości narzędzi ściernych przy wahaniach temperatury wypalania, nieuniknionych w warunkach produkcyjnych.

4. Połączone działanie komponentów spoiwa pozwala na wytwarzanie narzędzi ściernych z SiC o wysokiej twardości i dużych wymiarach (grubość) bez wad w postaci wyburzeń lub rdzenia.
5. Zastosowanie spoiw modyfikowanych pozwala na uzyskanie lepszych właściwości użytkowych narzędzi ściernych.

Żadna z właściwości oznaczonych w technologii nie charakteryzuje spoiw ceramicznych jednoznacznie i do końca. Dopiero w połączeniu ze ścierniwem w procesie wypalania (dodatkowe czynniki) otrzymuje się narzędzia ścierne; cały zespół warunków szlifowania daje dobre lub złe efekty szlifierskie. Może właśnie dlatego ta grupa tworzyw ceramicznych jest tak interesująca.

LITERATURA

JAWORSKA H.: Badania nad możliwością podwyższenia wytrzymałości wyrobów ściernych z węgla krzemu. Sprawozdania z pracy. Pat. PRL 11587

Streszczenie

Przedstawiono wyniki pracy technologiczno-badawczej nad podwyższeniem wytrzymałości wyrobów ściernych z węgla krzemu, których rezultatem jest wdrożone do produkcji przemysłowej spoiwo ceramiczne zawierające szkło borowe, krzem metaliczny oraz surowce mineralne. Spoiwo to w porównaniu do uprzednich spoiw produkcyjnych charakteryzuje się wytrzymałością mechaniczną wyższą o 20—50%, średnim udziałem procentowym w masie ścierniej niższym o 6—14%. Ściernice z nowego spoiwa w porównawczych badaniach eksploatacyjnych wykazały większą wydajność względną o 7—10% i niższy pobór mocy przy szlifowaniu o 13—25%.

Ceramic binder for abrasive tools of silicon carbide

Summary

The technological and research works, to increase the mechanical strength of abrasive of silicon carbide, are described. The result of the works is a ceramic binder introduced to industrial production. This ceramic binder is composed of boron glass, metallic silicon and mineral raw materials.

The above mentioned binder, in comparison with the previous products, is characterized by the increased mechanical strength up to 20—50 per cent and the average percentage in the mass fraction lower up to 6—14 per cent. In comparative operating tests during grinding with the grinding wheel with the new binder, an increased relative efficiency of 7—10 per cent and a less power consumption of about 13—25 per cent was shown.

Elżbieta Kozłowska
Jerzy Syta
Dobrosław Juskiewicz

komunikat

WYSOKOCIŚNIENIOWE SPIEKI DIAMENTOWE I Z REGULARNEGO AZOTKU BORU JAKO MATERIAŁY NARZĘDZIOWE

Wstęp

Poniżej przedstawione materiały dotyczą nowej, mało znanej w kraju tematyki związanej z otrzymywaniem polikrystalicznych, kompozytowych materiałów supertwardych. Oparte są one przede wszystkim na informacjach literaturowych, natomiast wyniki prac badawczych podjętych, przez OBRN będą przedstawione na konferencji.

Wraz z ogromnym postępem techniki na świecie, nastąpił w szerokim zakresie rozwój technologii materiałów kompozytowych. Materiały te posiadają właściwości, których nie mają ich składniki stosowane oddzielnie. Do nich należą materiały kompozytowe oparte na materiałach supertwardych. Dzięki połączeniom kompozytowym materiałów supertwardych, eliminuje się w znaczący sposób anizotropię właściwości fizyko-mechanicznych, co przyczynia się do efektywniejszego ich wykorzystania w przemyśle.

Materiały kompozytowe, w których jeden ze składników stanowią materiały supertwarde, mają szczególne zastosowanie w przemyśle kablowym (ciągadła, patryce), przemyśle narzędziowym — do obróbki skrawaniem metali, jak: noże tokarskie, frezy, wiertła, rozwiertaki oraz do obróbki drewna (frezy, piły itp.), w przemyśle geologicznym (koronki wiertnicze). W zależności od przeznaczenia, materiały kompozytowe posiadają różny skład surowcowy, różną strukturę, technologie ich otrzymywania również są odmienne.

Głównymi producentami kompozytowych materiałów supertwardych są: Wielka Brytania, USA, ZSRR i Japonia. W tych krajach opracowano bardzo szeroką gamę materiałów, różniących się składem chemicznym, właściwościami fizyko-mechanicznymi, z szerokim obszarem zastosowań.

1. Właściwości materiałów kompozytowych

Pojedyncze, syntetyczne kryształy materiałów supertwardych mają zasadnicze wymiary dochodzące do około 1 mm/100 kryształów (1 karat). Produkowanie większych kryształów jest ze względów ekonomicznych nieopłacalne. Stąd opracowano prostszy, bardziej ekonomiczny sposób otrzymywania dużych kryształitów w zastosowaniu dla przemysłu, mianowicie, stapiając drobne kryształy w masę wielu kryształów, otrzymuje się polikrystaliczny diament i regularny azotek boru. W materiale kompozytowym [1] drobne ziarna są zorientowane przypadkowo, w związku z czym nie występuje tu jeden kierunek łupliwości przez całą masę. Jeśli pojedyncze ziarna są połupane, lub spękane, to ziarna z nimi sąsiadujące spełniają rolę podtrzymywaczy tych pęknięć. Materiał kompozytowy jest odporniejszy na pęknięcie niż pojedynczy kryształ, a jego odporność mechaniczna jest jednakowa we wszystkich kierunkach (izotropia).

Materiały kompozytowe wykazują wysoką twardość: polikrystaliczny kompozyt diamentowy posiada twardość zbliżoną do twardości pojedynczego kryształu diamentu i wynosi 50GPa (diament: 56—102 GPa, w zależności od orientacji krystalograficznej).

Przewodność cieplna materiałów kompozytowych jest wysoka, np. przewodność 025 Syndite wynosi $560 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ i jest wyższa od miedzi ($400 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$).

Diament wykazuje duże powinowactwo do żelaza, kompozyty diamentowe również wykazują tę cechę. Znacznie większą inercją wobec żelaza charakteryzują się materiały kompozytowe wytwarzane na bazie RBN.

Podział materiałów kompozytowych związany jest z rodzajem zastosowanego materiału supertwardego i materiału poddawanego obróbce.

W wyniku charakterystycznych właściwości fizyko-mechanicznych i chemicznych, materiały kompozytowe wytwarzane na bazie diamentu mają zastosowanie przede wszystkim do obróbki:

- metali i stopów nieżelaznych,
- drewna, płyt wiórowych i pilśniowych,
- tworzyw sztucznych (wzmocnionych włóknami), gumy,
- węglika wolframu.

Materiały kompozytowe wytwarzane na bazie RBN uzupełniają gamę materiałów poddawanych obróbce i stosuje się je w przypadku:

- stali hartowanej,
- stali wysokostopowej,
- żeliw.

1.1. Postacie wkładek kompozytowych do obróbki wiórowej

Kompozytowe wkładki, o różnym przeznaczeniu, w zależności od technologii ich otrzymywania można podzielić na 4 grupy:

- polikryształ diamentowy lub RBN, stanowiący bezpośrednią część narzędzia (np. karbonado, bałłas) [2],
- polikryształ diamentu lub RBN, posiadający warstwę metalową (lub inną), pozwalającą na przylutowanie go do uchwyty narzędzia (np. ambrazite) [3],
- polikryształ diamentowy lub z RBN, dwuwarstwowy, składający się z warstwy polikrystalicznego materiału supertwardego i twardego podłoża, stanowiący gotową wkładkę narzędzia (np. compax) [4],
- polikryształ diamentowy lub z RBN, dwuwarstwowy (j.w.), otoczony dodatkowo pierścieniem węglkowym (np. Syndite plus) [3].

1.2. Charakterystyka materiałów kompozytowych do obróbki wiórowej produkowanych przez czołowych producentów światowych

Syndite — jest produktem koncernu De Beersa (Wlk. Brytania) [3]. Jest to syntetyczna masa przypadkowo zorientowanych kryształów diamentu, otrzymywana w wyniku spiekania cząstek diamentu przy wysokich ciśnieniach i temperaturach, w obszarze stabilności diamentu, w obecności rozpuszczalnika (metal katalitycznego). Może on być uważany za materiał kompozytowy, który łączy twardość, odporność na ścieranie z wysoką przewodnością cieplną. Związany jest trwale z warstwą węgla wolframu podczas procesu spiekania. Produkowany jest w 3 granulacjach w oparciu o średnią wielkość ziarna:

002 ÷ 2 μm ,

010 ÷ 10 μm ,

025 ÷ 25 μm .

Im drobniejsze jest zastosowane ziarno, tym lepsza krawędź tnąca, lecz zużycie większe.

Geometrię i typowymiary materiałów kompozytowych typu Syndite produkuje się w seriach:

R — o przekroju okrągłym na podłożu węglkowym,

T — o przekroju trójkątnym na podłożu węglkowym,

L — o przekroju prostokątnym na podłożu węglkowym.

Syndite plus jest diamentowym materiałem kompozytowym, otoczonym dodatkowo pierścieniem węglkowym, czego rezultatem jest bardziej trwałe złączenie z korpusem.

Inną odmianą Syndite, służącą do produkcji wiertel, jest Syndite Macrodrill i Microdrill. W przypadku Microdrill masa polikrystaliczna jest związana z trzonem z węgla spiekane podczas procesu spiekania. W przypadku Macrodrill, warstwa polikrystalicznego diamentu jest umieszczona pomiędzy dwiema warstwami podczas spiekania; jedną z warstw jest węgiel wolframu, drugą zaś molibden. Umożliwia to lutowanie elementów Macrodrill z obu stron. Produkuje się dwa podstawowe kształty: pięciokątne i daszkowe.

Amborite jest materiałem kompozytowym wytwarzanym na bazie RBN. Materiał ten produkuje się w następujących seriach:

- S — o przekroju kwadratowym,
- C — o przekroju trapezowym bez podłoża,
- T — o przekroju trójkątnym.
- R — o przekroju okrągłym.

Ambrazite jest materiałem kompozytowym wytwarzanym na bazie RBN, zawierającym twarde podłoże węglkowe, produkowanym w serii T-trójkątnej.

DBC-50 jest nowym materiałem narzędziowym, służącym do dokładnej obróbki wykańczającej utwardzanych stali narzędziowych. Jest to materiał polikrystaliczny, stanowiący mieszaninę diamentu i RBN, otrzymywany przy wysokich ciśnieniach i temperaturach, o dużej odporności na ścieranie. Produkowany jest w serii T-trójkątnej z twardym podłożem.

Koncern General Electric (USA) produkuje materiały kompozytowe w dwóch odmianach:

Compax — polikrystaliczny syntetyczny materiał supertwardy wytwarzany na bazie diamentu.

Compact — polikrystaliczny, syntetyczny materiał supertwardy wytwarzany na bazie RBN.

Wymienione materiały posiadają właściwości analogiczne do poprzednio omówionych (De Beers). Warunki otrzymywania wkładek kompozytowych są zastrzeżone przez poszczególnych producentów, niemniej typowymiary wyrobów mają wiele analogów, właściwości materiałów i ich zastosowanie jest również analogiczne.

Przemysł japoński produkuje kompozytowe materiały polikrystaliczne do dwóch gatunków [5]: Sumi DIA WD i Sumi DIA DA.

Sumi DIA DA — są dwuwarstwowymi spiekami syntetycznych diamentów z jednocześnie prasowaną twardą warstwą węglkową [6]. Przeznaczone są na narzędzia tnące.

Posiada trzy odmiany — DA 200,
DA 150,
DA 100.

Sumi DIA DA 200 jest podstawowym gatunkiem tej serii. Jest to materiał dobrze poddający się obróbce mechanicznej, dzięki czemu można otrzymać złożone kształty części tnącej. Jest efektywnym zamiennikiem noży z monokrystalicznego diamentu.

Sumi DIA DA 150 jest materiałem twardszym od poprzedniego. Z niego otrzymuje się trudnoobrabialne płaszczyzny trójkątne, kwadratowe i rombów.

Sumi DIA DA 100 jest najbardziej drobnoziarnisty z wymienionych materiałów.

Materiał o symbolu Sumi DIA TR 100/1330 przedstawia sobą polikrystaliczne spieki diamentowe na twardym podłożu w zastosowaniu do produkcji dłut. Polikrystaliczne spieki z RBN Japonia produkuje w dwóch gatunkach:

- BN 200 — do twardych stali narzędziowych,
- BN 100 — do stali wysokostopowych.

Przemysł japoński wyprodukował nowy materiał supertwardy — wuzin-WBN. Otrzymywany jest drogą połączenia technologii statycznych i udarowych wysokich ciśnień.

W pierwszym etapie metodą wybuchową syntetyzuje się proszek wurtynowego BN o rozmiarach ziaren 20—100 μm , po czym spieka się przy wysokim ciśnieniu w odpowiedniej temperaturze. Wykazuje inercję wobec żelaza. Wurtyn otrzymuje się w trzech gatunkach:

WBN — T4,

WBN — T5,

WBN — T8.

Wurtyn jest efektywny przy toczeniu stali, żeliwa, stopów odpornych na korozję i temperaturę.

Związek Radziecki produkuje szeroką gamę polikrystalicznych materiałów supertwardych do obróbki wiórowej.

Materiałami opartymi na bazie diamentu są: bałas i korbonabo, natomiast na bazie RBN to:

— elbor R (kompozyt 01),

— hoksonit R (kompozyt 10),

— ismit,

— PKNB,

— PTWB (kompozyt 09),

— bielbor (kompozyt 02) i inne.

1.3. Postacie i ogólna budowa materiału kompozytowego stosowanego na ciągadła

Działanie chemiczne stopów żelaza na diament jest znacznie zredukowane przy ciągnięciu drutu w porównaniu z zastosowaniem narzędzi do obróbki wiórowej. Przy obróbce wiórowej materiał jest usuwany w postaci wióra, w przeciwieństwie do ciągnięcia drutu, gdzie drut jest zgniatany i wyciągany przy jednoczesnym obfitym smarowaniu. Stąd materiał kompozytowy, wykonany na bazie ziarna diamentowego, jest stosowany w konstrukcji ciągałek z przeznaczeniem do ciągnięcia drutów zarówno z metali nieżelaznych jak i stopów żelaza, a także drutów oporowych. Stosowane na ciągadła kształtki z materiału kompozytowego, z wyjątkiem najmniejszych (przeznaczonych na ciągadła o małych otworach), wzmocnione są otaczającymi je pierścieniami z węgliku wolframu lub stali, a także spieku ceramiczno-metalowego. Zabieg ten poprawia odporność części diamentowej na zużycie nie tylko ze względu na osłonowe działanie pierścienia. Zespolecie części diamentowej z pierścieniem powoduje wystąpienie w niej znacznych naprężeń wewnętrznych — część diamentowa pozostaje w stanie znacznego ściskania.

Aktualny asortyment produkowanych kształtek kompozytowych składa się z szeregow kształtek, które po obróbce na ciągadła pokrywają prawie cały zakres ciągnięcia drutu od cienkiego o średnicy \varnothing 0,2 mm aż do ciągnięcia walcówki o średnicy \varnothing 7,6 mm a nawet \varnothing 9 mm (do ciągnięcia drutów bardzo cienkich poniżej średnicy \varnothing 0,2 mm używany jest nadal diament naturalny).

Obok niewątpliwych zalet, ciągadła z materiałów kompozytowych są czułe na działanie temperatury. Właściwość ta jest ważna i musi być brana pod uwagę przy wykonywaniu ciągałek oraz ich pracy w podwyższonych temperaturach. Polikrystaliczna struktura materiału kompozytowego zawiera pewną niewielką liczbę szczelin między kryształami, wypełnianych pozostałością stopionego

kobaltu (katalizatora) o znacznie mniejszej twardości i różnej rozszerzalności liniowej. Badania przeprowadzone przez firmę General Electric Co wykazały, że materiał kompozytowy nie zmienia swej struktury do temp. 650°C i w tym zakresie temperatur powinny być użytkowane. Wzrost temperatury powyżej 650°C powoduje uszkodzenia termiczne (pęknięcia, wypalanie pojedynczych ziaren z polikryształu oraz malejącą twardość ze wzrostem temperatury).

W ostatnich latach firma De Beers (materiał „Syndie” T.S.N.) oraz firma General Electric Co (materiał „fine grain Compax”) opracowały nowe materiały kompozytowe, podnosząc dopuszczalną temperaturę pracy do 1200°C.

1.4. Charakterystyka materiałów kompozytowych, stosowanych na ciągadła, produkowanych przez czołowych producentów światowych

Firma De Beers (W. Brytania) produkuje trzy typy kształtek o handlowej nazwie „Syndie”.

- z pierścieniem wzmacniającym ze stali nierdzewnej, przeznaczone do wykonania ciągadeł o dużych otworach, zawierające ziarno o wielkości = 75 μm (nr wyrobu D27 i D30),
- z pierścieniem wzmacniającym z węgliku wolframu, przeznaczone do wykonania ciągadeł o średniej wielkości otworu, zawierające ziarno diamentowe o wielkości = 25 μm (nr wyrobu D15 do D24),
- bez pierścienia wzmacniającego w kształcie sześciokąta, przeznaczone do wykonania ciągadeł o małych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości = 10 μm (nr wyrobu D6; D12; D15).

Powyższe kształtki przeznaczone są do pracy w temperaturze do 650°C.

Ponadto firma produkuje nowy materiał kompozytowy o nazwie handlowej „Syndie” TSN, wykonany z ziarna diamentowego o wielkości = 10 μm, przeznaczony do pracy w temperaturze do 1200°C.

Firma General Electric Co (USA) oferuje n/w typy kształtek o nazwie handlowej „Compax”:

a) Do pracy w temperaturze do 650°C:

- z pierścieniem wzmacniającym z węgliku wolframu, przeznaczone do wykonania ciągadeł o małych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości = 25 μm (typy: 5120; 5235),
- z pierścieniem wzmacniającym z węgliku wolframu, przeznaczone do wykonywania ciągadeł o średnich i dużych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości = 50 μm (typy: 5430; 5435; 5530; 5535; 5735),
- bez pierścienia wzmacniającego w kształcie walca, przeznaczone do wykonania ciągadeł o małych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości do 10 μm (typ 5010).

b) Do pracy w temperaturze do 1200°C:

- z pierścieniem wzmacniającym z węgliku wolframu, przeznaczone do wykonania ciągadeł o dużych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości do 10 μm (typy: 5840; 5853),
- bez pierścienia wzmacniającego w kształcie walca, przeznaczone do wykonania ciągadeł o średniej wielkości otworu, zawierające ziarno diamentowe

o wielkości do 10 μm (typy: 5015; 5025; 5030).

Kształtki powyższe przyjęto popularnie nazywać „fine grain Compax”.

Firma Sumitomo Electric Industrial Ltd (Japonia, produkuje dwa typy kształtek o handlowej nazwie „Sumidia”:

- z pierścieniem wzmacniającym ze spieku ceramiczno-metalowego, przeznaczone do wykonania ciągał o średnich i dużych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości do 10 μm ,
- bez pierścienia wzmacniającego w kształcie kwadratu, przeznaczone do wykonania ciągał o małych otworach, zawierające ziarno diamentowe o wielkości 1 μm .

Kształtki powyższe są przeznaczone do pracy w temperaturze do 650°C.

ZSRR produkuje materiał kompozytowy, przeznaczony na ciągała o handlowej nazwie „bałtas”. Materiał powyższy wykonywany jest w kształtkach w formie walca nie zbrojonego pierścieniem wzmacniającym, zawierający ziarno diamentowe o wielkości do 10 μm (typy: CKM-2; CKM-3; CKM-4).

2. Metody obróbki polikrystalicznej kompozytowych materiałów supertwardych

Wraz z ogromnym rozwojem otrzymywania polikrystalicznych kompozytowych materiałów supertwardych nastąpił dynamiczny rozwój technologii i metod obróbki tych materiałów, bądź to kształtowania geometrii ostrza w przypadku narzędzi do obróbki wiórowej bądź wykonania, kształtowania i polerowania otworów w przypadku narzędzi do obróbki plastycznej.

2.1. Szlifowanie (ostrzenie) narzędzi do obróbki wiórowej z kompozytowych materiałów supertwardych

Podczas szlifowania ostrzy z kompozytowych materiałów supertwardych, pomiędzy ściernicą i obrabianym narzędziem generowane są wysokie siły (50-500 N), stąd urządzenia do obróbki powinny być bardzo sztywne [3]. Z dostępnych na rynku krajowym zalecane są następujące ściernice:

- do szlifowania zgrubnego — ściernica diamentowa o spoiwie żywicznym, ziarno 100/80 μm , koncentracja 75—125,
- do szlifowania wykańczającego — ściernice diamentowe o spoiwie żywicznym ziarno, powyżej 40 μm , koncentracja 75—125.

Warunki szlifowania:

- prędkość skrawania — 20—25 m/s,
- oscylacja głowicy — 30—60 przejść/min.,
- głębokość skrawania — zależy od sztywności urządzenia,
- chłodzenie — 5—10 l/min.

Spośród ściernic importowanych najlepszymi wydają się być ściernice firmy Winter, pod handlową nazwą „Polybloc”:

- do obróbki zgrubnej typ VF,
- do obróbki średnio wykańczającej typ VP,
- do obróbki wykańczającej bardzo dokładnie typ VP.

2.2. Nowoczesne metody obróbcze polikrystalicznych kompozytowych materiałów na narzędzia do obróbki plastycznej

Obok niewątpliwych zalet, ciągadła i patryce z polikrystalicznych kompozytów supertwardych posiadają pewne wady. Jedną z nich jest wyraźnie dłuższy niż dla diamentów naturalnych czas obróbki i regeneracji przy stosowaniu tradycyjnych metod i urządzeń; skrócenie tego czasu wymaga zastosowania nowoczesnych, istotnie droższych i bardziej skomplikowanych urządzeń.

Z wyjątkiem ograniczonego zastosowania kształtek odpornych na wysoką temperaturę (do 1200°C), kształtki polikrystalicznego kompozytowego materiału diamentowego przewodzą prąd elektryczny. W oparciu o to zjawisko zostało opracowane urządzenie do erozji iskrowej, które przeznaczone jest zarówno do drażnienia i precyzyjnego profilowania otworu narzędzia [8]. Zastosowanie urządzenia elektroerozyjnego pozwala wykonać całkowity profil otworu o dowolnym kształcie, bez stosowania ziarna diamentowego jako ścierniwa, w zakresie średnic od 1 mm do największej stosowanej średnicy. Obróbkę otworów o średnicach poniżej \varnothing 1 mm oraz w kształtkach przeznaczonych do pracy w podwyższonych temperaturach, zaleca się przeprowadzić drążarkami laserowymi o wysokiej częstotliwości impulsów, wyposażonymi w sterownie komputerowe [10]. Urządzenia tego typu powinny naruszać strukturę polikryształu na głębokość do max. 5 μ m.

Operację polerowania otworu przeprowadza się na szlifierko-polerkach ultradźwiękowych i na powszechnie znanych polerkach drutowych, stosując jako ścierniwo mikroziarno diamentowe o wielkości 0,25 μ m jako frakcja końcowa.

Firma „Eder Gmb H” (Austria) do ostatecznego polerowania otworu zaleca stosowanie urządzenia z turbiną mechaniczną, o około 30 tys. obr./min. [8].

LITERATURA

1. Sinteticeskije swierchtwiordyje materialy — A. N. Ukrainskoj COR, Kijów, „Naukowa Dumka”, 1986 r.
2. Instrumenty iz polikrystaliczeskich swierchtwiordych materialow — katalog
3. De Beers Standard PCD/PCBN Product Range
4. Compax Tool Blanks and BZN Compacts
5. Cutting Tool Engineering Vol 39 3 1987 r
6. Swierchtwiordyje materialy I 1987 r
7. Wysokoproizwoditelielnye instrumenty iz heksanita R. Kariuk i in., Kijów, 1986 r.
8. **EDER K.** — „Developing Better and More Consistent Profiles in P.C.D. Wire Drawing Dies”. Referat f-my Eder Gamb H na konferencji Scanwire 1985 r
9. **EDER K.** — „Synthetic Polycrystalline Diamond — P.C.D.”. Publikacja indywidualna 1984 r
10. **CARRISON L. S.** — „Drawing Non — Ferrous and Ferrous Wire with Polycrystalline Diamond Dies”. Publikacja indywidualna 1986 r

Spis treści

Narzędzia skrawające

1. Z. Bajkowski, Cz. Niżankowski — Indukcyjna metoda kontroli narzędzi skrawających po szlifowaniu 5
Opiniodawca - H. Latoś
2. J. Bielski — Wkładka skrawająca do narzędzi składanych 11
Opiniodawca - A. Koć
3. J. Bałamucki, A. Streubel, Z. Szubert — Badania efektów technologicznych rozwiercania małych otworów jednolitymi rozwiertakami z węglików spiekanych 19
Opiniodawca - Z. Richter
4. A. Dopierała, P. Jańczak — Elastyczność technologiczna wiertel z płytkami wieloostrzowymi przy obróbce otworów 27
Opiniodawca - J. Harasymowicz
5. M. Dąbrowski, M. Lenartowicz — Problemy dokładności zespołowych narzędzi tokarskich 35
Opiniodawca - M. Feld
6. M. Feld, J. Wiśniewski — Równowaga sił obciążających wiertło składane podczas pracy 43
Opiniodawca - B. Meldner
7. M. Feld, J. Wiśniewski, J. Wiese — Konstrukcja, technologia i próby eksploatacyjne wiertel i rozwiertaków składanych 51
Opiniodawca - B. Meldner
8. J. Gąsienica-Samek — Zastosowanie ostrzy ceramicznych do toczenia stopów kobaltu 59
Opiniodawca - H. Latoś
9. M. Jankowiak, J. Kodym — Cechy stereometryczne powierzchni obrabianej oraz trwałość ostrzy CBN przy frezowaniu czołowym, pełnym, stali hartowanej płytką okrągłą 65
Opiniodawca - A. Koć
10. J. Kodym, S. Krzyżaniak, K. Kloczkowski — Badania porównawcze zużycia ostrzy na bazie azotku boru przy obróbce stali hartowanych i żeliwa 73
Opiniodawca - A. Koć
11. V. Koutný — Badania wybranych narzędzi trzpieniowych wykonanych ze stali szybko-tnącej pokrytych warstwą TiN 81
Opiniodawca - Z. Richter
12. S. Krzyżaniak — Dobór ekonomicznej prędkości obrotowej narzędzia lub przedmiotu na obrabiarkach ze stopniowaną regulacją prędkości przy uwzględnieniu rozrzutu trwałości 89
Opiniodawca - W. Kacalak
13. B. Meldner — Systemy narzędziowe w zautomatyzowanej produkcji 97
Opiniodawca - T. Karpiński
14. K. Olejarczyk, W. Jeziórski, L. Kwiatkowski — Opory skrawania ostrzami ceramicznymi i supertwardymi 117
Opiniodawca - W. Kacalak
15. K. Musiałek, M. Chołda, A. Kurleto — Narzędzia skrawające do obróbki materiałów utwardzonych w wybranych operacjach wiertarsko-frezarskich 127
Opiniodawca - W. Kacalak

16. A. Streubel, B. Wyczałek — Opory skrawania podczas wiercenia żeliwa ZL-200 wiertłami z węglików spiekanych 139
Opiniodawca — A. Koć
17. J. Wit — Badania prototypu głowicy uniwersalnej do wytoczenia i planowania . . . 147
Opiniodawca — K. Wieczorowski
18. A. H. Żołobow — Cechy szczególne połączenia montażu i obróbki mechanicznej na przykładzie łożysk ślizgowych 159
Opiniodawca — T. Karpiński
- Narzędzia ściernie**
19. A. Bakoń, D. Herman — Wytrzymałość diamentów syntetycznych na ściskanie . . . 167
Opiniodawca — J. Borkowski
20. A. Barylski — Rozdrabnianie mikroziaren ściernych w procesie docierania żeliwa Zs 50007 175
Opiniodawca — W. Kacalak
21. M. Feld, A. Barylski — Problematyka zużycia i wyrównywania docieraka docierarki tarczowej do płaszczyzn 183
Opiniodawca — K. Kubik
22. G. Gawlak — Wyrównywanie ściernic w czasie ich eksploatacji 193
Opiniodawca — W. Kacalak
23. M. Kordek, J. Partyka, M. Wójczyk, Z. Paszkiewicz, P. Izak — Nowe spoiwa SiC. Wpływ dodatku wybranych tlenków na parametry mechaniczne tworzywa na spoiwo do SiC 201
Opiniodawca — K. Woźniak
24. M. Kordek, J. Partyka, M. Wójczyk — Wybrane własności szkieł z układu $\text{Na}_2\text{O} - \text{B}_2\text{O}_3 - \text{SiO}_2$ na spoiwa dla materiałów supertwardych 207
Opiniodawca — K. Woźniak
25. M. Kordek, J. Partyka — Ścieralność monokryształów korundu domieszkowanych chromem na płaszczyznach (0001) i $\{11\bar{2}0\}$ 215
Opiniodawca — J. Borkowski
26. M. Marciniak, A. Stefko, J. Nowicki — Prognozowanie pracy wygładzarki wibracyjnej o drganiach przestrzennych na podstawie rozwiązania równań ruchu 223
Opiniodawca — W. Kacalak
27. J. Plichta — Wpływ zmian stanu roboczej powierzchni ściernicy podczas jej pracy na wielkość siły w strefie szlifowania 237
Opiniodawca — H. Żebrowski
28. J. Plichta — Próba kompleksowej oceny zmian stanu roboczej powierzchni ściernicy podczas szlifowania 245
Opiniodawca — H. Żebrowski
29. W. Pszczołowski — Ocena struktury nasypu ściernego taśmy ścierniej 253
Opiniodawca — K. Kubik
30. P. Rosienkiewicz — Wpływ zużycia taśmy ścierniej na temperaturę w strefie skrawania 261
Opiniodawca — K. Kubik
31. F. Rubaj — Technologia wykonania wkładek diamentowych w osnowie z węglików spiekanych 269
Opiniodawca — A. Bakoń
32. B. Słowiński — Badanie stopnia zdefektowania materiałów ściernych metodą emisji akustycznej 277
Opiniodawca — M. Marciniak
33. B. Stasiaczek, P. Tomeczko — Utwardzenie ziaren skrawnych ściernic diamentowych stosowanych do szlifowania kryształów 287
Opiniodawca — T. Karpiński

34. B. Słowiński — Badania porównawcze właściwości skrawnych ściernic diamentowych stosowanych do szlifowania kryształów 293
Opiniodawca — J. Darlewski
35. B. Stasiaczek, P. Tomeczko — Efektywność zastosowania metalowej filii diamentowej w szlifowaniu elektrochemicznym 303
Opiniodawca — T. Karpiński
36. P. Tomkowiak, K. Wieczorowski — Budowa modelu mikroziarna ściernego ścierniwa F240/45 stosowanego w procesie docierania 311
Opiniodawca — J. Borkowski
37. P. Stępień — Analiza obciążenia ziaren przy szlifowaniu ściernicą kształtującą regulator na strukturę geometryczną powierzchni technicznych 317
Opiniodawca — K. Kubik

Komunikaty

1. A. Kowal, B. Smuk — Wielostrzowe płytki ceramiczne produkowane w IOS Kraków 327
2. F. Łagan, W. Polak, A. Woudas, B. Wolak — Badania skrawalnościowe i opracowanie normatywów obróbki na centrach obróbkowych poziomych 331
3. H. Jaworska — Spoiwa ceramiczne do narzędzi ściernych z węgla krzemu 341
4. E. Kozłowska, J. Syta, D. Juskiewicz — Wysokociśnieniowe spieki diamentowe i z regularnego azotku boru jako materiały narzędziowe 347

Contents

Cutting tools

1. Z. Bajkowski, Cz. Niżankowski — Estimation of reability of the inductive controlling method for turning tool points after grinding 5
Reviewer — H. Latoś
2. J. Bielski — Indexable cutting insert for folding tools 11
Reviewer — A. Koć
3. J. Bałamucki, A. Streubel, Z. Szubert — Technological effects of reaming of small holes using uniform reamers of sintered carbides 19
Reviewer — Z. Richter
4. A. Dópicrała, P. Jańczak — Technological elasticity of drills with the indexable inserts during holes drilling 27
Reviewer — J. Harasymowicz
5. M. Dąbrowski, M. Lenartowicz — Problems of accuracy of complex turning tools 35
Reviewer — M. Feld
6. M. Feld, J. Wiśniewski — Equilibrium of forces acting on drill holder with the insert bits during work 43
Reviewer — B. Meldner
7. M. Feld, J. Wiśniewski, J. Wiese — Construction technology and performance tests of drills and reamers with the insert bits 51
Reviewer — B. Meldner
8. J. Gąsienica-Samek — Application of ceramic tool points to the cobalt alloys turning
Reviewer — H. Latoś
9. M. Jankowiak, J. Kodym — Stereometric features for the machined surface and life of CBN tool points during full-face milling of hardened steel around tip 65
Reviewer — A. Koć
10. J. Kodym, S. Krzyżaniak, K. Kloczkowski — Comparative investigations of the wear of

CBN tool points during machining of hardened steels and cast iron	73
<i>Reviewer – A. Koć</i>	
11. V. Koutný — Investigation of selected shank tools made of high-speed steel coated with TiN layer	81
<i>Reviewer – Z. Richter</i>	
12. S. Krzyżaniak — Selection of economical rotational speed of tool or work piece on the machine tools having stepped velocity control taking into account the tool life scatter	89
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
13. B. Meldner — Tool systems in automated production	97
<i>Reviewer – T. Karpiński</i>	
14. K. Olejarczyk, W. Jeziurski, L. Kwiatkowski — Resistances of cutting with ceramic and superhard points	117
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
15. K. Musiałek, M. Chołoda, A. Kurleto — Cutting tools for machining of hardened materials in drilling and milling operations	127
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
16. A. Streubel, B. Wyczalek — Cutting resistance during drilling cast iron 21 - 200 using drills of carbides	139
<i>Reviewer – A. Koć</i>	
17. J. Witt — A study of prototype of facing and boring head	147
<i>Reviewer – K. Wieczorowski</i>	
18. A. H. Żołobow — Particular features the combination of assembling and mechanical working exemplified by slide bearings	159
<i>Reviewer – T. Karpiński</i>	
Abrasive tools	
19. A. Bakoń, D. Herman — Compressive strength of synthetic diamonds	167
<i>Reviewer – J. Borkowski</i>	
20. A. Barylski — Size reduction of abrasive micrograins in the process of lapping of Zs 50007 cast iron	175
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
21. M. Feld, A. Barylski — Problems of wear and levelling of lap of face lapper for planes	
<i>Reviewer – K. Kubik</i>	
22. G. Gawlak — Balancing of grinding wheels during their performance	193
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
23. M. Kordek, J. Partyka, M. Wójczyk, Z. Paszkiewicz, P. Izak — New bonds to SiC. The effect of dope of some oxides on the mechanical parameters of stuff used for binder to SiC	201
<i>Reviewer – K. Woźniak</i>	
24. M. Kordek, J. Partyka, M. Wójczyk — Selected properties of glasses of Na ₂ O-B ₂ O ₃ -SiO ₂ system as bonds for superhard materials	207
<i>Reviewer – K. Woźniak</i>	
25. M. Kordek, J. Partyka — Grindability of corundum monocrystals doped with chromium on the planes (0001) and (11 $\bar{2}$ 0)	215
<i>Reviewer – J. Borkowski</i>	
26. M. Marciniak, A. Stefko, J. Nowicki — Forecasting of work of a vibratory finishing plant of spatial vibrations on the grounds of solution of motion equations	223
<i>Reviewer – W. Kacalak</i>	
27. J. Plichta — The effect of changes of working surface wheel state during its work on the force magnitude in the grinding zone	237
<i>Reviewer – H. Żebrowski</i>	